ACTA TECHNICA

ACADEMIAE SCIENTIARUM HUNGARICAE

ADIUVANTIBUS

S. GELEJI, L. GILLEMOT, I. RÁZSÓ

REDIGIT

GY. HEVESI

TOMUS III. FASCICULI 1—2

MAGYAR TUDOMÁNYOS AKADÉMIA

BUDAPEST, 1952

ACTA TECHNICA

A MAGYAR TUDOMÁNYOS AKADÉMIA
MŰSZAKI TUDOMÁNYOK OSZTÁLYÁNAK
KÖZLEMÉNYEI

SZERKESZTŐSÉG ÉS KIADÓHIVATAL: BUDAPEST, V., ALKOTMÁNY-UTCA 21

Az Acta Technica orosz, francia, angol és német nyelven közöl értekezéseket a műszaki tudományok köréből.

Az Acta Technica változó terjedelmű füzetekben jelenik meg, több füzet alkot egy kötetet. Évenként két kötet jelenik meg mintegy 75 ív terjedelemben.

A közlésre szánt kéziratok, géppel írva, a következő címre küldendők:

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

Ugyanerre a címre küldendő minden szerkesztőségi és kiadóhivatali levelezés.

Az Acta Technica előfizetési ára kötetenként belföldre 80 forint, külföldre 110 forint. Megrendelhető a belföld számára az »Akadémiai Kiadó«-nál (Budapest, V., Alkotmány-utca 21. Bankszámla 04-878-111-48), külföld számára pedig a »Kultúra« Könyv- és Hirlap Külkereskedelmi Vállalatnál (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Bankszámla; 45-790-057-50-032 sz.), vagy külföldi képviseleteinél és bizományosainál.

»Acta Technica« публикует трактаты из области технических наук на русском, французском, английском и немецком языках.

»Acta Technica« выходит отдельными выпусками разного объёма. Несколько выпусков составляют один том. *Ежегодно выходит два тома, всего объёмом в 75 печатных листов.*

Предназначенные для публикации рукописи (в напечатанном на машинке виде) следует направлять по адресу:

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

(Венгрия, Будапешт 62, п/я 440.)

По этому же адресу направлять всякую корреспонденцию для редакции и администрации.

Подписная цена »Acta Technica« — 110 форинтов за том. Заказы в стране принимает Akadémiai Kiadó (V., Alkotmány-utca 21. Текущий счёт № 04-878-111-48), а для заграницы, предприятие по внешней торговле книг и газет »Kultúra« (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Текущий счёт № 45-790-057-50-032), или его заграничные представительства и уполномоченные.

ACTA TECHNICA

ACADEMIAE SCIENTIARUM HUNGARICAE

ADIUVANTIBUS

S. GELEJI, L. GILLEMOT, I. RÁZSÓ

REDIGIT

GY. HEVESI

TOMUS III.

MAGYAR TUDOMÁNYOS AKADÉMIA
BUDAPEST, 1952

REGIONALE GEOPHYSIK VON TRANSDANUBIEN

Von
V. SCHEFFER und Prof. K. KÁNTÁS

Zweiter Teil*

Eingegangen 19. März 1951.

III. BEWEGUNGEN DER ERDKRUSTE

1.) *Seismotektonik.*

Nachstehend wird zuerst die Seismotektonik der Kleinen Tiefebene behandelt, da sie den geologisch einfachst gebauten Teil unseres Gebietes darstellt.

In den vorangegangenen Abschnitten unserer Ausführungen wurde dargelegt, dass den Gravitationsmessungen und magnetischen Messungen zufolge unter der Kleinen Tiefebene sich ein aus kristallinem Schiefer bestehendes, mit vulkanischen Massen durchsetztes, der Streichrichtung der NW-Karpaten folgendes Gebirge in Richtung des Bachergebirges hinzieht.

Die Niveaulinien der quartären Sedimente in dem auf die Kleine Tiefebene bezüglichen Teil von A. *Jaskós* Karte, »Die quartären Sedimente des Ungarischen Beckens« (21) (*Fig.* 9) folgen den Konturen des durch magnetische Anomalien gekennzeichneten, im Sinken befindlichen, unterirdischen kristallinen Zuges mit einer Genauigkeit, die fast erlaubt die besagte Karte durch die der magnetischen Anomalien (*Fig.* 5) zu ersetzen.

Unter den quartären Sedimentschichten von grosser Mächtigkeit befinden sich sinkende kristalline Massen.

Unwillkürlich drängt sich einem die Frage auf, ob nicht unter der durch mächtige quartäre Schichten gekennzeichneten Senkungszone der Grossen Tiefebene, der Beckengrund ebenfalls aus paläozoischen Massen besteht, ob nicht auch die magnetische Karte dieser Zone durch positive Anomalien charakterisiert ist, wie dies bei der Kleinen Tiefebene der Fall ist.

Über die magnetischen Anomalien der Grossen Tiefebene besitzen wir derzeit noch keine zusammenhängende, übersichtliche Karte, da die seit der Zeit von Roland *Eötvös* mit grosser Präzision ausgeführten Messungen bislang noch nicht verarbeitet sind.

Eötvös[34] selbst hat eine Karte der magnetischen Anomalien für das Gebiet westlich von Debrecen bis zur Theiss entworfen und zeigen die Linien dieser

* Der erste Teil der vorliegenden Arbeit ist in den »Acta Technica Hungarica«, Bd. I., Heft 2., S. 83/105., erschienen.

Karte grosse Ähnlichkeit mit Jaskós Kurven, welche sich auf die Mächtigkeit der quartären Sedimente beziehen.

Seitens des *Roland Eötvös Institutes für Geophysik* wird derzeit eine magnetische Landesvermessung durchgeführt, deren Resultate berufen sind die in Rede stehende Frage zu entscheiden.

Aber auch bevor man in den Besitz dieser Resultate gelangt, verfügt man über ein Kriterium zur Entscheidung der Frage, und zwar ist das die Untersuchung der Anomalien der magnetischen Deklination in dieser Zone.

Untersucht man die Linie der W-Deklination von 1° auf der Karte des Ungarischen Militär-Kartographischen Institutes vom Jahre 1943, Massstab 1 : 500,000 (35), so findet man, dass sie in der zentralen Zone der Senke der Tiefebene eine starke Ausbuchtung nach O, dass heisst nach der Zone niedriger Werte zu, aufweist. Dies bedeutet praktisch, dass die das Grundgebirge dieser Region bildenden Gesteinsmassen tatsächlich positive magnetische Anomalien hervorrufen. (*Fig. 11.*)

Demnach erscheint als wahrscheinlich, dass der Beckengrund der zentralen Zone der Tiefebenensenke aus kristallinem Gestein besteht, was übrigens für die nördliche Hälfte des Gebietes durch die Bohrungen in Biharnagybajom, Kőrösszegapáti und Kismarja bereits bewiesen ist.

Um nun auf die Untersuchung der Kleinen Tiefebene zurückzukommen, so wollen wir die geophysikalischen Resultate auf diesem Gebiete mit den seismischen Daten vergleichen, indem wir untersuchen, inwiefern die letzteren unserer tektonischen Feststellungen bekräftigen, beziehungsweise wollen wir nunmehr versuchen den seismischen Daten eine genauere tektonische Deutung zu geben.

Bei Zugrundelegung der Erdbebenkarte von B. *Simon* (*Fig. 12.*) lässt sich feststellen, dass sich die Erdbebenzone des Gebietes von Győr-Komárom dem südlichen Rande des durch die magnetischen Anomalienlinien gekennzeichneten, versunkenen Gebirges aus kristallinem Schiefer vorzüglich anpasst, während der Nordrand desselben dem seismisch ebenfalls recht aktiven Erdbebengebiet im NO von Pressburg ebenfalls mit grosser Genauigkeit folgt. Demgegenüber findet sich im Gebiete über der versunkenen kristallinen Gebirgsmasse selbst, also in der Zone zwischen der Donau und Neutra kein einziges Erdbebenepizentrum. Dies bedeutet, dass sich das verschüttete Gebirge als aseismische Scholle verhält, deren Kontaktflächen mit den umgebenden Massen starke seismische Tätigkeit aufweisen.

Die auffälligste Einzelheit der »Erdbebenkarte Ungarns« von A. *Réthly* (37) ist die sogenannte Bruchlinie von Zagreb. Ihr unterer Abschnitt, welcher sich aus Kroatien über Surd nach Transdanubien hinüberzieht, bricht an der Stelle ab, wo er auf den paläozoischen Grat trifft, der auf unserer magnetischen Karte die Achsenrichtung Kőszeg-Sárvár-Fonyód verfolgt und senkrecht zum Zuge der Mittelgebirge gerichtet ist. Nördlich vom Plattensee setzt sich die

Bruchlinie längs der Grenzfläche der paläozoischen und mesozoischen Massen in NO-Richtung nach Budapest zu fort. (S. weiter unten auch unsere Karte »Residual-Isoanabasen in Transdanubien [Ungarn]«.)

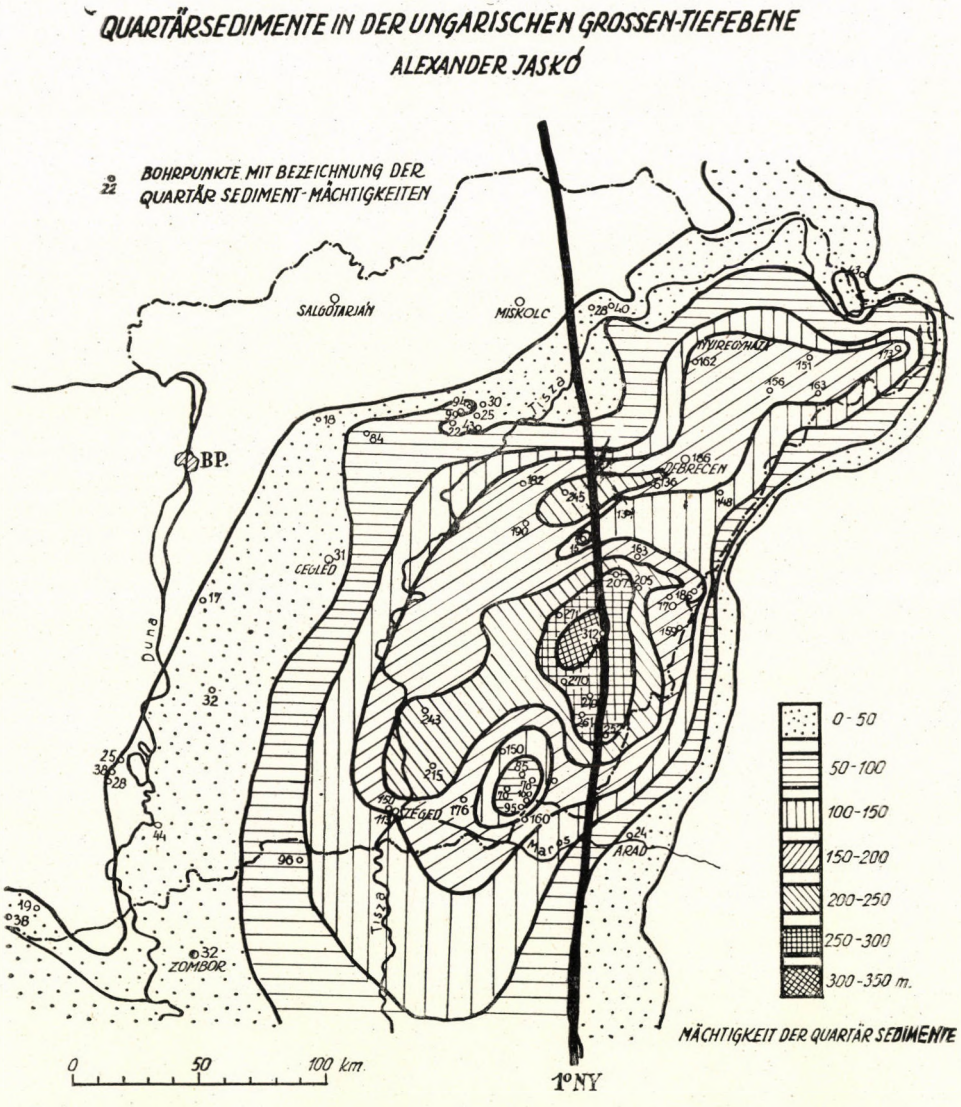


Fig. 11

ERDBEBENKARTE DES UNGARISCHEN BECKENS NACH BÉLA SIMON.

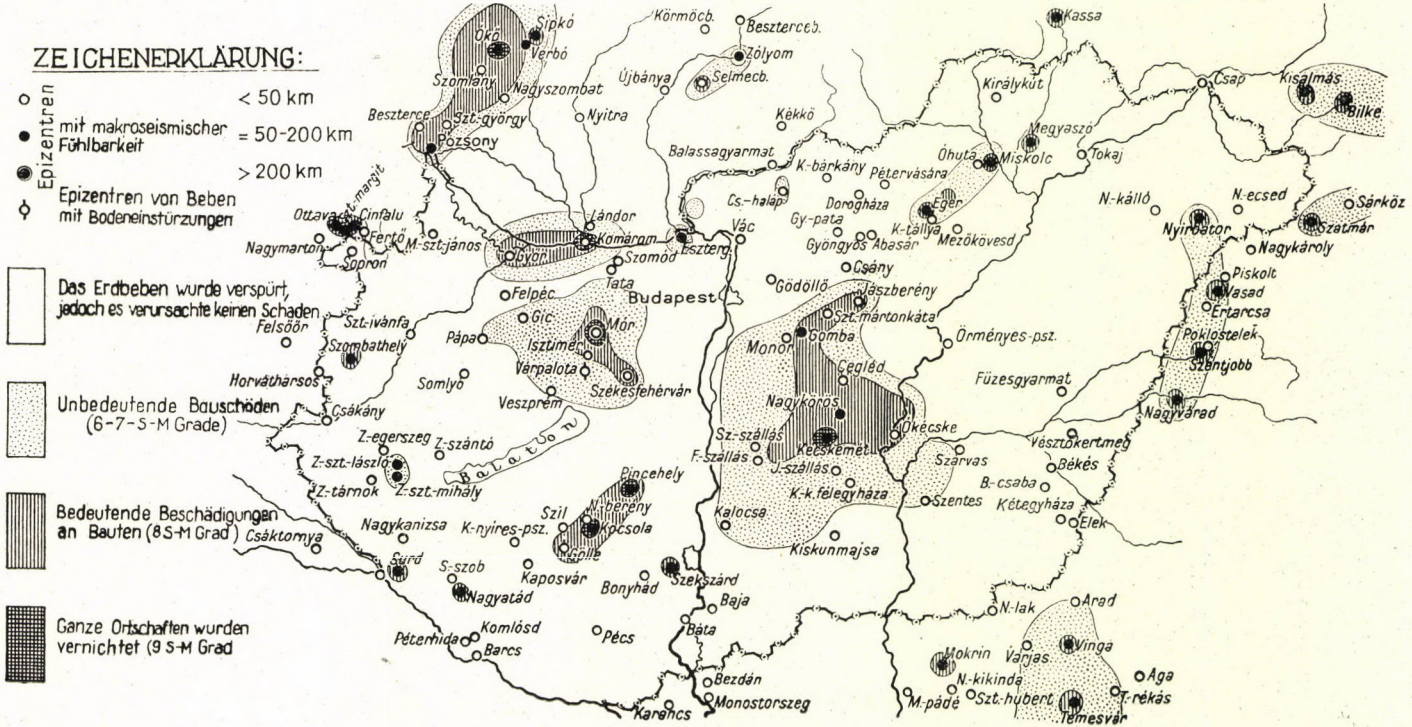
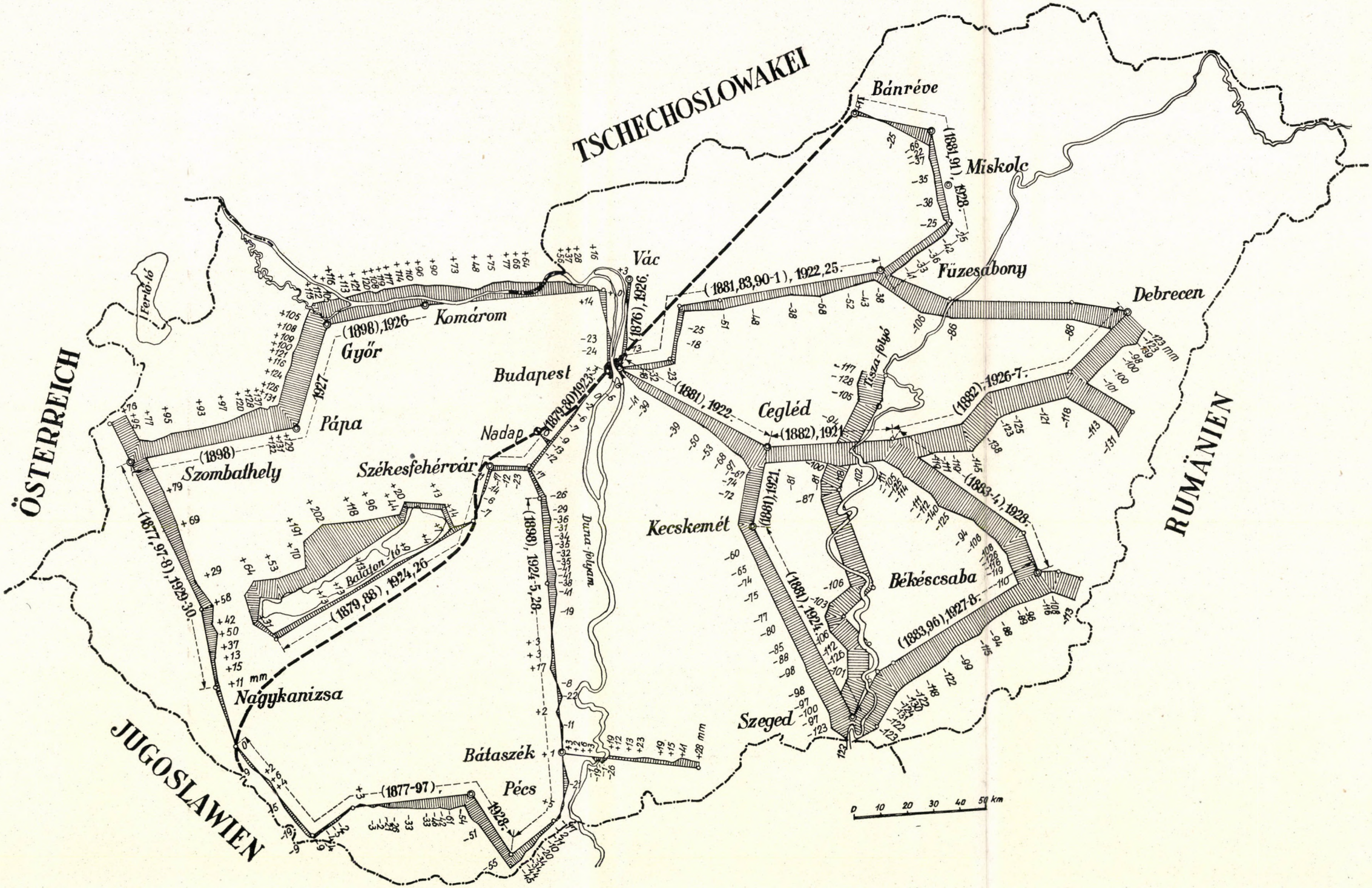


Fig. 12


TSCHECHOSLOWAKEI
ÖSTERREICH
RUMÄNIEN
JUGOSLAWIEN
Bánréve
Miskolc
Füzesabony
Debrecen
Vác
Komárom
Győr
Budapest
Pápa
Szombathely
Nadap
Székesfehérvár
Cegléd
Kecskemét
Békéscsaba
Szeged
Nagykanizsa
Bátaszék
Pécs
Duna-folyam
Tisza-folyó
Balaton-tó
Fertő-tó
(1881,91), 1928.
(1881,83,90-1), 1922,25.
(1876), 1926.
(1898), 1926
1927
(1898)
(1877,97-8), 1929-30.
(1879,88), 1924,26
(1879-80) 1923.
(1898), 1924-5,28.
(1881), 1922.
(1882), 1921
(1882), 1926-7.
(1883-4), 1928.
(1881), 1921.
(1881), 1924.
(1883,96), 1927-8.
(1877-97)
1928.
0 10 20 30 40 50 km

Ein Vergleich der Erdbebenepizentren mit den geophysikalischen Indikationen führt zu der Feststellung, dass die grösseren paläozoischen und mesozoischen Massen Transdanubiens sich wie aseismische Schollen verhalten und dass die gegenseitigen Berührungsflächen dieser beiden Massen lebhafte seismische Tätigkeit zeigen.

Im allgemeinen sind die tektonisch wirksamen Flächen die in gegenseitigem Kontakt befindlichen Grenzflächen zwischen paläozoischen und mesozoischen Massen ; lediglich die Epizentren entlang des Mór-er Grabens liegen längs tektonischer Linien, welche quer zu mesozoischen Massen verlaufen.

2. Untersuchung der Niveauveränderungen der alten Präzisionsnivellement-Basispunkte, festgestellt bei der Wiederholung der Nivellements

Das Ungarische Amt für Triangulierungen hat zahlreiche Punkte, welche zwischen 1873 und 1898 im Verfolg des Präzisionsnivellements des Wiener Militär-Geographischen Instituts aufgenommen wurden, in seine eigenen, im Jahre 1921 begonnenen detaillierten Nivellements mitaufgenomen. »Dieses neue Präzisionsnivellement hat ohne jeden Zweifel erwiesen, dass im Gebiete Ungarns vertikal gerichtete Krustenbewegungen stattfinden« schreibt St. *Rédey* in seinem »Das isostatische Gleichgewicht der Erdkruste« betitelten Werke.

Die Niveauänderungen der Basispunkte des Präzisionsnivellements wurden durch E. *Gárdonyi* bekanntgemacht. (39.) Die Lage der einzelnen Nivellierungslinien und ihre auf den Nadap-er Hauptbasispunkt des Landes bezogenen Niveauänderungen sind auf der beigefügten Karte (*Fig.* 13) verzeichnet.

In seiner Abhandlung in Nr. 3. der »Mitteilungen der staatlichen Landesvermessung« von 1949 machte E. *Regőczi* (40) die Feststellung, wonach die Ergebnisse der alten Nivellements — bei Anstellung der erforderlichen Erwägungen — zum Studium der Veränderungen der Basispunkte realerweise nutzbar gemacht werden können.

Obwohl die Resultate neuerer Ausgleichungen die Werte der Niveauverschiebungen etwas veränderten, beeinflussen diese Änderungen die in der vorliegenden Untersuchung gezogenen Schlüsse von regionaler Natur in keiner Weise.

E. *Gárdonyi* konstruierte unter Benutzung der festgestellten Niveauveränderungen und von ausschliesslich technischen Gesichtspunkten ausgehend eine Isoanabasenkarte ; die im Buche von L. *Bendefy* (41) : »Innerkontinentale Krustenbewegungen auf dem Gebiete Trianon-Ungarns« publiziert wurde. (*Fig.* 14)

Wir teilen durchaus die Ansicht von Bendefy, wonach die durch Gárdonyi nachträglich mit Berücksichtigung mehr oder weniger hypothetischer, geologischer, orotektonischer und seismotektonischer Daten konstruierte Karte nicht von so grosser Bedeutung ist wie die erste Karte, was übrigens unsere daraus gezogenen Folgerungen in vollem Masse bestätigen.

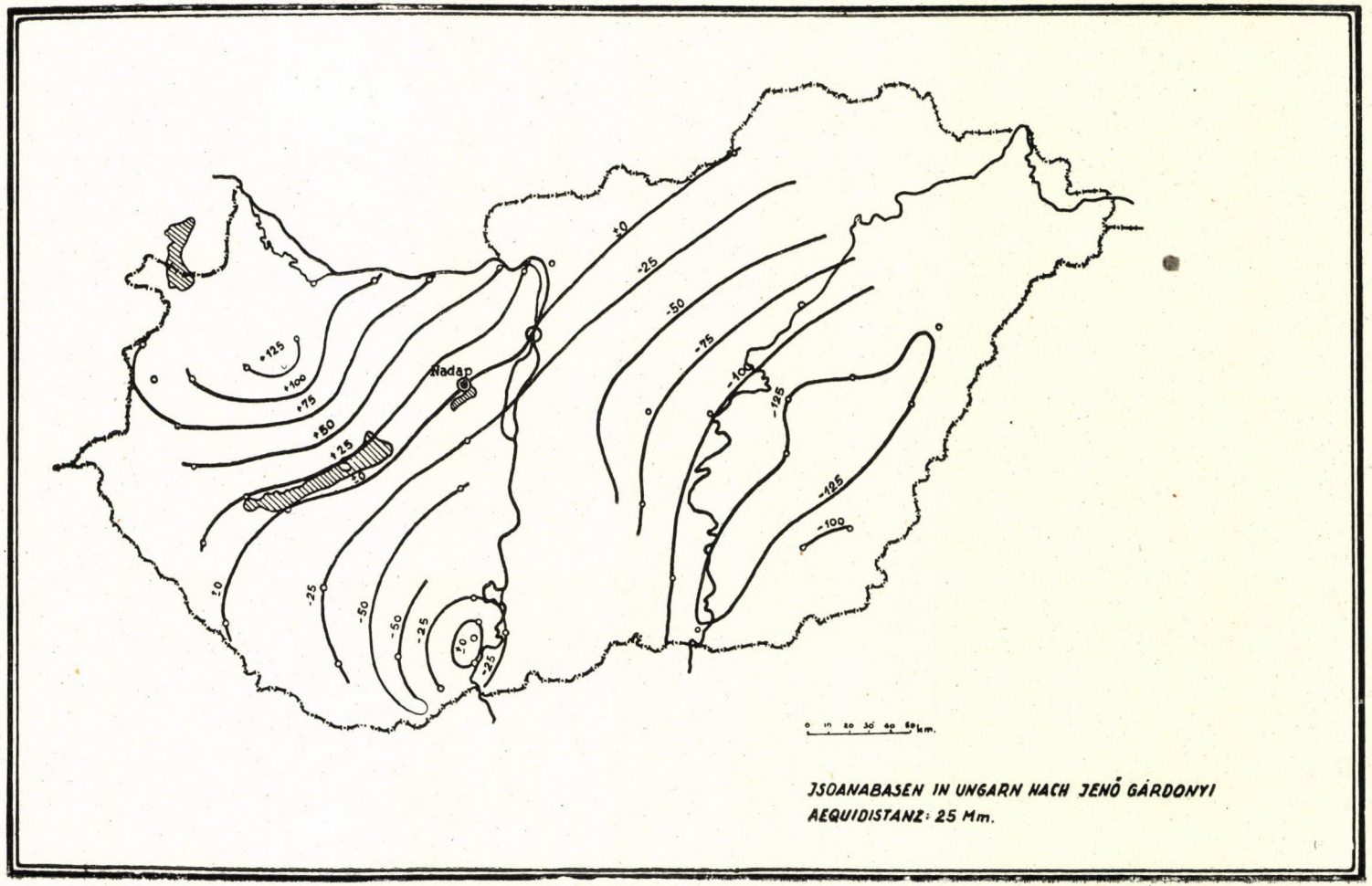

Nadap
+125
+100
+75
+50
+25
0
+10
-25
-50
-75
-100
-125
0 10 20 30 40 50 km.
ISOANABASEN IN UNGARN NACH JENŐ GÁRDONYI
AEQUIDISTANZ: 25 Mm.

Fig. 14

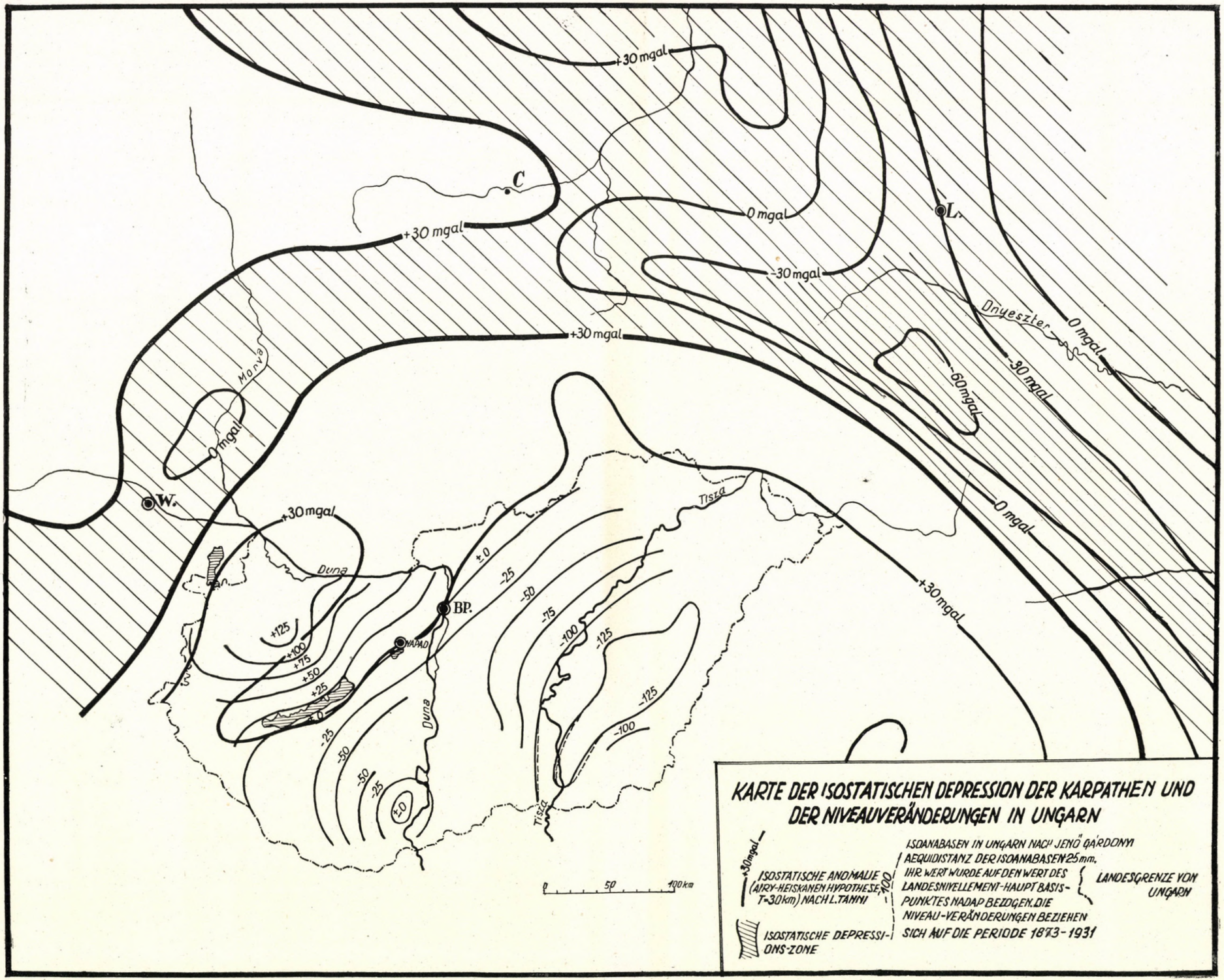


Fig. 15. Karte der isostatischen Depression der Karpathen und der Niveauveränderungen in Ungarn

Hauptsächlicher Wesenszug der Gárdonyi-schen Isoanabasenkarte ist eine 250 mm betragende regionale Hebung, welche von der Mitte der Grossen Tiefebene ausgehend sich bis zum Rande der Kleinen Tiefebene hinzieht und der Streichrichtung der NW-Karpaten entspricht. Sie erfolgte in Laufe von etwa fünfzig Jahren.

Die Werte der Isoanabasen sind auf den Nadap-er Landeshauptbasispunkt bezogen, dessen Wert willkürlich gleich Null angenommen wurde.

Es ist zwar unwahrscheinlich, dass der Nadap-er Hauptbasispunkt tatsächlich unbewegt blieb, doch ist dieser Umstand für unsere Untersuchungen belanglos.

Auch der Nullpunkt des Mareographen am Molo Sartorio in Triest, welcher den Ausgangspunkt des ganzen Nivellements bildete, kann ja heute nicht mehr als die mittlere Spiegelhöhe des Adriatischen Meeres angesprochen werden.

In seiner Arbeit »Il graduale aumento del livello del mare a Venezia, Trieste e Pola« von 1946 stellte *Silvio Polli* fest, dass der Meeresspiegel bei Triest nach den Messungen der letzten 70 Jahre um 17 mm je 10 Jahre gestiegen ist.

Wie schon gesagt, ist das Wesentliche am Isoanabasenbilde eine regionale Hebung, die von der Grossen Tiefebene zur Kleinen Tiefebene gerichtet ist, oder, was das gleiche besagt : eine regionale Senkung von der Kleinen Tiefebene zur Grossen Tiefebene hin.

Wir haben die Isoanabasenkarte Gárdonyis in Tanni-s die isostatische Depression der Karpaten darstellende Karte der Gravitationsanomalien eingezeichnet, um wahrscheinlich zu machen, dass zwischen der Tendenz der Karpaten nach isostatischem Gleichgewicht durch Hebung und zwischen den Niveauänderungen in Ungarn ein organischer Zusammenhang bestehet. (*Fig.* 15.)

Zufolge *A. Jaskó*-s Werk : »Abtragung und Sedimentanhäufung im Känozoikum« sind die Karpaten in Hebung begriffen. (21) Auch *Holopainen* (6) behauptet in seinem Studium» On the gravity field and the isostatic structure of the Earth's crust in the East Alps«, dass sich die Alpen noch immer heben.

Das Gesetz der Isostasie verlangt, dass sich Depressionszonen heben um ins Gleichgewicht zu kommen, was durch eine Reihe von Beispielen von verschiedenen Stellen der Erde bewiesen wird.

Wenn man den regionalen Verlauf der ungarischen Isoanabasen betrachtet, wird man feststellen müssen, dass derselbe durch die Gestalt der karpatischen isostatischen Depression bedingt erscheint und auch das regionale Anwachsen der Werte in Richtung zur Karpatenzone macht es wahrscheinlich, dass zwischen den beiden Erscheinungen ein Zusammenhang besteht.

Praktisch bedeutet das, dass die isostatische Kompensation der NW-Karpaten augenscheinlich keine lokale, sondern eine regionale ist, und dass das Ausmass der Regionalität ziemlich bedeutend ist, bedeutender als man anzunehmen pflegt.

Im Rahmen dieser Abhandlung sind wir leider nicht in der Lage die in Rede stehende Erscheinung exakt zu diskutieren. Ursprünglich hatten wir vor, auch in bezug auf diese Frage statt eines wahrscheinlichen, ein exaktes Bild darzubieten. Das tragische Ableben des Hofrates *Hopfner*, den wir um die Überlassung der österreichischen Daten baten, verursachte aber eine Verspätung im Eintreffen der österreichischen Angaben.

So viel steht auf jeden Fall als Tatsache fest, dass die ungarischen Isoanabasen dem Streichen der NW-Karpaten folgen, dass ihre Werte nach den Karpaten hin zunehmen und dass diese Zunahme sich im ganzen Gebiet geltend macht und daher einen regionalen Charakter besitzt.

Vom Standpunkte der Untersuchung der transdanubischen Krustenbewegungen interessiert uns aber diese regionale Hebung an sich weniger, vielmehr ist uns die Frage wichtig, in welchem Ausmasse die verschiedenen geologischen Massen Transdanubiens an dieser Bewegung teilnehmen.

Ladislaus Bendefy schreibt in seiner obenerwähnten Arbeit (41) : »Auch innerhalb des sich hebenden Gebietes gibt es einige in jüngerer Zeit versunkene Tafeln, welche zwar auch in Hebung begriffen sind, deren Hebung jedoch mit einer weit hinter ihrer Umgebung zurückbleibenden Geschwindigkeit vor sich geht.«

Um die von der durchschnittlichen abweichende Bewegung der einzelnen geologischen Massen Transdanubiens kartographisch festzuhalten, nahmen wir an der Gárdonyi-schen Isoanabasenkarte eine, in der Geophysik allgemein übliche Konstruktion vor, welche darin besteht, dass die durchschnittliche Hebung ermittelt und von den Originalwerten der Kurven abgezogen wird.

Auf diese Weise gelangten wir zu der Karte »Residual-Isoanabasen in Transdanubien«, welche die individuellen, vom Durchschnitt abweichenden Bewegungen der transdanubischen Massen wiederspiegelt. (*Fig.* 16)

Die Konstruktion ergab ein einfaches und eindeutiges Bild. Der Gang der residualen, d. h. der auf den Durchschnitt bezogenen Isoanabasen zeigt sozusagen eine Analogie mit der Karte der Gravitationsanomalien, er lässt sich mit der Karte der magnetischen Anomalien sowie mit den geologischen und Erdbebenkarten Transdanubiens in logischen Zusammenhang bringen und zeigt, wie wir später sehen werden, weitgehende Ähnlichkeit mit der Karte der Anomalien des geothermischen Gradienten.

Die in Hebung befindliche Zone des Gebietes nördlich vom Plattensee entspricht der Anordnung der dortigen mesozoischen Massen. Das diese Massen umschliessende, sinkende Gebiet umrandet die Zone des transdanubischen pannonischen Beckens und der darunter liegenden paläozoischen Massen. Der südlich hievon gelegene, in Hebung befindliche Teil beginnt auf dem Gebiete der mesozoischen Massen, welche von Kroatien ausgehend sich unter der Erdober fläche hinziehen, und zieht dann über das Mesozoikum des Mecsek in die Richtung von Kecskemét nach dem Gebiet zwischen Donau und Theiss. In gleicher Streich-

DER NORMALWERT DES GEOTHERMISCHEN GRADIENTEN IN FUNKTION DER TIEFE

NACH DEN DATEN VON J. SÜMEGHY

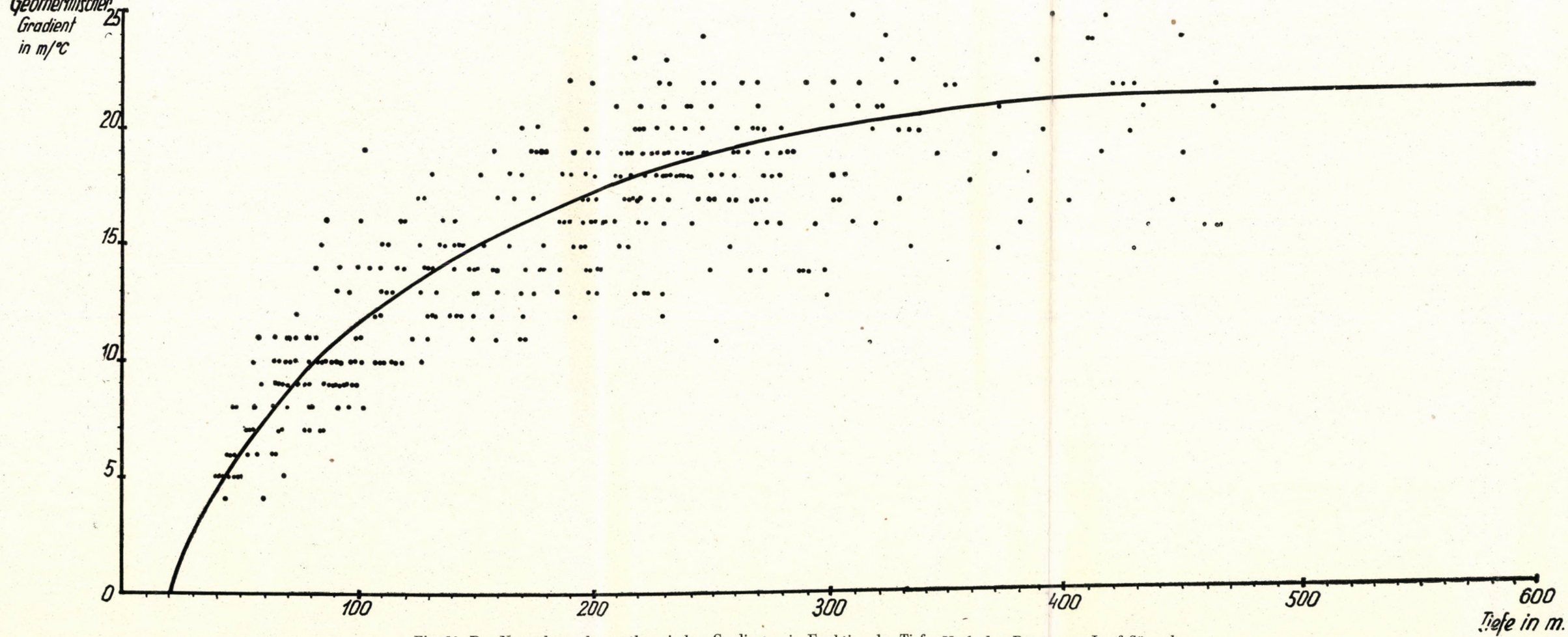


Fig. 19. Der Normalwert des geothermischen Gradienten in Funktion der Tiefe. Nach den Daten von Josef Sümeghy.

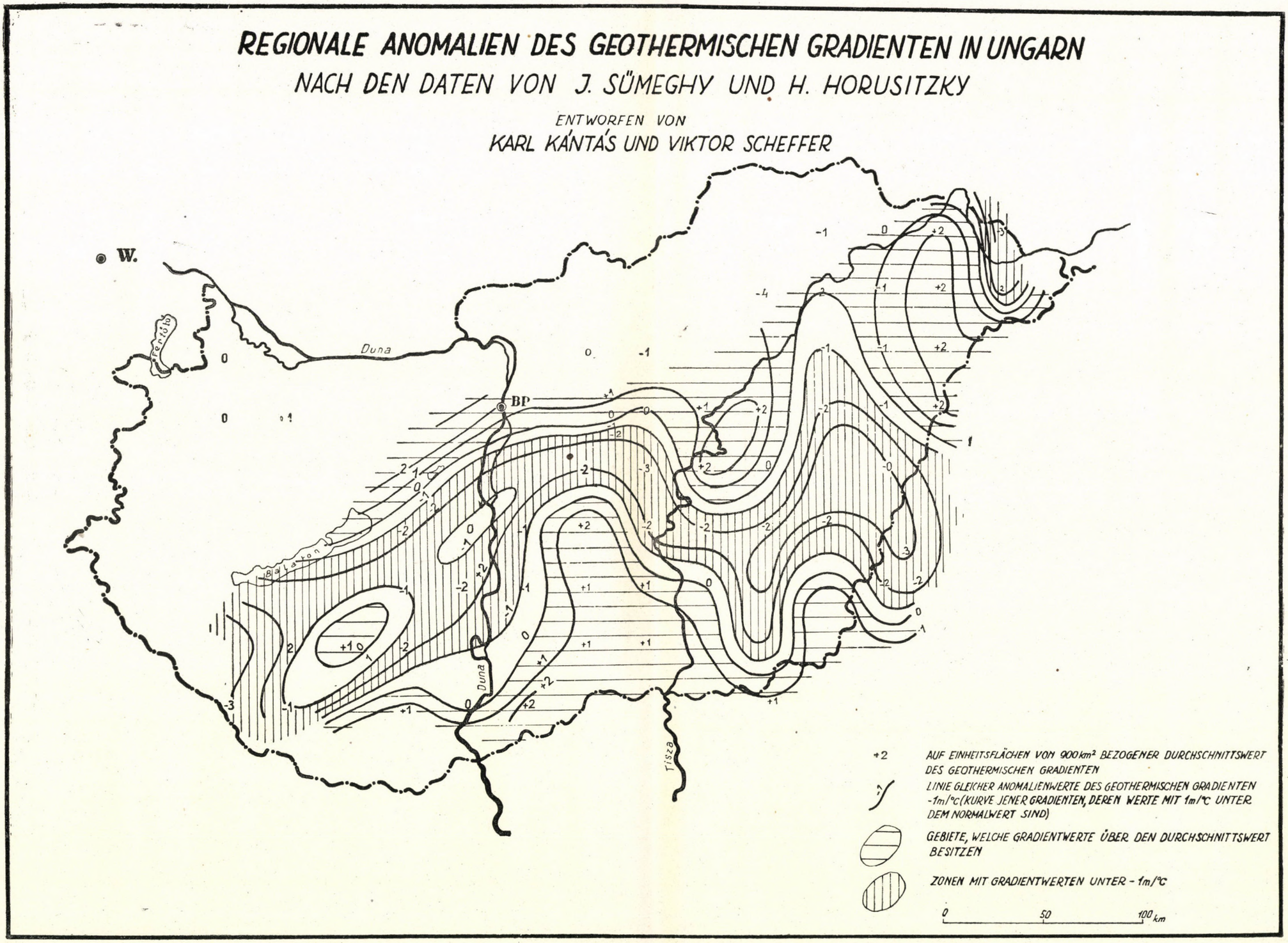


Fig. 20. Regionale Anomalien des geothermischen Gradienten in Ungarn

richtung schliesst derselbe die Höhen des Grundgebirges von Jánoshalma-Sükkösd und Tompa-Madaras mit ein, dessen Existenz durch Gravitationsmessungen festgestellt wurde und dem G. *Szurovy* (43) in seinem Studium »Eine erdgeschichtliche und gebirgsstrukturelle Skizze der Grossen Ungarischen Tiefebene« einen mutmasslich mesozoischen Ursprung zuschreibt. (*Fig.* 17).

Das Netz der Basispunkte, das der Isoanabasenkarte zu Grunde liegt, ist nicht dicht genug um Rückschlüsse auf Niveauänderungen einzelner lokaler Zonen zuzulassen. Die Nivellementslinien haben das Granitgebiet von Fazekasboda-Mórágy, das am Rande des Aufnahmegebietes liegt, umgangen. In dieser Randzone werden auch die regionalen Abzüge mehr und mehr unsicher, es ist daher nicht möglich hinsichtlich dieses Gebietes eindeutige Folgerungen zu ziehen.

Das Studium der Niveauänderungen ergibt demnach die folgenden interessanten Resultate :

1. Das Gebiet Transdanubiens ist von SO ausgehend und in Richtung der NW-Karpaten fortschreitend in Hebung begriffen. Das Ausmass der Hebung wächst von SO nach NW hin stetig, oder was dasselbe bedeutet : es lässt sich von der Zone der NW-Karpaten ausgehend und in der Richtung der Tiefebene fortschreitend ein regionales Absinken feststellen.

2. Neben dieser regionalen Hebung verschieben sich die mesozoischen und paläozoischen Massen Transdanubiens auch unabhängig voneinander und zwar heben sich die mesozoischen Massen über den Durchschnitt, wogegen die paläozoischen Massen hinter dem Durchschnitt zurückbleiben.

Diese dreifache Bewegung bestimmt in ihrer Gesamtwirkung die Ausbildung der Gebiete der Sedimentationszonen. Hierbei sei betont, dass vom obigen Standpunkt aus gesehen, die grösste Bedeutung der ersten der drei Bewegungen, d. h. der regionalen Senkung zukommt.

Aus dem bisher besagten folgt die grosse tektonische Bedeutung der systematischen Untersuchung der Niveauänderungen. Unter der Leitung *L. Bendefy*'s ist im Schosse des Finanzministeriums ein Komitee zur Untersuchung der Niveauänderungen tätig, das die Wiederausgleichung der alten Niveaupunkte durchgeführt hat und das sich die Konstruktion einer neuen, exakten und sich auf sämtliche Länder des Karpatenbeckens ausdehnenden Isoanabasenkarte zum Ziele gesetzt hat. Grosse Erwartungen werden dieser Arbeit entgegengebracht und es ist zu hoffen, dass dadurch unsere Kenntnisse binnen kurzem wesentlich bereichert werden.

Die obigen Feststellungen bezogen sich lediglich auf Krustenbewegungen in vertikaler Richtung. Über Feststellungen und Untersuchungen, die horizontale Verschiebungen der Erdkruste in Ungarn betreffen, stehen bislang keinerlei Daten zur Verfügung.

Unseres Wissens befasst sich die wissenschaftliche Abteilung des Ungarischen Militär-Kartographischen Institutes unter Leitung von *St. Rédey* mit der Unter-

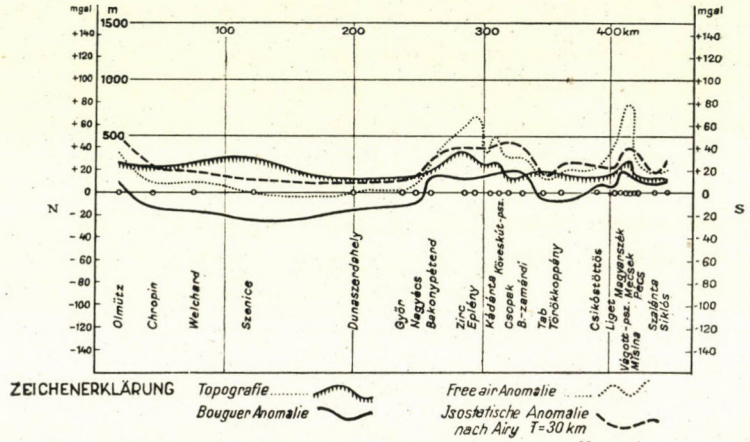
suchung der horizontalen Krustenbewegungen. Wir hoffen die wertvollen Ergebnisse dieser Arbeit recht bald kennenlernen zu können.

3. Über die Ursachen der transdanubischen Krustenbewegungen

Aus dem vorhergehenden Abschnitt geht hervor, dass in Transdanubien noch intensive Krustenbewegungen stattfinden.

Die regionale Bewegung Transdanubiens sowie die Hebung der mesozoischen und die Senkung der paläozoischen Massen ist von isostatischem Charakter.

Der geologische Beweis der Behauptung, wonach die im Ungarischen Becken sich vollziehenden lokalen Krustenbewegungen isostatischer Natur



SCHWEREANOMALIEN ZWISCHEN OLMÜTZ UND SIKLÓS
NACH L. FACSINAY.

Fig. 18

sind, ist die Tatsache, dass die grössten Massen jüngster Sedimentschichten sich im allgemeinen auf paläozoischem Felsgrund abgesetzt haben.

Die paläozoischen Massen sinken darum, weil sie gelegentlich ihrer letzten Hebung zu hoch zu liegen gekommen waren. Die gewaltigen mesozoischen Kalkablagerungen hingegen steigen, weil die unter ihnen befindliche Erdkruste während der Ablagerung eine zu starke Belastung erlitt.

Im weiteren wollen wir den scheinbaren Widerspruch aufklären, welchen wir im Abschnitte über »Die regionalen Anomalien der Schwerkraft« erwähnt haben.

Die an der Oberfläche gelegenen mesozoischen Massen verursachen auf der Karte der Schwereanomalien Transdanubiens ein relatives Maximum von etwa 20 Milligal.

Einen quer durch das Gebiet gelegten Schnitt der isostatischen Anomalien zeigt die beiliegende Tafel nach *L. Facsinay* (7). (*Fig.* 18)

Die Untersuchung der Niveauänderungen lehrt, dass diese Zonen scheinbaren Massenüberschusses steigen, obwohl sie gemäss dem Gesetze der Isostasie absinken müssten.

Der Dichteunterschied zwischen den mesozoischen Oberflächenmassen und den jungen Sedimentgesteinen des den Bakony von N und S umgebenden pannonischen Beckens lässt sich auf 0,4—0,5 veranschlagen.

Einen orientierungsweisen Aufschluss über die Tiefe der Becken liefern unsere Bohrungen in der Kleinen Tiefebene und in Igal, sowie die Ergebnisse der geophysikalischen Messungen.

Die Tiefe des nördlichen Beckenteiles ist mit mindestens 3000 Metern, jene südlich vom Plattensee mit etwa 2000 Metern zu veranschlagen.

Führt man die Rechnungen auf dieser Grundlage durch, so ergibt sich das Resultat, dass die Schwerewirkung des Bakonymassivs ungefähr doppelt so gross ist, als auf unserer Gravitationskarte angegeben.

Bringt man nun diese Oberflächenwirkung von den Gravitationsanomalien in Abzug, so erhält man im Raume der mesozoischen Massen des Bakonys eine Minimumzone, wie es den Anforderungen der Isostasie entspricht.

Der scheinbare Widerspruch zwischen der auf isostatisches Gleichgewicht gerichteten Tendenz und den Schwereanomalien ist demnach auf die abschirmende Wirkung der Oberflächenmassen zurückzuführen.

Infolge der Hebung der mesozoischen Massen wächst die durch sie bewirkte Gravitationswirkung ständig an. Das Bakonygebirge wird sich so lange heben, bis das isostatische Gleichgewicht hergestellt sein wird, das heisst, bis die durch das Bakonygebirge verursachte Schwerewirkung auf ungefähr das Doppelte der heutigen gestiegen sein wird.

IV. VERWERTUNG UND DEUTUNG DER RESULTATE DER GEOTHERMISCHEN MESSUNGEN

Soweit derzeit bekannt, war Athanasius *Kirchner* einer der ersten, der — etwa um das Jahr 1665 — die Temperatur der Gesteine mass. Systematische Temperaturmessungen folgten erst 150 Jahre später in englischen, französischen und deutschen Bergwerken (44). Die Untersuchung der Wärmeleitfähigkeit und sonstiger physikalischer Eigenschaften der Gesteine begann erst um 1880 herum. Mit dem Anwachsen der Anzahl der Tiefbohrungen sammelte sich immer mehr und mehr Gesteinsmaterial an, dessen eingehende Untersuchung erst nach der Jahrhundertwende in Angriff genommen wurde. Die namhaftesten Forscher auf diesem Gebiete waren *Orstrand* (45), *Königsberger* (46) und *Heald* (47). Den Beginn der zeitgemässen geothermischen Messungen kann man in den Jahren nach 1930 ansehen, als die elektrische Profilierung der Tiefbohrungen begann und die modernen elektrischen Thermometer ausgebildet wurden. Diese Methoden ermöglichen nämlich die Vornahme kontinuierlicher Temperatur-

messungen in den Bohrlöchern. In Ungarn wurden die umfangreichsten Messungen dieser Art von J. *Sümeghy* (48), H. *Horusitzky* (49), R. E. *Schmidt* (50) und T. *Boldizsár* (51) ausgeführt.

Von der Oberfläche nach dem Erdinneren zu fällt die Temperatur anfänglich (der neutrale Punkt liegt in etwa 20 m Tiefe), wächst aber von dieser Tiefe ab mehr oder weniger gleichmässig an. Bekanntlich bezeichnet man den in Metern ausgedrückten Tiefenunterschied, der einer Temperatursteigung von 1° C entspricht, als »geothermischen« Gradienten.

An dieser Stelle sei bemerkt, dass man in der Physik und in der Geophysik als Gradienten im allgemeinen die auf die Längeneinheit entfallende Änderung einer Grösse bezeichnet, so bedeutet z. B. der Gradient der Schwerkraft die Aenderung der Schwerkraft in einer gegebenen Richtung je 1 cm. Wollten wir an dieser Definition festhalten, so müssten wir den oben erwähnten Gradienten eigentlich als »reziproken Gradienten« bezeichnen (was sich in der ausländischen Literatur schon einzubürgern beginnt).

Bereits im Anfangsstadium der geothermischen Forschung hat man entdeckt, dass der geothermische Gradient von Gegend zu Gegend verschieden ist. Als Gründe dieser Verschiedenheit nahm man die verschiedene Wärmeleitfähigkeit der die Erdrinde bildenden Gesteine, die tektonischen Prozesse, die durch Oxydation organischer Stoffe entstehende Wärme oder die durch Gasexpansion bewirkte Abkühlung, den radioaktiven Zerfall, die Grundwässer und deren Strömungen an.

Bei regionalen Untersuchungen kommen hauptsächlich die ersten zwei Faktoren in Betracht, zumal die übrigen im allgemeinen lokaler Natur sind.

Van Orstrand (45) fand auf zahlreicher Messungen, dass der geothermische Gradient bei Antiklinalen geringer ist als bei Synklinalen.

In diesem Jahre erschien *Beliakows* (52) Arbeit: »Das Verhältnis der Isothermen zum Relief der russischen präkambrischen Tafel« worin festgestellt wird, dass die Isothermen dem Streichen des kristallinen Grundgebirges folgen. Der Wert des geothermischen Gradienten ist demnach an den Stellen niedriger, wo das kristalline Gestein der Oberfläche nahekommt, und höher wo es in grösserer Tiefe liegt.

Nach W. *Thom* (53) sind die niederen Werte des geothermischen Gradienten auf tektonische Bewegungen zurückzuführen.

Die regionale Geophysik Transdanubiens und der Ungarischen Tiefebene wäre unvollständig, würden wir die geothermischen Verhältnisse ausser Acht lassen. Das zur Verfügung stehende Material ist jedoch keineswegs neu aufgenommen und entspricht dem zeitgemässen Begriff des geothermischen Gradienten durchaus nicht. *Sümeghy* selber (48) dessen Arbeit wir die meisten unserer Daten entnahmen, gibt in seiner Einleitung an, dass er den geothermischen Gradienten aus der Temperatur der aus artesischen Brunnen fliessenden Wässer berechnet habe. Wir haben keineswegs die Absicht, den Wert seiner grundlegen-

DER NORMALWERT DES GEOTHERMISCHEN GRADIENTEN IN FUNKTION DER TIEFE

NACH DEN DATEN VON J. SÜMEGHY

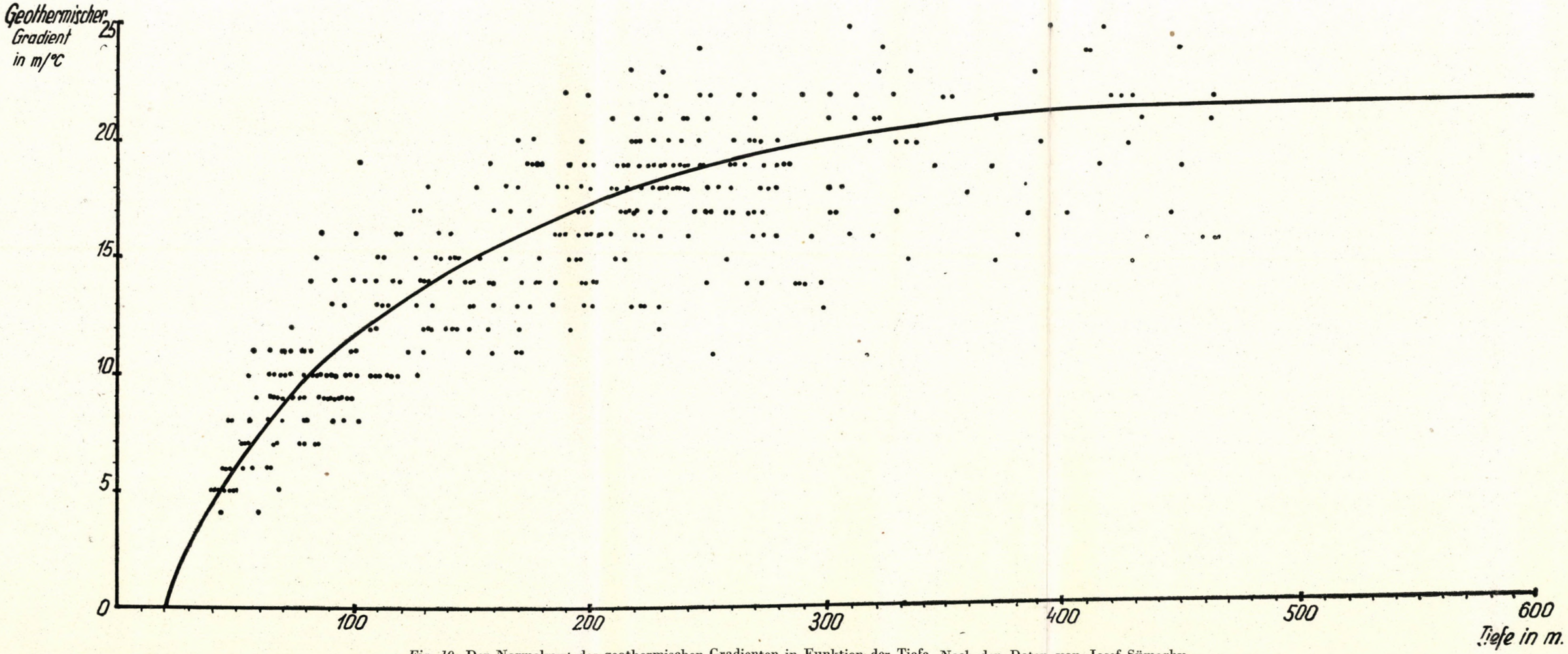


Fig. 19. Der Normalwert des geothermischen Gradienten in Funktion der Tiefe. Nach den Daten von Josef Sümeghy.

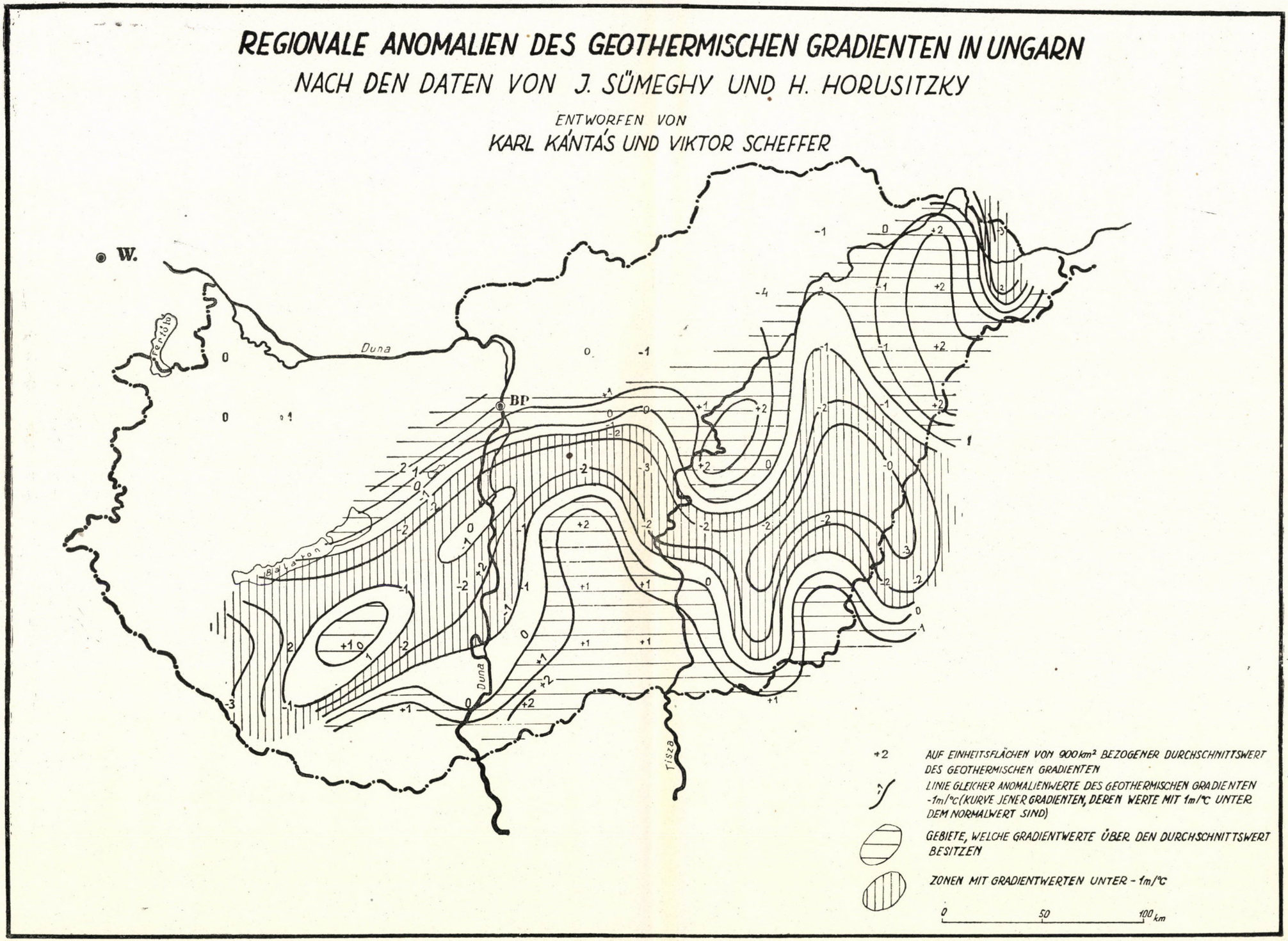


Fig. 20. Regionale Anomalien des geothermischen Gradienten in Ungarn

den Arbeit herabzusetzen, doch ist angesichts der heutigen Methoden die Methode Sümeghys nicht mehr anwendbar. Mangels anderer Daten haben wir aber doch seine, nach der weiter unten zu beschreibenden Weise ausgewerteten Daten benutzt.

Bereits Sümeghy (48) unterscheidet in seiner Arbeit bestimmte Zonen des geothermischen Gradienten gemäss der verschiedenen Tiefe der artesischen Brunnen. So unterscheidet er die Zonen zwischen 50 und 100 m, 100 und 200 m, 200 und 400 m und eine Zone von über 400 m Tiefe, zumal die Werte des geothermischen Gradienten stark variieren (vom 5m/C° bis 30 m/C°) und es ohne diese Zoneneinteilung nicht möglich gewesen wäre, die Werte zu vergleichen. Diese Zonen-Methode bietet aber keine Grundlage für Vergleichungen von allgemeiner Natur.

In die beiliegende Zeichnung (*Fig.* 19) haben wir die Werte des geothermischen Gradienten als Funktion der Tiefe der produzierenden Schichten der einzelnen Bohrungen, aus denen die betreffenden Angaben stammen, eingetragen. Die stark ausgezogene Kurve entspricht den errechneten Mittelwerten. Die zu dieser Kurve gehörigen Werte seien als Normalwerte bezeichnet, die Abweichungen davon als Anomalien. Die Frage nach dem Wie und Warum der Tiefenabhängigkeit haben wir uns nicht gestellt; diese Frage liegt ausserhalb unserer Zielsetzung. Um die Richtigkeit der gewählten Lösung zu beweisen, sollen einige Werte aufgezählt werden, die aus denselben Städten stammen und daher örtlich nahe zu einander liegen, aber nach Sümeghy-s Angaben von Brunnen verschiedener Tiefe stammen und dementsprechend sehr verschiedene Gradienten aufweisen. Nach den bisherigen Methoden waren diese Werte nicht miteinander vergleichbar, wogegen sie nach unseren Rechnungen bis auf 1—2 m/C° übereinstimmen, wie das auch aus der folgenden Tabelle hervorgeht.

Um die gemäss obigem angefertigte Karte der geothermischen Anomalien, die zwar auch an sich bereits brauchbar wäre, von etwaigen lokalen Störungen freizumachen, haben wir dieselbe für grössere Flächeneinheiten umgearbeitet. Dementsprechend bedeuten die Zahlen auf der Karte Angaben, die für Flächeneinheiten von je 900 km² kennzeichnend sind (*Fig.* 20).

Die Linien niedriger Gradienten Sümeghy-s (48) passen sich im allgemeinen gut in unsere Karte der Gradientanomalien ein. Es sei nun versucht auf Grund unserer bisherigen Kenntnisse die derart konstruierte Karte der Anomalien des geothermischen Gradienten zu deuten.

Was die transdanubische Zone anbelangt, so lässt sich feststellen, dass sich die Gebiete negativer Gradientenanomalien über den paläozoischen Gesteinen die positiven Gradientenanomalien hingegen über den mesozoischen Massen ausbreiten.

Auf Grund einer Vergleichung mit der Karte der residualen Isoanabasen lässt sich noch hinzufügen, dass die negativen Gradientenwerte im sinkenden Paläozoikum, die positiven im sich hebenden Mesozoikum gefunden werden.

Ort:	Tiefe:	Geotherm. Gradient (Sümeghy)	Anomalien-werte
Békéscsaba	55 m	7	0
	160 m	17	+1
	322 m	23	+1
	420 m	25	0
Ercsi	74 m	9	0
	90 m	10	—1
	160 m	14	—1
Gyula	92 m	13	+2
	240 m	21	+2
	260 m	22	+3
	290 m	22	+2
Hajduszoboszló	69 m	5	—4
	1090 m	16	—7
Hatvan	198 m	14	—3
	60 m	5	—2
Hódmezővásárhely	90 m	10	—1
	220 m	18	0
Szeged	115 m	13	0
	202 m	17	0
	240 m	18	—1
	338 m	20	—1
	944 m	23	0
	238 m	18	+1
Szolnok	280 m	20	0
	428 m	20	—2
	872 m	19	—3
Törökszentmiklós	410 m	24	+2
	94 m	14	+3
Újdombovár	100 m	10	—2
	151 m	13	—2
	240 m	17	—2

Das Bild der Anomalien des geothermischen Gradienten südlich vom Plattensee lässt den parageosynklinalen Charakter dieses Gebietes hervortreten, wobei die innerhalb der paläozoischen Zone durch positive Gradienten gekennzeichneten mesozoischen Inseln mit ihren ungefähren Konturen als mesozoische Meeresträge aufgefasst werden können.

Das sich in Richtung der Grossen Tiefebene gegen Kecskemét zu hinziehende, in Hebung befindliche Mesozoikum, das die von Szurovy (43) als triassich angesehenen Gebiete der Schweremaxima von Jánoshalma-Sükkösd und Tompa-Madaras in streichrichtiger Weise miteinschliesst, ist durch positive geother-

mische Gradienten gekennzeichnet, ebenso wie das von Szurovy (43) ebenfalls zum Trias gerechnete Schweremaximumgebiet von Ferencszállás. (S. Szurovy-s Karte über die Verbreitung des Trias, Fig. 17.)

Dem bei Tótkomlós angebohrten Mesozoikum entspricht ebenfalls eine Zone positiver Gradientenanomalien, obwohl sich diese Zone nach O hin in Richtung der gehobenen Hochebene quartärer Sedimentschichten verschiebt, die auf Jaskó-s (21) Karte mit verhältnismässig geringen Schichtdicken angedeutet sind. (S. Fig. 11)

Die mesozoischen Massen im O von Budapest und im S von Tard fallen ebenfalls in positive Zonen.

Für die Gegend von Bugyi stehen keine Gradientenwerte zur Verfügung. Die sich unter der Insel Csepel hinziehende positive Zone weist jedoch in die gleiche Richtung.

Demgegenüber entsprechen auf unserer Karte sämtlichen bislang in das Paläozoikum der Grossen Tiefebene gesenkten Bohrungen Gebiete negativer Gradientenanomalien.

Horusitzky-s (49) Daten beziehen sich auf ein verhältnismässig nur kleines Gebiet der Kreise Csorna und Kapuvár im Ödenburger Komitat. Mangels der nötigen Angaben konnten wir keine Isoanomaliekurven für dieses Gebiet zeichnen. Die berechneten drei Durchschnittswerte wurden nur zu dem Zwecke in die Karte eingetragen um zu demonstrieren, dass die dem westlich von Budapest befindlichen Mesozoikum entsprechenden positiven Gradientenwerte über den paläozoischen Massen der Kleinen Tiefebene wieder abnehmen.

Für diese Daten musste eine neue Normalkurve konstruiert werden, die hier höher ist, so dass hier die Normalwerte des Gradienten grösser sind. Dies stimmt mit dem Umstand überein, dass im fraglichen Gebiete der Kleinen Tiefebene das Paläozoikum bedeutend tiefer liegt als in der Grossen Tiefebene.

Auf Grund der bisherigen Kenntisse lässt sich also festellen, dass die niedrigwertigen Züge der Anomalien des geothermisichen Gradienten von der Oberflächennähe der paläozoischen Gesteine hervorgerufen werden, das heisst, dass die Zone niedriger Gradienten das Bild des Paläozoikums wiederspiegelt. Dies rührt daher, dass die Wärmeleitfähigkeit der paläozoischen Gesteine jene der Sedimentgesteine wesentlich übertrifft und, wie auch in den eingangs erwähnten grundliegenden Arbeiten behauptet wird, der geothermische Gradient abnimmt, wo das kristalline Grundgestein mit seiner grossen Wärmeleitfähigkeit sich der Oberfläche nähert. Diese Feststellung stimmt mit dem oben berichteten, das ungarische Becken betreffenden Tatsachenmaterial vorzüglich überein.

In seiner Arbeit »Temperatur, Wärmehaushalt und Einfluss auf die Ausbildung des geothermischen Gradienten des Untergrundes der Tiefebene« bekräftigt auch E. R. *Schmidt* diese Auffassung, indem er behauptet : »Der geothermische Gradient ist bei Gesteinen von guter Wärmeleitfähigkeit grösser und bei solchen von geringerer Wärmeleitfähigkeit kleiner.« Des weiteren ist bekannt,

dass die Wärmeleitfähigkeit kompakter Gesteine jene der porösen oder losen Gesteine übertrifft. Bei fortgesetztem Eindringen in den Boden stösst man im allgemeinen auf immer dichtere, weniger poröse Gesteine. Das ist die Erklärung dafür, dass der geothermische Gradient auf Grund verschieden tiefer Bohrungen berechnet, sich als von der Tiefe abhängig erweist, wie das auch aus unseren Kurven hervorgeht. Die niedrigen Gradienten lassen sich aber ausser dieser Ursache auch noch auf das Absinken des Paläozoikums zurückführen. Nach Thom (53), aber auch gemäss den allgemeinen Prinzipien der Physik, ist Bewegung, auch tektonische Bewegung mit Wärmeentwicklung verbunden. Das Absinken des Paläozoikums ist demnach als zweite Ursache der niedrigen Gradienten anzusehen. Die niedrigsten Gradienten kommen östlich der Theiss vor, wo die Senkung sowohl nach der Mächtigkeit der quartären Schichten, wie auch nach den Änderungen der Nivellierungspunkte zweifellos am grössten ist. Übrigens schreiben wir den hier in den Tiefbohrungen festgestellten hohen Schichtendruck ebenfalls der Wirkung des Absinkens zu. (In den Bohrungen von Biharnagybajom beträgt dieser Druck in 1100 m Tiefe 180 at).

Die erzielten Ergebnisse passen nicht nur ausgezeichnet in das Bild der regionalen Geophysik, sondern überzeugen uns auch davon, dass geothermische Untersuchungen auch in regionaler Beziehung sehr nützliche Daten darbieten. Ausserdem sind sie, wie *T.* Boldizsár gezeigt hat, auch zur Lösung von Detailproblemen höchst geeignet.

Fassen wir nun alle neuen Erfahrungen zusammen, die aus diesem Aufsatze in bezug auf den Aufbau des Ungarischen Beckens zu entnehmen sind.

Es gelang uns einen mitten durch das Ungarische Becken hinziehenden kristallinen, paläozoischen Zug mit Hilfe von geophysikalischen Verfahren kartographisch festzulegen. Ferner gelang es uns die Relativbewegung der beiden Hauptbestandteile des Beckens, nämlich das Sinken des Paläozoikums und das Steigen des Mesozoikums nachzuweisen.

Die erste Feststellung ist nicht überraschend, zumal sich unsere Geologen, wie es auch aus beiliegender Karte von E. *Vadász* hervorgeht, (*Fig.* 21) sich die Sachlage bereits ähnlich vorgestellt haben.

Mit Hilfe unserer geophysikalischen Karten sind wir aber jetzt in der Lage ein präziseres Bild des unter dem Becken liegenden Paläozoikums zu entwerfen und sind wir nunmehr so weit, dem bisher nur theoretischen Tisia-Problem (54) eine konkretere Fassung zu geben.

Wir sind nunmehr in der Lage manch eine tektonische Einzeltatsache, die bisher unklar war, aufzuklären. Um nur eine anzuführen : auf Grund der Karte der residualen Isoanabasen und der Karte der geothermischen Anomalien ergibt sich ohne weiteres, warum Kecskemét das grösste tektonische Erdbebenepizentrum der Tiefebene ist (s. *Fig.* 12). Offenbar darum, weil es am Nordende eines von S her bis in die Mitte der Tiefebene eindrigenden, in Hebung befindlichen Massivs liegt, das von drei Seiten durch sinkende Zonen umschlossen ist.

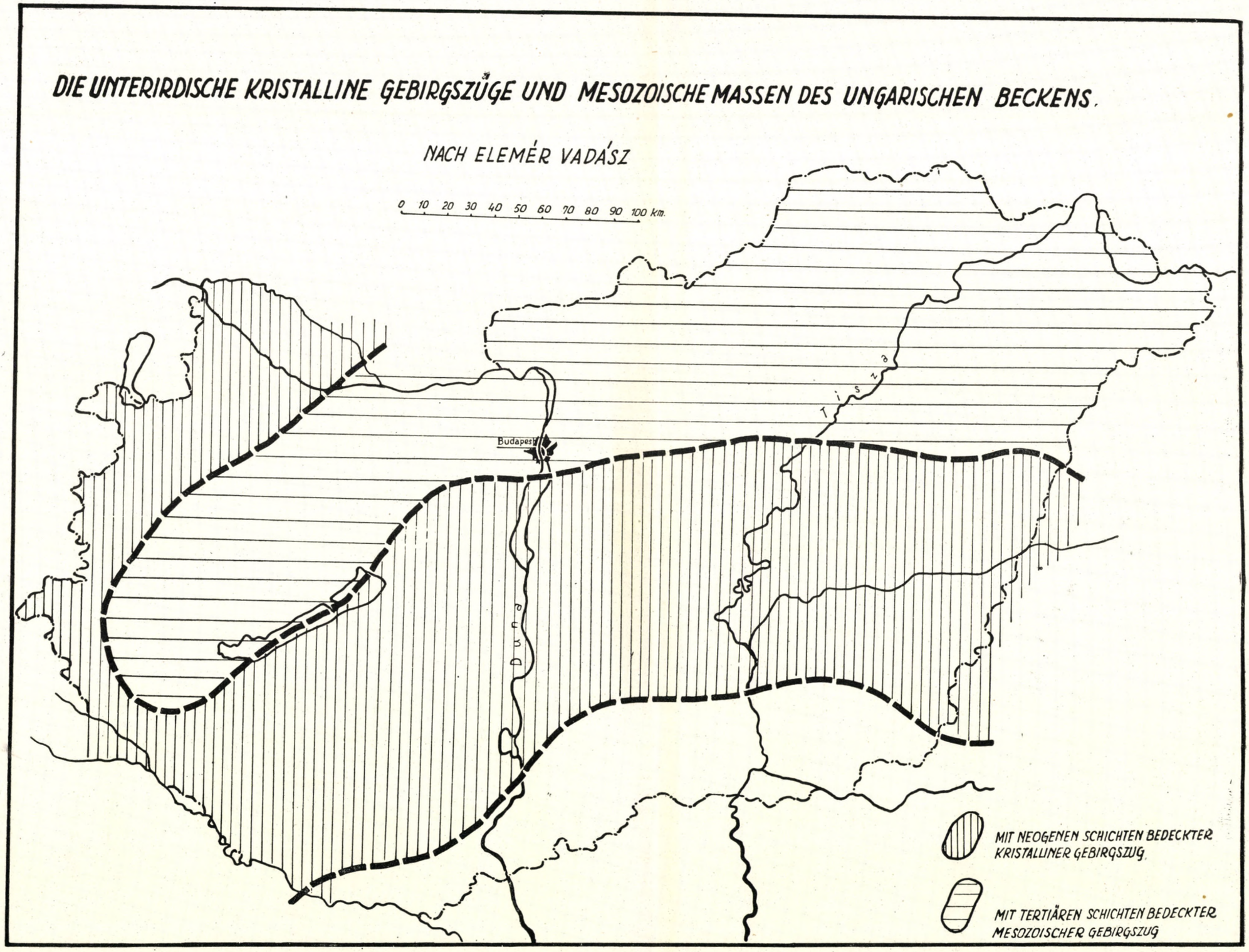


Fig. 21. Die unterirdische kristalline Gebirgszüge und mesozoische Massen des Ungarischen Beckens, nach Elemér Vadász.

Die Karte der regionalen Anomalien des geothermischen Gradienten, auf welchem die niedrig verlaufenden Züge die Lage des Paläozoikums, die Zonen hoher Werte hingegen im grossen und ganzen die Verbreitung des Mesozoikums kennzeichnen, hat einen ausgesprochen kratogenen Charakter.

Dies gibt sich dadurch zu erkennen, dass sich der Zug der niedrigen Werte aus aufeinander senkrechten Abschnitten zusammensetzt, was den Richtungen der aus der Festigkeitslehre bekannten Mohr-schen Linien entspricht.

Übrigens findet sich in Transdanubien eine ähnliche Situation, indem hinter dem Zuge des unter der Kleinen Tiefebene in der Karpatenrichtung streichenden kristallinen Massivs ein vertikal auf dasselbe gerichtetes paläozoisches Hoch sich senkrecht zum Plattensee, nach dessen SW-Ende gerichtet, dahinzieht. Es fällt auf, dass der vermutlich paläozoische Zug, der die Theiss durchquert, in gleicher Richtung mit dem Mór-er Graben verläuft.

Das Bild der Anomalien wurde zweifellos durch einen kratogenen Tektonismus bestimmt. Es erhebt sich nunmehr die Frage, ob dieser kratogene Tektonismus seine Wirkung schon auf das vormesozoische, paläozoische Gebirge ausgeübt hat, in welchem Falle die mesozoischen Meere durch ein bereits zerbrochenes Tisia-Gebirge voneinander getrennt gewesen wären, so dass sie zwischen den einzelnen Gebirgstrümmern Meeresströge gebildet hätten, oder aber ob der Tektonismus, wie es auf Grund einer rein mechanischen Betrachtung des geophysikalischen Bildes ebenfalls vorstellbar wäre, seine Wirkung erst nach einer Periode entfaltet hat, während welcher das ganze ungarische Becken von einem einheitlichen mesozoischen Meer bedeckt gewesen war.

Die Tatsache, dass das paläozoische Grundgebirge auch in der Zone tiefsten Absinkens noch immer wesentlich höher liegt, als das umgebende Mesozoikum, ferner die grosse Breite der Zone niedriger Gradienten und mehrere andere tektonische Argumente lassen darauf schliessen, dass die erste Alternative die richtige ist, dass bereits die mesozoischen Meere durch ein zertrümmertes Tisia-Gebirge voneinander getrennt waren.

ZUSAMMENFASSUNG

Erster Teil

I. REGIONALE ANOMALIEN DER SCHWERKRAFT

Es werden die Hauptcharakteristiken der von Karl Oltay auf Grund der Resultate von relativen Pendelmessungen in Transdanubien zusammengestellten Karte der Bouguer-Anomalien, der von R. Vajk nach den Resultaten von Drehwaagenmessungen gezeichneten tektonischen Skizze und der isostatischen Anomalienkarte von L. Facsinay beschrieben.

Die Karte der Bouguer-Anomalien stimmt im allgemeinen mit der isostatischen Anomalienkarte überein. Der Massenüberschuss, welcher sich auf dem Gebiete des Bakonygebirges zeigt, ist eine Folge von Oberflächenwirkungen ; diese Zone ist aber keine sinkende, sondern eine sich hebende.

In dem Gravitationsbilde Transdanubiens kommen in erster Reihe die Wirkungen der Kalkgesteine mesozoischen Alters zur Geltung, was auch durch einen Vergleich mit der Karte »Tektonische Skizze des Ungarischen Beckens« von E. Vadász bestätigt wird.

II. DIE REGIONALEN ANOMALIEN DES ERDMAGNETISMUS

Als Grundlage für die Konstruktion der beigelegten Karte »Störungen der erdmagnetischen Vertikalintensität in Transdanubien (Ungarn) und in der Kleinen Tiefebene« dienten die Resultate von 16 089 Beobachtungen transdanubischer und ca. 1 500 in der Kleinen Tiefebene errichteten Stationen. Der Vergleich dieser Karte mit dem geologischen Bilde zeigt, dass die Karte in erster Reihe ein regionales Bild der kristallinen Gebirgszüge in Transdanubien liefert.

Ausser der Wirkung der kristallinen Schiefer und der magmatischen Gesteine kommen auf den Gebieten S-lich und SW-lich vom Balatonsee auch die magnetischen Wirkungen der paläozoischen Sandsteine, besonders der permischen Sandsteine zum Ausdruck.

Die regionale Basis-Indikation der magnetischen Anomalien ist eine Depression, welche in SW-Transdanubien beginnend nach NO zieht. Diese entspricht einer tieferen Lage des aus kristallinem Schiefer bestehenden Grundgebirges.

Die ausgedehntesten, durch magmatische Gesteine hervorgerufenen magnetischen Störungen Transdanubiens sind: die Indikationen des Velenceer Granitgebirges, jene in der Kleinen Tiefebene zwischen Győr und Bratislava, jene in der Umgebung von Szil und jene SW-lich Szombathely, welche von Lakkolithen hervorgerufen werden.

1. In der Kleinen Tiefebene und in der NW-Zone Transdanubiens sind die Konturen eines mächtigen, durch vulkanische Massen durchsetzten kristallinen Gebirges festzustellen, welches in der Streichrichtung der NW-Karpaten gegen das Bacher-Gebirge zieht.

Der innere, vulkanische Kranz der Karpaten reicht von den Mátra-, Cserhát-, Osztrovszki-Börzsöny-Gebirgen, unter der Oberfläche der Tiefebene und von NW-Transdanubien herüberziehend, bis zum Bacher-Gebirge.

Betrachtet man die Zone der Kleinen Tiefebene der Karte »Quartärsedimente im Ungarischen Becken« von Alexander Jaskó, so lässt sich feststellen, dass die Konturlinien des unterirdischen kristallinen Gebirgszuges sich mit den Konturen der Quartärsedimentschichten vollkommen decken.

Dies ist ein Beweis dafür, dass sich die Sedimentation im Quartär in dieser Zone über dem kristallinen Gebirge abspielte und zwar nach Maassgabe des Absinkens des Letzteren.

Die aus Schotterstudien abgeleiteten Feststellungen von E. Szádeczky-Kardoss und L. Strausz bestätigen einerseits in vollem Maasse die geologische Wirklichkeit unseres kristallinen Gebirgszuges, andererseits legen sie auch die geologische Zeitperiode seines Absinkens fest.

Die seinerzeitige geologische Annahme einer »Transdanubischen Schwelle« seitens Lajos Lóczy sen. kann als geophysikalisch bestätigt angesehen werden.

2. Im Gebiete zwischen dem Rába-Fluss und dem Balatonsee zeigt sich längs der Achse Kőszeg-Sárvár-Fonyód, senkrecht auf die Streichrichtung des Transdanubischen Mittelgebirges ein positiver Störungzug, welcher die grosse Depression der magnetischen Anomalien schneidet. Dieser positive magnetische Störungszug entspricht einem, von den Geologen festgestellten Sattel, welcher das Senkungsgebiet der Kleinen Tiefebene von dem der südlichen Zalagegend trennt. Gemäss der Grössenordnung der magnetischen Anomalien muss dieser positive Störungszug als durch die höhere Lage der paläozoischen Gesteine hervorgerufen betrachtet werden.

3. Im Gebiete zwischen dem Velence-Gebirge und den Granitmassen des Baranyaer Inselgebirges besitzen die magnetischen Anomalien, welche von jungvulkanischen Gesteinen, Rhyoliten und Trachydoleriten verursacht werden, eine ausgeprägte SW-NO-Orientierung. Dies ist ein Beweis dafür, dass die jungvulkanischen Massen dieser Zone längs SW-NO gerichteter Bruchlinien aufgebrochen sind. In der Zone zwischen Paks und Dunaföldvár ist keine namhafte magnetische Anomalie zu finden. Hier wird die Donaulinie von dem Gravitationsmaximumzug Inke-Igal-Pincehely-Németkér erreicht. Dieser Störungszug hat eine mit dem Balatonsee parallele Streichrichtung und durchschneidet das in Rede stehende Gebiet. Es ist anzunehmen, dass die Schwerehoche von Pincehely und Németkér, gleich den schon angebohrten Maxima von Igal und Bugyi, Hoche des mesozoischen Grundgebirges bedeuten. Dieses aber würde besagen, dass das Gebiet zwischen dem Velence-Gebirge und den Granitmassen von Baranya von einer Parageosynklinalen durchquert wird.

4. Das Gebiet SW-lich und S-lich vom Balatonoberland kann in zwei charakteristische Zonen geteilt werden. Zwischen dem Balatonsee und der Linie Kapostal-Gyékényes streichen die Störungszüge in einer, mit dem Balatonsee parallelen Richtung durch Transdanubien. Dieser Störungszug ist die unmittelbare Forsetzung der Save-Falten, der östlichen Ausläufer der Südalpen.

Die Hauptcharakteristik der Zone S-lich der Linie Gyékényes-Kapostal ist die starke Veränderung der Streichrichtung der magnetischen und Gravitations-Störungen. In der Umgebung des Baranyaer Inselgebirges haben die Störungen noch eine dinarische Streichung, doch schwenken sie längs Kreisbögen zuerst nach N, um dann eine sanfte NO-liche Richtung einnehmend, sich an die Streichung der Save-Falten anzuschliessen.

Den Schlüssel zum Verständnis dieses Phänomens bietet ein Vergleich mit den kroatischen Strukturen, wo ein ähnlicher, an der Oberfläche studierbarer geologischer Aufbau besteht.

In seiner 1940 erschienen, zusammenfassenden Arbeit über Jugoslavien macht L. Sommermeier bei der Schilderung der tektonischen Verhältnisse der dem transdanubischen Gebiet benachbarten kroatischen Zone, folgende Feststellung: »Zwischen den Abschnitten des südalpinen und des dinarisch gerichteten Streichens im jungtertiären Faltungsraum schiebt sich ein Mittelstück ein, dessen Streichrichtung aus dem Zusammenwirken der beiden alpinen Faltensysteme hervorzugehen scheint«

Die Entstehung dieser dritten Streichrichtung, welche sich zwischen die dinarische und die südalpine Streichung als ausgleichender Streichungsabschnitt einfügt, wird von Sommermeier geomechanisch damit erklärt, dass während des Faltungsprozesses die Massen der Inselgebirge als Stauklötze gewirkt haben.

Diese Erklärung scheint auch nach unserer Meinung die zutreffende zu sein.

Wir fügen die tektonische Skizze Sommermeiers und eine Karte der auf geophysikalischem Wege festgestellten unterirdischen magmatischen Gesteine Transdanubiens bei.

Zweiter Teil

III. BEWEGUNGEN DER ERDKRUSTE

1. Seismotektonik.

Die Störungen der magnetischen Deklination machen es wahrscheinlich, dass der Beckengrund der zentralen Zone der Grossen Tiefebene ebenfalls aus kristallinen Gesteinen besteht.

Wenn man die Epizentren der Erdbebenkarten von Béla Simon und Anton Réthly mit den geophysikalischen Indikationen vergleicht, lässt sich feststellen, dass die grösseren paläozoischen und mesozoischen Massen der Kleinen Tiefebene und Transdanubiens aseismische Schollen darstellen, wogegen die Kontaktflächen dieser Massen eine lebhafte Seismizität besitzen.

2. Die Untersuchung der Niveauveränderungen der alten Präzisionsnivellement-Basispunkte, festgestellt bei der Wiederholung der Nivellements zieht, dass die Isoanabasen in Ungarn dem Zuge der NW-Karpathen folgen, und dass ihre Werte in Richtung der Karpaten steigen. Diese Wertesteigerung lässt sich auf dem ganzen Gebiet beobachten und hat somit einen regionalen Charakter.

Die durch den Abzug der regionalen Werte der Isoanabasen konstruierte Karte der Residual-Isoanabasen Transdanubiens beweist, dass ausser dem regionalen Anstieg, welcher sich von der zentralen Zone der Grossen Tiefebene gegen die Karpaten zu bemerkbar macht und mit gleichem Recht auch als ein, von den Karpaten gegen die Tiefebene gerichtetes regionales Absinken angesehen werden kann, die paläozoischen und mesozoischen Gesteinmassen Transdanubiens auch selbständige Bewegungen aufweisen, indem sich die mesozoischen Massen über den Durchschnittswert erheben und die paläozoischen Massen unter diesen Wert sinken.

Die regionale Bewegung Transdanubiens, die Hebung der mesozoischen Massen und das Absinken der paläozoischen Massen erweisen sich Bewegungen von isostatischer Natur.

Der geologische Beweis dafür, dass die lokalen Bewegungen der Erdkruste im Ungarischen Becken einen isostatischen Charakter haben, ist die Tatsache, dass die Ablagerung der grössten Massen jüngster Schichten auf paläozoischem Felsengrund erfolgte.

Die paläozoischen Massen sinken aus dem Grunde ab, weil sie im Laufe der letzten Hebung zu hoch geraten waren. Die mächtigen Kalksteinmassen, welche sich aus den mesozoischen Meeren abgelagert hatten, heben sich, weil die unter ihnen befindliche Erdkruste im Laufe ihrer Ablagerung eine zu grosse Belastung erlitten hatte.

Berechnet man die Schwerewirkung der Oberflächenmassen des Bakony-Gebirges, so ergibt sich, dass diese ca. zweimal so gross ist, als die auf unseren Schwereanomalienkarten indizierte.

Bringt man diese Oberflächenwirkung in Abzug von unseren Schwereanomalien, so erhält man in dem Gebiet der mesozoischen Massen des Bakony-Gebirges eine Minimumzone. Diese entspricht den isostatischen Anforderungen, welche der, mittels der Höhenverände-

rungen der Präzisionsnivellement-Hauptbasispunkte festgestellten Hebung dieses Gebirge entsprechen.

Infolge der Hebung der mesozoischen Massen ist ein durch dieselben verursachtes ständiges Anwachsen der Schwerewirkung im Gange. Die Hebung des Bakony-Gebirges wird bis zur Erreichung des isostatischen Gleichgewichtszustandes anhalten d. h. bis zu dem Zeitpunkt, wo die Grösse der von diesem Gebirge ausgehenden Schwerewirkung etwa das Doppelte der heutigen betragen wird.

IV. ANALYSE UND INTERPRETATION DER RESULTATE GEOTHERMISCHER MESSUNGEN

Nach Eintragung der Werte der geothermischen Gradienten Ungarns als Funktion der Schichtentiefe in ein Diagramm, wurde die Kurve der Normalwerte der Gradienten festgestellt. Die Abweichungen der einzelnen Gradienten von den Normalwerten sollen als die Anomalien der geotermischen Gradienten bezeichnet werden. Es wurde eine Karte der Anomalien der geotermischen Gradienten des Ungarischen Beckens angefertigt auf Grund der für je 900 km^2 berechneten Mittelwerte derselben.

Es lässt sich festsellen, dass die Zonen der negativen Anomalien der Gradienten sich über den paläozoischen Gesteinen, die positiven Anomalien der Gradienten dagegen sich über den mesozoischen Gesteinmassen vorfinden.

Die Resultate vorliegender, die Tektonik des Ungarischen Beckens betreffender Studie lassen sich wie folgt zusammenfassen.

In der zentralen Zone des Beckens liess sich mit Hilfe der Methoden der Geophysik ein kristalliner, paläozoischer Gebirgszug in die Karte einzeichnen.

Ausserdem liessen sich die relativen Bewegungen der beiden geologischen Hauptbestandteile des Beckens feststellen: die paläozoischen Massen sinken ab, wogegen sich die mesozoicshen Massen heben.

Die durch die regionalen Anomalien der geothermischen Gradienten gekennzeichneten paläozoischen Massen haben einen ausgeprägt kratogenen Charakter. Dieser äussert sich durch den Umstand, dass der Zug der negativen Störungswerte den aus der Festigkeistlehre bekannten Mohr-schen Linien entsprechend, aus aufeinander senkrechten Abschnittens zusammengesetzt ist.

Der Gang des Störungsbildes ist ohne Zweifel durch einen kratogenen Tektonismus bestimmt.

Verschiedene Überlegungen tektonischer Art lassen die Annahme wahrscheinlich erscheinen, wonach dieser kratogene Tektonismus seine Wirkung auf die vormesozoischen, paläozoischen Massen selbst ausgeübt hat und die mesozoischen Meere schon durch ein bereits zerbrochenes Gebirge voneinander getrennt waren, wobei sich zwischen die Gebirgsrelikte vom Meer erfüllte Tröge einschoben.

SCHRIFTUM*

34. Fröhlich I. Báró Eötvös Loránd Emlékkönyv. M. Tud. Akadémia, Budapest, 1930. p. 221.

35. M. Honvéd Térképészeti Intézet, Magyarország 1 : 500 000 léptékű térképe. Budapest, 1943.

36. Simon Béla. A magyar medence földrengési térképe. Földtani Közlöny, LXIX. kötet, 10—12. füzet, Budapest, 1939.

37. Réthly A. Magyarország földrengési térképe. Mathematikai és Természettudományi Értesítő, XXXI. kötet, 5. füzet, Budapset, 1913.

38. Rédey István. A földkéreg izosztatikus egyensúlya. A Mérnöki Továbbképző Intézet Kiadványai, XVI. kötet, 28. füzet, Budapest, 1942. p. 35.

39. Gárdonyi Jenő : A régi felsőrendű szintezési alappontok magasságainak változásai. A M. K. Állami Földmérés Közleményei II. Budapest, 1932.

40. Regőczi Emil : Magyarország régi elsőrendű szintezési hálózata. Az Áll. Földmérés Közleményei I. évf. 3. szám. Budapest, 1949.

41. Bendefy L. : Belső kontinentális kéregmozgások Csonka-Magyarország területén. Egyetemi Földrajzi Intézet, Pécs, 1932.

42. Polli S. : Il gráduale aumento del livello del mare a Venezia, Trieste e Pola. Geofisica Pura a Applicata, vol. IX. Milano 1946.

43. Szurovy G. : A Nagy Magyar Alföld földtörténeti és hegyszerkezeti vázlata. Földtani Közlöny LXXVIII. kötet, 1—12. füzet, Budapest, 1948.

44. Heiland C. A.: Geophysical Exploration, Prentice Hall, New-York, 1946. p. 839.

45. Van Osrstrand, C. E.: Some evidence on the variation of temperature with geologie structure in California and Vyoming oil districts. Econ. Geol. 21., 1926., No. 2. pp. 145—165. és 44. pp. 837—863.

46. Königsberger, I.: Compte rendu du Xe Congrés géologique international, Mexico, 1906.

Normale und anormale Werte der geothermischen Tiefenstufe, deren Technik und Verwertung zur geologischen Prognose und neue Messungen in Mexico, Borneo und Mitteleuropa. Neues Jahrb. für. Min. Beil. Bd. XXXI. 1919. pp. 107—157.

Über die Methoden zur Bestimmung der Wärmeleitfähigkeit etc. auf die Geoisotermen. Centrabl. für Min. Geol. u. Pal., 1907. No. 7., p. 200—203.

Über die Wärmeleitung der Gesteine und deren Einfluss auf die Temperatur in der Tiefe. Geol. Rundsch., Bd. 4., 1913. H. 7. P. 409—413.

Bemerkungen zur geotherm. Tiefenstufe. Zeitschr. d. Internat. Bohrtechniker Verb., Vol. 35., No. 4. 1921.

Bemerkung über geothermische Messungen in Bohrungen. Zeitschrift d. intern. Bohrtechniker Verbandes, 35., No. 6., 1927. p. 4.

47. Heald, K. C.: American Petroleum Institute Proc. Bull. No. 205, 1930.

48. Sümeghy József: Die geotermischen Gradienten des Alföld. M. Földtani Intézet évkönyve, XXVIII. kötet, Budapest, 1929.

49. Horusitzky H. Sopron vármegye csornai és kapuvári járásának ártézi kútjai. M. Földtani Intézet Gyakorlati Füzetei, Budapest, 1929.

50. Schmidt Eligius R.: Az Alföld altalajának hőmérséklete, hőgazdálkodása és a geothermikus gradiens kialakulására való hatása. Bányászati és Kohászati Lapok, 11. sz. Budapest, 1936.

51. Boldizsár Tibor: A pécsbányatelepi liasz szénelőfordulás geothermikus viszonyai. Bányászati és Kohászati Lapok, 19—20. sz. Budapest, 1944.

52. Beliakov, M. F.: A geoizothermák viszonya a pre-Kambriumi orosz tábla domborzatához. Akad. Nauk SSSR. Doklady, 64. kötet, 2. sz. pp. 225—228. Moszkva, 1949.

53. Thom, jr. W. T.: Earth temperatures, buried hills and anticlinal folds. Econ. Geol. 22., 1922. No. 1. p. 91—94.

54. Prinz, Gyula: Magyarország földrajza. Budapest, 1942.

* Die Literatur zum Teil I. ist auf Ende desselben im Bd. I., Heft 2., S. 102—103 angegeben.

РЕГИОНАЛЬНАЯ ГЕОФИЗИКА ЗАДУНАЙСКОЙ ОБЛАСТИ

Часть вторая

В. Шеффер и К. Канташ

III. Движения земной коры

Резюме

1. Сейсмотектоника

Аномалии магнитного отклонения делают возможным, что дно бассейна центральной зоны Большой низменности также состоит из кристаллических горных пород.

Если сравнять эпицентры карты землетрясений Б. Шимона и А. Ретли с геофизическими признаками, тогда можно установить, что большие палеозойские и мезозойские массы Малой низменности и задунайской области представляют собой асейсмические глыбы, в то время как поверхности соприкосновения этих масс имеют ярко выраженную сейсмичность.

2. Исследования изменений уровня старых прецизионных нивеллеровочных базисных точек, установленных при повторении нивеллировок, показывают, что изонабазы в Венгрии следуют цепи северо-западных Карпат, и что их величины растут в направлении Карпат. Это рост величин можно наблюдать на всей территории и поэтому оно имеет региональный характер.

Карта остаточных изонабаз задунайской области, составленная после вычета региональных величин изоанабаз, доказывает, что кроме регионального восстания, которое замечается в направлении от центральной зоны Большой низменности по направлению Карпат и которое мы с таким же правом можем рассматривать как региональное спадение по направлению к низменности; палеозойские и мезозойские массы горных пород задунайской области также показывают самостоятельные движения, проявляющиеся в том, что мезозойские массы поднимаются выше средней величины, в то время как палеозойские массы опускаются ниже этих величин.

Региональные движения задунайской области, а именно восстание мезозойских и спадение палеозойских масс, являются движениями изостатического характера.

Геологическим доказательством того, что местные движения земной коры в Венгерском бассейне имеют изостатический характер, служит тот факт, что отложение самых больших масс новейших слоев произошло на дне палеозойских скал.

Палеозойские массы опускаются по той причине, что они в течение последнего восстания очутились слишком высоко. Огромные массы известняка, которые отлагались из мезозойских морей, поднимаются из-за того, что находящаяся под ними земная кора в течение отложения известняка получила слишком большую нагрузку.

Если вычисляется действие тяжести поверхностных масс баконьских гор, тогда мы получаем величины, которые вдвое больше, чем те которые указаны на нашей карте аномалий тяжести.

Высчитывая это действие поверхности от наших аномалий тяжести, тогда мы получаем в районе мезозойских масс баконьских гор одну зону минимума. Эта зона отвечает изостатическим требованиям, соответствующими восстанию этих гор, установленное путем изменений высоты прецизионных нивеллерованных основных базисных точек.

Вследствие восстания мезозойских масс, наблюдается, вызываемое последними, постоянное возрастание действия тяжести. Восстание баконьских гор продлится до достижения изостатического равновесия, т. е. до того момента, когда величина исходящего с этих гор действий тяжести достигнет приблизительно удвоенного значения сегодняшней величины.

IV. Анализ и толкование результатов геотермических измерений.

После внесения значений геотермических градиентов Венгрии, как функцию глубины слоев, в диаграмму, была определена кривая нормальных величин градиентов. Расхождения отдельных градиентов с нормальными величинами следует принимать как аномали геотермических градиентов. Карта аномалий геотермических градиентов Венгерского бассейна составлялась на основании их средних величин, вычисленных на каждые 900 км².

Можно установить, что зона отрицательных аномалий градиентов находится над палеозойскими горными породами, а в противоположность этому, положительные аномалии градиентов группируются над мезозойскими горными породами.

Результаты данной статьи о тектонике Венгерского бассейна можно резюмировать следующим образом:

В центральной зоне бассейна стало возможным с помощью геофизических методов нанести на карту кристаллическую палеозойскую цепь гор.

Кроме того стало возможным определить относительные движения двух геологических основных элементов бассейна: палеозойские массы опускаются в то время, как мезозойские массы поднимаются.

Отмеченные региональными аномалиями геотермические градиенты палеозойских масс имеют выраженный кратогенный характер. Это доказывается тем обстоятельством, что цепь отрицательных величин аномалий, в соответствии с теорией сопротивления материалов линиям Мора, составлена из расположенных друг над другом вертикальных частей.

Ход развития аномалий несомненно определяется кратогенным тектонизмом.

Различные соображения тектонического характера делают возможным то предположение, согласно которому этот кратогенный тектонизм сам оказывал свое действие на домезозойские, палеозойские массы и, что мезозойские моря уже были отделены разбитыми горами, причем между сдвигами гор вдвигались наполненные морем ложбины.

ÜBER DIE BERECHNUNG DER MAGNETISCHEN DEKLINATION IM KARPATHENBECKEN

Prof. A. TÁRCZY-HORNOCH.

Eingegangen am 5. Juni 1951

Zur Blütezeit der Kompassmessungen wurde die Richtung der positiven x-Achse des Koordinatensystems meist in magnetisch Nord angenommen. Wenn die seinerzeitigen Messungen und Karten später verwendet werden müssen, brauchen wir die zur Zeit der Messung gültig gewesene magnetische Deklination, denn wir können nur mit deren Hilfe auf astronomisch Nord, bzw. bei Berücksichtigung der Meridiankonvergenz auf das Koordinatensystem der Landesvermessung übergehen. Es soll übrigens hier bemerkt werden, dass in mehreren Staaten neuerdings ernste Versuche unternommen werden, die Magnetinstrumente wieder als geodätische Instrumente einzuführen. Dies setzt aber die genauere Kenntnis der magnetischen Deklination und die Berücksichtigung der Abweichungen vom Tagesmittelwert voraus.

Die rechnungsmässige Ermittlung der magnetischen Deklination erscheint in vielen Fällen für ratsamer, als die Bestimmung an Ort und Stelle. Erstere wird besonders dann vorzuziehen sein, wenn diese Bestimmung nachträglich notwendig wird.

Es sei noch bemerkt, dass wir über diesen Gegenstand bereits eine Studie in ungarischer Sprache veröffentlichten [20]. Unsere vorliegende Studie ist nicht identisch mit dieser, sondern berücksichtigt die neueren zugänglichen Daten und ist an einigen Stellen schärfer berechnet, sowie ergänzt.

I

Wie bekannt, wurden die magnetischen Daten der ehemaligen Österreichisch-Ungarischen Monarchie bis 1894 am gründlichsten von *Liznar* bearbeitet in seiner, 1895 und 1899 erschienenen Studie [1]. Liznar unterscheidet den Wert d der Normaldeklination von dem Wert δ der wahren Deklination im Sinne der folgenden Definition:

$$d = \delta - \triangle d \quad \text{bzw.} \quad \delta = d + \triangle d \tag{1}$$

In dieser Gl. bedeutet $\triangle d$ die sog. Lokalstörung, die angibt, mit welchem Betrag die nach den Gleichungen Liznars zu berechnende Normaldeklination zu verbessern ist, um die wahre Deklination des fraglichen Ortes zu erhalten. Wenn man von bedeutenderen Veränderungen in der Natur, wie z. B. die Errichtung von grossen Schlackenhalden usw. absieht, können die Lokalstörun-

gen der einzelnen Orte auf mehrere Jahrzente als ziemlich unverändert angesehen werden, wie dies die Untersuchungen von *Weinberg* und *Sibajew* [6] bestätigen.

Aus praktischen Gründen ergab sich für uns die Notwendigkeit die magnetischen Deklinationen zwischen 1863—1943 von Rozsnyó—Rožňava im Karpathenbecken zu berechnen. Wenn wir aber diese Werte entsprechend genau bestimmen, *so können die berechneten Deklinationen als Werte eines fingierten Observatoriums zu den weiteren Berechnungen im Karpathenbecken benützt werden*, da hiefür durchgehende Beobachtungen eines Observatoriums fehlen.

Aubell hat im Jahre 1922 die auf die magnetische Deklination sich beziehenden Ergebnisse Liznars in zwei gut brauchbaren Tabellen [3] zusammengefasst. Nach diesen kann die Normaldeklination d_t für einen beliebigen Zeitpunkt t eines beliebigen Ortes berechnet werden, falls die Normaldeklination $d_{0,t}$ eines nicht allzu weit liegenden Observatoriums für denselben Zeitpunkt, weiters die auf den Jahresanfang 1890 bezogenen Normaldeklinationen des fraglichen Ortes $d_{90\cdot0}$ und des Observatoriums $d_{0,90\cdot0}$ und endlich die jährliche Abnahme der Deklination im fraglichen Ort (a) und im Observatorium (a_0) bekannt sind. Die zu verwendende Beziehung (Vgl. [3 : Tafel 47]) lautet :

$$d_t = d_{0,t} + (d_{90\cdot0} - d_{0,90\cdot0}) + (a - a_0)(t - 1890\cdot0) \tag{2}$$

Der Sinn dieser Gl. kann gleich eingesehen werden, falls wir obige Gl. folgend schreiben :

$$d_t - d_{90\cdot0} = (d_{0,t} - d_{0,90\cdot0}) + (a - a_0)(t - 1890\cdot0) \tag{2a}$$

Mit Worten: die Differenz der magnetischen Deklinationen an einem Ort ist gleich der Differenz für denselben Zeitraum im Observatorium, verbessert mit der, durch die Differenz der jährlichen Änderungen zwischen beiden Orten verursachten Betrag $(a—a_0)$ $(t—1890\cdot0)$. Diese, durch die Erfahrungen bestätigte Annahme setzt somit in der Veränderung der Deklinationen in dem betreffenden Gebiet Proportionalität voraus. Die a und a_0 jährlichen Abnahmen sind hier aus bestimmten Messungen (z. B. 1850 und 1890) berechneten Durchschnittswerte (Vgl. unsere Gl. (9) u. (15.))

Nachdem um 1890 in Rozsnyó keine magnetischen Messungen stattfanden, können wir nur die Normaldeklination nach Liznar und Aubell mit Hilfe der hier wiedergegebenen Tabelle 1. berechnen, die den Wert $d_{90\cdot0}$ als Funktion der von Greenwich gerechneten geographischen Länge λ und der geographischen Breite φ angibt (Vgl. unsere spätere Gl. (4.))

Gleichfalls nach *Liznar* und *Aubell* können wir in Tabelle 2. den Wert der durchschnittlichen jährlichen Abnahme a zwischen 1850 und 1890 ebenfalls als Funktion von λ und φ angeben.

Die geographischen Koordinaten von Rozsnyó sind : $\varphi = 48^\circ\ 40{\cdot}2'$ und $\lambda = 20^\circ\ 32{\cdot}6'$. Mithin erhalten wir aus Tabelle 2. oder mit $0{\cdot}1'$—$0{\cdot}2'$ genauer

TABELLE 1

Die Werte der Normaldeklination für 1890·0 nach Liznar

φ \ λ	Östlich von Greenwich = Östlich von Ferro minus 17° 46′											
	16°	17°	18°	19°	20°	21°	22°	23°	24°	25°	26°	27°
44°	9° 27·8′	9° 03·8′	8° 39·8′	8° 15·9′	7° 52·0′	7° 28·1′	7° 04·3′	6° 40·6′	6° 16·9′	5° 53·2′	5° 29·6′	5° 06·0′
45°	9° 26·6′	9° 01·4′	8° 36·4′	8° 11·3′	7° 46·3′	7° 21·4′	6° 56·5′	6° 31·6′	6° 06·8′	5° 42·0′	5° 17·3′	4° 52·6′
46°	9° 25·3′	8° 59·0′	8° 32·9′	8° 06·7′	7° 40·6′	7° 14·6′	6° 48·6′	6° 22·6′	5° 56·7′	5° 30·8′	5° 04·9′	4° 39·1′
47°	9° 23·9′	8° 56·6′	8° 29·3′	8° 02·1′	7° 34·9′	7° 07·7′	6° 40·6′	6° 13·5′	5° 46·5′	5° 19·5′	4° 52·5′	4° 25·6′
48°	9° 22·5′	8° 54·1′	8° 25·7′	7° 57·3′	7° 29·0′	7° 00·8′	6° 32·5′	6° 04·4′	5° 36·2′	5° 08·1′	4° 40·1′	4° 12·1′
49°	9° 21·1′	8° 51·5′	8° 22·0′	7° 52·5′	7° 23·1′	6° 53·8′	6° 24·4′	5° 55·1′	5° 25·9′	4° 56·7′	4° 27·5′	3° 58·4′

TABELLE 2

Die in den Rechnungen mit *a* bezeichnete mittlere jährliche Abnahme der Deklination zwischen 1850 und 1890 nach Liznar (sämtliche Werte sind negativ)

φ \ λ	Östlich von Greenwich											
	16°	17°	18°	19°	20°	21°	22°	23°	24°	25°	26°	27°
44°	5·86′	5·82′	5·79′	5·76′	5·75′	5·73′	5·73′	5·72′	5·73′	5·74′	5·76′	5·79′
45°	5·98′	5·94′	5·91′	5·88′	5·85′	5·84′	5·82′	5·82′	5·82′	5·83′	5·84′	5·87′
46°	6·11′	6·07′	6·03′	5·99′	5·96′	5·94′	5·93′	5·92′	5·92′	5·92′	5·93′	5·95′
47°	6·25′	6·20′	6·15′	6·11′	6·08′	6·06′	6·04′	6·02′	6·02′	6·02′	6·03′	6·04′
48°	6·38′	6·33′	6·28′	6·24′	6·20′	6·17′	6·15′	6·13′	6·12′	6·12′	6·12′	6·13′
49°	6·53′	6·47′	6·42′	6·37′	6·33′	6·30′	6·27′	6·25′	6·24′	6·23′	6·23′	6·23′

mit den etwas verbesserten Werten von *Čechura* [2 ; S. 30. Tab. III.] die Normaldeklination für Rozsnyó für 1890·0 :

$$d_{R,90\cdot0} = 7^\circ\,09\cdot6' \doteq 7^\circ\,10' \tag{3}$$

Praktisch derselbe Wert ergibt sich aus der, von Liznar auf Wien bezogenen: folgenden Formel :

$$d_{90\cdot0} = 9^\circ\,11\cdot1' + 0\cdot7' - 0\cdot030765\,\Delta\varphi - 0\cdot478722\,\Delta\lambda - 0\cdot000008581\,\Delta\varphi^2 - \\ - 0\cdot000307486\,\Delta\varphi\,\Delta\lambda + 0\cdot000006024\,\Delta\lambda^2 . \tag{4}$$

Darin bedeuten : $9^\circ\,11\cdot1'$ die wahre Deklination von Wien für 1890·0 ; $-0\cdot7'$ die Lokalstörung von Wien für 1890·0. Die Grössen $\Delta\varphi$ und $\Delta\lambda$ sind in Minuten einzusetzen. Da für Wien $\varphi_w = 48^\circ\,15'$ und $\lambda_w = 16^\circ\,22'$ ist, wird für Rozsnyó

$$\Delta\varphi = + 25\cdot2'$$
$$\Delta\lambda = + 250\cdot6'$$

und Gl. (4.) liefert praktisch übereinstimmend mit Gl. (3.) jetzt $7^\circ\,09\cdot5'$.

Es sei schon hier bemerkt, dass Gl. (4.) zur Berechnung der magnetischen Deklination nur von Wien ausgehend gültig ist, da bei einem anderen Ausgangspunkt die quadratischen Glieder Verzerrungen verursachen (Vgl. die späteren Gl. (18—19.). Dagegen gilt Gl. (2) für einen beliebigen Ausgangspunkt. Wir werden aber später hierfür noch genauere Formel kennen lernen (Vgl. Gl. 6.)

Für die Berechnung der wahren Deklination von Rozsnyó ist nach Gl. (1) noch die Lokalstörung von Rozsnyó erforderlich. Um 1890 wurde dies in Rozsnyó nicht beobachtet. Wohl aber bestimmte [2 ; S. 29.] dies 1928—1929 Čechura in : $\Delta d_R = + 5\cdot0'$. Wir benützen diesen Wert auch rückwirkend, kehren jedoch auf die Prüfung der Zulässigkeit dieses Vorgehens im letzten Teil dieser Studie noch zurück.

Es ist aber zu bedenken, dass die Daten der magnetischen Observatorien in der Regel Jahresmittel darstellen und dass die Werte für Jahresanfang der vergangenen Zeiten oft nur schwer zu beschaffen sind. Nach praktischen Erfahrungen kann aber das Jahresmittel in unserer Gegend und für unsere Zwecke gleich der Deklination für die Jahresmitte, also für den 1. Juli angenommen werden. Die Abweichung zwischen beiden ist meist unter einer Minute. Im übrigen berechnete auch Liznar den Wert von 1890·0 aus den Jahresmitteln 1889·5 und 1890·5 [1 ; I. Teil S. 160]. Dann ist es aber ratsam auch die unter(2.) angegebene Liznar'sche Formel auf die Jahresmitte 1890·5 umzurechnen.

Für Wien ist nach der Tabelle 3. $\delta_{w,90\cdot5} = 9^\circ\,08\cdot6'$ und da $\Delta d_w = - 0\cdot7'$ ist, folgt :

$$d_{w,90\cdot5} = 9^\circ\,09\cdot3' = d_{0,90\cdot5}$$

weil zunächst Wien als Observatorium dient. Nach der Tabelle 2. ist weiters auf Wien bezogen $a_0 = - 6\cdot40'$ und auf Rozsnyó bezogen $a = - 6\cdot27'$. Auf die Jahresmitte umgerechnet wird somit aus Gl. (2.) für Rozsnyó :

$$d_{R,90\cdot5} = 9^\circ\,09\cdot3' + (7^\circ09\cdot6' - 9^\circ\,11\cdot8') + (-\,6\cdot27' + 6\cdot40')\,0\cdot5 = 7^\circ\,07\cdot2' \quad (3a)$$

Oder allgemein:

$$d_t = d_{0,t} + (d_{90\cdot5} - d_{0,90\cdot5}) + (a - a_0)\,(t - 1890\cdot5) \quad (2b)$$

Das Wiener Observatorium liefert die wahren Werte der magnetischen Deklination leider nur für die Jahre zwischen 1853·5 und 1896·5, da das Observatorium später durch die Ausbreitung der Stadt gestört wurde. Zwar enthält [19 ; Bd. II. S. 231] die Deklinationswerte für Wien bis 1898, allerding nur von 1892 angefangen an, doch zeigen die Jahre 1892—1896 im Vergleich zu Liznar [1 ; II. Teil, S. 92] und Aubell [3 ; Tab. 47.] einen merklichen Unterschied von 3·3′ auf, weshalb wir nur die Liznar'schen als die verlässlicheren verwenden. Den Grund dieser Abweichung führt Liznar in [1 ; I. Teil, S. 140.] an, so dass wir bei Berücksichtigung der Korrektion gegebenenfalls auch die zwei späteren Werte (1897·5 : 8° 24·8′ + 3·3′ = 8° 28·1′ und 1898·5: 8° 20·8′ + 3·3′ = 8° 24·1′) verwenden können.

Die Jahresmittel für Wien gibt uns Tabelle 3. an. Da der Wert der Lokalstörung in Wien im Jahre 1890 in — 0·7′ bestimmt wurde, erhalten wir die Wiener Werte der Normaldeklination $= d_{w,t} = d_{0,t}$ dadurch dass wir zu den Werten der Tabelle 3. den Betrag 0·7′ addieren.

TABELLE 3

Die wahren Werte der magnetischen Deklinationen in Wien nach Liznar auf die Jahresmitte bezogen

Jahr	δ_W	Jahr	δ_W	Jahr	δ_W	Jahr	δ_W
1853·5	13° 08·4′	1864·5	11° 49·1′	1875·5	10° 33·2′	1886·5	9° 29·1′
1854·5	12° 58·6′	1865·5	11° 39·7′	1876 5	10° 27·8′	1887·5	9° 23·6′
1855·5	12° 50·9′	1866·5	11° 31·6′	1877·5	10° 21·8′	1888·5	9° 18·5′
1856·5	12° 44·8′	1867·5	11° 22·6′	1878·5	10° 15·5′	1889·5	9° 13·6′
1857·5	12° 37·1′	1868·5	11° 18·6′	1879·5	10° 07·6′	1890·5	9° 08·6′
1858·5	12° 29·4′	1869 5	11° 08·1′	1880·5	10° 02·0′	1891·5	9° 05·4′
1859·5	12° 24·3′	1870·5	11° 00·7′	1881·5	9° 56·2′	1892·5	8° 58·9′
1860·5	12° 14·3′	1871·5	10° 56·5′	1882·5	9° 51·9′	1893·5	8° 53·0′
1861·5	12° 07·8′	1872·5	10° 52·0′	1883·5	9° 45·1′	1894·5	8° 46·9′
1862·5	12° 01·4′	1873·5	10° 45·3′	1884·5	9° 38·7′	1895·5	8° 39·3′
1863·5	11° 55·9′	1874·5	10° 39·1′	1885·5	9° 34·6′	1896·5	8° 33·8′

Nach Umrechnung von [19, Bd. II S. 231] erhalten wir weiters:
1897·5 = 8° 28·1′ u. 1898,5 = 8° 24·1′

Nun sind zur Berechnung der Normaldeklinationen von Rozsnyó erforderlichen sämtlichen Werte der Gl. (2*b*) bekannt. So erhalten wir für 1863·5 :

$$d_{R,63\cdot5} = 11^\circ\,56\cdot6' + (7^\circ\,07\cdot2' - 9^\circ\,09\cdot3') + (-\,6\cdot27' + 6\cdot40')\,(-\,27) = 9^\circ\,51\cdot0'$$

Obiger Wert kann auch auf anderem Wege berechnet werden. Die Veränderung im Observatorium für die Zeit $\triangle t = -27$ Jahre, also $d_{0,t} - d_{0,90\cdot5}$ ist gegeben, hier 167·3′. Es besteht zwischen den Werten der Deklinationsunterschiede der beiden Orte offenkundig dasselbe Verhältnis, wie zwischen den jährlichen durchschnittlichen Änderungen derselben Orte. Also :

$$\frac{d_t - d_{90\cdot5}}{d_{0,t} - d_{0,90\cdot5}} = \frac{a}{a_0}$$

woraus sich ergibt :

$$d_t = d_{90\cdot5} + \frac{a}{a_0}(d_{0,t} - d_{0,90\cdot5}). \tag{2c}$$

In unserem Falle auf Wien bezogen ist :

$$d_{0,t} - d_{0,90\cdot5} = 167\cdot3', \quad \frac{a}{a_0} = 0\cdot9797 \text{ und } (d_{0,t} - d_{0,90\cdot5})\frac{a}{a_0} = 163\cdot9'.$$

Mithin erhalten wir :

$$d_{R,63\cdot5} = 7^\circ\,07\cdot2' + 163\cdot9' = 9^\circ\,51\cdot1'$$

also auf ein Zehntel der Minute den früheren Wert. Die Gleichheit der Gl. (2*b*) u. (2*c*) lässt sich übrigens leicht beweisen, falls wir in Gl. (2*c*) statt

$\frac{a}{a_0}$ den Wert $\frac{a - a_0 + a_0}{a_0} = 1 + \frac{a - a_0}{a_0}$ schreiben.

Zu demselben Ergebnis gelangen wir auch auf Grund folgender Überlegung. Einen Näherungswert der Deklination für einen bestimmten Ort und eine bestimmte Zeit können wir bekanntlich erhalten, falls wir zu dem bekannten Deklinationswert für 1890·5 des fraglichen Ortes die dem verstrichenen Zeitraum entsprechende Änderung addieren. Also

$$d_t = d_{90\cdot5} + a\,(t - 1890\cdot5) \tag{2d}$$

Nun ist die durchschnittliche Änderung a nur eine, nicht immer verlässliche Näherung. Wir erhalten einen besseren Wert für $a\,(t - 1890\cdot5)$, falls wir denselben in jenem Verhältnis verändern, das im Observatorium für die fragliche Zeit zwischen dem wahren und durchschnittlichen Wert der Änderung besteht. Folglich :

$$d_t = d_{90\cdot5} + a(t - 1890\cdot5)\frac{d_{0,t} - d_{0,90\cdot5}}{a_0(t - 1890\cdot5)}. \tag{2e}$$

Dies führt aber gleichfalls zur Gl. (2*b*.)

Mit den angegebenen Gl. (2*b*) bzw. (2*c*) können nun die Normaldeklinationen für Rozsnyó der Reihe nach berechnet werden. So erhalten wir für 1864·5

$$d_{R,64\cdot5} = 11^\circ\,49\cdot3' + 0\cdot7' - 122\cdot2' + 0\cdot13'\,(-26) \doteq 9^\circ\,44'$$

Die bis 1896·5 so berechneten Werte sind in der ersten Hälfte der Tabelle 6. enthalten. Nach 1890·5 ist nur eine Extrapolation möglich, doch erscheint

dies auf wenige Jahre für erlaubt. Nun begann aber im Jahre 1893 die regelmässige Beobachtung der magnetischen Elemente auch in Ógyalla ($\varphi = 47° 52{\cdot}5'$ und $\lambda = 18° 11{\cdot}4'$) und es stehen auch für Budapest zwischen 1871 und 1889 mehrere Daten zur Verfügung. Die Jahresmittel von Ógyalla wurden bis 1918 von Steiner veröffentlicht [4 ; S. 102.]. Zwischen 1919—1923 fehlen diese, während die Daten 1924—1943 Direktor Kenessey für die magnetischen Arbeiten Dr. Hofhausers diesem zur Verfügung stellte und letzterer diese auch uns mitteilte. Diese Werte veröffentlichte er auch in [22 ; S. 155.]. Leider waren in diesen mitgeteilten Jahresmitteln einige unrichtige Daten enthalten, die unsere frühere, in [20] angegebenen Ergebnisse etwas verzerren. Die hier in der Tabelle 4. angeführten wahren Werte der Deklination sind die nach [19] und [21 ; Bd. II. S. 254—255.] richtiggestellten genaueren Werte. Interessanterweise stehen auch [19] und [21] miteinander nicht ganz im Einklang. Wir verwenden hier die amtlich mitgeteilten Werte nach [19], wo solche zur Verfügung stehen. In Ermangelung entsprechender Daten waren wir gezwungen die Werte zwischen 1918·5 und 1924·5 für Ógyalla durch Interpolation zwischen $5° 21{\cdot}1'$ und $4° 18{\cdot}6'$ zu berechnen. Die nächsten Daten hiezu sind die des Prager Observatoriums. Die geringen Unterschiede zwischen den jährlichen Abnahmen (1918·5—1924·5 : 10·2′, 10·2′, 9·6′, 11·9′, 11·7′, 11·4′ Vgl. [18]) und die grössere Entfernung gerechtfertigen hier eine lineare Interpolation.

TABELLE 4

Die wahren Werte der magnetischen Deklinationen in Ógyalla auf die Jahresmitte bezogen

Jahr	δ_{Gy}	Jahr	δ_{Gy}	Jahr	δ_{Gy}	Jahr	δ_{Gy}
1893·5	8° 02·5′	1906·5	6° 57·8′	1919·5	Die Beobachtungen fehlen	1932·5	3° 0·9′
1894·5	7° 58·1′	1907·5	6° 55·4′ [2]	1920·5		1933·5	2° 51·3′
1895·5	7° 52·0′	1908·5	6° 49·7′	1921·5		1934·5	2° 42·5′
1896·5	7° 47·9′ [1]	1909·5	6° 44·0′	1922·5		1935·5	2° 32·7′
1897·5	7° 44·3′	1910·5	6° 34·5′	1923·5		1936·5	2° 22·6′ [3]
1898·5	7° 38·2′	1911·5	6° 25·3′	1924·5	4° 18·6′	1937·5	2° 16·8′
1899·5	7° 33·9′	1912·5	6° 17·3′	1925·5	4° 08·9′	1938·5	2° 09·0′
1900·5	7° 28·8′	1913·5	6° 08·4′	1926·5	3° 57·2′	1939·5	2° 02·3′
1901·5	7° 23·3′	1914·5	5° 59·0′	1927·5	3° 47·0′	1940·5	1° 54·5′
1902·5	7° 18·5′	1915·5	5° 49·3′	1928·5	3° 36·7′	1941·5	1° 47·1′
1903·5	7° 14·0′	1916·5	5° 40·2′	1929·5	3° 27·4′	1942·5	1° 40·4′
1904·5	7° 08·7′	1917·5	5° 30·3′	1930·5	3° 18·8′	1943·5	1° 33·4′
1905·5	7° 03·0′	1918·5	5° 21·1′	1931·5	3° 10·3′		

[1] Nach [19] 7° 46·9′ Nach [4] [18] u. [21] der oben angegebene Wert.

[2] Nach [19] : 6° 55·8′ Nach [4] u. [21] der oben angegebene Wert.

[3] [21] gibt hier den stark abweichenden Wert 2° 27·2′

Die Grösse der Lokalstörung für Ógyalla wurde von Liznar für 1890·0 in + 1·8′ von Čechura für 1932·0 in + 3·3′ angegeben.[1] Es besteht daher kein nahmhafter Unterschied. Wir verwenden zur Berechnung der Normaldeklination den letzteren um so eher, da wir 1890 auch für a und a_0 die besseren Werte nach Čechura benützen (Vgl. Gl. (3*b*)). Diese Werte wurden von Čechura für 1890·0—1932·0 ermittelt [2 ; Tafel VI.]. Es zeigt sich aber, dass aus der Differenz seiner Tafelwerte für 1890 und 1932 (Seine Tafel II. u. III.) man genauer etwas andere Werte erhält. Da im Folgenden noch die zweite Dezimale wichtig sein kann, geben wir diese neueren Werte in Tabelle 5. wieder.

TABELLE 5

Die in den Rechnungen mit a bezeichnete mittlere jährliche Abnahme der Deklination zwischen 1890·0 und 1932·0
(sämtliche Werte sind negativ)

λ \ ψ	47° 30′	48°	48° 30′	49°	49° 30′	50°
16° 30′	—	7·612′	7·607′	7·602′	—	—
17° —	7·614′	7·602′	7·590′	7·579′	—	—
17° 30′	7·610′	7·593′	7·574′	7·560′	7·540′	—
18° —	7·610′	7·586′	7·562′	7·536′	7·512′	—
18° 30′	7·607′	7·576′	7·545′	7·514′	7·483′	7·450′
19° —	7·605′	7·567′	7·531′	7·493′	7·455′	7·417′
19° 30′	—	7·562′	7·517′	7·474′	7·429′	7·383′
20° —	—	7·552′	7·502′	7·452′	7·400′	7·348′
20° 30′	—	7·545′	7·488′	7·431′	7·371′	—
21° —	—	7·538′	7·476′	7·412′	7·348′	—
21° 30′	—	7·531′	7·462′	7·391′	7·319′	—
22° —	—	7·524′	7·448′	7·371′	7·293′	—
22° 30′	—	7·517′	7·433′	7·350′	7·267′	—
23° —	—	—	7·424′	7·331′	7·243′	—

Daraus ergeben sich (in Klammern die ursprünglichen Čechura'schen Werte) :

Für Wien : $a_0 = -7{\cdot}618'$ (—7·634′) und Wien—Rozsnyó $(a - a_0) = +0{\cdot}15'$
Für Ógyalla : $a_0 = -7{\cdot}589'$ (—7·602′) Ógyalla—Rozsnyó $(a - a_0) = +0{\cdot}12'$
Für Rozsnyó : $a = -7{\cdot}469'$ (—7·462′)

Es ist naheliegend für 1893·5—1898·5 die Normaldeklination von Rozsnyó sowohl von Wien, als auch von Ógyalla aus zu berechnen. Die aus Ógyalla berechneten Werte zeigen aber Unterschiede bis 5′ gegenüber den, aus Wien ermittelten Werten. Wir verwenden für die Tabelle die aus Wien berechneten Grössen und werden dieses Vorgehen im Abschnitt II. noch rechtfertigen.

[1] In 1909 gab auch Liznar (Vgl. [23 ; S. 197.]) die Lokalstörung von Ógyalla ohne Bezugnahme auf seinen früheren Wert in + 3·2′an.

Wir erhalten mithin nach Gl. (2*b*)

$$\begin{aligned} d_{R,91{\cdot}5} &= 9^\circ\,05{\cdot}4' + 0{\cdot}7' - 122{\cdot}2' + 0{\cdot}15' \times 1 \doteq 7^\circ\,04' \\ &\vdots \\ d_{R,96{\cdot}5} &= 8^\circ\,33{\cdot}8' + 0{\cdot}7' - 122{\cdot}2' + 0{\cdot}15' \times 6 \doteq 6^\circ\,33' \end{aligned} \qquad (3b)$$

Von 1897 angefangen verwenden wir die Werte von Ógyalla nach der Beziehung :

$$d_t = d_{0,t} + (d_{32{\cdot}5} - d_{0,32{\cdot}5}) + (a - a_0)\,(t - 1932{\cdot}5) \qquad (2f)$$

Nachdem nach [2 ; Tabelle I.] für Rozsnyó $d_{R,32{\cdot}0} = 2^\circ\,00{\cdot}9'$—$5' = 1^\circ\,55{\cdot}9'$ und auf Ógyalla bezogen $d_{0,32{\cdot}0} = 3^\circ\,02{\cdot}3'$ ist, ergibt sich

$$d_{R,32{\cdot}0} - d_{0,32{\cdot}0} = -\,66{\cdot}4'$$

In sinngemässer Anwendung der Gl. (3*a*) erhalten auch $d_{R,32{\cdot}5} - d_{0,32{\cdot}5} = -\,66{\cdot}4'$, da $(a - a_0)$ auf ein halbes Jahr nur $0{\cdot}06'$ ausmacht. Mithin berechnen wir aus Gl. (2*f*):

$$\begin{aligned} d_{R,97{\cdot}5} &= 7^\circ\,44{\cdot}3' - 3{\cdot}3' - 66{\cdot}4' - 0{\cdot}12' \times 35 = 6^\circ\,30' \\ &\vdots \\ d_{R,918{\cdot}5} &= 5^\circ\,21{\cdot}1' - 3{\cdot}3' - 66{\cdot}4' - 0{\cdot}12' \times 14 = 4^\circ\,09' \end{aligned} \qquad (3c)$$

TABELLE 6.

Die Werte der Normaldeklination in Rozsnyó zwischen 1863·5 und 1943·5 auf die Jahresmitte bezogen.

Jahr	d_R	Jahr	d_R	Jahr	d_R	Jahr	d_R
1863·5	9° 51′	1884·5	7° 37′	1905·5	5° 50′	1926·5	2° 47′
1864·5	9° 44′	1885·5	7° 33′	1906·5	5° 45′	1927·5	2° 37′
1865·5	9° 35′	1886·5	7° 27′	1907·5	5° 43′	1928·5	2° 26′
1866·5	9° 27′	1887·5	7° 22′	1908·5	5° 37′	1929·5	2° 17′
1867·5	9° 18′	1888·5	7° 17′	1909·5	5° 31′	1930·5	2° 09′
1868·5	9° 14·3′	1889·5	7° 12′	1910·5	5° 22′	1931·5	2° 01′
1869·5	9° 04′	1890·5	7° 07·2′	1911·5	5° 13′	1932·5	1° 51′
1870·5	8° 57′	1891·5	7° 04′	1912·5	5° 05′	1933·5	1° 42′
1871·5	8° 53′	1892·5	6° 58′	1913·5	4° 56′	1934·5	1° 33′
1872·5	8° 48′	1893·5	6° 52′	1914·5	4° 47′	1935·5	1° 23′
1873·5	8° 42′	1894·5	6° 46′	1915·5	4° 38′	1936·5	1° 13′
1874·5	8° 36′	1895·5	6° 39′	1916·5	4° 29′	1937·5	1° 08′
1875·5	8° 30′	1896·5	6° 33′	1917·5	4° 19′	1938·5	1° 00′
1876·5	8° 25′	1897·5	6° 30′	1918·5	4° 10′	1939·5	0° 53′
1877·5	8° 19′	1898·5	6° 24′	1919·5	3° 59′	1940·5	0° 46′
1878·5	8° 12′	1899·5	6° 20′	1920·5	3° 49′	1941·5	0° 39′
1879·5	8° 05′	1900·5	6° 15′	1921·5	3° 39′	1942·5	0° 32′
1880·5	7° 59′	1901·5	6° 10′	1922·5	3° 28′	1943·5	0° 25′
1881·5	7° 54′	1902·5	6° 05′	1923·5	3° 18′		
1882·5	7° 50′	1903·5	6° 01′	1924·5	3° 08′		
1883·5	7° 43′	1904·5	5° 56′	1925·5	2° 58′		

TABELLE 7

Die berechneten (1951) wahren Werte der magnetischen Deklination in Rozsnyó zwischen 1863·5 und 1943·5 auf die Jahresmitte bezogen.

Jahr	δ_R	Jahr	δ_R	Jahr	δ_R	Jahr	δ_R
1863·5	9° 56′	1884·5	7° 42′	1905·5	5° 55′	1926·5	2° 52′
1864·5	9° 49′	1885·5	7° 38′	1906·5	5° 50′	1927·5	2° 42′
1865·5	9° 40′	1886·5	7° 32′	1907·5	5° 48′	1928·5	2° 31′
1866·5	9° 32′	1887·5	7° 27′	1908·5	5° 42′	1929·5	2° 22′
1867·5	9° 23′	1888·5	7° 22′	1909·5	5° 36′	1930·5	2° 14′
1868·5	9° 19·3′	1889·5	7° 17′	1910·5	5° 27′	1931·5	2° 06′
1869 5	9° 09′	1890·5	7° 12·2′	1911·5	5° 18′	1932·5	1° 56′
1870·5	9° 02′	1891·5	7° 09′	1912·5	5° 10′	1933·5	1° 47′
1871·5	8° 58′	1892·5	7° 03′	1913·5	5° 01′	1934·5	1° 38′
1872·5	8° 53′	1893·5	6° 57′	1914·5	4° 52′	1935·5	1° 28′
1873·5	8° 47′	1894·5	6° 51′	1915·5	4° 43′	1936·5	1° 18′
1874·5	8° 41′	1895·5	6° 44′	1916·5	4° 34′	1937·5	1° 13′
1875·5	8° 35′	1896·5	6° 38′	1917·5	4° 24′	1938·5	1° 05′
1876·5	8° 30′	1897·5	6° 35′	1918·5	4° 15′	1939·5	0° 58′
1877·5	8° 24′	1898·5	6° 29′	1919·5	4° 04′	1940·5	0° 51′
1878·5	8° 17′	1899·5	6° 25′	1920·5	3° 54′	1941·5	0° 44′
1879·5	8° 10′	1900·5	6° 20′	1921·5	3° 44′	1942.5	0° 37′
1880·5	8° 04′	1901·5	6° 15′	1922·5	3° 33′	1943.5	0° 30′
1881·5	7° 59′	1902·5	6° 10′	1923·5	3° 23′		
1882·5	7° 55′	1903·5	6° 06′	1924·5	3° 13′		
1883·5	7° 48′	1904·5	6° 01′	1925·5	3° 03′		

Zwischen 1918·5—1924·5 verwenden wir zur Berechnung die interpolierten Werte von Ógyalla, nachher die in Tabelle 4. angegebenen Werte:

$$d_{R,924\cdot5} = 4^\circ\,18\cdot8' - 3\cdot3' - 66\cdot4' - 0\cdot12' \times 6 = 3^\circ\,08'$$

$$\vdots$$

$$d_{R,32\cdot5} = 3^\circ\,01' - 3\cdot3' - 66\cdot4' - 0\cdot12' \times 0 = 1^\circ\,51^\circ 3'$$

$$\vdots$$

$$d_{R,43\cdot5} = 1^\circ\,33' - 3\cdot3' - 66\cdot4' + 0\cdot12' \times 9 = 0^\circ\,25'$$

So wurde der zweite Teil der Tabelle 6. berechnet. Diese zeigt gegenüber unseren früher ermittelten und veröffentlichten Werten kleinere Abweichungen, die hauptsächlich durch die ersten fehlerhaften Ógyallaer Werten verursacht wurden. Durch Addition der Lokalstörung von 5′ erhalten wir in der Tabelle 7. die von uns berechneten wahren Deklinationen von Rozsnyó.

II

Wir wollen die in den Tabellen 6. und 7. angegebenen Werte auf ihre Genauigkeit prüfen. Es bestehen hiefür mehrere Möglichkeiten.

So können wir $d_{R,32\cdot5}$ auch aus dem Messungswert 2° 20·8′ Čechuras am 18. Juli 1929 (um 18^{13} Uhr) berechnen. In diesem Zeitpunkt ist die wahre Deklination erfahrungsgemäss etwa um 0·4′ grösser, als das Tagesmittel. Mithin erhalten wir für den 18. Juli 1932 im Sinne der Gl. (2*c*):

$$d_{R,932\cdot55} = 2^\circ\,20\cdot4' - 5' - (3^\circ\,27' - 3^\circ\,01')\,\frac{a}{a_0} \doteq 1^\circ\,50'$$

und dieser Wert für den 18. Juli ist in der Tat etwas kleiner, als der für 1932·5 errechnete Wert 1° 51·3′.

Es mag bemerkt werden, dass die Abweichungen vom Tagesmittel — besonders während der Sommermonate — ganz erhebliche Werte annehmen können, deren Grösse auch von der geographischen Breite usw. abhängt. Eine solche Tabelle für $\varphi = 48^\circ$ gab *u. a.* Doležal an [5 ; S. 22.], doch wären solche Tabellen neueren Ursprungs sehr wertvoll, da die genaueren Werte der magnetischen Observatorien nicht leicht zugänglich und auch nicht immer erforderlich sind. Die Zusammenstellung solcher verlässlicher Tabellen der täglichen Variation würde die Verbreitung magnetischer Vermessungsinstrumente sehr begünstigen.

Wird die magnetischen Deklination nicht für die Jahresmitte gesucht, so wird man zwischen den Werten der Tabellen 6. bzw. 7. interpolieren. Berücksichtigt man noch die Abweichung vom Tagesmittel für den entsprechenden Zeitpunkt, so erhält man die für letzteren gültige wahre magnetische Deklination. So wird z. B. für 18^{13} Uhr des 18. Juli 1929 die Rozsnyóer Deklination:

$$\delta = 2^\circ\,22' + 0\cdot4' - 8'\,\frac{18}{365} = 2^\circ\,22\cdot0'$$

welcher Wert mit der, durch Čechura wirklich gemessenen Grösse 2° 20·8′ auf 1·2′ übereinstimmt.

Einige Jahre nach Fertigstellung unserer Tabelle der magnetischen Deklinationen für Rozsnyó, erhielten wir eine interessante Zusammenstellung der magnetischen Deklinationen von Oberberginspektor *Pohl* aus Rozsnyó (Tabelle 8.), der dieselben teils durch unmittelbare Messungen in Rozsnyó (zweimal unterstrichen), teils durch Abmessungen von Grubenkarten (einmal unterstrichen) und in beiden Fällen für die Zwischenzeit durch Interpolationen herleitete. In der Tabelle 8. führen wir auch unsere Werte und die Differenz der beiden an. Pohl fand die Richtigkeit unserer Berechnungen durch seine Zusammenstellung bestätigt. Wir führen höchstens hier ergänzend an, dass die Übereinstimmung besonders in jenen Jahren eine sehr gute ist, in denen Pohl die magnetische Deklination in Rozsnyó unmittelbar bestimmte, denn

da beträgt die Abweichung im Mittel nur 1·4', und die höchste Abweichung nur 3'. Wenn wir die Beobachtungsfehler der üblichen markscheiderischen Instrumente und die Unsicherheit der Berücksichtigung der Tagesvariation bei diesen in Betracht ziehen, so muss die Übereinstimmung als besonders gut angesehen werden. Dass die erwähnten Fehlerquellen solche Grössen erreichen können, beweist der Umstand, dass der von Pohl in 1929 gemessene 2° 24' Wert von dem, durch Čechura in Rozsnyó gemessenen 2° 20·8' Betrag um 3·2' abweicht, während unser 2° 22' Wert sich nur um 1·2' unterscheidet.

Grössere, bis 9' reichende Unterschiede finden wir besonders vor 1878. Und dies kann uns nicht wundern, wenn wir bedenken, dass Pohl diese Werte nur durch nachträgliche Abmessungen von den Grubenkarten erhielt und zu jener Zeit die magnetischen Azimute mit einfachen Kompassen mit Ungenauigkeiten von mehreren Minuten bestimmt wurden, die sich durch das Auftragen mit Zulegeplatten noch weiter vergrösserten. Dazu kommt noch der Papiereingang und der Fehler bei der Abmessung von den Grubenkarten. Hier ist allerdings in Betracht zu ziehen, dass für Rozsnyó Schenzl in 1867 den Wert 9° 11·3' angab [24; S. 128.], der mit 11·7' kleiner ist, als unser Wert. Der Schenzlsche Wert ist aber nicht einwandfrei, da in 1867 am Anfang der Messung der Spiegelkollimationsfehler —22·5′ am Ende —10·6′ war [24; S. 87.] und Schenzl ohne neuerliche Messung und Nachprüfung die Spiegelkollimation bis Lőcse mit —22·5', von Kassa an mit —10·6' einsetzte. Würde man auch in Rozsnyó mit —10·6' rechnen, so erhielte man 9° 21', welche Grösse mit unserer sehr gut übereinstimmt. Auch dürften die Schenzlschen Berechnungen für unsere Untersuchungen nicht überall genug verlässlich sein.[2] Eine andere Frage ist es wieder, ob die von Liznar beobachteten gestörten magnetischen Deklinationen von Wien zwischen 1860—1871 (Vgl. [1; II. Teil, S. 92—93.]) nicht die grösseren Unterschiede unserer Tabelle 8. hervorrufen könnten. Wir haben es vor, auf die Prüfung der Wiener Deklinationen noch eigens zurückzukehren, da die fraglichen Liznarschen Rechnungen nicht ganz richtig erscheinen.[3] Wir halten daher unsere Werte auch vor 1878 mit den übrigen gleichwertig und betrachten die grösseren Abweichungen hauptsächlich als Folge der ungenaueren Ermittlungen von den alten Grubenkarten. Diese Frage wollen wir übrigens im Abschnitt V. im anderen Zusammenhang noch berühren.

[2] *Schenzl* gibt z. B. den mittlerren Stand des Variationsapparates in 1864 in München mit + 4·3', den Wert eines Skalanteiles mit 1', und den Wert des Nullpunktes mit 14° 4·1' an. Daraus rechnet er für + 4·3' die Deklination richtig mit 14° 8·4' (S. 26) Dann ist aber nicht zu entnehmen, wie auf S. 29 der Variation 14·6' die Deklination 14° 9·6' entsprechen soll. Auf S. 34 ist wieder folgerichtig für —0·2' des Variationsapparates die Deklination mit 14° 3·9' angegeben.

[3] So ist es z. B. sofort einzusehen, dass bei 10' Unterschied zwischen den gemessenen magnetischen Deklination für 1859·5 und 1860·5 in Wien man daraus für Prag einen Unterschied von 3·3' nur durch fehlerhafte Rechnung erhalten kann (S. 92—93.).

Im Übrigen macht sich bei den Liznarschen Bezeichnungen sehr störend bemerkbar, dass die Jahresmitte teils eigens angezeigt, teils nicht angezeigt wurde, also z. B. teils durch 1859·5, teils durch 1859 ausgedrückt erscheint.

TABELLE 8

Die von Tárczy-Hornoch berechnete (1951) genauen wahren magnetischen Deklinationen von Rozsnyó verglichen mit den Pohl'schen Werten, die er durch unmittelbare Messungen (zweimal unterstrichen), durch Abmessungen von alten Grubenkarten (einmal unterstrichen), sowie durch Interpolation zwischen diesen erhielt

Jahres-mitte	Die wahre Deklination		Differenz $\delta-\delta'$	Jahres-mitte	Die wahre Deklination		Differenz $\delta-\delta$
	nach Hornoch δ	nach Pohl δ'			nach Hornoch δ	nach Pohl δ'	
1861·5		10° 00′		1901·5	6° 15′	6° 14′	+1′
1862·5		9° 54′		1902·5	6° 10′	6° 09′	+1′
1863·5	9° 56′	9° 47′	+9′	1903·5	6° 06′	6° 04′	+2′
1864·5	9° 49′	9° 41′	+8′	1904·5	6° 01′	5° 59′	+2′
1865·5	9° 40′	9° 34′	+6′	1905 5	5° 55′	5° 55′	0′
1866·5	9° 32′	9° 28′	+4′	1906·5	5° 50′	5° 50′	0′
1867·5	9° 23′	9° 21′	+2′	1907·5	5° 48′	5° 45′	+3′
1868·5	9° 19·3′	9° 14′	+5·3′	1908·5	5° 42′	5° 38′	+4′
1869·5	9° 09′	9° 07′	+2′	1909·5	5° 36′	5° 30′	+6′
1870·5	9° 02′	9° 00′	+2′	1910·5	5° 27′	5° 22′	+5′
1871·5	8° 58′	8° 53′	+5′	1911·5	5° 18′	5° 14′	+4′
1872·5	8° 53′	8° 46′	+7′	1912·5	5° 10′	5° 06′	+4′
1873·5	8° 47′	8° 39′	+8′	1913·5	5° 01′	4° 58′	+3′
1874·5	8° 41′	8° 32′	+9′	1914·5	4° 52′	4° 49′	+3′
1875·5	8° 35′	8° 27′	+8′	1915·5	4° 43′	4° 40′	3′
1876·5	8° 30′	8° 22′	+8′	1916 6	4° 34′	4° 31′	3′
1877·5	8° 24′	8° 18′	+6′	1917·5	4° 24′	4° 22′	+2′
1878·5	8° 17′	8° 14′	+3′	1918·5	4° 15′	4° 12′	+3′
1879·5	8° 10′	8° 09′	+1′	1919·5	4° 04′	4° 02′	+2′
1880·5	8° 04′	8° 05′	—1′	1920·5	3° 54′	3° 52′	+2′
1881·5	7° 59′	8° 00′	—1′	1921·5	3° 44′	3° 42′	+2′
1882·5	7° 55′	7° 56′	—1′	1922·5	3° 33′	3° 32′	+1′
1883·5	7° 48′	7° 52′	—4′	1923·5	3° 23′	3° 22′	+1′
1884·5	7° 42′	7° 47′	—5′	1924·5	3° 13′	3° 12′	+1′
1885·5	7° 38′	7° 43′	—5′	1925·5	3° 03′	3° 01′	+2′
1886·5	7° 32′	7° 37′	—5′	1926·5	2° 52′	2° 51′	+1′
1887.5	7° 27′	7° 30′	—3′	1927·5	2° 42′	2° 42′	0′
1888·5	7° 22′	7° 24′	—2′	1928·5	2° 31′	2° 34′	—3′
1889·5	7° 17′	7° 17′	0′	1929·5	2° 22′	2° 24′	—2′
1890·5	7° 12·2′	7° 11′	+1·2′	1930·5	2° 14′	2° 14′	0′
1891·5	7° 09′	7° 05′	+4′	1931·5	2° 06′	2° 05′	+1′
1892·5	7° 03′	6° 58′	+5′	1932·5	1° 56′	1° 55′	+1′
1893·5	6° 57′	6° 51′	+6′	1933·5	1° 47′	1° 47′	0′
1894·5	6° 51′	6° 45′	+6′	1934·5	1° 38′	1° 37′	+1′
1895·5	6° 44′	6° 41′	+3′	1935·5	1° 28′	1° 27′	+1′
1896·5	6° 38′	6° 37′	+1′	1936·5	1° 18′	1° 18′	0′
1897·5	6° 35′	6° 33′	+2′	1937·5	1° 13′		
1898·5	6° 29′	6° 29′	0′	1938·5	1° 05′		
1899·5	6° 25′	6° 24′	+1′	1939·5	0° 58′		
1900·5	6° 20′	6° 19′	+1′	1940·5	0° 51′		

Es kann auffallen, dass auch in den Jahren 1891—1895 und 1909 eine bis 6' reichende Spitze besteht. Doch dürfte dies im ersten Falle mit den dortigen nicht ganz klaren Pohl'schen Interpolationen zusammenhängen, da bei letzterem die jährliche Änderung zwischen 7° 05' für 1891·5 und 6° 33' für 1897·5 ohne Angabe von Gründen ungleichmässig zwischen 4' und 7' wechselt. Bei gleichmässiger Verteilung erhalten wir 5·3' jährlich und da ergeben sich für Pohl folgende interpolierte Werte: 1892·5 : 6° 59·6' ; 1893·5 : 6° 54·3' ; 1894·5 : 6° 49' ; 1895·5 : 6° 43·6' ; 1896·5 : 6° 38·3', welche Grössen von den unseren nur in einem Falle mit einem grösseren Betrag als 3', mit dem Betrag 3·4' abweichen. Eine nicht lineare Interpolation würde nur dann gerechtfertigt erscheinen, wenn dies im Verhältnisse der jährlichen Veränderungen eines nahen Observatoriums erfolgen könnte. In Wien war die Veränderung der Deklination zwischen 1891·5 und 1897·5 nach [19 ; Bd. II. S. 231.] 37·3′, in Rozsnyó nach Pohl 32′. Dementsprechend sind die Wiener jährlichen Abnahmen im Verhältnis $\frac{32}{37{\cdot}3} = 0{\cdot}86$ auf Rozsnyó umzurechnen und wir erhalten dann richtiger zwischen den Pohl'schen 7° 05; und 6°33' für 1892·5 : 6°59·4' ; 1893·5 : 6°54·3' ; 1894·5 : 7°49·1' ; 1895·5 : 6°42·6' ; 1896·5 : 6°37·3', die trotzdem, dass es sich bei Pohl in 1891 und 1897 nur um, von den Karten abgenommenen Werten handelt, eine bedeutend bessere Übereinstimmung, als seine Werte mit unseren Ergebnissen zeigen. Es sei noch bemerkt, dass der Pohl'sche Wert 7°05' für 1891·5 wahrscheinlich mit 2—3 Minuten kleiner ist. Es erhellt dies auch daraus, dass von 1889·5 bis 1891·5 in Wien die Abnahme der Deklination nur 8·2' war, in Rozsnyó degegen mit dem fraglichen Wert 7°05' sich 12' ergeben würde. Verlassen wir daher diesen Wert und interpolieren nur zwischen den Pohl'schen Werten 1889 und 1896, im Verhältnis der Wiener Änderungen, so erhalten wir eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Pohl'schen und unseren Werten. Ähnlich vermindert sich die Spitze um 1909, falls wir zwischen den Pohl'schen Werten von 1907 und 1914 im Verhältnis der Veränderungen im Ógyallaer Observatorium interpolieren.

Wie wir im Abschnitt I. erwähnt haben, können wir die Deklinationen von Rozsnyó nach 1890 auch aus Ógyalla herleiten, doch es zeigt sich auch hier eine bis 5' steigende Abweichung von den, von uns in der Tabelle 6. angegebenen Werten für 1890·5—1896·5. Der Grund hiefür liegt besonders in den verschiedenen jährlichen Abnahmen von Wien und Ógyalla zwischen 1893·5——1896·5. Während diese in Wien 6·1', 7·6', und 5·5' betragen, erhalten wir aus Ógyalla nur 4·4', 6·1', und 4·1', also wesentlich weniger, als es aus dem Verhältnis der durchschnittlichen Abnahmen beider Orte ($a = 7{\cdot}618$ und 7·589) folgen würde. Wir neigen zu der Annahme, dass die ersten Jahre des seinerzeit neuen Ógyallaer Observatoriums infolge anfänglicher Schwierigkeiten noch nicht ganz verlässliche Beobachtungswerte lieferten. Wir können dies auch durch andere Feststellungen bekräftigen. Für den Jahresanfang 1890, also für 1890·0 gibt

Steiner [4 ; S. 102.] die magnetische Deklination für Ógyalla mit 8°20·7' an, die auf die Jahresmitte 1895·5 umgerechnet mit 8°18' angeführt erscheint. Nun bestimmte die magnetische Deklination von Ógyalla in 1890 auch Liznar und er fand für 1890·0 zunächst [1 ; I. Teil. S. 252. u. 367.] 8°27·6', verbesserte dann diesen Wert auf der S. 368. mit 3·3' auf 8°24·3', um dann in [1 ; II. Teil, S. 5.] nurmehr mit 8°22·9' weiterzurechnen. Letzteren Wert erhielt er als Mittelwert aus seinen (8°24·3') und aus dem Kurländer'schen Wert (8°20·7'). Nach unserer Prüfung dürfte der Liznarsche Wert der verlässlichere sein und durch die Mittelbildung verzerrte Liznar seinen Ógyallaer richtigen Wert für 1890·0. Bei der richtigen Ógyallaer wahren Deklination von 8°24·3' wird dann die Lokalstörung von Ógyalla in 1890 nach Gl. (1.) statt 1·8' richtig 3·2', welcher Betrag mit dem Čechura'schen 3·3' Wert aus 1932 auffallend gut übereinstimmt. (Vgl. auch Fussnote 1.u . [23 ; S. 199.], wonach später auch Liznar stillschweigend 8°24·3' als den richtigen Wert für 1890·0 annahm.) Es muss weiters noch auffallen, dass die Abnahme der magnetischen Deklination zwischen 1890·5 und 1897·5 in Wien 40·5', nach [18] in Prag 39·3', nach Pohl in Rozsnyó 38' und in Ógyalla (liegt räumlich zwischen Rozsnyó und Wien) nach den Kurländer—Steinerschen Werten nur 33·7' betragen sollte. Dies spricht auch dafür, dass der Ógyallaer Wert von 1890 und die unmittelbar nachfolgenden etwas grösser sein müssten. Den Ógyallaer Wert von 1897·5 angefangen können wir bereits als verlässlich ansehen[4] und da zeigen die Berechnungen von Ógyalla und Wien in der Tat gute Übereinstimmung.[5]

Es mag endlich angeführt werden, dass Dr. Hofhauser ganz unabhängig von uns in seiner Isogonenkarte für 1943·5 die wahre magnetische Deklination von Rozsnyó in 29' berechnete (Auch [22 ; S. 152.]), die mit unserem Wert der Tabelle 7. auf eine Minute übereinstimmt.

Wir können mithin die in Tabelle 7. angegebenen wahren magnetischen Deklinationen als auf 1'— 2' genaue Werte ansehen, wobei die eine Minute die häufigere sein dürfte.

III

Wir untersuchten die Genauigkeitsverhältnisse der Tabelle 7. absichtlich eingehender, obwohl zu vermessungstechnischen Zwecken meist auch grössere Fehler zulässig erscheinen. Nach erfolgter mehrfacher Prüfung der Ergebnisse der Tabelle 7. und nach Bekräftigung deren Richtigkeit durch die Pohl'schen, in dieser Beziehung besonders wertvollen Bestimmungen *können wir die Werte der Tabellen 6. und 7. als die rechnungsmässig erhaltenen Werte eines fingierten*

[4] In dem Wert für 1896·5 von Ógyalla unterscheiden sich noch auch [18] u. [21]. Interessant ist dass [19 ; S. 254.] die Werte von Ógyalla nur seit 1894·5 anführt.

[5] $d_{R_{97{\cdot}5}} = 8° 28{\cdot}1' + 0{\cdot}7' - 122{\cdot}2' + 0{\cdot}15' \times 7 = 6° 28'$ und $d_{R_{98{\cdot}5}} = 8° 24{\cdot}1 + 0{\cdot}7' - - 122{\cdot}2' + 0{\cdot}15' \times 8 = 6° 24'$, während in der Tabelle 6. aus Ógyalla 6° 30' und 6° 24' angegeben erscheinen.

Rozsnyóer magnetischen Observatoriums betrachten, mit deren Hilfe im Wege der Gl. (2*b*) bzw. (2*f*) oder genauer mit Hilfe der folgenden Gl. (6) die magnetischen Deklinationen der übrigen Orte im Karpathenbecken berechenbar sind. Und dazu brauchen wir nicht einmal die Deklination des fraglichen Ortes im Ausgangszeitpunkt (1890, oder 1932) kennen, denn diese kann auch mit Hilfe der Gl. (4), oder durch Tabellen für den Zeitpunkt 1890, bzw. mit Hilfe der folgenden Čechura'schen Gleichung [2 ; Gl. (4).] aus Ógyalla für den Zeitpunkt 1932·0 berechnet werden :

$$d_{32\cdot0} = 3°02\cdot27' - 0\cdot0267\,(\varphi - 47°52\cdot5') - 0\cdot461\,(\lambda - 18°11\cdot4') \qquad (5)$$

Obige Gl. gilt allerdings nur für die Slovakei und ihrer Grenzgebiete. Nachdem aber in den 1930-er Jahren auch Österreich [7] und Rumänien [8—13] ausgedehnte magnetische Landesvermessungen ausgeführt haben, weiters auch für Ungarn die Ergebnisse der Hofhauser'schen Deklinationsmessungen aus 1936—43 und des Eötvös-Institutes aus 1949—50 vorliegen, wäre es möglich auch genauere Werte der räumlichen Veränderung der magnetischen Deklination im Karpathenbecken herzuleiten, die wahrscheinlich auch quadratische Glieder von $\Delta\varphi$ und $\Delta\lambda$ enthalten würden, wie die Liznar'schen Gleichungen aus 1850 und 1890. Diese Arbeit dürfte demnächts in Angriff genommen werden.

Die ausgedehnteren neueren magnetischen Messungen würden übrigens auch die Möglichkeit geben die räumlichen Veränderungen der magnetischen Deklination nicht nur in bestimmten Zeitpunkten, wie 1850, 1890, 1950, sondern auch für andere Zeitpunkte genauer, als mit der in bezug auf t linearen Gl. (2*b*) zu bestimmen, indem man die Konstanten für eine besser anschmiegende Parabel berechnet. Darauf hat bereits Liznar hingewiesen. (Vgl. [1 ; II. Teil, S. 87.] u. [23 ; S. 194.]) und Čechura Werte für die Slovakei hergeleitet [2 ; S. 25—26.]. Bezeichnen wir darnach die Normaldeklination eines Ortes im Zeitpunkt t mit d_t, jene im Observatorium gleichfalls im Zeitpunkt t mit $d_{0,t}$, so besteht bei parabolisch vorausgesetzter Änderung der Differenz der magnetischen Deklinationen mit der Zeit die Beziehung :

$$d_t - d_{0,t} = m + n\,(t - t_0) + p\,(t - t_0)^2 \qquad (6)$$

Bei zu drei verschiedenen t_0, t_1 und t_2 Zeiten durchgeführten magnetischen Landesaufnahmen haben wir für denselben Ort drei gegebene Werte $d_t - d_{0,t}$, so dass m, n und p für den fraglichen Ort berechnet werden können. Nehmen wir z. B. t_0 in 1890 an, so erhalten wir aus Gl. (6) falls auch $t = 1890$ ist :

$$d_{90} - d_{0,90} = m$$

Dagegen wird für $t = 1850$ daraus :

$$d_{850} - d_{0,850} = m - 40\,n + 40^2\,p \qquad (6a)$$

und für $t = 1950$:

$$d_{950} - d_{0,950} = m + 60\,n + 60^2\,p$$

Aus den beiden letzten Gl. werden auch n und p für den fraglichen Ort ermittelt.

Berechnen wir im Sinne der Gl. (6*a*) für verschiedene Orte des Landes die Werte m, n und p, so können dieselben in Abhängigkeit von φ und λ in Tabellen zusammengefasst und zu den praktischen Berechnungen der magnetischen Deklination verwendet werden. Hiezu brauchen wir ausser m, n und p in Gl. (6) lediglich $d_{0,t}$ und diese Werte liefert uns eben Tabelle 6. des fingierten Rozsnyóer Observatoriums. Mithin :

$$d_t = d_{0,t} + m + n\,(t - t_0) + p\,(t - t_0)^2 \qquad (6b).$$

Dies ermöglicht folglich eine einheitlich aufgebaute Berechnung der magnetischen Deklinationen für verschiedene Zeitpunkte.

Es ist in Ungarn die Aufstellung einer zeitgemässen magnetischen Warte geplant. Es wäre dann angezeigt nachträglich auch deren magnetische Deklination bis etwa 1860 zurückgreifend ähnlich zu berechnen, damit nur eine Warte als Ausgangsobservatorium für ganz Ungarn verwendet werden könne.

IV.

Die bisherigen Beziehungen ermöglichen die Berechnung der Normaldeklination eines Ortes für einen beliebigen Zeitpunkt, falls *für denselben Zeitpunkt* die magnetische Deklination $d_{0,t}$ eines Observatoriums gegeben erscheint. Es erhebt sich jetzt die Frage, ob es möglich ist auch ohne $d_{0,t}$ den Wert der Normaldeklination für einen Ort *voraus* zu bestimmen. Eine Näherungslösung hiefür gaben wir bereits in Gl. (2*d*) an, die jetzt sinngemäss durch folgend geschrieben werden kann :

$$d_t = d_{t_0} + a\,(t - t_0) \qquad (7)$$

In dieser Gl. bedeuten d_{t_0} die Deklination für den Ausgangszeitpunkt t_0 und a den Wert der durchschnittlichen jährlichen Änderung in dem fraglichen Orte. Diese Beziehung ist aber nur eine rohe Näherung, da a selbst sich mit der Zeit verändert.

Einen genaueren Wert für d_t können wir dann erhalten, falls es gelingt a als Funktion von t auszudrücken, da in diesem Falle für jeden t-Wert die entsprechende a Grösse bestimmt werden könnte. Wenn wir für einen Ort aus 1850—1890 und 1890—1950 zwei a_1 und a_2 durchschnittliche Werte berechnen, so können wir daraus leider die Kurve der Veränderung von a noch nicht ermitteln, da die a-Werte selbst Durchschnittswerte für bestimmte Zeiträume darstellen. Es genügt mithin hiezu selbst ein dritter, aus späteren Messungen zu berechnende a_3 Wert nicht, denn wir können nur mit dem letzten a-Wert extrapolieren.

Wir können jedoch die den einzelnen t-Werten der Gl. (7) am besten entsprechenden a Grössen viel genauer als Funktion von t berechnen und dies ermöglicht die Verwendung der Gl. (7) während eines verhältnismässig grösseren Zeitraumes zu Vorausberechnungen.

Es sei a irgendeine, z. B. parabolische Funktion der Zeit. Also :

$$a = N + P(t - t_0) + Q(t - t_0)^2 \tag{8}$$

Damit erhält man aus Gl. (7) :

$$d_t = d_{t_0} + N(t - t_0) + P(t - t_0)^2 + Q(t - t_0)^3 \tag{7b}$$

Es ist ratsam t_0 als den Zeitpunkt der letzten magnetischen Vermessung zu wählen. Es seien ausserdem noch magnetische Vermessungen in den Zeitpunkten t_1, t_2 und t_3 ausgeführt worden. Dann erhalten wir aus den magnetischen Landesaufnahmen in t_0 und t_1 für den fraglichen Ort den Durchschnittswert a_{0-1} der jährlichen Abnahme zwischen t_0 und t_1 in :

$$a_{0-1} = \frac{d_{t_1} - d_{t_0}}{t_1 - t_0}$$

Und analog zwischen t_0 und t_2 :

$$a_{0-2} = \frac{d_{t_2} - d_{t_0}}{t_2 - t_0} \tag{9}$$

bzw. zwischen t_0 und t_2 :

$$a_{0-3} = \frac{d_{t_3} - d_{t_0}}{t_3 - t_0}$$

In Kenntnis dieser Werte ergeben sich aus Gl. (8) :

$$\begin{aligned} a_{0-1} &= N + P(t_1 - t_0) + Q(t_1 - t_0)^2 \\ a_{0-2} &= N + P(t_2 - t_0) + Q(t_2 - t_0)^2 \\ a_{0-3} &= N + P(t_3 - t_0) + Q(t_3 - t_0)^2 \end{aligned} \tag{10}$$

woraus N, P und Q ermittelt werden können. Hat man diese Werte berechnet, so können wir mit der Gl. (8) für eine beliebige Zeit, bzw. für einen beliebigen Zeitraum $(t - t_0)$ die entsprechende a Grösse und mit deren Hilfe nach Gl. (7b) für den betreffenden Ort *in voraus* die genauere Normaldeklination angeben. Hat man mehr Messungen, so könnte man wohl durch Ausgleichung die Genauigkeit steigern, doch dürfte in diesem Falle die Einführung weiterer Unbekannten in die Gl. (10) ratsamer erscheinen, wie dies noch in vorletztem Absatz dieses Abschnittes erörtert wird.

Es soll bemerkt werden, dass zwischen den nach Gl. (6a) berechneten n und p, sowie den obigen durch Gl. (10) bestimmten Werten mathematische Zusammenhänge bestehen.

Es ist zunächst einleuchtend, dass Gl. (7) auch für das Ausgangsobservatorium Gültigkeit hat. Also :

$$d_{0,t} = d_{0,t_0} + a_0 (t - t_0) \tag{11}$$

Durch Subtraktion dieser Gl. aus (7) erhalten wir :

$$d_t - d_{0,t} = d_{t_0} - d_{0,t_0} + (a - a_0)(t - t_0) \tag{12}$$

Aus dem Vergleich mit Gl. (6) folgt :

$$d_{t_0} - d_{0,t_0} = m \tag{13}$$

und

$$(a - a_0)(t - t_0) = n (t - t_0) + p (t - t_0)^2 \tag{14}$$

weiters aus der letzteren Gl. :

$$(a - a_0) = n + p (t - t_0) \tag{14a}$$

Daraus ersehen wir zunächst, dass im Falle, wo für die *gleichzeitige Deklinationsdifferenz* zweier Orte die parabolische Änderung als Funktion der Zeit angenommen wird, dies in der Änderung der jährlichen Werte a mit der Zeit nur einen linearen Zusammenhang bedeutet. Nachdem die Voraussetzung der parabolischen Änderung auch in a offenkundig ein besseres Ergebnis liefert, erscheint es für vorteilhaft Gl. (6) noch mit einem Glied $q (t - t_0)^3$ zu ergänzen. Daher :

$$d_t - d_{0,t} = m + n (t - t_0) + p (t - t_0)^2 + q (t - t_0)^3 \tag{6c}$$

in welchem Falle daraus und aus Gl. (12)

$$(a - a_0) = n + p (t - t_0) + q (t - t_0)^2 \tag{14b}$$

wird. Zur Bestimmung von m, n, p und q sind nach Gl. (6*b*) vier Gleichungen, also magnetische Messungen zu vier verschiedenen Zeiten erforderlich. Aus der ersten berechnen wir nach Gl. (13) die Grösse m, während aus den übrigen mit Hilfe der entschprechenden $(a - a_0)$-Werte nach Gl. (14*b*) die weiteren Grössen n, p und q.

Die erforderlichen a_0 Werte für das magnetische Observatorium kann man ähnlich zu den Gl. (9) berechnen. Bezeichnen wir mit $a_{0,0-1}$ die jährliche durchschnittliche Änderung des Observatoriums zwischen t_1 und t_0 ; mit $a_{0,0-2}$ zwischen t_2 und t_0 usw, so werden :

$$a_{0,0-1} = \frac{d_{0,t_1} - d_{0,t_0}}{t_1 - t_0}, \quad a_{0,0-2} = \frac{d_{0,t_2} - d_{0,t_1}}{t_2 - t_0}, \quad a_{0,0-3} = \frac{d_{0,t_3} - d_{0,t_0}}{t_3 - t_0}. \tag{15}$$

Mit diesen Grössen sind die linken Seiten der Gl. (14*b*) gegeben und n, p, sowie q berechenbar. Die Berechnung könnte allerdings auch unmittelbar aus den Gl. (6*b*) erfolgen ; die Einführung und Berechnung der a-Grössen macht aber den Aufbau der Gleichungen übersichtlicher.

Mit Hilfe der Werte nach Gl. (15) und der Gl. (10) ist es naturgemäss möglich auch N_0, P_0 und Q_0 des Observatoriums zu bestimmen, wodurch der Wert von a_0 nach Gl. (8) für einen beliebigen Zeitpunkt ausgedrückt werden kann :

$$a_0 = N_0 + P_0 (t - t_0) + Q_0 (t - t_0)^2 \tag{16}$$

Daraus nach Gl. (11) die vorausberechnete Deklination des Observatoriums $d_{0,t}$:

$$d_{0,t} = d_{0,t_0} + N_0 (t - t_0) + P_0 (t - t_0)^2 + Q_0 (t - t_0)^3 \qquad (11a)$$

Nachdem aber aus den Gl. (12) u. (13). sowie aus den Gl. (8). u. (16) :

$$d_t - d_{0,t} = m + (N - N_0) (t - t_0) + (P - P_0) (t - t_0)^2 + (Q - Q_0) (t - t_0)^3 \qquad (17)$$

ist, folgt aus dem Vergleich mit Gl. (6c)

$$N - N_0 = n, \qquad P - P_0 = p \text{ und } Q - Q_0 = q \qquad (17a)$$

Folglich : Die zur *Vorausberechnung* der Normaldeklinationen des Observatoriums und eines beliebigen Ortes dienenden N_0, P_0, Q_0, sowie N, P, Q-Werte können nach Gl. (17*a*) unmittelbar zur Berechnung der n, p und q Werte benützt werden, mit denen man für einen Zeitpunkt aus der Normaldeklination des Observatoriums die *gleichzeitige* Normaldeklination *des fraglichen Ortes berechnen kann.* Umgekehrt erleichtert die Kenntnis von n, p und q die Berechnung der ersteren Grössen.

Aus den magnetischen Messungen der Jahre 1850, 1890 und 1932 können wir nach Gl. (9) nur zwei a-Werte bestimmen und man hat so bei der Bestimmung der zur Vorausberechnung der Rozsnyóer Deklination nach Gl. (7*b*) erforderlichen Grössen N, P und Q letztere in den Gl. (10) gleich Null zu setzen, wodurch N und P für die dann linear vorausgesetzte Änderung berechenbar ist. So erhalten wir z. B. aus Gl. (9) für Rozsnyó :

$$a_{932{\cdot}0-890{\cdot}0} = \frac{7^\circ\,09{\cdot}6' - 1^\circ\,55{\cdot}9'}{-42} = -7{\cdot}469'$$

$$a_{932{\cdot}0-850{\cdot}0} = \frac{11^\circ\,20{\cdot}3' - 1^\circ\,55{\cdot}9'}{-82} = -6{\cdot}881'$$

Nachdem aber aus Tabelle 6. auch $d_{912{\cdot}5}$ für Rozsnyó entnommen werden kann, ist es möglich noch einen weiteren a-Wert anzugeben :

$$a_{932{\cdot}0-912{\cdot}0} \doteq a_{932{\cdot}5-912{\cdot}5} = \frac{5^\circ\,05' - 1^\circ\,51'}{-20} = -9{\cdot}700'$$

Dann aber sind die zur Auflösung der Gl. (10) erforderlichen drei a-Werte gegeben :

$$-9{\cdot}700' = N - 20\,P + 400\,Q$$
$$-7{\cdot}469' = -42N\,P + 1764\,Q$$
$$-6{\cdot}881' = N - 82\,P + 6724\,Q$$

woraus : $N = -12{\cdot}901'$, $P = -0{\cdot}1880$ und $Q = -0{\cdot}001397$ wird. Mit den letzten ist die Rozsnyóer Normaldeklination nach Gl. (7*b*) zwischen 1880 und 1932 ziemlich gut berechenbar. Ausserhalb dieses Zeitraumes wächst aber die Abweichung ziemlich rapid und erreicht in 1942 bereits einen Grad. Es erscheint

deshalb für erforderlich bei Zeiträumen, die einige Jahrzehnte übersteigen, noch die Koeffizienten der weiteren Potenzen von $(t - t_0)$ einzuführen. Und das ist eigentlich auch selbstverständlich. Denn gleichgültig, was für eine Funktion F zwischen d_{t_0} und d_t desselben Ortes besteht, müssen mit zunehmenden Werte von $\Delta t = (t - t_0)$ in der Taylor'schen Reihe zunehmend auch die höheren Potenzen berücksichtigt werden. Die Grössen N, P, Q ... stellen mithin die einzelnen Differenzialquotienten $\frac{F'}{1!}, \frac{F''}{2!}, \frac{F'''}{3!} \ldots$ dar. Je nach dem Grad der Näherung und des Zeitraumes erhalten wir daher verschiedene Funktionen. So ist es auch erklärlich, warum *Jackson* [14] zwischen 1899 und 1937 quadratischen Zusammenhang, *Weinberg* zwischen 1750 und 1925 sinusähnliche, Beziehung [16], *Lasarev* dagegen andere Formen [15] fanden. Die mathematische Erfassung der Periodizität kann gegebenenfalls auch mit trigonometrischen Funktionen versucht werden, wofür *K. Jordán* eine sehr beachtenswerte Methode angab [17].

Wir stellen jedenfalls fest, dass zur genauen Vorausberechnung der magnetischen Deklination in unserem Lande die vorhandenen Messungswerte noch ungenügend sind. Es ist auch aus diesem Grunde bedauerlich, dass die in1930 fällig gewesenen ungarischen magnetischen Landesvermessungen unterblieben sind. Diese hätten in Verbindung mit den 1950-er Messungen jedenfalls ein genaueres Bild gegeben. Im besonderen für Rozsnyó sind jedoch zur Feststellung der Gesetzmässigkeiten auch die Werte der Tabelle 7. verwendbar. Immerhin ist die Vorausberechnung der Deklination auch so in der Regel unsicherer, als die Herleitung aus der gleichzeitigen Deklination eines anderen Ortes.

V

Es erübrigt sich noch, dass wir von der Berechnung der Lokalstörung sprechen.

Wird die Normaldeklination nicht als Funktion von t, sondern als gleichzeitige Deklination als Funktion der geographischen Länge und Breite ausgedrückt, so erfolgt die Darstellung an Stelle der bisherigen ebenen Kurven (Parabel oder Gerade) nunmehr durch Flächen.

Liznar hat, im Vergleich zu Wien die Konstanten der zu allen 1890-er Werten best anschmiegenden Fläche nach der Methode der kleinsten Quadrate als Funktion von $\triangle \varphi_0$ und $\triangle \lambda$ berechnet. Bezeichnen wir darnach die Wiener wahre Deklination von 1890·0 mit δ_0, deren Abweichung von der best anschmiegenden Fläche, also die Wiener Lokalstörung mit $\triangle d_0$ und mit v die einzelnen Abweichungen der beobachteten Deklinationen[6] δ, also die Lokalstörungen der einzelnen Orte, so erhalten wir für die Ausgleichung folgende Vermittlungsgleichungen :

[6] Die längere Fussnote befindet sich auf der nächsten Seite.

$$\begin{aligned}
\delta_1 - v_1 &= \delta_0 - \Delta d_0 + a\,\Delta\varphi_1 + b\,\Delta\lambda_1 + c\,\Delta\varphi_1^2 + d\,\Delta\varphi_1\,\Delta\lambda_1 + e\,\Delta\lambda_1^2 \\
\delta_2 - v_2 &= \delta_0 - \Delta d_0 + a\,\Delta\varphi_2 + b\,\Delta\lambda_2 + c\,\Delta\varphi_2^2 + d\,\Delta\varphi_2\,\Delta\lambda_2 + e\,\Delta\lambda_2^2 \\
&\vdots \\
\delta_n - v_n &= \delta_0 - \Delta d_0 + a\,\Delta\varphi_n + b\,\Delta\lambda_n + c\,\Delta\varphi_n^2 + d\,\Delta\varphi_n\Delta\lambda_n + e\,\Delta\lambda_n^2
\end{aligned} \qquad (18)$$

Daraus können die Unbekannten $\triangle d_0$, a, b, c, d und e nach der Methode der kleinsten Quadrate, also bei der Erfüllung der Bedingung, dass $[vv]$ Minimum werde, in bekannter Weise ermittelt werden. Wir bemerken hier ergänzend höchstens, dass die Abweichungen von der best anschmiegenden Fläche nicht allein durch Messungen verursachte zufällige Fehler sind, die der Gauss'schen Fehlerverteilung folgen, weshalb hier die Berechnung von mittleren Fehlern usw. keinen wirklichen Sinn hat.

Aus Gl. (18) folgt unmittelbar dass bei den gleichen beobachteten Deklinationen δ die Veränderung der Funktionsform, also z. B. das Weglassen der quadratischen Glieder von $\triangle\ \varphi$ und $\triangle\ \lambda$ auch die Ausgleichsergebnisse und so auch die Werte $\triangle\ d_0$ und v_1, v_n ... v_2 verändert. *Die Lokalstörungen sind mithin von der zur Ausgleichung verwendeten Funktionsform abhängig.*

Demgegenüber beeinflusst die Veränderung des Ausgangspunktes, bzw des Bezugspunktes die Lokastörungen nicht[7]; es verändern sich nur die Konstan

[6] Es is etwas störend, dass Liznar die Abweichungen, d. h. seine Lokalstörungen (die Verbesserungen im Sinne der Ausgleichung) -entgegen dem üblichen Vorgang in der Ausgleichsrechnung — mit negativem Vorzeichen den Beobachtungen anfügte. (Vgl. Gl. (1) u. [1; II. Teil, S. 32—35.]. Des Vergleiches halber halten wir dies bei.

In unseren Gl. (18) sind sie Koeffizienten a und d nicht zu verwechseln mit der früheren jährlichen Abnahme a und der Normaldeklination d.

[7] Vorausgesetzt, dass zu den, aus Gl. (18) entstehenden Verbesserungsgleichungen :

$$\begin{aligned}
v_1 &= \Delta d_0 - \Delta\varphi_1\,a - \Delta\lambda_1\,b - \Delta\varphi_1^2\,c - \Delta\varphi_1\,\Delta\lambda_1\,d - \Delta\lambda_1^2\,e + (\delta_1 - \delta_0) \\
v_2 &= \Delta d_0 - \Delta\varphi_2\,a - \Delta\lambda_2\,b - \Delta\varphi_2^2\,c - \Delta\varphi_2\,\Delta\lambda_2\,d - \Delta\lambda_2^2\,e + (\delta_2 - \delta_0) \\
&\vdots
\end{aligned}$$

noch richtig die Identitätsgleichung :

$$\Delta d_0 = \Delta d_0 \qquad a)$$

hinzugenommen wird, da ja Δd_0 gleichfalls den Charakter einer Verbesserung trägt.

Es sei z. B. der neue Ausgangspunkt der mit dem Index 2 bezeichnete. Dann wird aus dessen Verbesserungsgleichung

$$\Delta d_0 = v_2 + \Delta\varphi_2\,a + \Delta\lambda_2\,b + \Delta\varphi_2^2\,c + \Delta\varphi_2\Delta\lambda_2\,d + \Delta\lambda_2^2\,e - (\delta_2 - \delta_0) \qquad b)$$

Setzen wir diesen Wert an Stelle von Δd_0 in alle Verbesserungsgleichungen ein und schreiben dementsprechend $\Delta\varphi_2 = k$ bzw. $\Delta\lambda_2 = K$, so wird nach mathematischer, die Ausgleichsergebnisse nicht beeinflussender Umformung :

$$\begin{aligned}
v_1 &= v_2 + (k - \Delta\varphi_1)\,a + (K - \Delta\lambda_1)\,b + (k^2 - \Delta\varphi_1^2)\,c + (kK - \Delta\varphi_1\,\Delta\lambda_1)\,d + (K^2 - \Delta\lambda_1^2)\,e + (\delta_1 - \delta_2) \\
v_2 &= v_2 \\
&\vdots \\
\Delta d_0 &= v_2 + k\,a + K\,b + k^2\,c + kK\,d + K^2\,e + (\delta_0 - \delta_2)
\end{aligned} \qquad c)$$

Es lässt sich übringes leicht beweisen, dass die erste Gleichungen (19.) bzw. (20.) auch aus der ersten der Gl. *c)* erhalten werden kann, falls darin $\Delta\varphi_1$ und $\Delta\lambda_1$ nach Gl. (18) ersetzt und berücksichtigt wird dass jetzt $\delta_2 - v_2 = d_{n,0} = (d_0 + ak + bK + ck^2 + dkK + eK^2)$ ist

ten der Gl. (18), die daher auch ohne neue Ausgleichung angegeben werden können. Dies hängt damit zusammen, dass bei gegebenen Werten die diesen bei gegebener Funktionsform best anschmiegende Fläche eindeutig ist. Bezeichnen wir daher die Differenz der geographischen Breite des neuen Ausgangspunktes zum alten mit k, die Differenz in der geographischen Längen mit K, die der einzelnen Orte in bezug auf den neuen Ausgangspunkt mit $\delta\varphi$ und $\delta\lambda$, woran noch die entsprechenden Indices angefügt werden, so werden zunächst:

$$\Delta\varphi_i = k + \delta\varphi_i \quad \text{und} \quad \Delta\lambda_i = K + \delta\lambda_i \,. \tag{18a}$$

Berücksichtigt man ferner, dass $\delta_1 - v_1 = d_1$ und $\delta_0 - \Delta d_0 = d_0$ ist, so erhalten wir aus Gl. (18):

$$d_1 = d_0 + a(k + \delta\varphi_1) + b(K + \delta\lambda_1) + c\,(k + \delta\varphi_1)^2 + d(k + \delta\varphi_1)\,(K + \delta\lambda_1) +$$
$$+ e(K + \delta\lambda_1)^2 = \{d_0 + a\,k + b\,K + c\,k^2 + d\,k\,K + e\,K^2\} + (a + 2\,c\,k +$$
$$+ d\,K)\,\delta\varphi_1 + (b + d\,K + 2\,e\,K)\,\delta\lambda_1 + d\delta\varphi_1\,\delta\lambda_1 + c\,\delta\varphi_1^2 + e\,\delta\lambda_1^2 \,. \tag{19}$$

Nachdem aber der in den geschlungenen Klammern stehende Ausdruck die Normaldeklination $d_{n,o}$ des neuen Anfangspunktes bedeutet, so erhalten wir daraus, falls noch:

$$\begin{aligned} a + 2\,ck + d\,K &= A \\ b + d\,k + 2\,e\,K &= B \end{aligned} \tag{19a}$$

gesetzt werden:

$$d_1 = d_{n,o} + A\delta\varphi_1 + B\delta\lambda_1 + c\delta\varphi_1^2 + d\delta\varphi_1\,\delta\lambda_1 + e\,\delta\lambda_1^2 \,. \tag{20}$$

Diese Beziehung ermöglicht die Berechnung der Normaldeklination ohne neue Ausgleichung aus dem neuen Ausgangspunkt. Čechura verwendete in seinen wertvollen Untersuchungen wahrscheinlich ähnliche Beziehungen beim Übergang von Wien auf Ógyalla [2; S. 23—24.].

Wie verändert sich nun der Wert der Lokalstörung bei anderen Funktionsform für die Anschmiegung?

Der einfachste Fall hiefür entsteht dann, wenn Anfangspunkt und Zeitpunkt für beide Funktionsformen identisch sind. Es seien dann in einem Punkt x die Normaldeklinationen nach der einen Funktionsform $d_{x,I}$, nach einer anderen $d_{x,II}$ also z. B.:

$$d_{x,I} = d_{0,I} + a\,\Delta\varphi_x + b\,\Delta\lambda_x + c\,\Delta\varphi_x^2 + d\,\Delta\varphi_x\,\Delta\lambda_x + e\,\Delta\lambda_x^2 \tag{21}$$

und für den gleichen Zeitpunkt:

$$d_{x,II} = d_{0,II} + \mathfrak{a}\;\Delta\varphi_x + \mathfrak{b}\;\Delta\lambda_x \,. \tag{21a}$$

Die zu diesen Berechnungen erforderlichen Konstanten erhalten wir bekanntlich dadurch, dass man durch Ausgleichung die best anschmiegende Fläche nach

beiden Funktionsformen ermittelt. Die Differenz der beiden Normaldeklinationen bei derselben wahren Deklination liefert dann die Differenz $\delta\,(\Delta d_{x,I-II})$ der Lokalstörungen desselben Ortes in beiden Systemen. Folglich:

$$d_{x,I} - d_{x,II} = \delta(\Delta d_{x,I-II}). \tag{22}$$

Letztere Gl. ermöglicht auch die Berechnung der Lokalstörung für die zweite Funktion, falls dies für die erste Funktion bekannt ist:

$$\Delta d_{x,II} = \Delta d_{x,I} - \delta\,(\Delta d_{x,I-II}). \tag{22a}$$

Es kann ebenso auch die Differenz der Lokalstörungen im Anfangspunkt, also $\delta\,(\Delta d_{0,I-II})$ in der Differenz der Normalwerte der Deklination in beiden Funktionsformen berechnet werden. Mithin:

$$\delta\,(\Delta d_{0,I-II}) = d_{0,I} - d_{0,II}\,. \tag{22b}$$

Mit diesem Betrag ist bei Änderung der Funktionsform für die bestanschmiegende Fläche die Lokalstörung des Ausgangspunktes zu verändern.

Wird bei der Änderung der Funktionsform auch der Ausgangspunkt verändert, so ist es am einfachsten zunächst mit Hilfe der Gl. (19) auf gemeinsamen Ausgangspunkt zu übergehen, wodurch die Bestimmung der Veränderung der Lokalstörung auf die soeben behandelte Aufgabe zurückgeführt wurde.

Jetzt sind wir auch in der Lage in Ergänzung zu Gl. (6), bzw. (10) die Gesetzmässigkeit der Veränderung der durchschnittlichen jährlichen Abnahme a zwischen den einzelnen magnetischen Messungen mit dem Orte zu bestimmen. Haben wir aus der Ausgleichung der beobachteten Werte zur Zeit t_0 für die Berechnung der Normaldeklination d_{t_0} eines Ortes die für diese Zeit t_0 gültigen Konstanten $d_{0,t}$, $a_{(0)}$, $b_{(0)}$, $c_{(0)}$, $d_{(0)}$ (dieser Koeffizient ist nicht zu verwechseln mit der Normaldeklination) $e_{(0)}$, so wird:

$$d_{t_0} = d_{0,t_0} + a_{(0)}\Delta\varphi + b_{(0)}\Delta\lambda + c_{(0)}\Delta\varphi^2 + d_{(0)}\Delta\varphi\,\Delta\lambda + e_{(0)}\Delta\lambda^2.$$

Ähnlich erhält man aus der Ausgleichung für die Zeit t_1 für denselben Ort:

$$d_{t_1} = d_{0,t_1} + a_{(1)}\Delta\varphi + b_{(1)}\Delta\lambda + c_{(1)}\Delta\varphi^2 + d_{(1)}\Delta\varphi\,\Delta\lambda + e_{(1)}\Delta\lambda^2.$$

Aus Gl. (9.) folgt dann unmittelbar:

$$a_{0-1} = \frac{d_{t_1} - d_{t_0}}{t_1 - t_0} = \frac{d_{0,t_1} - d_{0,t_0}}{t_1 - t_0} + \frac{a_{(1)} - a_{(0)}}{t_1 - t_0}\Delta\varphi + \frac{b_{(1)} - b_{(0)}}{t_1 - t_0}\Delta\lambda +$$
$$+ \frac{c_{(1)} - c_{(0)}}{t_1 - t_0}\Delta\varphi^2 + \frac{d_{(1)} - d_{(0)}}{t_1 - t_0}\Delta\varphi\,\Delta\lambda + \frac{e_{(1)} - e_{(0)}}{t_1 - t_0}\Delta\lambda^2. \tag{23}$$

Bezeichnen wir den Koeffizienten von $\Delta\varphi$ mit α_{0-1} usw. (der hiesige Koeffizient δ ist nicht zu verwechseln mit der wahren Deklination) und berücksichtigen Gl. (15), so wird:

$$a_{0-1} = a_{0,0-1} + \alpha_{0-1}\Delta\varphi + \beta_{0-1}\Delta\lambda + \gamma_{0-1}\Delta\varphi^2 + \delta_{0-1}\Delta\varphi\,\Delta\lambda + \varepsilon_{0-1}\Delta\lambda^2. \tag{23a}$$

Führt man diesen Wert in Gl. (2*b*) ein, so erhält man daraus die Deklination für eine beliebige Zeit zwischen t_0 und t_1, sowie für einen beliebigen Ort in:

$$d_t = d_{0,t} + (d_{t_0} - d_{0,t_0}) + (\alpha_{0-1}\,\Delta\varphi + \beta_{0-1}\,\Delta\lambda + \gamma_{0-1}\,\Delta\varphi^2 + \delta_{0-1}\,\Delta\varphi\,\Delta\lambda + \\ + \varepsilon_{0-1}\,\Delta\lambda^2)\,(t - t_0) \qquad (23b)$$

Man kann darin noch

$$d_{t_0} - d_{0,t_0} = a_{(0)}\,\Delta\varphi + b_{(0)}\,\Delta\lambda + c_{(0)}\,\Delta\varphi^2 + d_{(0)}\,\Delta\varphi\,\Delta\lambda + c_{(0)}\,\Delta\lambda^2$$

setzen (Vgl. [1 ; II. Teil, S. 88.]), wodurch beide als Funktionen von $\Delta\varphi$ und $\Delta\lambda$ erscheinen. Aus Gl. (23) folgt unmittelbar, dass die Glieder mit $\Delta\varphi^2$, $\Delta\varphi\,\Delta\lambda$ und $\Delta\lambda^2$ auch dann auftreten müssen, wenn diese nur in einer Ausgleichung, z. B. in jener zu t_1 angenommen wurden. Wollte man daher in solchen Fällen a_{0-1} nur als Funktion von $\Delta\varphi$ und $\Delta\lambda$ darstellen, also etwa zu den gegebenen a_{0-1} Werten der einzelnen Orte (1), (2) . . . nach den Gleichungen

$$\begin{aligned} a^{(1)}_{0-1} &= a_{0,0-1} + \alpha_{0-1}\,\Delta\varphi^{(1)} + \beta_{0-1}\,\Delta\lambda^{(1)} \\ a^{(2)}_{0-1} &= a_{0,0-1} + \alpha_{0-1}\,\Delta\varphi^{(2)} + \beta_{0-1}\,\Delta\lambda^{(2)} \\ &\vdots \end{aligned} \qquad (23c)$$

$a_{0,0-1}$, α_{0-1} und β_{0-1} durch Ausgleichung bestimmen, so wären diese Werte nicht identisch mit den aus Gl. (23*a*) sich ergebenden und es würden sich dann Unstimmigkeiten ergeben. Dies dürfte auch der Grund sein, warum die Čechuraischen Tabellen II. u. III. in [2] mit V. nicht im Einklang stehen und wir unsere Tabelle 5. eigens berechnen mussten. Denn die Liznar'sche Gl. für 1890 (Vgl. unsere Gl. (4.)) hat auch quadratische Glieder, weshalb die Čechura'sche Formel für a_{0-1} (Vgl. [2 ; S. 24. Gl. (9).]) von der Bauart nach Gl. (23*c*) zu Ungenauigkeiten führen muss. (Man erhält z. B. für denselben Ort und Zeitpunkt verschiedene Werte, je nachdem ob von der Normaldeklination aus 1890 oder 1932 ausgegangen wird usw.)

Bei Beobachtungswerten aus verschiedenen Zeitpunkten soll in Betracht gezogen werden, dass die Lokalstörung bis zu einem gewissen Grad auch von der Zeit abhängen kann. Es ist deshalb nicht ratsam in die Ausgleichung nach Gl. (18) einen Deklinationwert, der von den übrigen zu wesentlich anderer Zeit gemessen wurde, einzubeziehen, selbst dann nicht, wenn dieser Wert nach Liznar [1 ; I. Teil, S. 152—154.] auf einen gemeinsamen Zeitpunkt umgerechnet wurde. Es ist in diesem Falle richtiger, diesen aus der Ausgleichung auszulassen, und mit den, aus der Ausgleichung der übrigen erhaltenen Konstanten — im Sinne dieser Untersuchungen — für den fraglichen Zeitpunkt und Ort die Normaldeklination zu berechnen. Mit der dort beobachteten Deklination verglichen ergibt sich dann die Lokalstörung nach Gl. (1) für den fraglichen Ort, Zeitpunkt und für die benützte Funktionsform.

Es soll bemerkt werden, dass die Differenz $\delta(\Delta d)$ von der relativen Lage der beiden Ausgleichsflächen zueinander abhängt. Wählt man z. B. eine Fläche zweiter Ordnung und eine Ebene, so ist diese in der Schnittkurve, bzw. im Berührungspunkt der beiden Null und nimmt dann beiderseits mit der Entfernung zu.

Nichtsdestoweniger ist die Übereinstimmung der Normaldeklinationen bei gut gewählten Funktionsformen auch bei grösseren Entfernungen, bzw. bei den gleichen Orten für grössere Zeiträume eine entsprechende, wie dies auch Tabelle 9. zeigt. Hier wurden die berechneten Normaldeklinationdifferenzen für die gleichen Orte, für Ógyalla und Rozsnyó, aber für verschiedene Zeiten, einmal im Sinne der Gl. $(2f)$, dann der Gl. (6) mit den Čechura'schen verbesserten Konstanten nach seiner linearen und parabolischen Funktionsform angegeben (Vgl. [2 ; Gl. (15—17) bzw. seine Tabelle IV.]. In der Gl. (16) ist dort der Koeffizient von $\Delta\varphi$ versehentlich als 0·23402 an Stelle des richtigen Wertes 0·023402 gedruckt.)

TABELLE 9

Die Differenzen der Normaldeklinationen zwischen Ógyalla und Rozsnyó bei linearer und parabolischer Berechnung.

Zeit	$d_{Gy} - d_R$ Die Berechnung erfolgte		$\delta(\Delta d)$	Zeit	$d_{Gy} - d_R$ Die Berechnung erfolgte		$\delta(\Delta d)$
	linear	parabolisch			linear	parabolisch	
1892·0	1° 11·17′	1° 11·34′	—0·17′	1932·0	1° 06·37′	1° 06·37′	0·00′
1902·0	1° 09·97′	1° 10·59′	—0·62′	1942·0	1° 05·17′	1° 04·31′	+0·86′
1912·0	1° 08·77′	1° 09·51′	—0·74′	1952·0	1° 03·97′	1° 01·92′	+2·05′
1922·0	1° 07·57′	1° 08·10′	—0·53′	1962·0	1° 02·77′	0° 59·20′	+3·57′

Die Tabelle 9. bestätigt übrigens, dass es nicht erforderlich erscheint den Čechura'schen 5′-Wert der Lokalstörung von Rozsnyó aus 1932 für den Zeitraum 1890—1950 deshalb zu verändern, weil Čechura an Stelle der besseren parabolischen Näherung nach Gl. (6) für die Veränderung der Normaldeklination zwischen zwei Orten mit der Zeit eine lineare Beziehung wählte.[8] Aber auch vor 1890 entspricht die lineare Näherung, vorausgesetzt natürlich, dass man dann mit den, aus den Jahren 1850 und 1890 erhaltenen a und a_0 Werten im Sinne der Gl. (2) mit Hilfe einer anderen, die Parabel der zeitlichen Änderung in *diesem* Abschnitt ersetzenden Geraden rechnet. Aus Gl. (13) u. (14) folgt übrigens unmittelbar, dass bei linear vorausgesetzten Änderung $n = a - a_0$ ist. Sollte sich immerhin zwischen der linearen und parabolischen

[8] Dies zeigt sich bereits auch bei Ógyalla, wo bei der ebenen Ausgleichung Čechura die Lokalstörung für 1932 in + 3·3′ fand, während bei dem richtigen Liznar'schen Beobachtungswert 8° 24·3′ für 1890 bei seiner Ausgleichung nach einer Fläche zweiter Ordnung sich die Lokalstörung richtig in + 1·8′ + 1·4′ = + 3·2′ ergibt.

Näherung ein grösserer Unterschied ergeben, so müssten wir dies im Sinne der Gl. (22*a*) gleichfalls durch Veränderung der von der Zeit abhängigen Lokalstörung berücksichtigen. (Vgl. Tabelle 9.)

Was wäre zu tun weiters, falls bei gleicher Funktionsform für die räumliche Änderung sich bei demselben Ort aus der Ausgleichung bei verschiedenen Zeiten, z. B. für 1850, 1890 und 1950 verschiedene Lokalstörungen errechnet werden? Bezüglich der 1850-er Messungen sei festgestellt, dass diese zu ungenau ist, um daraus auf die Änderung der Lokalstörungen sichere Schlüsse ziehen zu können. (Vgl. [1 ; II. Teil, S. 79.]) und es ist deshalb ratsamer auch für die 1850-er Jahre die 1890-er Werte beizubehalten. Wenn aber neuere verlässliche Messungen auf eine Änderung der Lokalstörung hinweisen, so können wir zwischen beiden Lokalstörungen mangels anderer Möglichkeit nur linear für die einzelnen Zeitpunkte interpolieren. Diese Interpolation ist aber nur bei mässigen Unterschieden zulässig (Vgl. auch [1 ; II. Teil, S. 77.] u. [6]). Bei grösseren Unterschieden muss die Ursache fallweise ermittelt und so der Gültigkeitsbereich der einzelnen Lokalstörungswerte fallweise eigens bestimmt werden. Oft ist die Ursache grösserer Differenzen die nicht identische Aufstellungsstelle. Haben wir für einen Ort in verschiedenen Zeitpunkten mehr als drei Lokalstörungswerte, so kann auch für die Änderung der Lokalstörung im Sinne der vorangegangenen Untersuchungen eine genauere parabolische Funktion angenommen und berechnet werden. Doch ist dabei darauf zu achten, dass nur zu gleichartigen Ausgleichsflächen gehörige Lokalstörungen gemeinsam untersucht und ausgewertet werden können. Solange aber für einen Ort nur zwei verlässliche Lokastörungswerte vorliegen, bleibt nur die erwähnte lineare Interpolation und falls nur ein verlässlicher zur Verfügung steht, die Berechnung mit diesem konstanten Wert übrig. Letzteres müssten wir auch im Falle von Rozsnyó tun. Dass aber dadurch die Genauigkeit unserer Tabelle 7. selbst um 1860 nur unwesentlich beeinflusst wurde, beweist die Tabelle 8. wonach die Differenzen in 1867, 1869 und 1870 nur 2′ betrugen, folglich an den grösseren, Differenzen der benachbarten Jahre nicht die gleich angenommene Lokalstörung, sondern die bereits erwähnten ungenauen Abmessungen von den alten Karten schuld sein müssen.

*

Wir haben in den Vorstehenden einige Gesichtspunkte entwickelt, die bei der Auswertung der neueren ungarischen magnetischen Landesaufnahme vielleicht nützlich sein dürften. Es ist übrigens naheliegend, dass nicht nur die magnetische Deklination, sondern auch die übrigen magnetischen Werte ähnlichen Prüfungen unterworfen werden können.

Es ist zum Schluss unsere angenehme Pflicht zu bemerken, dass uns in der Durchführung der neueren Rechnungen Dipl. Ing. *S. Pataki* und Assistent *B. Feigly*, bei der Drucklegung der Arbeit Frau *Zs. Csegezi* behilflich waren, wofür ihnen bestens gedankt sei.

Diese Arbeit wurde im Rahmen der Soproner geophysikalischen Forschungsgemeinschaft (Prof. *Kántás*. Prof. *Tárczy-Hornoch* und Prof. *Vendel*) vollendet.

ZUSAMMENFASSUNG

Im Teil I. des Studium berechnet der Verfasser aus den Angaben der verschiedenen magnetischen Observatorien den Gang der magnetischen Deklination für die Stadt Rozsnyó—Rožňava während der Periode 1863—1943, und prüft die Ergebnisse mehrfach nach. Die verschiedenen Arten der Nachprüfung sind in Teil II. enthalten. Gemäss den im Teil III. angeführten Untersuchungen können die derart kontrollierten Angaben gewissermassen als Beobachtungsdaten eines fingierten Observatoriums in Rozsnyó aufgefasst werden und es lässt sich auf Grund derselben die Normaldeklination jedes, innerhalb des Karpathenbeckens gelegenen Punktes errechnen undzwar für diejenigen Zeitpunkte, für die die Daten des Ausgangsobservatoriums bekannt sind. In Teil IV. wird untersucht, ob sich die magnetische Deklination für einen bestimmten Ort vorausberechnen lässt, wobei der Verfasser zu der Feststellung gelangt, dass die Vorausberechnung um so genauer ausführbar ist, je mehr Glieder der in eine Reihe entwickelten Funktion der Änderung (der magnetischen Dehlination) sich bestimmen lassen. Die Werte der lokalen Störungen hängen von der Form der zur Ausgleichung benutzten Funktion ab und ändern sich zugleich mit der Änderung derselben. Beim Ausgleichen von magnetischen Daten, die aus vershiedenen Zeitpunkten stammen, muss nach speziellen Gesichtspunkten verfahren werden.

SCHRIFTTUM

[1] *J. Liznar :* Die Vertheilung der erdmagnetischen Kraft in Österreich-Ungarn zur Epoche 1890'0 nach den in den Jahren 1889—1894 ausgeführten Messungen I. Teil: Erdmagnetische Messungen in Österreich. Denkschriften d. Akad. d. Wissenschaften, Wien. Math.-naturw. Cl. Bd. 62. S. 137—368.; II. Teil: Bd. 67. S. 1—96.

[2] *Fr. Čechura :* Magnetická deklinace na Slovensku pro epochu 1932·0. Sbornik prirodovedeckého klubu v. Košiciach. Bd. II. 1933—34. (Sonderdruck S. 1—31.)

[3] *Fr. Aubell :* Sammlung von Ausweisen und Behelfen für das Feldmessen und Markscheiden. Tabelle 46. u. 47.

[4] *L. Steiner :* A föld mágneses jelenségei. Budapest, 1923.

[5] *Hartner-Doležal :* Hand- und Lehrbuch der niederen Geodäsie. Bd. I. (X. Ausg.) Wien, 1910.

[6] *B. P. Weinberg* u. *W. P. Sibajev :* Über die Stabilität der lokalen Störungen und das Vorhandensein von Nestern jährlicher Änderungen der magnetischen Elemente. C. R. Acad. Sci. USSR. 1940. S. 787—790.

[7] *M. Toperczer :* Die säkulare Änderung der magnetischen Deklination in Österreich im Zeitraum 1930—1935. Sitz. Ber. d. Akad. d. Wissenschaften, Wien, Abt. IIa., Bd. 147. S. 117—120. (1938.).

[8] *St. Procopiu, N. Calinicenco* u. *G. Vasiliu :* Mesures magnétiques en Roumanie, en 1937. C. R. Acad. Sci. Roum. 2. S. 246—255. (1938.).

[9] *G. Atanasiu :* Mesures de magnétisme terrestre en Transylvanie, en 1938. C. R. Acad. Sci. Roum. 3. S. 403—405. (1939.).

[10] *St. Procopiu :* Mesures magnétiques en Roumanie, en 1938. I. La declinaison magnétique et la composante horizontale. C. R. Acad. Sci. Roum. 3. S. 284—292. (1939.).

[11] *G. Atanasiu :* Nouvelles mesures de magnétisme terrestre en Transylvanie. Bul. Fac. sti. Cernăuti, 12. S. 129—145. (1939).

[12] *St. Procopiu :* Mesures magnétiques en Roumanie, de 1931 a 1940 et cartes magnétiques de la Roumanie, dressées pour le 1-er juillet 1940. Ann. Sci. Univ. Jassy; I. Math. 26. S. 535—562. (1940.).

[13] *St. Procopiu :* Mesures magnétiques en Roumanie, en 1939 et 1940. 1. La declinaison magnétique et la composante horizontale. Ann. Sci. Univ. Jassy ; I. Math. 26. S. 563—571. (1940.).

[14] *W. E. W. Jackson :* Agincourt magnetic data 1899—1937 and the sunspot cykle. J. Roy. Astr. Soc. Canada, (1939.) S. 401—414.

[15] *P. P. Lasarev :* Études des variations séculaires du magnetisme terrestre I. C. R. Acad. Sci. USSR. 1939. S. 26—29.

[16] *B. P. Weinberg :* On prediction and mutual correlations of the maps of distribution of magnetic elements and their annual changes. Terrestr. Magn. Atm. Elektr. 1939. S. 277—282.

[17] *K. Jordán :* Periódikus menetet mutató észlelések megközelítése trigonometrikus függvénnyel. Időjárás, (1949.) S. 226—231.

[18] Institut Géophysique de la République Tchécoslovaque : Observations magnétiques à Praha et à Stará Ďala.

[19] *Bock-Schumann :* Katalog der Jahresmittel der magnetischen Elemente der Observatorien und der Stationen, an denen eine Zeitlang erdmagnetische Beobachtungen stattfanden. Berlin, 1948.

[20] *Tárczy-Hornoch :* A mágneses deklináció kiszámításáról. A Magyar Tudományos Akadémia Műszaki Tudományok Osztályának Közleményei. 1951. S. 78-103,

[21] *Gy. Barta :* A földmágnességi erő vízszintes összetevőjének és lehajlásának változásai Erdélyben. (1943·0). Földmágnességi Közlemények. No. 1. (1947.).

[22] IATME Bulletin No. 13 : Transactions of Oslo Meeting. Edited by I. W. Joyce. 1950.

[23] *J. Liznar :* Wie kann die magnetische Deklination für einen beliebigen Ort in Österreich-Ungarn und für eine beliebige Zeit berechnet werden? Österr. Zeitschr. f. Vermessungsw. 1909. S. 193—204.

[24] *G. Schenzl :* Beiträge zur Kenntniss der erdmagnetischen Verhältnisse in den Ländern der ungarischen Krone. Budapest, 1881.

О ВЫЧИСЛЕНИИ МАГНИТНОЙ ДЕКЛИНАЦИИ В КОТЛОВИНЕ КАРПАТ

А. Тарци-Горнох

Р е з ю м е

В первой части работы из данных различных магнитных обсерваторий автор вычисляет магнитную деклинацию для Рожно-Резнана на периоды от 1863 г. — по 1943 г. и многократно контролирует эти вычисления. Вторая часть содержит различные формы методов контроля. Проверенные таким сбразом данные, согласно исследованием III-ей части могут быть восприняты, как данные вообразимой обсерватории в Рожно, с помощью которых могут быть вычислены нормальные деклинации любого места внутри котловины Карпат, а именно на те периоды времени, на которые известны данные исходной обсерватории. Четвертая часть занимается тем, что можно-ли наперед вычислить магнитную деклинацию одного места, и притти к тому определению, что чем больше членов удастся определить в функциях изменения, тем точнее может производиться вычиление наперед. Величина местных помех зависит от формы функции примененной для уравнивания и с изменением этого также изменяется. Это можем дать также и в цифровом выражении. Уравнивание магнитных данных, относящихся к существенно различным периодам времени, надо произвести по специальным точкам зрения.

EARTHING PROBLEMS

by

F. RONKAY

Manuscript received 9th June 1951.*

INTRODUCTORY

The study of earth as conductor of electricity and of grounding, that is of the connection of electric networks and of ground used as conductor, is a field of Electrical Engineering still in development.

In Hungary the problem has been made actual especially by the final decision, made at the start of the implementation of great national power schemes, that the national power system have earthed neutrals. This has set up problems to which no satisfactory answers have been found in literature; on the other hand, the power schemes under construction demanded rapid decisions. The aim of these researches has been to find grounding systems through which electric equipment of great value, attendants and persons around it can be protected in case of failure.

The Hungarian Electrification Research Committee included these investigations in its research program of 1949 and has attained useful practical results, since for the most part implemented.

The task has been principally of two lines: proper grounding systems for high voltage power line towers and for power centers.

This paper publishes the part of the Committee's work including the more interesting theoretical investigations and measurements on models. Preparatory measurements were made on small electrolytic models, and this was followed by measurements on models of size and of construction corresponding to field conditions.

Though it has been possible to give definite indications in the most important problems the work is not considered closed down, and many details will yet be investigated in future.

1. *General theory of large extension groundings*

Compared to their spread resistance, the metallic resistance of the usual tube, rod, shorter band groundings is negligibly small. The longitudinal metallic resistance of band groundings of more than 100 m laid underground may already fall into the order of magnitude of the spread resistance, in which case the resultant resistance of earthing will be substantially influenced by the spread resistance. To this group of groundings of large extension belong the envelopes of undeground cables, water mains, rail tracks, and with certain approximation, rows of towers of overhead transmission lines with ground wires, aerial ropeways, etc.

If at the initial point of any grounding of large extension the intensity of the entering current is I, and at the same point the voltage relative to earth potential at infinite distance is U, the resultant impedance of the grounding of large extension will be $Z = U/I$. Let the voltage between the grounding

* Work sponsored by the Hungarian Electrification Research Committee.

member and the earth potential at infinite distance amount to u at an arbitrary distance x and let at the same point the longitudinal current flowing in the earthing device be i (Fig. 1.). In this case the transverse current spreading into the ground from an infinitely short dx of the grounding member at this point x will be

$$-di = u\,Y\,dx \tag{1}$$

where Y denotes the spread conductivity per unit length of the grounding.

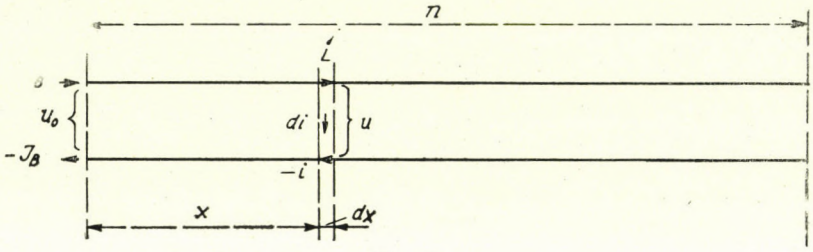


Fig. 1.

At point x, likewise, the voltage drop between grounding member and earth potential at infinite distance along the infinitely small length dx is:

$$-du = i\,z\,dx \tag{2}$$

where z is the impedance per unit length of the grounding of large extension

The differential equations (1) and (2) may also be written in the following manner:

$$-\frac{di}{dx} = u\,Y \tag{1a}$$

$$-\frac{du}{dx} = i\,z \tag{2a}$$

Continuing the differentiation with respect to x of equation (2a):

$$-\frac{d^2u}{dx^2} = \frac{di}{dx}z\,. \tag{2b}$$

Comparing this with (1a):

$$\frac{d^2u}{dx^2} = Y\,z\,u\,. \tag{2c}$$

The general solution of this homogeneous differential equation of second order is

$$u = C_1\,e^{\alpha x} + C_2\,e^{-\alpha} \tag{2d}$$

where $\alpha = \sqrt{Yz}$, whilst C_1 and C_2 are integration constants which can be determined from boundary conditions.

From equation (2a):

$$i = -\frac{1}{z}\frac{du}{dx}$$

and, accordingly, differentiating (2d) with respect to x_o'

$$i = \frac{\alpha}{z}(C_2 e^{-\alpha x} - C_1 e^{\alpha x}). \tag{1d}$$

At the initial point of the grounding of large extension, i. e. at point $x = o$, $u = U$ and $i = I$, and further, at the open end of the grounding of large extension of n length, i. e. at point $x = n$, $i = o$. With these assumptions, the expression (2d) will, at point $x = o$, be the following:

$$U = C_1 + C_2 \tag{2e}$$

At the same point, the expression (1d) will be:

$$I = \frac{\alpha}{z}(C_2 - C_1). \tag{1e}$$

At point $x = n$ the expression (1d) will be converted into:

$$O = C_2 e^{-\alpha n} - C_1 e^{\alpha n}. \tag{1f}$$

Multiplying this last equation by $e^{-\alpha n}$:

$$C_1 = C_2 e^{-2\alpha n}$$

Substituting the expression obtained for C_1 into (2e) and (1e):

$$U = C_1(e^{2\alpha n} + 1)$$

$$I = C_1\frac{\alpha}{z}(e^{2\alpha n} - 1).$$

The quotient of the above two equations gives the resultant impedance of the grounding of large extension:

$$Z = \frac{U}{I} = \frac{z}{\alpha}\frac{e^{2\alpha n} + 1}{e^{2\alpha n} - 1}. \tag{3}$$

As $\alpha = \sqrt{Yz}$, the resultant impedance of the grounding of large extension is

$$Z = \sqrt{\frac{z}{Y}}\frac{e^{2\alpha n} + 1}{e^{2\alpha n} - 1} \tag{3a}$$

or

$$Z = \sqrt{\frac{z}{Y}}\ \mathrm{ctgh}\ \alpha\ \mathrm{n}. \tag{3b}$$

In case $\alpha\, n \geqq 2$, practically $\operatorname{ctgh} \alpha\, n \cong 1$ and, accordingly

$$Z = \sqrt{\frac{z}{Y}}. \tag{3c}$$

In a similar way it is possible to determine the potential of any arbitrary point x of the grounding of large extension

$$u = U \frac{\operatorname{ch} \alpha(n-x)}{\operatorname{ch} \alpha\, n} \tag{2f}$$

and the current intensity at this point will be :

$$i = I \frac{\operatorname{sh} \alpha(n-x)}{\operatorname{sh} \alpha\, n}. \tag{1f}$$

2. *Distribution of ground short-circuit currents and of their voltage drops along the groundings of transmission line towers with ground wires*

For the protection of high-voltage national transmission lines against lightning strokes and travelling waves one, or more recently two ground wires are mounted on top of the towers.[1]

By these ground wires the towers are in metallic contact with one another in consequence of which the spread impedance between the steel structure of any tower and the ground becomes divided into several branches as a result whereof the resultant impedance will be more advantageous. In accordance herewith the earth short-circuit current, i. e. the current of the short-circuit set up between a phase conductor and the steel structure will pass into the ground partly through the tower's own earthing, partly through the ground-wire and earthings of adjacent towers.

In what follows the ground short-circuit current is supposed determined and the object of investigations will be to find the values of intensity of currents flowing through the groundings of the various towers.

The short-circuit currents flowing in the ground wire and in the earth may be supposed parallel and possibly of opposite direction according to the arrangement of the feeding transformer or transformers. Accordingly, in the determination of the resultant impedance of the circuit formed by the earth, the groundings and the ground wire, the current directions, that is, the positions of the feed points have to be considered. Such detailed calculation would be practicable only for the exact determination of the impedance of the whole earth short-circuit current. With the ground short-circuit current determined, the question is to find the current which, independently of everything else, is passed through the grounding circuits extending in two directions from the affected tower by the voltage expressed as a quotient of the earth short-circuit

[1] *Verebélÿ :* Protective effect of lightning conductor rods and wires.

current flowing down the own grounding of the examined tower (I_{f_0}) and of the spread conductivity of the tower:

$$U_0 = \frac{I_{f0}}{Y_{f0}}.$$

Another way of formulating the problem is, that through spread conductivity $Y_{f_0} = 1/Z_{f0}$ of the tower affected by the short-circuit, the source of current of voltage U_0 causes a current of I_{f_0} to pass through the tower in question and currents I_A and I_B through the ground wire in directions A and B respectively

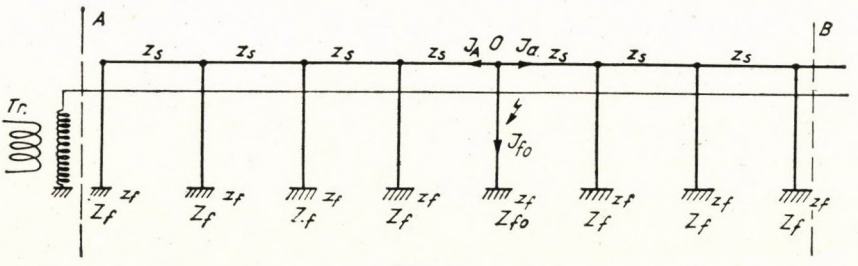


Fig. 2.

The sum of these currents is the current of the ground short-circuit. Accordingly as shown in Fig. 2:

$$I_{f0} + I_A + I_B = I$$

To solve this problem the resultant impedance between points $O \ldots . O$ of the circuit shown in Fig. 3. has to be determined.

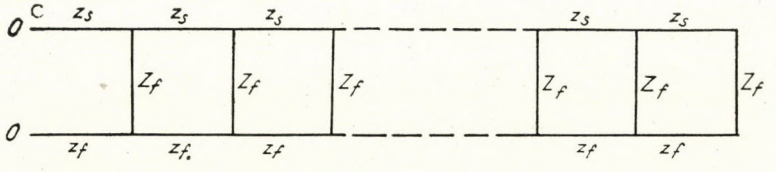


Fig. . .

This resultant impedance may be computed by taking into account, step by step, from the end of the circuit backward, the resultants of series and parallel impedances. In the case of an overhead line of a few tower spans this method is, indeed, practicable, but in the case of transmission lines of greater length it would be extremely cumbersome. In this latter case it is much simpler to compute the resultant by means of infinitesimal calculus, (considering the lead-off admittance per tower Y_f) distributed continously.

Choosing the spans between successive towers as unit of length, quantities z_s, z_f, $Y_f = 1/Z_f$ correspond to the specific values per unit length. In this case the

resultant impedance of the chain amounts, in accordance with the expression (3b) of the previous chapter, approximately to

$$Z = \sqrt{\frac{z_s + z_f}{Y_f}} \operatorname{ctgh} \alpha n \tag{3d}$$

wherein n is the number of tower spans supposed equal, z_s is the impedance of the ground wire or wires connecting the various towers, whilst z_f is the longitudinal impedance of the earth return conductor between two adjacent towers. On basis of the preceding chapter:

$$\alpha = \sqrt{(z_s + z_f)\ Y_f}$$

Denoting the ohmic component of impedance $(z_s + z_f)$ per tower span of the loop formed by ground wire and earth return-conductor by r, its reactance by ωL, and neglecting the relatively very low inductive component of the spread impedance of the tower, i. e. counting only with ohmic resistance R_f of the tower grounding, the resultant impedance of the circuit is with the transmission line supposed of infinite length,

$$Z = \sqrt{(r + j\,\omega L)\,R_f} \tag{4}$$

or, in absolute value,

$$|Z| = \sqrt[4]{(r^2 + \omega^2 L^2)\,R_f^2} \tag{4a}$$

Taking into account ohmic components only, the resultant resistance is with a transmission line of infinite length,

$$R = \sqrt{r R_f} \tag{5}$$

or that of a section of n tower spans:

$$\mathrm{R} = \sqrt{\mathrm{r}\,\mathrm{R}_f}\ \operatorname{ctgh} \alpha n \tag{5a}$$

where

$$\alpha = \sqrt{\frac{r}{R_f}}.$$

Strictly speaking, it is only with a continuously distributed earthing that the relationships indicated above will hold. The lead-offs concentrated for one span will cause some error in the calculation, but from a practical point of view this may be neglected.

In order to compute the resultant impedance without the lead-off of the first tower, it is necessary to substitute in the expression (3b), in place of n, the number of spans counted from the following tower ahead and to add to the resultant thus computed the longitudinal impedance $(z_s + z_f)$ of the first spacing.

Current intensity I of the ground short-circuit developped on tower marked »*O*«, is distributed in proportion to the admittances of the tower's own grounding and of the resultant admittances of the line circuit extending to both directions (Fig. 2) and, accordingly, the voltage drop along the lead-off impedance of tower »*O*« is

$$U_0 = I_{f_0} Z_{f_0} = I_A Z_A = I_B Z_B$$

or, if admittances

$$Y_{f_0} = \frac{1}{Z_{f_0}}, \quad Y_A = \frac{1}{Z_A} \text{ and } \quad Y_B = \frac{1}{Z_B}$$

are introduced, the said voltage drop may be expressed as follows :

$$U_0 = \frac{I}{Y_{f_0} + Y_A + Y_B} = \frac{I_{f_0}}{Y_{f_0}} = \frac{I_A}{Y_A} = \frac{I_B}{Y_B} \tag{6}$$

wherefrom the current flowing down the tower's own grounding is

$$I_{f_0} = I \frac{Y_{f_0}}{Y_{f_0} + Y_A + Y_B}. \tag{7}$$

As appears from formula (6), it is only to a limited extent that the voltage drop along the grounding of any tower of the series depends, with given ground short-circuit current intensity I, on the sensitivity of the tower's own grounding.

By way of example, let the tower examined be situated at about the centre of a very long transmission line, and let resistance R_f of the grounding of the said tower be variable. The grounding resistance of all the other towers of the series amounts on the average to 6 ohms. The span between towers is 250 m, the ground wire is a steel cable of 2×50 mm^2 cross-section, the resistance[2] of which amounts to about 5 ohms/km, and therefore

$$r_s = \frac{1}{2} \cdot 5 \cdot 0{,}250 = 0{,}625 \text{ ohm}.$$

The ohmic resistance of the earth return conductor amounts at 50 cycles per second to 0,1 ohm/km, and, accordingly

$$r_f = 0{,}1.0{,}250 = 0{,}025 \text{ ohm}$$

and thus,

$$\mathrm{r} = (\mathrm{r}_s + \mathrm{r}_f) = 0{,}625 + 0{,}025 = 0{,}65 \text{ ohm}$$

The reactance of the loop formed by the ground wires and the earth return conductor amounts at 50 cycles per second to about 1,2 ohm/km, and, accordingly

$$\mathrm{L}\,\omega = 1{,}2 \cdot 0{,}250 = 0{,}3 \text{ ohm}$$

[2] It has been established by the Committee for Electrification Research that the resistance of steel wire is not altered to a substantial extent under the load of probable short-circuit currents either.

The absolute figure of the impedance of the ground wire and the earth return conductor is :

$$|\mathbf{z}_s + \mathbf{z}_f| = \sqrt{0{,}65^2 + 0{,}3^2} = 0{,}71 \text{ ohm}$$

The discrepancy relative to the ohmic resistance is about 9%, the reactive member being, accordingly, negligible. Considering the number of tower spacings to be infinite, the resultant resistance of the chains is

$$R_A = R_B = r + \sqrt{rR_f} = 0{,}65 + \sqrt{0{,}65.6} = 2{,}62 \text{ ohms}$$

and, accordingly

$$Y_A = Y_B \cong 0{,}4 \text{ mho}$$

Supposing that the ground short-circuit current amounts to 10 000 amp, the voltage drop along the grounding of a short-circuited tower with a varying grounding resistance R_{f_0} is :

$$U_0 = \frac{10\,000}{\frac{1}{R_{f_0}} + 0{,}8} \text{ volt.}$$

In case the tower concerned is a terminal one, the voltage drop along its grounding is :

$$U_0 = \frac{10\,000}{\frac{1}{R_{f_0}} + 0{,}4} \text{ volt.}$$

In case the short-circuited tower is, for instance, the fourth,

$$R_A = 0{,}65 + \sqrt{0{,}65 \cdot 6} \operatorname{ctgh} \sqrt{\frac{0{,}65}{6}} = 3{,}27 \text{ ohms}$$

wherefrom $Y_A \cong 0{,}3$ mho, and, accordingly, the voltage drop along its grounding is

$$U_0 = \frac{10{,}000}{\frac{1}{R_{f_0}} + 0{,}4 + 0{,}3} \text{ volt.}$$

The curves of Fig. 4 illustrate in a conspicuous manner the voltage drop due to a ground short-circuit of 10 000 amp along the groundings of the terminal tower, the fourth tower and an intermediate tower, as well as the current flowing down the tower's own grounding. These curves show clearly that *the worsening of a tower's own grounding does not result in a substantial increase of the voltage drop along its grounding.*

From what has been said it is impossible to draw the clear conclusion that with a ground short-circuit current intensity I of definite magnitude, the voltage drops occurring in the vicinity of the towers of the series are reduced first if the resultant impedance of the so-called tower circuits diminishes. The resultant impedance of the chain

$$Z = \sqrt[4]{(r^2 + \omega^2 L^2) R_f^2}$$

may in general be reduced by reducing resistance r per tower span as well as the

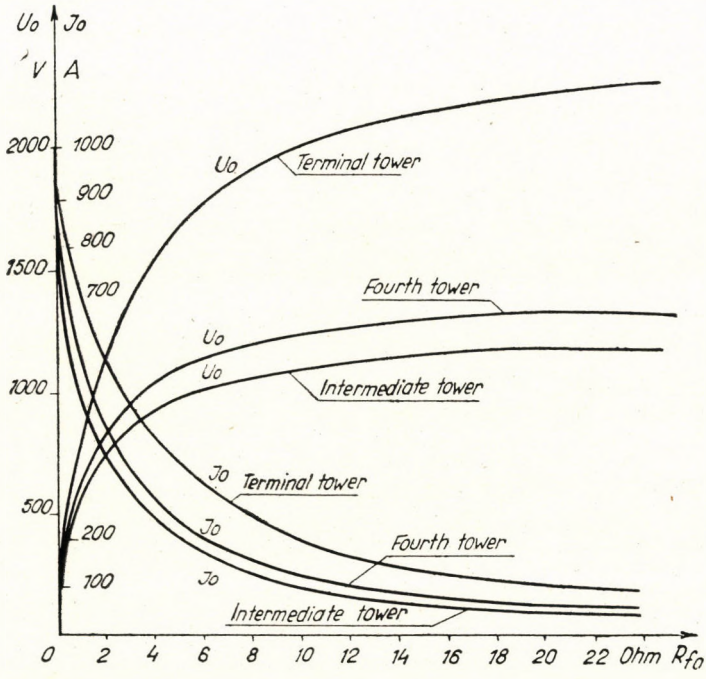


Fig. 4.

tower's own grounding resistance. Reactance ωL is a magnitude which can be influenced only to a limited extent. Resistance r will also be reduced if the span is shorter ; at the same time the reactance ωL per tower span also becomes less. In populated areas shorter spans are taken for other reasons as well. For reducing the resultant impedance, instead of the usual 50 sq. mm, a steel wire of about 95 sq. mm section might be used, or a Cd—Cu wire of about 50 sq mm For spans exceeding 150 m the last solution is harmful with respect to icing, for it would not be possible to melt the sleet off the ground wire.[3]

[3] For determining protection against icing curve families are found on p. 134. May 1949 of ELEKTROTECHNIKA (Hung. Review) in an article of the author entitled : Strain to overhead transmission lines due to unusually heavy icing.

Another factor of the resultant impedance ot the chain is the resistance of the groundings of individual towers, wich is to be kept as low as possible.

According to what has been stated before and to curves of fig. 4., higher voltage drop occurs along the grounding of the terminal tower or along those near the latter — if the spread resistances of tower groundings are equal — than the drop that may occur along towers at greater distance from the terminals. To eliminate this harmful phenomenon it is not permissible to interrupt the grounding circuit at junction stations; the ground wires of all lines entering the junction station have to be interconnected with the grounding system of the station, and through the latter, with one another.

3. *Electric fields around tower groundings*

In the preceding chapters the total voltage drop along the spread resistance of protective grounding has been discussed. Thus the curves of Fig. 4 also show the voltage set up in the case of ground short-circuits between the steel structure of the tower and the earth point at theoretically infinite distance. This voltage practically becomes permanent at a distance of about 30 m already. Beyond this distance the earth currents spread to such a high extent, or, in other words, current density is so low that the voltage drop produced is negligible. As regards danger to life the total voltage drop is not decisive, because, owing to the great distance, it is impossible for one person to overbridge it. On the other side, it is dangerous, if the voltage between the stand of a person touching the tower and the latter (the touch voltage), or the voltage between the two sole-points of a person approaching the tower in making a step (step voltage)is too high. Clearing up these questions was promoted, in addition to analysis, by small model tests as well as by measurements on-the-spot i. e. on models of original size.

The potential gradient, from which the step voltage can be determined, is

$$E = I R \frac{r_0}{x^2},$$

wherein $I R$ is the total voltage drop of the grounding.

Equivalent radius r_0 is independent of specific soil resistance ϱ, or, in other words, in the case of groundings of identical dimensions, it has the same value whatever be the conductivity of the soil, considered homogeneous.

According to what has been stated in the preceding chapter, the voltage drop along the grounding of any tower of a series fitted with a ground wire depends in a small degree only on the resistance of the grounding concerned, or, in other words, for the groundings of individual towers the voltage drops — equal earth short-circuit currents supposed — are approximately equal. From this follows directly that in the vicinity of the towers the potential field

will develop in an approximately identical manner at each tower, as has also been confirmed by tests carried out on the transmission line Mátra—Budapest.

The intensity of the current flowing through the body of a person bridging over two points of different potential by his step can be determined by analysis as well. Supposing that on the ground the difference of potential of the points below the two sole-points of the person affected amounts to U, the intensity of the current flowing through his body will be

$$i = \frac{U}{2\,R_l + \quad _e} \tag{8}$$

wherein R_l is the individual spread resistance of the »earth electrode« constituted by the legs of the said person, and R_e is the resistance of the human body, which, in an unfavourable case, may amount to as little as 500 ohms, but which is usually taken with 2000 ohms. If the specific resistance of the soil surface is ϱ_s,

$$R_l = \frac{\varrho_s}{2\,\pi\,a} \tag{9}$$

wherein »a« is the equivalent radius of the human leg electrode, which may be assumed with 0,07 m. The difference of potential below the feet of the person making the step l — supposing that he makes it in the most unfavourable direction — is

$$U = \sqrt{\frac{I\,\varrho_m}{2\,\pi}\left[\frac{1}{x} - \frac{1}{x+l}\right]} \tag{10}$$

wherein ϱ_m is the specific resistance of the deeper layers of the soil, and x is the distance from the centre-line of the grounding device. With some re-arrangement, the expression may be written:

$$U = \frac{I\,\varrho_m\,l}{2\,(x^2 + xl)} \tag{10a}$$

Finally, the intensity of the current passing through the human body is

$$i = \frac{I\,\varrho_m\,l}{2\,\pi\,(x^2 + x\,l)} \cdot \frac{1}{\frac{\varrho_s}{\pi\,\alpha} + \quad _e}. \tag{11}$$

From the above formula G. Bodier[4] determines by the quotient $\frac{i}{I}$ the

[4] Petrocokino: "De la prise de terre localisée au réseau de terre étendu". Revue Générale de l' Electricité, 1950. p. 57.

so-called danger factor expressed in function of the surface resistance of the soil, and of the specific resistances of the layers with which the grounding device is in contact.

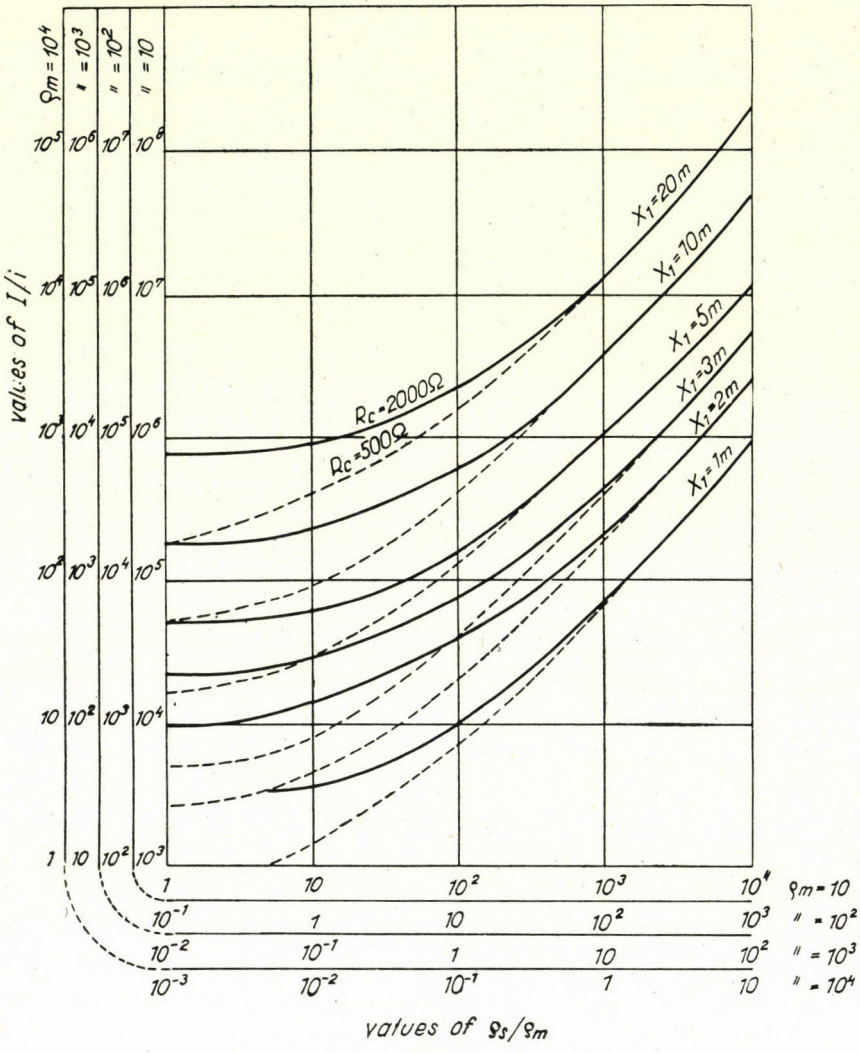


Fig. 5.

The curves of Fig. 5 show the variations of the danger factor computed on basis of formula (11). The curves traced in full lines are based on a body resistance of 2000 ohms, whilst those in broken lines on a body resistance of 500 ohms. In plotting the curves, the step distance was assumed with $l = 0{,}75$ m. The strength of current passing through the body already dangerous is

$i = 0{,}02 \sim 0{,}05$ amp. In general 0,1 amp is already considered deadly. But in this case the current passing through the body passes from leg to leg, and accordingly does touch the heart, and danger is less.

Suppose, for instance that around the grounding fenced off at 4 m from the edge of the tower, the specific resistance of the soil amounts in the lower layers to

$$\varrho_m = 100 \text{ ohm m}$$

whilst the resistance of the surface layer of poor conductivity is

$$\varrho_s = 10000 \text{ ohm m.}$$

In town areas with pavements, the figure of ϱ_s may exceed the above even by several orders of magnitude. The value of quotient ϱ_s/ϱ_m amounts in the chosen example to 100, which should be plotted above the abscissa marked $\varrho_m = 10^2$. The ordinate of this point will be intersected by the curve $x = 5$ at an ordinate value corresponding to $I/i = 10^5$ (the fence is at 4 m from the edge of the towers, and therefore the endangered person cannot approach the grounding centre more closely than 5 m). Herefrom the ground shortcircuit current intensity of the grounding of a tower not yet dangerous for persons outside the fence is:

$$I = 0{,}02 \cdot 10^5 = 2000 \text{ amp.}$$

As appears from Fig. 4, even in the case of a ground short-circuit current intensity of 10 000 amp there will not fall more than 2000 amp to the share of one tower of the series.

If the specific resistance of the soil surface is lower. e. g. in rainy weather, the danger will increase, that is to say, even a lower current intensity I may already involve a dangerous current i.

The ratio of the specific resistance of the surface layer of the soil and of the layer surrounding the grounding device is in general the higher, the greater the depth at which the grounding device is buried. In certain exceptional cases, e. g. if the deeper layer is rock, the opposite may also occur. In the great majority of cases deeper layers are better conductors, and therefore deep groundings mean less step danger. Another fact contributing to this is that in the case of deep grounding devices the potential field falling to the share of the soil surface of the latter is also much more favourable.

This circumstance constitutes the reason for the decision of the Hungarian Electrification Research Committee, according to which in the case of towers where the grounding device is a tube or rod extending downward in the vertical centre line of the concrete footing of the tower, it is permissible to limit the fenced-off area to 2 m from the edge of the tower. This is due to the fact that because of the higher specific resistance of concrete this arrangement may to a certain extent be considered a deep grounding device.

The contact voltage may in general be taken as equal to the potential gradient falling to the share of the first metre measured from the edge of the grounding device and thus its analytical determination is easy. The figures computed in this manner are, however, only approximate, as in systems other than hemispherical grounding members the formation of the field is in the vicinity of the grounding device not purely radial.

The analytical investigation of the field of the formerly used frame grounding is very intricate and would yield rather vague results, for which reason model tests were found to be more expedient. The curves of Fig. 6 show the

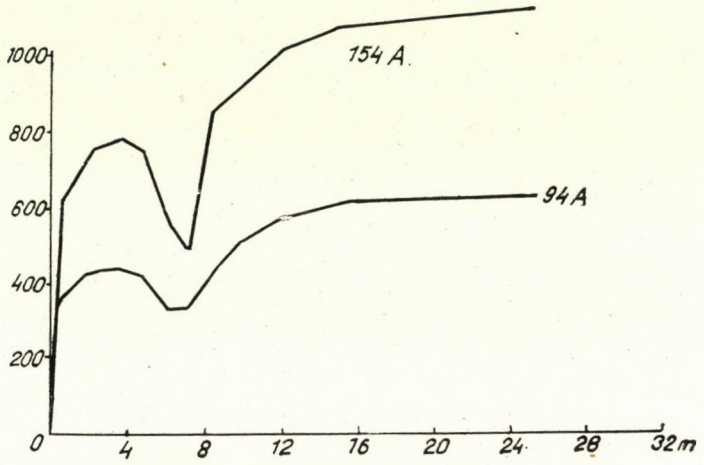


Fig. 6

voltage between the tower and the probes placed at right angles to one side of the frame, according to readings on an instrument of 20 000 ohms/volt internal resistance. Along the curves the current intensity employed at the measurement is recorded.

It appears clearly from these characteristic curves that above the grounding frame, i. e. at a relatively large distance from the tower, dangerous step voltages are set up. This model test carried out to a scale 1 : 1 was preceded by measurements on a small model to a scale of 1 : 35 immersed into an electrolyte solution, which showed a potential field of similar character, but a model test to scale 1 : 1 yielded more reliable results.

The results of tests on a model to scale 1 : 1 of the grounding system proposed instead of frame grounding for towers of transmission lines already operating are represented in Fig. 7. According to the characteristic curve of the figure, the dangerous potential gradients fall in the vicinity of the tower, which area is relatively small and can be fenced off. Strictly speaking, according to

measurements, the danger limit would extend to a distance of about 8 m from the centre-line of the tower, but the potenial field is distorted by the human body the resistance of which is less by several orders of magnitude than that of the measuring instrument and thus substantially reduces this field at the point where the person is standing.

Nevertheless, for greater safety the Electrification Research Committee proposes that in closely populated areas or where there is dense traffic, fencing at a distance of 5 m from the edge of the tower be erected.

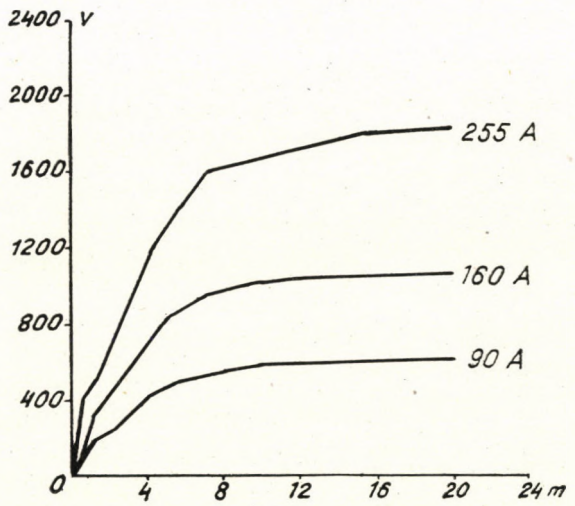


Fig. 7

A substantially more advantageous form of the potential field results from an earthing rod driven down in the central axis of the tower (Fig. 8.) proposed for towers to be erected henceforth ; the Research Committee considers that fencing at 2 m from the tower edge will afford sufficient safety with this type of grounding.

The model tests have shown that in principle it would also be possible to design a grounding system in which no dangerous contact and step voltages would be set up in the immediate vicinity of the tower even in case of high ground short-circuit current intensity. The necessary arrangement would consist of a grounding net of good conductivity connected with the tower, buried gradually deeper with increasing distance from the tower. The large amount of earthwork necessary for placing such a net, and its cost prohibit its application in praetice.

In the case of measurements shown in Figs. 6, 7 and 8, the current intensity was smaller by about one magnitude than might be expected.

Therefore the Electrical Research Committee carried out tests with high current intensity on the model with a grounding tube reaching down to a depth of 6 m, in order to clear up conditions in the field.

With the tube of 6 m length, the spread resistance was about 9 ohms.

The spread resistances and the field formations established by this test with a current intensity of about 800 amp, as well as by previous tests with a current intensity of about 50 amp, did not show any deviation of such magnitude as would justify the conculsion that under the action of such ground short-circuit currents as may be expected in reality the tower grounding will show a behaviour of different character. Under the action of the high current

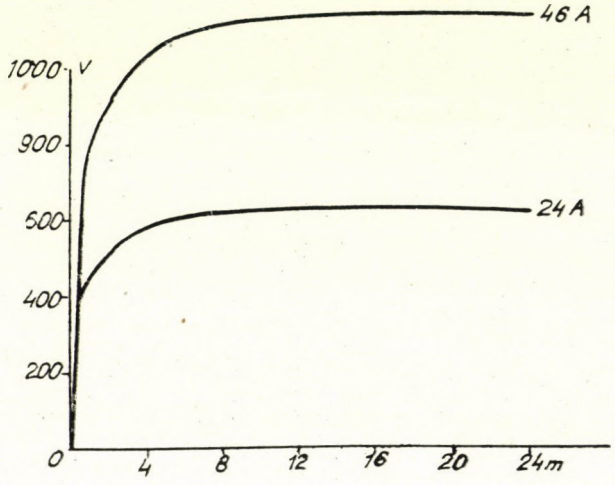


Fig. 8.

intensity the spread resistance began to increase already after 4 seconds, which may be explained by rapid drying out, and at the same time the soil gave a faint rumble with a sound corresponding to 50 cycles. The voltage drop along the tower groundings, or the potential field formed on the surface of the surrounding soil depends also on the frequency of the currents flowing along the grounding. With the usual industrial frequencies this effect cannot be detected yet, but against lightning strokes having a front time of 1—2 μ seconds the grounding may already possess a very high reactance. Similarly the reactance of the loop formed by the ground wire and by the soil will be already so high against steep-fronted lightning currents that it has hardly to be considered in the lead-offs of the lightning current or in its distribution in the groundings of adjacent towers. In accordance herewith the current of the lightning which has struck the tower is led off almost entirely by the tower's own grounding. Therefore it is highly important that each individual tower be equipped with a grounding suitable for leading off steep-fronted surges of high intensity.

The reactance of groundings of various arrangements against steep-fronted currents has not yet been cleared up unequivocally. Further research will be carried out in this line by the Electrical Research Committee, taking into account the »skin-effect« produced by steep-fronted currents flowing away in the ground, as well as the displacement currents set up in the surrounding field of forces. Nevertheless in drafting the proposed system of grounding the investigations carried out in connection with reactance have already been taken into account. Notably, grounding devices arranged in the immediate vicinity of the tower mean a substantially smaller reactance compared to grounding frames or bands hitherto employed. Therefore one very significant effect of groundings according to the proposed system manifests itself therein that in case of a lightning stroke the probability of any return flash toward the phase lines is reduced.

In tracing new transmission lines it is highly important for lightning protection to examine on-the-spot carefully whether the soil of the location of towers is suitable for the construction of adequate grounding. Should the result of this examination be negative, either the trace has to be modified or the facilities of grounding and other points of view have to be tuned together (shortest trace, isoceraunic levels, sleet-microclimate, ground objects etc.) to arrive at the right result.

Finally it is to be pointed out that the current intensity of the lightning stroke striking the tower may cause a substantial step voltage — possibly amounting to several thousand volts — outside the fenced-off area of proposed size also. The danger itself, however, will be substantially reduced by the circumstance that the time of the performance of the lightning stroke is very short, and therefore the number of coulombs running through the person exposed to danger is small, whilst, on the other hand, the reactance of the loop formed by the legs of the person making the step being greater than that of the soil below it, it is only to a reduced extent that the potential gradient of great magnitude but of steep time-front is able to produce a dangerous current intensity in the human body.

4. Deep groundings

A grounding electrode located at a depth exceeding 1—2 m below ground surface and equipped with a lead insulated from the ground down to this depth constitutes the so-called deep grounding. The density of the current spreading from the grounding electrode is highest in the vicinity of the electrode, and thus the potential gradients of higher value of the deep grounding device develop below the surface ; and, accordingly, on ground-level the danger deriving from the step voltage is also substantially less.

The analytical determination of the spread resistance of deep grounding devices is possible with the aid of the Thompson reflection method. If the spread resistance of some grounding device other than deep grounding, e. g. that of a rod driven down in the ordinary manner is R_O, the spread resistance of a deep grounding device of the same size, but sunk to a depth of n metres, amounts, according to Ollendorf, to

$$R = \frac{1}{2} R_O \left[1 + \frac{\varrho}{4\pi m R_O}\right] \tag{12}$$

in which formula ϱ is the specific resistance in ohm-metres of the oil, supposed to be homogeneous. The depth m in metres of the deep grounding device extends from the ground surface to the centre of the electrode.

For describing the potential field formed on the surface of the ground in the case of deep grounding devices, the following approximate formula may serve :

$$\varphi = I \frac{\varrho}{2\pi x}$$

but the distance x counted from the centre of the grounding device is in this case

$$x = \sqrt{m^2 + r^2}$$

wherein r is the horizontal distance measured along the ground surface from the vertical centre-line of the grounding device. In accordance herewith, the potential of the ground surface at an arbitrary distance ϱ from the vertical centre line of the deep grounding device is

$$\varphi = \frac{I\varrho}{2\pi} \frac{1}{\sqrt{m^2 + r^2}}, \tag{13}$$

whilst the potential drop proportional to the step voltage is

$$E = -\frac{\partial \varphi}{\partial r} = \frac{I\varrho}{2\pi} \frac{r}{(m^2 + r^2)^{3/2}}. \tag{14}$$

The maximum of the step voltage is to be found where

$$\frac{\partial E}{\partial r} = \frac{I\varrho}{2\pi} \left(\frac{(m^2 + r^2)^{3/2} - 3r^2(m^2 + r^2)^{1/2}}{(m^2 + r^2)^3} \right) = 0 .$$

The solution of this equation is

$$r = \frac{1}{\sqrt{2}} m$$

and the highest step voltage set up at a distance of $r = \frac{1}{\sqrt{2}}\ m$ is

$$E_{max} = \frac{I\varrho}{2\pi} \cdot \frac{2}{3\sqrt{3}} \frac{1}{m^2}. \tag{15}$$

In the immediate vicinity of the hemispherical grounding device taken for theoratical basis, i. e. the voltage drop of the ground surface at unit distance measured from its centre is

$$E = \frac{I\varrho}{2\pi}.$$

In accordance herewith, the highest voltage of a deep grounding device arranged at a depth of $m = 2$ metres is

$$E_{max} = \frac{I\varrho}{2\pi} \frac{2}{3\sqrt{3}} \frac{1}{2^2} \cong \frac{I\varrho}{20\pi}$$

and, accordingly, the dangerous maximum step voltage in case of a deep grounding device at a depth of 2 metres will already become reduced to 1/10-th of that which would develop in the immediate vicinity of an ordinary grounding device carrying a current of the same magnitude.

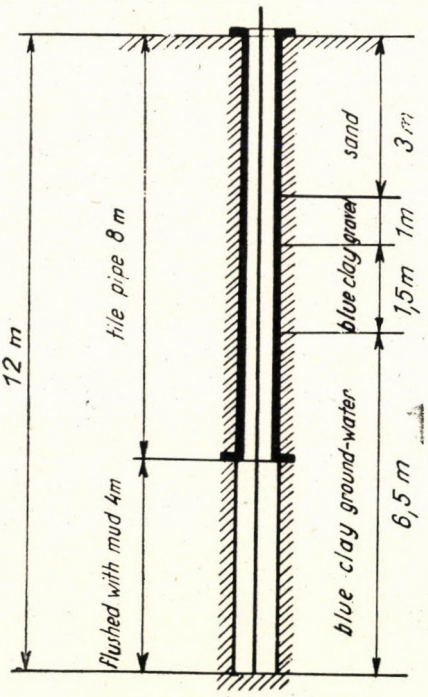


Fig. 9

In view of the fact that — particularly at depths of deep grounding devices — it is only in very rare cases that the soil may be considered homogeneous, only the characte· of preliminary approximate information may be attributed to formulas (12)—(15). Reliable data regarding the spread resistance of a deep grounding device and the step voltage developping around it, can only be obtained by direct measurements.

The mea ured spread resistance o' the experimental deep grounding device shown in Fig. 9 is 1,1 ohm. Fig. 10 shows the potential curve produced in the vicinity of this grounding device with a current intensity of $I = 196$ amp. From the gradient of the curve i may be established that it is only beyond the 20-fold value of the current intensity employed in the measurement, that is to say, above 4000 amp, that a maximum step voltage of about 100 volts can be set up.

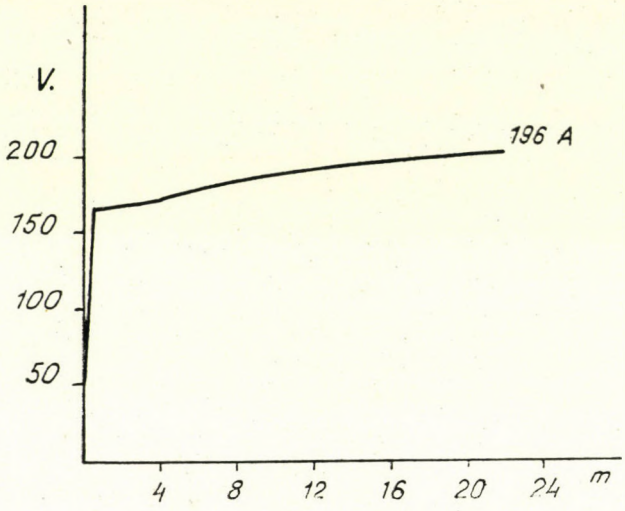


Fig. 10.

5. Investigations for the design of grounding devices of stations

A protective net located below ground-level exercises a screening effect aganist currents flowing from the soles of the person exposed to danger of contact, as from a grounding electrode, into the ground. The net is in metallic connection with the structural part touched, that is, if the elementary resistance of the human body and of the net are disregarded, the person exposed to danger of contact and the net are on the same potential. The intensity of the current flowing through the human body is the least when the person happens to stand just above a net element. By approaching the conductors of the net to each other, the screening effect is increased. The most perfect screening could be achieved by a continuous layer of sheet metal placed on the ground-level, which would however involve excessive costs.

Investigations to give such a shape to the net as would be expedient and could be obtained with a minimum of expense had been preceded by tests on a small model. The first tests were made with a frame of 60×20 cm with longitudinal wires at distances of 5 cm, immersed to a depth of about 1 cm into a solution of carbonate of sodium.

The broken-line curves in Fig. 11 represent the voltage measured between the net and the surface of the liquid (contact voltage) expressed as a percentage of the total voltage drop between the electrodes. The curves in full lines represent the differential quotients in absolute values of the former, that

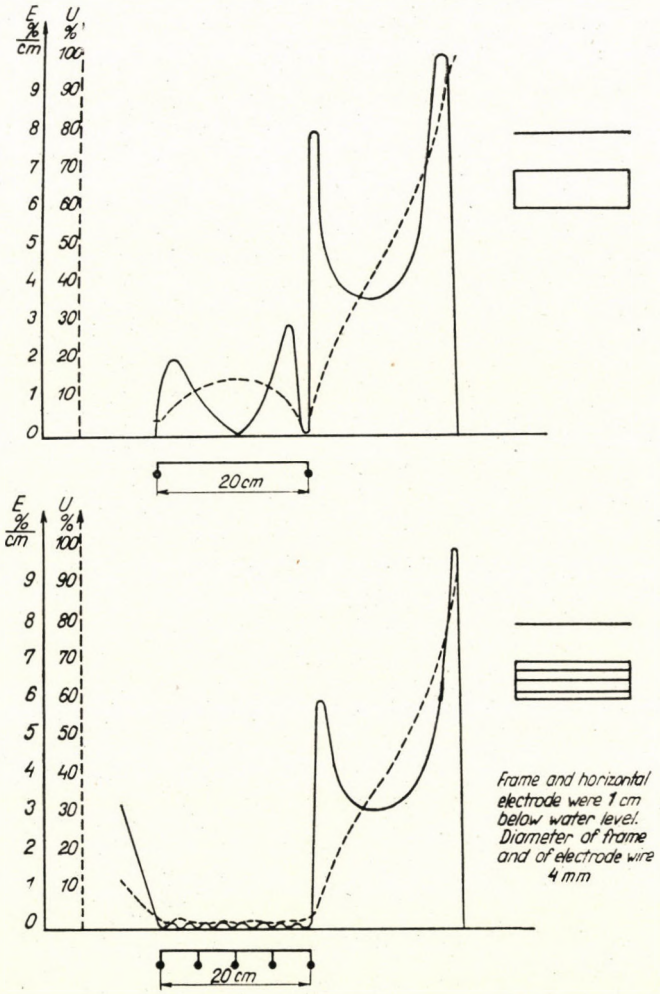


Fig. 11.

is to say, the potential differences per 1 cm of the liquid surface (step voltage), drawn to a 10-fold scale.

Fig. 11 shows conspicuously how much more favourable contact and step voltages are attained above a netted frame (bottom diagram) compared to the plain one (top diagram).

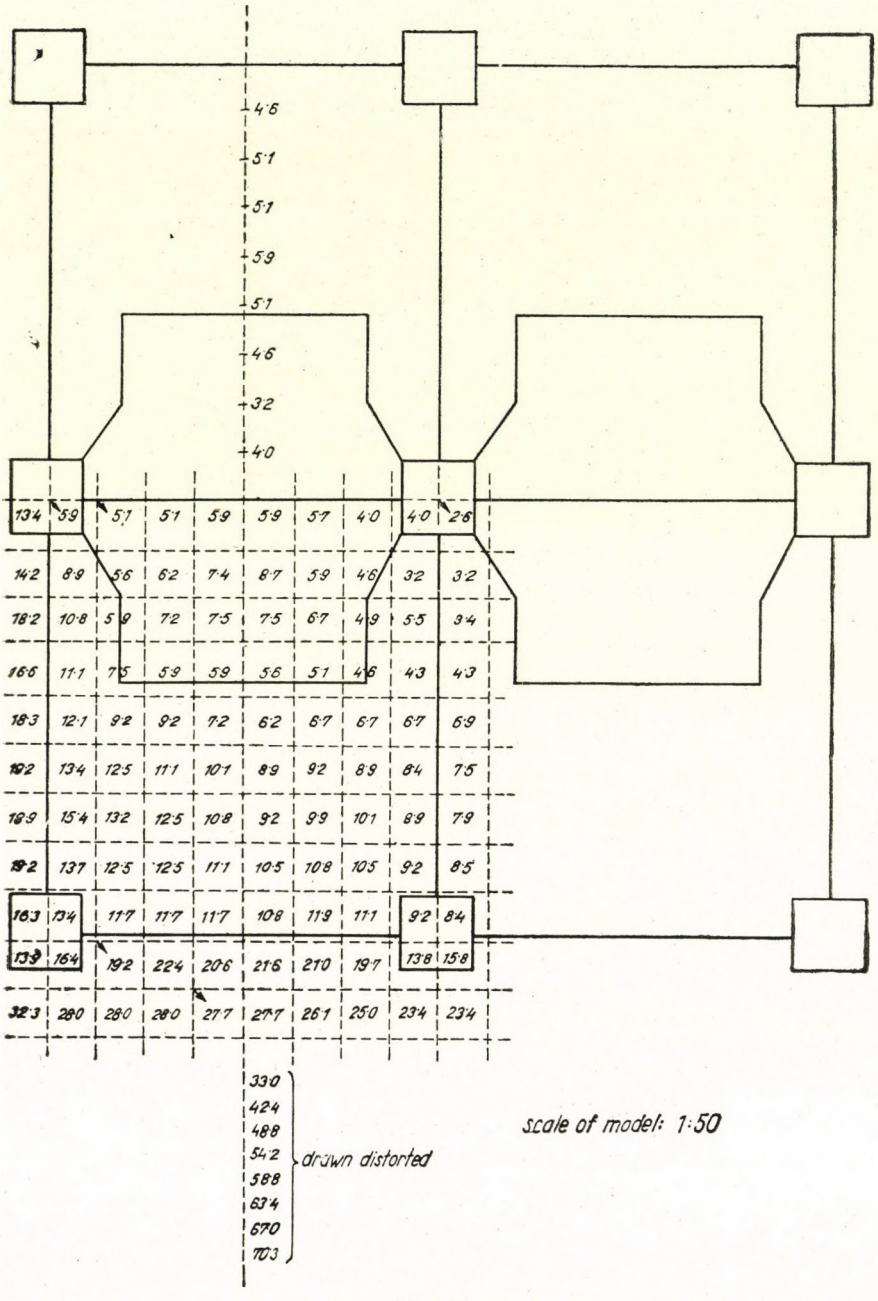


Fig. 12

From these small model tests, conclusions of qualitative nature may first be drawn, but with the necessary precaution it is also possible to derive probable quantitative values. Therefore it was found necessary to employ a net

composed of parallel conductors arranged at distances of about 4 m laid at a depth of about 70—80 cm, notably in an arrangement ensuring that the conductors should, as far as possible, be placed below the sole-point of the person standing at the spots presenting contact danger. The results of measurements carried out on a small model are shown in Fig. 12. The counter-electrode was the metal tub itself in which the electrolyte was contained. The measurement was performed in the manner already described, but the results are not shown by curves but by percentages inscribed at the loci of the measurement. The figures indicate the differences of potential between the liquid surface and the net in percentages of the total rise of potential of the net system.

In order to confirm the results of the small model tests, control tests were carried out by the Electrification Research Committee in the field to a scale of 1:1 on a protective net constructed below the fields of three bus-bars of a 100 kV station under construction. This grounding-net was constructed of iron-bars of 20 mm diam. arranged at a depth of about 80 cm below ground surface at distances of about 4 m. The current intensity employed at the test amounted to 350 amps. In view of the fact that this current intensity was limited to a grounding net extending below merely three bus-bar fields, it falls already within the order of magnitude of such a current density as may be set up in the case of ground short-circuit currents which may be expected with a protective net extending to the whole range of a station. The contact voltages measured at the test with the aid of an instrument of 10 000 ohms internal resistance (voltage between net and ground surface above the net) have shown values around 100 volts. The test results are shown in Fig. 13. The figures inscribed at the loci of measurement in Fig. 13 only indicate the serial numbers of the probes used and driven-in in advance, whilst the voltages measured at the corresponding places may be read on the diagrams in Fig. 13. The curves show a rise in the vicinity of the steel structure, which is contradictory to what might have been expected. This seeming contradiction was caused by the lack of metallic connection between net and steel structure (the test was carried out on a 100 kV station operating); therefore under the action of currents migrating through the concrete footing the steel structure raised the potential of the ground surface in its vicinity. The voltage drop above the net was quite insignificant, and accordingly no dangerous step voltage is to be expected on that part of the area of the station below which a net has been laid. According to these tests, it is only along the border of the net-work, up to the distance of a few metres, that dangerous step voltage is possible, protection against which may be obtained by fencing or by bituminous insulation of the surface.

The protective effect of the grounding net will be more perfect if a part of the ground short-circuit current is led off by some other grounding device connected in parallel with the net. Thus it is very adventageous to connect with the net the deep-grounding devices constructed for the excess voltage lead-off

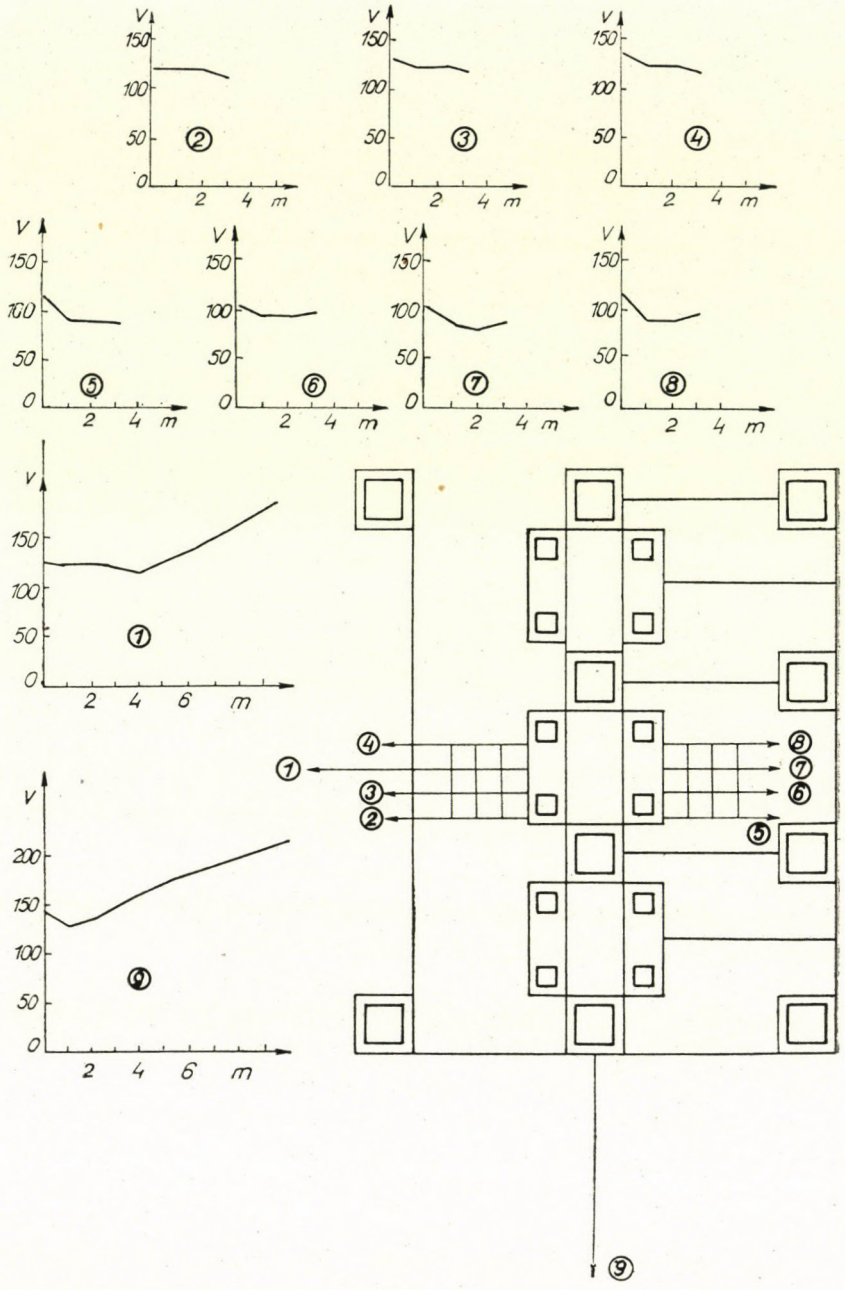


Fig. 13.

arrangements, and the protective grounding system of the transmission lines joining the station. For the steep-fronted atmospheric current waves owing to its high resistance the net would not constitute by itself a suitable grounding,

whilst the deep-grounding devices of small reactance are more suitable for this purpose. At the same time the deep-grounding devices and the protective grounding of the transmission lines when metallically connected with the protective net will lead off, in proportion to their spread conductivities relative to the net, a substantial part of the ground shortcircuit current. In connection with the deep-grounding devices care should be taken that the effective surface begin only at a depth of 1—2 m, as otherwise dangerous drops of potential may be set up on the surface in their vicinity.

6. Protection of secondary conductors of stations

Any rise of potential of the metal structure of the station arising in consequence of a ground fault is liable to endanger not only the safety of attendants, but also the sound condition of all lines of low, or secondary voltage mounted on the said structures and leaving the territory of the station, as well as of any apparatus connected with these lines. For instance, it might happen that lines of low-voltage control circuits grounded at a point distant from the station will flash over in mass in the control devices mounted on the steel structure of the station, and indeed, as part of the ground short-circuit current will tend to flow away through conductors of small cross-section, these may melt under the effect of the excess current. Similar havoc may be caused by the ground fault current in instruments of the control-room, possibly also in lines leading to the neighbouring station, in telephones, etc. Thus, in case of any short-circuit, it is exactly the lines which would have to take care of the protection of electrical equipment that are exposed to danger.

The simplest defence against these dangers consists in direct interconnection of all protective groundings within the stations. According to the old grounding standards, the protective groundings of low-voltage and high-voltage equipment had to be separated from each other, separate protective groundings had accordingly to be provided, e. g. for the 100 kV open-air equipment and for the low-voltage control-room. In practice, such separation was only apparent, as, for instance, the armour, or more properly, the lead wrapping of the operating cables from the open-air high-voltage equipment to the control-room performed the interconnection of groundings. Therefore, it is preferable to replace the uncertain contact of cable wrappings by definite, direct connections between the sytems of different voltages.

In consequence of the interconnection of protective groundings within the station, a unified potential field will develop within the station even in case of ground short-circuits of high current intensity, but at the same time for protecting attendants it is advisable to extend the protective net also to other areas, e. g. to the open-air switchgear of lower voltage belonging to the station. Such an arrangement will protect the operating, measuring, indicating and

similar low-voltage lines starting and ending within the station, but it will not protect the lines serving similar purpose leaving the station. For instance, a signaling or mesuring line running from a substation into the load-centre may carry a dangerous voltage to the latter, if the ground short-circuit occurs at the substation.

Two possibilities exist for avoiding these dangers and the damage they may cause : one of these is to separate the lines leaving the station by means of a transmitting device insulated in accordance with the galvanic connection of the said lines, the other is to limit the rise of potential to ground of the metal structural parts of the station to a figure which will not present any danger of flashover in the secondary systems. This latter purpose may be achieved by the interconnection of the service and protective groundings and by a protective grounding net of great extension and very good conductivity.

The low-voltage (380/220 volts) transmission lines leaving the area of the station, telephone lines, as well as water and gas mains, railway tracks, aerial ropeways, power stations, etc. are all liable to conduct substantial currents, owing to the rise of potential of the station area, and thus possibly extend the danger to distant areas.

7. Investigation of the interconnection of groundings

In order to prevent any damage to secondary equipment due to flash-overs, it is necessary that the rise of potential of the grounding system of the station relative to distant absolute earth potential be kept below a value not yet dangerous to the insulation of the secondary equipment. One of the factors determining this rise of potential is the spread resistance of the grounding system, which can be reduced to a lower figure compared to systems earlier in use, by means of a protective net, according to the proposal of the Electrification Research Committee. However even with the most perfect protective net, it is not possible to achieve a lower spread resistance than one or two tenths of one ohm, and therefore it is reasonable to reduce also the other factor of the rise of potential, viz. the maximum possible value of the ground short-circuit current flowing along the protective grounding, which can be achieved by the interconnection of protective and service groundings. In order to clear up this question, it is necessary to examine the distribution of ground short-circuit currents.

In the Hungarian 120 kV national transmission system the star points of the 120 kV windings of the transformers are directly grounded at power stations as well as at stepdown stations, and thus the current of any single-phase short-circuit which may arise on the line or at the station will be distributed in adverse proportion to the zero-sequence impedances.

Fig. 14 represents the case in which there is no generator on the secondary side of the step-down station. The thick arrows denote ground short-circuit currents flowing on the power station side, whilst the thin arrows denote those flowing from the sub-station side. In case there are generators on both sides, the ground fault of the 120 kV side will manifest itself also at the generator on the

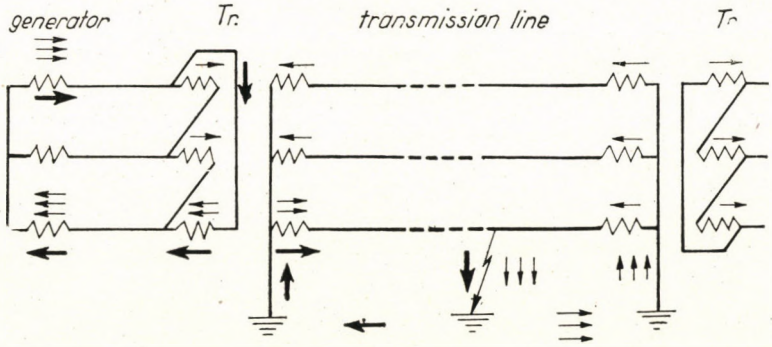


Fig. 14

other side in the form of a double-phase short-circuit. From the point of view of the course of ground currents of zero sequence, feeding from both sides will produce the pattern of power station and sub-station according to Fig. 14 equally on the transformers of both sides.

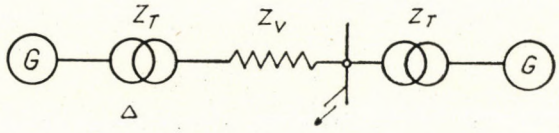


Fig. 15

Supposing, for instance, that on both sides symmetrical transformer throughputs of 120 MVA are operating (Fig. 15), the values of the ground short-circuits are found by the following calculation.

Let the reactances of transformer + generator be the following :

$$\varepsilon_1 = 27\,\% \quad X_{TG_1} = \frac{27}{100}\,\frac{120^2}{120} = 32{,}4 \text{ ohms}$$

$$\varepsilon_2 = 21\,\% \quad X_{TG_2} = \frac{21}{100}\,\frac{120^2}{120} = 25{,}2 \text{ ohms}$$

$$\varepsilon_0 = 10\,\% \quad X_{T_0} = \frac{10}{100}\,\frac{120^2}{120} = 12 \text{ ohms.}$$

The reactances of the double-circuit transmission-lines of 60 km length are :

$$X_{v_1} = X_{v_2} = \frac{0{,}4 \cdot 60}{2} = 12 \text{ ohms}$$

$$X_{v_0} = 1{,}05 \cdot 60 = 63 \text{ ohms.}$$

In the case of any ground short-circuit occurring on the busbar of one of the stations, the resultant reactances will be the following:

$$X_{H_1} = \frac{(X_{TG_1} + X_{v_1}) X_{TG_1}}{X_{TG_1} + X_{v_1} + X_{TG_1}} = \frac{(32{,}4 + 12)\, 32{,}4}{32{,}4 + 12 + 32{,}4} = \frac{44{,}4 \cdot 32{,}4}{76{,}8} = 18{,}80 \text{ ohms}$$

$$X_{H_2} = \frac{(X_{TG_2} + X_{v_2}) X_{TG_2}}{X_{TG_2} + X_{v_2} + X_{TG_2}} = \frac{(25{,}2 + 12)\, 25{,}2}{25{,}2 + 12 + 25{,}2} = \frac{37{,}2 \cdot 25{,}2}{62{,}4} = 15{,}1 \text{ ohms}$$

$$X_{H_0} = \frac{(X_{T_0} + X_{v_0}) X_{T_0}}{X_{T_0} + X_{v_0} + X_{T_0}} = \frac{(12 + 63)\, 12}{12 + 63 + 12} = \frac{75 \cdot 12}{87} = 10{,}35 \text{ ohms.}$$

The ground short-circuit current, neglecting real resistances, will be:

$$I_z = 3\, I_0 = \frac{3\, U}{\sqrt{3}(X_{H_1} + X_{H_2} + X_{H_0})} = \frac{.3 \cdot 120}{\sqrt{3}(18{,}8 + 15{,}1 + 10{,}35)} =$$

$$= \frac{3 \cdot 120}{\sqrt{3} \cdot 44{,}25} = 4{,}7 \text{ KA.}$$

Components of this ground fault current flowing through neutrals of transformers of the various stations will be distributed in adverse proportion to zero-sequence impedances or approximately to zero-sequence reactances.

Accordingly the ground fault current flowing through the star-points of the transformers at the station where a short-circuit has developped, is:

$$I'_z = I_z \frac{X_{T_0} + X_{v_0}}{2X_{T_0} + X_{v_0}} = 4{,}7 \frac{12 + 63}{2.12 + 63} = 4{,}05 \text{ KA}$$

which is 86,2% of the total ground fault current.

At the same time, the ground short-circuit current arriving from the more distant station is:

$$I''_z = I_z - I'_z = 4{,}7 - 4{,}05 = 0{,}65 \text{ KA}$$

which is only 13,8% of the total ground fault current.

According to this example, about 6/7-ths of the total ground fault current are produced by the station's own transformers. It is evident accordingly that in consequence of the metallic connection of protective and of operational grounding, it is only 1/7-th part of the ground fault current developped on the area of the station that will flow through the grounding. At the same time the interconnection of groundings will also reduce the resultant spread resistance, which will also contribute to reducing the rise of potential caused by the short-circuit.

If for instance the resultant spread resistance is 0,3 ohm the potential of the grounding net-work will be raised by ground fault developped on the area of the station by as little as 0,3. 650 = 195 volts in all.

It should however also be examined what the ground faults occurring along the line, in general more frequent, involve under these circumstances. Should the ground wires of the transmission line towers not be in metallic contact with the grounding net-work of the station, and should a ground fault occur at

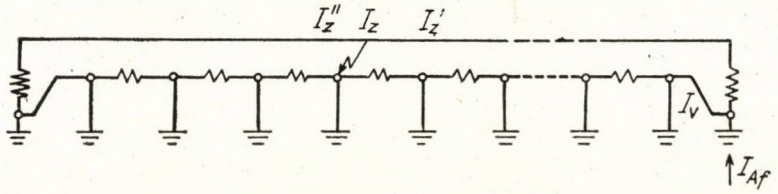


Fig. 16

the end of the line in the vicinity of the station, 86,2% of the total ground fault current would flow into the soil from the grounding net-work of the station. This seemingly most disadvantageous position is improved by connecting the ground conductors of the line with one another and with the grounding net-work of the station. The object of the next investigations is in what proportion the part of the current (I_z) of the ground short-circuit occuring on the line,

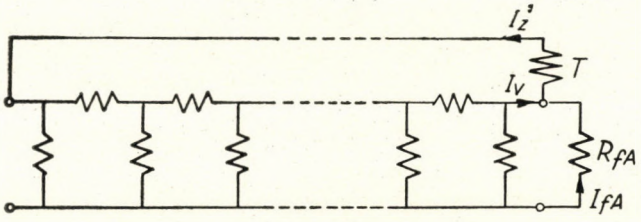


Fig 17

produced by the transformers of the station (I_z') is distributed along the protective grounding of station (which in this case is at the same time also the service grounding) and along the ground wires of the line joining the star-points of the transformers (Fig. 16).

It is evident that

$$I_z' = I_{fA} + I_v . \tag{16}$$

The connection scheme on the side of the stations in shown in simplified form by Fig. 17.

If the series of towers connected with the ground conductor is taken for

a so-called »quadripole« (Fig. 18), the »quadripole« may be replaced by a T-connection[4]

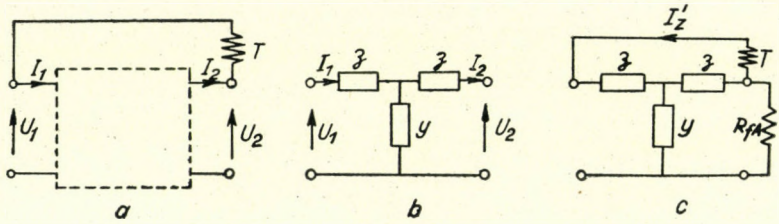


Fig. 18

The substituting values are :

$$\mathfrak{z} = \frac{U_1 - U_{20}}{I_{10}} = \frac{U_{10}}{I_{10}} - \frac{U_{20}}{I_{10}} = W_0 - \frac{U_{20}}{I_{10}} = W_0 - \frac{1}{y} \tag{17}$$

or, the value of the central lead-off is :

$$y = \frac{I_{10}}{U_{20}}. \tag{18}$$

In chapter 1 the determination of the resultant impedance of the grounding circuit has already been described in detail. It has been shown, that it is the ohmic figures which are the decivise factors, the neglection of the reactive membres causing little error only. The resultant grounding resistance of a circuit composed of n tower spans is :

$$W_0 = \frac{U_{10}}{I_{10}} = \frac{\alpha}{Y_f} \operatorname{ctgh} \alpha n \tag{19}$$

wherein

$$\alpha = \sqrt{Y_f(r_s + r_f)}.$$

[4] The general equation of the quadripole will be in a symmetrical case, as existing under the present circumstances, the following :

$$U_2 = AU_1 - BI_1 \text{ because } A = \sqrt{1 + BC}\; U_2 = \sqrt{1 + BC} \cdot U_1 - BI_1$$

$$I_2 = AI_1 - CU_1 \qquad I_2 = \sqrt{1 + BC} \cdot I_1 - CU_1$$

the no-load impedance : $W_0 = \frac{A}{C}$.

Short-circuit impedance : $W_R = \frac{B}{A}$

wave resistance : $\mathfrak{z}_{01} = \sqrt{\frac{B}{C}}$

wherein A, B and C are the constants of the equations expressing the functional relation of currents and voltages.

Y_f is the lead-off of the grounding of the tower, r_s is the value per tower span of the resistance of the ground wires running along the tops of the towers, whilst r_f is the value per tower span of the longitudinal resistance of the soil: accordingly, it is the tower which forms the unit measure of distance. At the end of the circuit the voltage is:

$$U_{20} = \frac{U_{10}}{\operatorname{ch} \alpha n} \tag{20}$$

or

$$U_{20} = I_{10} \frac{\alpha}{Y_f} \frac{\operatorname{ctgh} \alpha n}{\operatorname{ch} \alpha n} = I_{10} \frac{\alpha}{Y_f} \frac{1}{\operatorname{sh} \alpha n}. \tag{20a}$$

The resistance of the lead-off of the substituting T connection is

$$\frac{1}{y} = \frac{U_{20}}{I_{10}} = \frac{\alpha}{Y_f} \frac{1}{\operatorname{sh} \alpha n}. \tag{18a}$$

The substituting line resistance is:

$$\mathfrak{z} = W_0 - \frac{1}{y} = \frac{\alpha}{Y_f} \left(\operatorname{ctgh} \alpha n - \frac{1}{\operatorname{sh} \alpha n} \right) = \frac{\alpha}{Y_f} \frac{1}{\operatorname{sh} \alpha n} (\operatorname{ch} \alpha n - 1) \tag{17a}$$

Current I_z is distributed in proportion to conductivities along the line section of resistance $\mathfrak{z}$ and station grounding R_{fA}, and along the lead-off of resistance $\frac{1}{y}$, connected in series with the latter (Fig. 19).

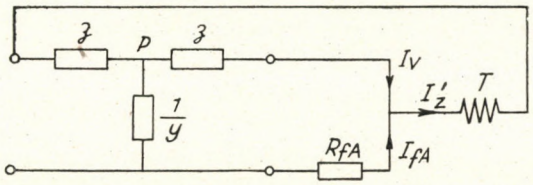


Fig. 19

The current flowing along the grounding of the station is

$$I_{fA} = I'_z \frac{\mathfrak{z}}{\mathfrak{z} + \frac{1}{y} + R_{fA}} \tag{21}$$

The same, with the substitution of the corresponding values is

$$I_{fA} = I'_z \frac{\frac{\alpha}{Y_f} \frac{\operatorname{ch} \alpha n - 1}{\operatorname{sh} \alpha n}}{\frac{\alpha}{Y_f} \frac{\operatorname{ch} \alpha n - 1}{\operatorname{sh} \alpha n} + \frac{\alpha}{Y_f} \frac{1}{\operatorname{sh} n} + R_{fA}} = I'_z \frac{\sqrt{\frac{r_s + r_f}{Y_f}} \frac{\operatorname{ch} \alpha n - 1}{\operatorname{sh} \alpha n}}{\sqrt{\frac{r_s + r_f}{Y_f}} \operatorname{ctgh} \alpha n + R_{fA}}$$

which may also be written as follows :

$$I_{fA} = I'_z \frac{1 - \frac{1}{\operatorname{ch} \alpha n}}{1 + \sqrt{\frac{Y_f}{r_s + r_f}} \operatorname{tgh} \alpha n \cdot R_{fA}} . \qquad (21b)$$

With the usual ground wire of 2×50 mm^2, and with tower spans of 250 metres, $r_s = 0{,}625$ ohm and $r_f = 0{,}025$ ohm, and accordingly,

$r_s + r_f = 0{,}625 + 0{,}025$ ohm. Let the resistance of the tower grounding be on the average $\frac{1}{Y_f} = 6$ ohms.

With this value $\alpha = \sqrt{\frac{0{,}65}{6}} = 0{,}33$ and the two hyperbolic functions referred to above, belonging to the different values of n are the following :

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$\frac{1}{\operatorname{ch} \alpha n}$	0,95	0,82	0,65	0,50	0,37	0,27	0,20	0,14	0,10	0,07
$\operatorname{tgh} \alpha n$	0,32	0,58	0,76	0,87	0,93	0,96	0,98	0,99	0,99	1

For n $<$ 6 values are less good approximations.

These figures show that in case of a ground short-circuit set up beyond the 10-th tower the current intensity along the grounding of the station is practically

$$I_{fA} = I'_z \frac{1}{1 + \frac{R_{fA}}{\delta}} = I'_z \frac{1}{1 + R_{fA} \sqrt{\frac{Y_f}{r_s + r_f}}} . \qquad (21c)$$

With values usual in practice :

$$\delta = \sqrt{\frac{r_r + r_f}{Y}} = \sqrt{6 \cdot 0{,}65} = 1{,}98 = \cong 2{,}0 \text{ ohms.}$$

The voltage drop along the grounding of the station is :

$$U_f = I_{fA} R_{fA} = I' \frac{R_{fA}}{1 + \frac{R_{fA}}{\delta}} = I'_z \frac{1}{\frac{1}{R_{fA}} + \frac{1}{\delta}} \qquad (22)$$

The minimum of this voltage drop will evidently present itself at the lowest value of R_{fA}.

Supposing that the spread resistance of the station is $R_{fA} = 0{,}3$ ohm, and the short-circuit is on the line beyond the 10-th tower,

$$I_{fA} = I_z' \frac{1}{1 + \frac{0{,}3}{2}} = I_z' \, 0{,}87$$

and accordingly, 87% of short-circuit current I_z' produced by the station's own transformers are carried by the station grounding.

In case N transmission lines are tied to the station and two ground wires belonging to each line are connected to the steel structure of the station, the current flowing along the station grounding will be

$$I_{fA} \cong I_z' \frac{1}{1 + \frac{NR_{fA}}{\delta}}$$

and the rise of potential on the grounding of the station will be

$$U_f = I_z' \frac{R_{fA}}{1 + \frac{NR_{fA}}{\delta}} = I_z' \frac{1}{\frac{1}{R_{fA}} + \frac{N}{\delta}}. \qquad (22a)$$

With data of the preceding example, if the number of lines is three

$$I_{fA} = I_z' \frac{1}{1 + \frac{3 \cdot 0{,}3}{2}} = I_z' \, 0{,}69$$

and accordingly about 69% of the short-circuit current produced by the station's own transformers will flow away along the ground of the station. According to the example discussed above, about 86% of the total short-circuit current (I_z) is produced by the station's own transformers, and, accordingly, in the case of a short-circuit

$$0{,}69 \times 0{,}86 = 0{,}595, \text{ that is to say, about } 60\%$$

of the total short-circuit current will flow along the station grounding. As according to the example the grounding of the station is $R_{fA} = 0{,}3$ ohm, this means that in this case the rise of potential with a ground short-circuit of 4 700 amp will be

$$U_f = 0{,}3 \times 0{,}6 \times 4700 = 850 \text{ volts.}$$

The sets of curves of Fig. 20 are representing the rises of potential along the grounding of the station in case of a line short-circuit, where the transformers of the station are working with 1000 amp on the short-circuit. On the abscissa is plotted the spread resistance of the groundings of the station, and the various curves, in accordance with number (N) of the lines joining the grounding system of the station, give the rises of potential.

It has already been mentioned, how the ground short-circuit current is distributed between transformer stations connected by a transmission line.

In the case discussed the object of the investigation was the distribution of currents of ground short-circuits occurring at some station, or on the line in the immediate vicinity of the station. More complicated than this is the case in

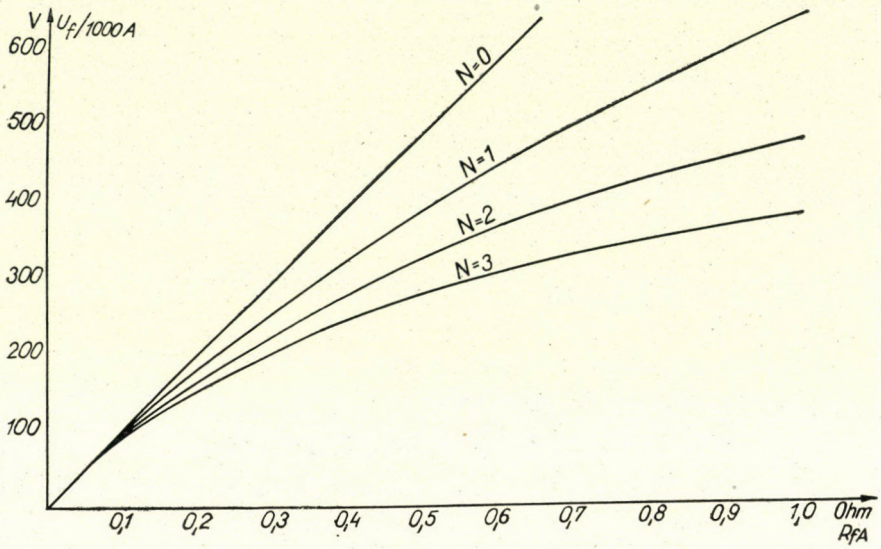


Fig. 20

which the ground short-circuit occurs at great distance from the stations on one of the double-circuit tie-lines. In most system diagrams ground short-circuits occurring may be reduced to a similar case and thus it is worth while

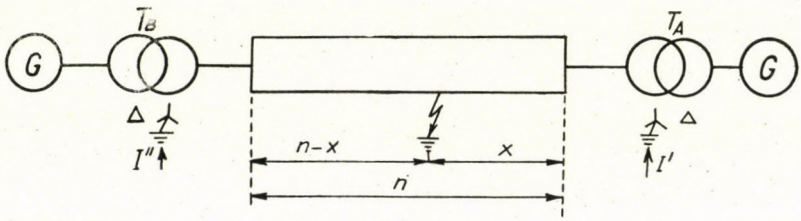


Fig. 21

to examine in detail in what proportion, depending on the distance of the locus of the short-circuit, the ground short-circuit current is distributed between the transformer groups of the two stations (Fig. 21).

Let z_v denote the impedance of the transmission line falling to the share of one tower, the tower spans supposed to be equal : in this case the impedance of the unaffected line composed of n tower spans will be nz_v and on the other line composed of n tower spans the impedance up to the place of the short-circuit occurring after the x-th tower span counted from the station will be $x\,z_v$.

These network impedances of inductive nature exceed in order of magnitude the resistance of ohmic nature of the groundings, and therefore the latter may be neglected from the point of view of the development of ground short-circuit currents.

The impedances of the set-up shown in Fig. 21. may be characterized by the simplified diagram according to Fig. 22. M means the factor of mutual induction between the two lines per tower span. On the diagram of Fig. 22 it is

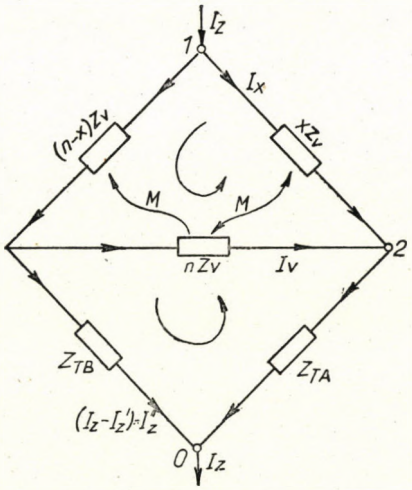


Fig. 22

the variation in function of x of the resultant impedance between points 1—0 that forms the subject of examination, from which it will be possible to determine ground short-circuit current I_z.

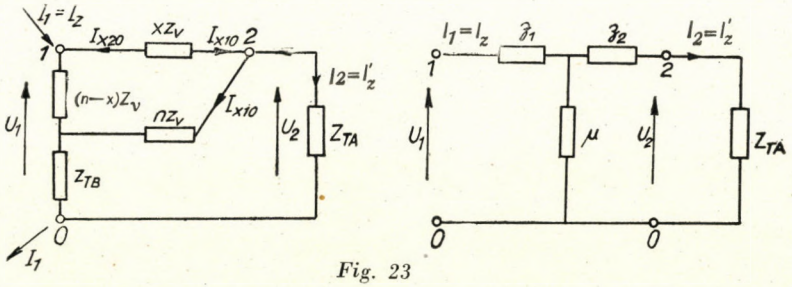


Fig. 23

The next step is to determine the current intensity I_z' flowing along the interconnected neutral of the transformers of the station in function of x likewise.

The system between points 1—0 and 2—0 can be handled more easily on basis of the theory of quadripoles ; it can be transformed into an equivalent »T« system. It is advisable to perform the transformation with the exception

of impedance Z_{TA} ; and with the aid of impe ance Z_{TA} connected to the equivalent »T« member obtained after transformation, the current conditions will be studied conveniently (Fig. 23).

It is supposed that points 2—0 are not loaded, i. e. $Z_{TA'} = \infty$, the so-called no-load condition is produced. Then if at the same time the current input at point 1 is I_{10} and the current intensity flowing through impedance xz_v is I_{x10} [6]), the voltage between points 1—0 will amount to :

$$U_{10} = (I_{10} - I_{x10})\,(n - x)\,z_v + I_{x10}\,(n - x)\,M\omega + I_{10}\,Z_{TB} \tag{23}$$

The same voltage results as the sum of the voltages set up on the impedances xz_v, nz_v and Z_{TB}

$$U_{10} = I_{x10}[(x + n)\,z_v - 2\,x\,M\omega] + (I_{10} - I_{x10})\,(n - x)\,M\omega + I_{10}\,Z_{TB} \tag{24}$$

Deducting from equation (23) equation (24),

$$(I_{10} - I_{x10})\,(n - x)\,(z_v - M\omega) + I_{x10}[(n - x)\,M\omega - (x + n)\,z_v + 2\,x\,M\omega] = 0\,.$$

The same, after performing multiplications and simplifications :

$$I_{10}\,(n - x) - I_{x10}\,2\,n = 0$$

wherefrom

$$I_{x10} = I_{10}\,\frac{n - x}{2\,n}\,.$$

Substituting the latter expression into equation (23) :

$$U_{10} = I_{10}\left[(1 - \frac{n - x}{2\,n})\,(n - x)\,z_v + \frac{(n - x)^2}{2\,n}\,M\omega + Z_{TB}\right].$$

The same rearranged is :

$$U_{10} = I_{10}\left[\frac{M\omega - z_v}{2\,n}\,(n - x)^2 + z_v\,(n - x) + Z_{TB}\right]. \tag{25}$$

If, instead of expression $n - x$, which is the number of tower spans from station »B« to the place of the short-circuit, a new variable

$$n - x = \eta$$

is introduced, the so-called no-load impedance will be

$$W_{10} = \frac{U_{10}}{I_{10}} = -\frac{z_v - M\omega}{2\,n}\,\eta^2 + z_v\,\eta + Z_{TB}\,. \tag{26}$$

The no-load impedance, if feeding is supposed to take place at points 2—0, can be determined more simply. For this case the diagram is given by drawing »a«, or by drawing »b« equivalent thereto, shown in Fig. 24 :

[6] In the following calculation indices 1, 2 and 0 do not mean components of positive negative or zero sequence, but characterize the values corresponding to the entry, final and non-loaded conditions developped with notations of the »quadripole« theory.

The no-load impedance may be written directly

$$W_{20} = \frac{n}{2}(z_v + M\omega) + Z_{TB}. \tag{27}$$

For determining the core impedance (μ), it is necessary to know the amount of voltage in the other side in case one side is operating at no-load. Supposing feeding to take place between points 1—0 :

$$U_{20} = U_{10} - (I_{x10}\, x\, z_v - I_{x10}\, M\omega)$$

or, in abridged form :

$$U_{20} = U_{10} - I_{x10}(z_v - M\omega)\, x. \tag{28}$$

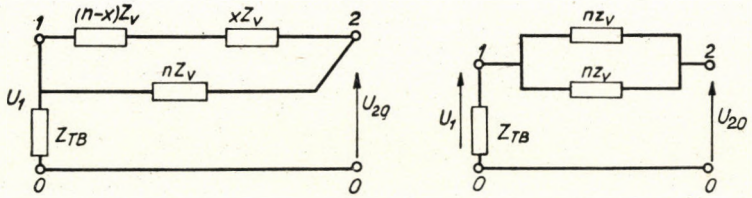


Fig. 24

From what precedes

$$I_{x10} = I_{10}\frac{n-x}{2n} = I_{10}\frac{\eta}{2n}.$$

On substitution :

$$U_{20} = U_{10} - I_{10}\frac{z_v - M\omega}{2n}\, x\, \eta.$$

From this the core impedance is :

$$\mu = \frac{U_{20}}{I_{10}} = W_{10} - \frac{z_v - M\omega}{2n}\, x\, \eta \tag{29}$$

or

$$\mu = -\frac{z_v - M\omega}{2n}(\eta^2 + x\,\eta) + z_v\,\eta + Z_{TB}. \tag{29a}$$

The substituting line impedances are :

$$\delta_1 = W_{10} - \mu = \frac{z_v - M\omega}{2n}\, x\, \eta \tag{30}$$

$$\delta_2 = W_{20} - \mu = \frac{n}{2}(z_v + M\omega) + \frac{1}{2n}(z_v - M\omega)(\eta^2 + x\,\eta) - z_v\,\eta. \tag{31}$$

Substituting for x the expression $x = n - \eta$, the substituting core impedance is :

$$\mu = -\frac{1}{2}(z_v - M\omega)\,\eta + z_v\,\eta + Z_{TB} \tag{29a}$$

$$\mu = \frac{1}{2}(z_v + M\omega)\ \eta + Z_{TB} \tag{29b}$$

and the substituting line-impedances are:

$$\vartheta_1 = \frac{1}{2}(z_v - M\omega)\left(\eta - \frac{\eta^2}{n}\right) = \frac{1}{2}(z_v - M\omega)\left(x - \frac{x^2}{n}\right) \tag{30a}$$

$$\vartheta_2 = \frac{1}{2}(z_v + M\omega)(n - \eta) = \frac{1}{2}(z_v + M\omega)\,x\,. \tag{31a}$$

Connecting the impedances of the transformers of station »A« examined to poles 0—2 of the substituting connection the resultant impedance between terminals 1—0 will be

$$Z = \vartheta_1 + \frac{\mu(\vartheta_2 + Z_{TA})}{\mu + \vartheta_2 + Z_{TA}} \tag{32}$$

whilst the ground fault current flowing at the place of the short-circuit will be found by the method of calculation of symmetrical components;

$$I_z = 3\,I_0 = \frac{3\,U}{\sqrt{3}(Z_1 + Z_2 + Z_0)} \tag{33}$$

wherein I_0 is the short-circuit current of zero sequence, whilst Z_1, Z_2 and Z_0 are the positive, negative and zero sequence resultant impedances of the net determined each separately according to the system deduced above.

In order to determine the voltage drop occurring if the station is grounded, it is necessary to express the ground fault current I_z' produced by the transformers of station »A« (Fig. 23).

Total ground short-circuit current I_z is distributed between core impedance μ and the sum of the impedances $\vartheta_2 + Z_{TA}$ in proportion to their reciprocal values, an ordingly, the ground short-circuit current produced by station »A« is:

$$I_z' = \frac{\mu_0}{\mu_0 + \vartheta_{20} + Z_{TA_0}}\,I_z = K_0\,I_z \tag{34}$$

wherein indices »o« denote the impedances of zero sequence according to symmetrical components. At the same time the ground short-circuit current arriving from station »*B*« is

$$I_z'' = I_z - I_z' \tag{35}$$

In effecting the decomposition into symmetrical components, with components of positive and negative order of sequence, the mutual self-inductance

of the line may be neglected, whilst with components of zero sequence, the said self-inductance should be taken into account with its triple value. In accordance herewith, the impedances of positive, negative and zero sequence required for determining the total ground short-circuit current on basis of formula (33) are the following:

$$Z_1 = \frac{1}{2} z_{v_1} \frac{x\,\eta}{n} + \frac{\left(\frac{1}{2} z_{v_1}\,\eta + Z_{TB_1}\right)\left(\frac{1}{2} z_{v_1}\,x + Z_{TA_1}\right)}{\frac{1}{2} z_{v_1}\,n + Z_{TA_1} + Z_{TB_1}} \tag{32a}$$

$$Z_2 = \frac{1}{2} z_{v_2} \frac{x\,\eta}{n} + \frac{\left(\frac{1}{2} z_{v_2}\,\eta + Z_{TB_2}\right)\left(\frac{1}{2} z_{v_2}\,x + Z_{TA_2}\right)}{\frac{1}{2} z_{v_2}\,n + Z_{TA_2} + Z_{TB_2}} \tag{32b}$$

$$Z_0 = \frac{1}{2}(z_{v_0} - 3\,M\,\omega)\frac{x\,\eta}{n} + \frac{\frac{1}{2}\left[(z_{v_0} + 3\,M\,\omega)\,\eta + Z_{TB_0}\right]\left[\frac{1}{2}(z_{v_0} + 3\,M\,\omega)\,x + Z_{TB_0}\right]}{\frac{1}{2}(z_{v_0} + 3\,M\,\omega)\,n + Z_{TA_0} + Z_{TB_0}} \tag{32c}$$

Similarly, in expression (34) the coefficient of I_z is:

$$K_0 = \frac{1}{1 + \frac{\frac{1}{2}(z_{v_0} + 3\,M\,\omega)\,x + Z_{TA_0}}{\frac{1}{2}(z_{v_0} + 3\,M\,\omega)\,\eta + Z_{TB_0}}}.$$

Curve I_z of Fig. 25 shows the values determined on basis of the preceding relationships of the ground short-circuit currents set up in the arrangement according to the example above, at different distances from the stations on either of the lines of the double-circuit. Curve I_z' shows the values of the current of the ground short-circuit produced by station »*A*«, whilst curve I_z'' indicates the values of the ground short-circuit current produced by station »B«. The transmission-line of 60 km length of the example is divided into $n = 240$ tower spans of equal length and it is the tower span that constitutes the unit of measurement of the abscissae. (The tower span is $a = 250$ m.)

Points of the curves were plotted with neglect of the real resistance, whose value is relatively small compared to the reactive components. The figures thus assumed for computation are the following:

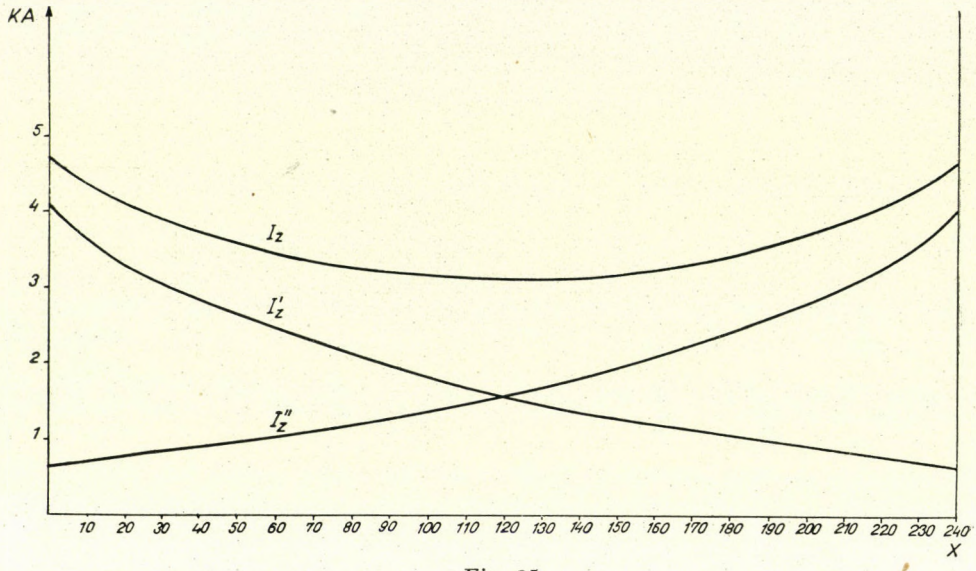


Fig. 25

$$z_{v_1} = z_{v_2} = 0{,}4 \cdot 0{,}250 = 0{,}1 \text{ ohm/tower span}$$
$$z_{v_0} = 1{,}3 \cdot 0{,}250 = 0{,}325 \text{ ohm/tower span}$$
$$3\ M\omega = 0{,}8 \cdot 0{,}250 = 0{,}2 \text{ ohm/tower}$$
$$Z_{TA_1} = Z_{TB_1} = 32{,}4 \text{ ohms}$$
$$Z_{TA_1} = Z_{TB_2} = 25{,}2 \text{ ohms}$$
$$Z_{TA_0} = Z_{TB_0} = 12 \text{ ohms.}$$

Next will be examined what voltage drops occur along the grounding of the station under the action of ground short-circuits occurring at points more and more distant from the station. This investigation similarly to the preceding ones can be performed by means of a substituting connection scheme.

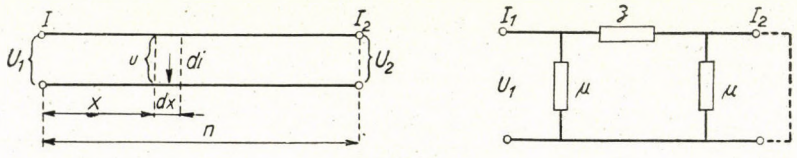


Fig. 26

In this case the so-called member »*II*« is more suitable than the substituting member »T«. For the purpose of the numerical determination of a line element of member »*II*« it is also necessary to know the ratio of the voltage (U_1) measured at the beginning of the chain short-circuited at this end, and of the current (I_2) flowing through at the point of short circuit. According to Fig. 26

$$\vartheta = \frac{U_1}{I_2}.$$

According to the formules (2d) and (1d) of Chapter 1 :

$$u = C_1 e^{\alpha x} + C_2 {}^{-\alpha x} .$$

and

$$i = \frac{\alpha}{z} (C_2 e^{-\alpha x} - C_1 e^{\alpha x}).$$

In the present case $z \cong r_s + r_f$, whilst the integration constants C_1 and C_2 can be determined from boundary conditions of the system short-circuited at its end. At the beginning of the line, where $x = 0$, $u = U$ and $i = I$, and accordingly :

$$U_1 = C_1 + C_2 \tag{36}$$

$$I_1 = \frac{\alpha}{z} (C_2 - C_1). \tag{37}$$

At the end of the line where $x = \mathrm{n}$, $u = 0$ and $i = I_2$, and accordingly

$$0 = C_1 e^{\alpha n} + C_2 e^{-\alpha n} \tag{36a}$$

$$I_2 = \frac{\alpha}{z} (C_2 e^{-\alpha n} - C_1 e^{\alpha n}.) \tag{37a}$$

From (36a) $C_1 = - C_2 e^{-2\alpha n}$, and if this is substituted into (36), and subsequently into (37a) :

$$U_1 = C_2(1 - e^{-2\alpha n}) \tag{36b}$$

and

$$I_2 = C_2 \frac{\alpha}{z} 2 e^{-\alpha n}. \tag{37b}$$

The line impedance of member *II* is :

$$\vartheta = \frac{U_1}{I_2} = \frac{z}{\alpha} \frac{1 - e^{-2\alpha n}}{2 e^{-\alpha n}} = \frac{z}{\alpha} \frac{e^{\alpha n} - e^{-\alpha n}}{2} = \frac{z}{\alpha} \operatorname{sh} \alpha n \tag{38}$$

or

$$\vartheta = \sqrt{\frac{r_s + r_f}{Y_f}} \operatorname{sh} \alpha n . \tag{38a}$$

The admittance of the lead-off member is

$$\mathrm{y} = \frac{1}{\mu} = \frac{I_1 - I_2}{U_1} = \frac{\alpha}{z} \left(\operatorname{ctgh} \alpha n - \frac{1}{\operatorname{sh} \alpha n} \right) \tag{39}$$

or the impedance of the lead-off is :

$$\mu = \frac{z}{\alpha} \frac{\operatorname{sh} \alpha n}{\operatorname{ch} \alpha n - 1} = \sqrt{\frac{r_s + r_f}{Y_f}} \frac{\operatorname{sh} \alpha n}{\operatorname{ch} \alpha n - 1}. \tag{39a}$$

In examining the effect of short-circuits occurring somewhere on the line, the latter may be represented by two separate substituting connections proceeding to greater distances in two directions from the point of short-circuit.

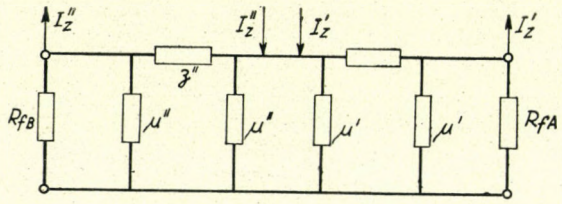


Fig. 27

The next problem is to determine the magnitude of the current flowing through the grounding of the station. The current of short-circuits distant from the station flows back through the ground and the ground wire carries only a small fraction of its intensity. It is perfectly sufficient (if only for reasons

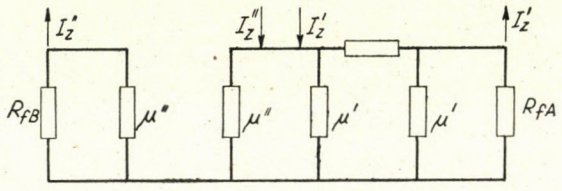


Fig. 28

of symmetry) to perform the investigation from the middle of the line toward the station. The number of tower spans, starting from the station, is : x.

In those places, where x is a high figure, $\mathfrak{z} = \infty$, and, therefore, the diagram is simplified according to Figs. 27 and 28.

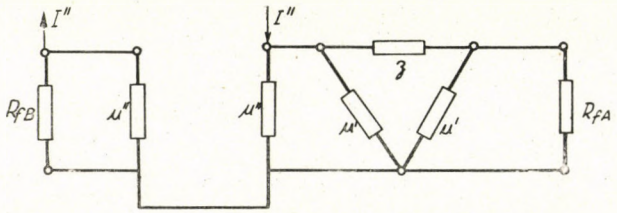


Fig. 29

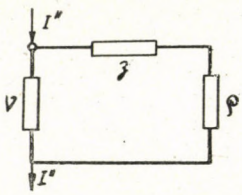


Fig. 30

The investigation may be carried out according to principle of superposition in two stages. In the first case let I_z' be equal to zero, whilst in the second case $I_z'' = 0$. The sum of the final results will yield the desired value.

1. Condition : $I_z' = 0$.

To obtain a simpler comprehensive view of the diagram, it may be illustrated, according to Fig. 29, wherein by substitution of μ'' and μ' as well as of resultants of μ' and R_{fA}, the substituting diagram of Fig. 30 is obtained :

$$\nu = \frac{\mu' \mu''}{\mu' + \mu''} = \frac{\mu''}{1 + \frac{\mu''}{\mu'}} \tag{40}$$

$$\varrho = \frac{\mu' R_{fA}}{\mu' + R_{fA}} = \frac{R_{fA}}{1 + \frac{R_{fA}}{\mu'}}. \tag{41}$$

The density of the current flowing through impedance ϱ is

$$I''_{\varrho} = I''_{z} \frac{\nu}{\nu + \eth + \varrho}. \tag{42}$$

At the same time the voltage drop due to the action of current I''_z along impedance ϱ is

$$U''_{\varrho} = I''_{z} \frac{\nu \varrho}{\nu + \eth + \varrho}.$$

Impedance ϱ shown in Fig. 30 is nothing but the resultant of impedance μ' and R_{fA} shown in Fig. 29 connected in parallel, and accordingly the voltage drop along R_{fA} is :

$$U''_{RfA} = U''_{\varrho}.$$

2. Condition : $I''_z = 0$.

In this case the intensity of the current flowing through impedance ϱ is :

$$I'_{\varrho} = I'_{z} \frac{\eth}{\nu + \eth + \varrho}.$$

At the same time the voltage drop due to the action of current I''_z along impedance ϱ is

$$U'_{\varrho} = I'_{z} \frac{\eth \varrho}{\nu + \eth + \varrho}.$$

In this case also

$$U'_{RfA} = U'_{\varrho}.$$

As evident from Figs. 30 and 31, currents I' and I'' are flowing through impedance ϱ in opposite directions, and thus finally the voltage drop along spread resistance (R_{fa}) of the groundig of the station is

$$U_{RfA} = U'_{\varrho} - U''_{\varrho} = \left(I'_{z} \frac{\eth}{\nu + \eth + \varrho} - I''_{z} \frac{\nu}{\nu + \eth + \varrho} \right) \varrho.$$

From expressions (38a), (39a), (40), and (41) the substituting impedances are, with reactive components in general of relatively small value neglected, the following :

$$\mathfrak{z} = \sqrt{\frac{r_s + r_f}{Y_f}}\,\mathrm{sh}\,\alpha x \tag{38b}$$

$$\nu = \sqrt{\frac{r_s + r_f}{Y_f}}\,\frac{\mathrm{sh}\,\alpha x}{\mathrm{sh}\,\alpha x + \mathrm{ch}\,\alpha x - 1} \tag{40a}$$

$$\varrho = \frac{R_{fA}}{1 + R_{fA}\sqrt{\frac{Y_f}{r_s + r_f}}\,\frac{\mathrm{ch}\,\alpha x - 1}{\mathrm{sh}\,\alpha x}} \tag{41a}$$

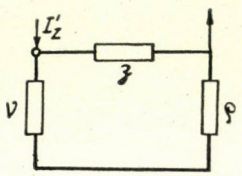


Fig. 31

wherein r_s is the resstance per tower span of the ground wires running along the towers, r_f is the resistance per tower span of the ground return line, Y_f is the spread resistance of the grounding of one tower, x is the number of tower spans

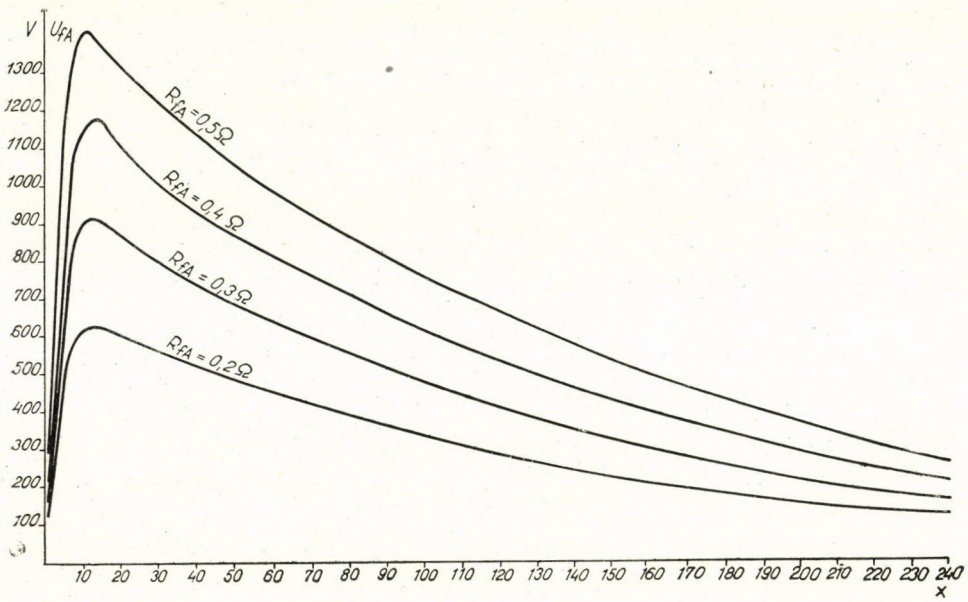


Fig. 32

up to the tower on which there is a short-circuit, and

$$\alpha = \sqrt{Y_f(r_s + r_f)}\,.$$

The development of values of I_z' and I_z'' is hardly influenced by the relatively small spread resistance R_{fA} of the grounding, as well as by ohmic resistances ϑ, μ', μ, ν', ϱ' etc. discussed above, and therefore I_z' and I_z'' can be determined in the manner discussed at the beginning of this chapter without taking the said ohmic resistance into account.

Fig. 32 shows the drops of potential along the grounding of the station, on basis of the data of the above example, if the ground short-circuit occurs somewhere along the line. The various curves relate to different values of the spread resistance of the protective grounding of the station. The curves show clearly that it is the ground short-circuits set up somewhere about the 10-th and 15-th tower that are most dangerous. These dangers can be reduced by employing ground wires of better conductivity or a so-called soil-line up to the further end of the dangerous zone.

REFERENCES

Л. И Гутенмахер: Электрические модели

W. Koch: »Erdungsmassnahmen für Höchstspannungsanlagen mit geerdetem Sternpunkt«. (ETZ. 1950. p. 89).

Ollendorf: »Erdströme«. (Springer Berlin 1928.)

Petrocokino: »De la prise de terre localisée au réseau de terre étendu«. (Revue Générale de l'Electricité 1950. p. 57.)

Rüderberg: »Elektrische Schaltvorgänge« (Springer Berlin, 1933.)

Ryder: »Earthing Problems« (The Journal of the Institution of Electrical Engineers« April 1948).

Verebélÿ: »Villamos erőátvitel« (Hungarian) Vol. III. (»Electric Power Transmission«).

SUMMARY

Ground failures of high-capacity electric transmission systems with earthed neutrals bear the character of short-circuits: in case of ground failure short-circuit currents of high value flow through the groundings. Such ground short-circuit currents of the order of magnitude of 10^3 amp set up special problems relative to the execution of groundings; to find an adequate solution the designing engineer has to penetrate into the theory of the problem. This paper approaches in this sense the electrical theory of groundings of large extension or of chains of grounding systems, problems relative to the earthing of transmission lines and of substations, further phenomena resulting from interconnection of groundings of similar and of different destinations. The paper has been based upon research and control tests of the Hungarian Committee for Electrification Research and upon consideration of Hungarian and foreign literature on the subject.

ЗАЗЕМЛЕНИЕ

Ф. Ронкаи

Р е з ю м е

Заземление мощных систем электропередач, с непосредственным заземлением звездовой точки, имеют характер короткого замыкания, следовательно, при замыкании на землю, через заземление течет значительной величины ток короткого замыкания. В связи с большим током короткого замыкания на землю (порядка приблизительно 10 А) возникает вопрос в отношении устройства заземления, правильное решение которого требует, чтобы инженер-конструктор глубже ознакомился с соответствующей теорией. Исходя из этой точки зрения, данная статья обсуждает теорию электро-заземлений с широкоразвитой системсй заземления, вопросы заземления линий высоковольтных электропередач и трансформаторных подстанций, а также и явления от соединения схожего и отличного назначения заземлений.

При составлении этой статьи автор использовал соответствующие данные экспериментальных и контрольных исследований Комиссии Исследований по Электрификации в Венгрии, кроме этого учел подобного характера научные работы венгерской и иностранной литературы.

INTERFERENCE OF GENERAL INVOLUTE GEARING

By

I. BOTKA

Manuscript received 13th July 1951.

Symbols used:

z_1 number of teeth in pinion
z_2 number of teeth in larger gear
m generating module mm
α pressure angle of basic rack
a center distance of meshing gears, pressure angle ε, mm
m_g module of meshing gears, pressure angle ε, mm
ε pressure angle of mating gears
$x = \frac{z_1 + z_2}{2} \cdot \frac{inv\ \varepsilon - inv\ \alpha}{\mathrm{tg}\ \alpha}$
x algebraic sum of specific tool displacements
x sum of the distances from the generating pitch circles to the nominal pitch line of hob, for generating module: m = 1 mm
x_1 distance of pinion generating pitch circle to nominal pitch line of hob, for generating module: m = 1 mm
x_2 distance of gear generating pitch circle to nominal pitch line of hob, for generating module: m = 1 mm
x_{r_1} specific latent tool displacement on pinion (difference of radii of generating pitch circle and of grinding pitch circle, for module: m = 1 mm)
x_{r_2} specific latent tool displacement on gear (difference of radii of generating pitch circle and of grinding pitch circle, for module: m = 1 mm)
r_{g_1} pitch radius of pinion mm
r_{g_2} pitch radius of gear mm
R_1 outside radius of pinion mm
R_2 outside radius of gear mm
r_1 generating pitch radius of pinion mm
r_2 generating pitch radius of gear mm
r_{a_1} radius of base circle of pinion mm
r_{a_2} radius of base circle of gear mm
r_{t_1} radius to top of fillet of pinion mm
r_{t_2} radius to top of fillet of gear mm
r_{m_1} radius of smallest working circle of pinion mm
r_{m_2} radius of smallest working circle of gear mm
r_{k_1} grinding pitch circle of pinion mm
r_{k_2} grinding pitch circle of gear mm
α_k generating pressure angle of grinding (pressure angle of MAAG type grinding discs)
c_0 nominal clearance mm
c clearance mm
$\varkappa$ contact ratio
$i = \frac{z_2}{z_1}$ = gear ratio
z number of gear teeth
r generating pitch radius mm
r_a radius of base circle mm
r_k radius of grinding pitch circle mm
m_k grinding generating module mm
$r_b = r_l + c_0$ radius of inner circle mm
r_l root radius
$x_r = \frac{r - r_k}{m}$ = specific latent tool displacement

The meaning of the term »interference« in elementary gearing has been explained by *Buckingham* [1] therefore it is not dealt with in this paper so that the author is allowed of immediately entering the matter.

For the design of gears with ratios most frequent in practice, the knowledge of the range of the general involute gearing, or rather of the limits thereof is of very great importance.

At first sight it is plausible that the upper limit of the increase of the pressure angle of mating gears is reached at where the contact ratio has decreased to unity. This comes, up to a certain number of teeth, really true, however, above this number it is the interference that constitutes the upper limit. To demonstrate this the influence of the interference upon the limits of gearing will be investigated. These investigations are intended to have reference to (rack or worm) hobbed gears and to those cut with straight-edged single-tooth (planer) tools.

Interference of hobbed or milled tooth surfaces

Conditions are simplest for general involute gearing with $\varepsilon > \alpha$, for which the specific tool displacements fall between limits of

$$0 < x_1 \leqq 1 \quad \text{and}$$
$$0 < x_2 \leqq 1 \quad \text{(Fig. 1).}$$

It is the parallel intersection of the plane of rotation of the gear with the prism of stroke swept by the cutting edges of the rack hob that constitutes the generating basic rack profile. In the following, generating rack profile will mean a part of the basic rack profile, reduced by the height c_0, that is, the part corresponding to the straight section of the cutting edges having pressure angle α. The generating rack profile thus defined is therefore conforming with the base profile of involute gearing. During the generating rolling-off the top point of the generating profile touches the tooth involute belonging to the base circle of the larger gear in point T_2 constituting the point of intersection of the generating line of contact and of the top line of the generating profile. Therefore the generating tooth curve of the larger gear is finished as deep as point T_2, and thus radius $\overline{O_2 T_2} = r_{f2}$ is the radius to top of fillet of the larger gear. The line of contact $N_1 N_2$ of the gears mutually meshing on the center distance $\overline{O_1 O_2}$ is intersected by the top circle of the pinion at point M_2, consequently this point M_2 is that innermost point on the tooth profile of the larger gear in which the tooth involute of the pinion touches the tooth involute of the larger gear. The circle with radius $\overline{O_2 M_2} = r_{m2}$ is called the smallest working circle of the larger gear. For any gearing on which

$$r_{f2} < r_{m2}$$

there is no chance of interference at the tooth fillet of the larger gear, because the involute tooth curve of the larger gear is finished to greater depth than necessary, so that contact is not interfered with.

In every case where $0 < x_2 \leqq 1$, the top line of the generating profile

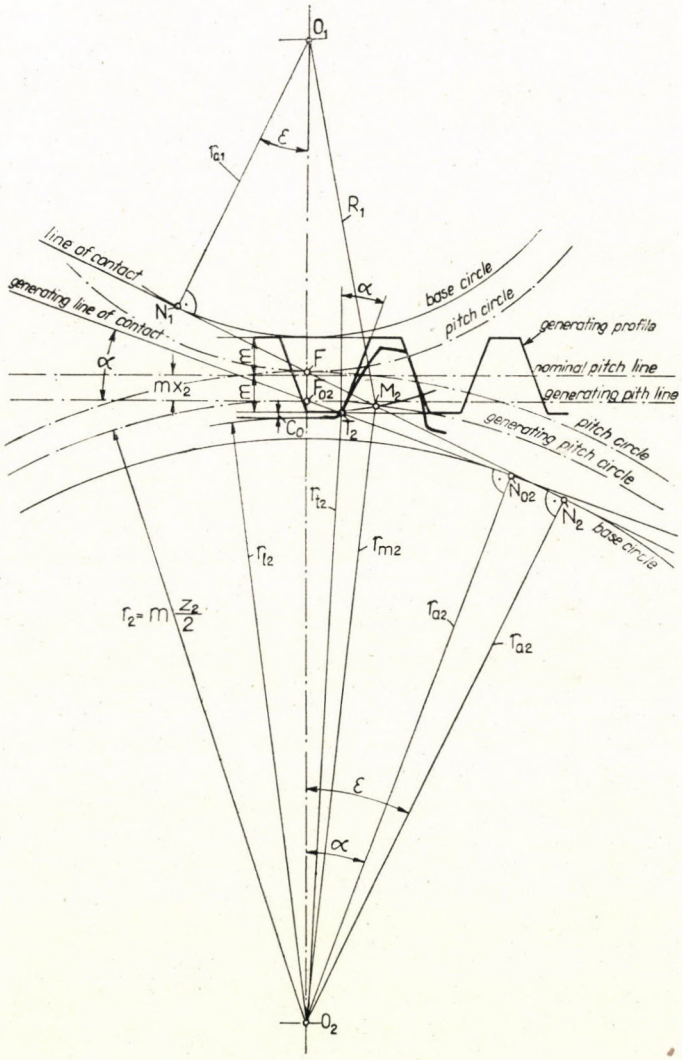


Fig. 1.

of the hob is within pitch point F_{02}, therefore, except the cases of possible undercutting and of $x_2 = 1$, in which latter case T_2 will coincide with F_{02} (Fig 1.), point T_2 will on the generating line of contact fall between points F_{02} and N_{02}.

Furthermore, for a general gearing having constant clearance it proves in general valid that

$$R_1 = a - (r_{t_2} + c_0),$$

saying that the outside circle of the pinion will in its point of intersection with

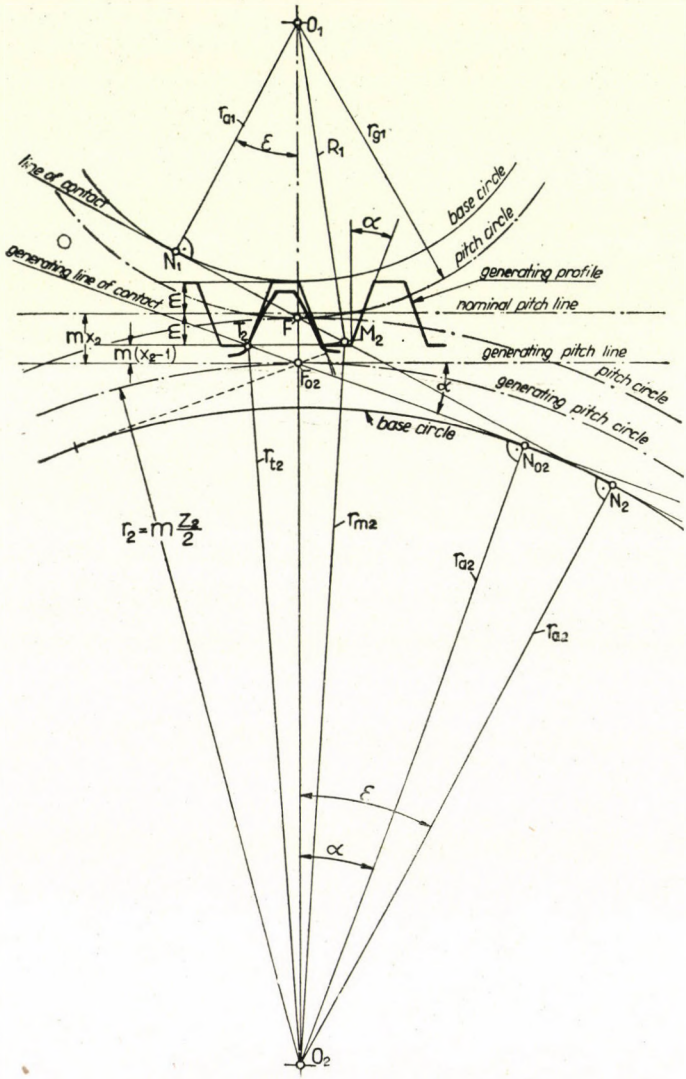


Fig. 2.

the line of centers touch the top line of the generating profile; consequently point M_2 will always be more distant from 0_2 than T_2, or the inequality running

$$r_{t_2} < r_{m_2}$$

will always be satisfied. Accordingly, with such tool displacements no interference is to be feared.

In the case of general gearing having variable clearance ($c < c_0$) the outside radius of the pinion is somewhat larger than in the previous case, but if it is considered that with regard to the backlash a deeper cut is made there is no chance of interference in this case either.

The same considerations hold good for the pinion as well.

We shall now proceed to examine the conditions of avoiding interference for the following cases:

$$\varepsilon > \alpha$$
$$x_1 > 0$$
$$\text{and } x_2 > 1.$$

The generating pitch circle of radius $r_2 = m\frac{z_2}{2}$ of the larger gear is tangented by the pitch line in pitch point F_{02} (Fig. 2.). The nominal pitch line of the hob lies on the outside of the pitch line at a distance corresponding to tool displacement mx_2. Again, the top line of the generating profile is on the inside of the nominal pitch line at a distance amounting to module m and intersects the generating line of contact in point T_2; therefore, it is this point in which, during generating, the generating profile with its top point touches the involute profile belonging to the base circle of the larger gear, and consequently radius $\overline{0_2 T_2}$ is the radius r_{t2} to top of fillet of the larger gear. Point M_2 of the radius $\overline{0_2 M_2} = r_{m2}$ belonging to the smallest working circle of the larger gear is cut out from contact line $\overline{N_1 N_2}$ of the mating gears by the outside radius of the pinion.

Since $x_2 > 1$, the top line of the generating profile lies beyond pitch point F_{02} at a distance $m\ (x_2 - 1)$. In such a case simple aspect is insufficient for guessing whether point M_2 or T_2 is more distant from gear center 0_2, so that radii r_{t2} and r_{m2} have to be ascertained by calculation or design.

The radius to top of fillet may be computed from the rectangular triangle $0_2 T_2 N_{02}$:

$$\overline{T_2 N_{02}} = \overline{T_2 F_{02}} + \overline{F_{02} N_{02}} = \frac{m(x_2 - 1)}{\sin \alpha} + r_2 \sin \alpha.$$

With this formula and with radius r_{a2} of base circle we obtain:

$$r_{t_2} = \sqrt{\left[\frac{m(x_2 - 1)}{\sin \alpha} + r_2 \sin \alpha\right]^2 + r_{a2}^2}. \tag{1}$$

Radius r_{m2} again is computed from the rectangular triangle $0_2 M_2 N_2$:

$$\overline{M_2 N_2} = \overline{N_1 N_2} - \overline{N_1 M_2} = a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2}.$$

From this, with radius r_{a2} of the base circle results

$$r_{m2} = \sqrt{\left[a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2}\right]^2 + r_{a2}^2}. \tag{2}$$

For the pinion similarly :

$$r_{t1} = \sqrt{\left[\frac{m(x_1 - 1)}{\sin \alpha} + r_1 \sin \alpha\right]^2 + r_{a1}^2} \tag{3}$$

$$r_{m1} = \sqrt{\left[a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_2^2 - r_{a2}^2}\right]^2 + r_{a1}^2}. \tag{4}$$

Conditions of avoiding interference are :

$$r_{t2} \leqq r_{m2} \tag{5}$$

and

$$r_{t1} \leqq r_{m1} \tag{6}$$

In cases where the radius to top of fillet is larger than the radius of the smallest working circle, the working involute tooth curve is not finished to full extent ; below the circle traced through the top of fillet the tooth curve deviates from the involute belonging to the base circle, toward the tooth space, so as to assume a trochoidal form. In consequence thereof teeth in mesh cannot roll down upon one another in an unimpeded manner ; in gears made of plastics they would penetrate into each other and produce interference. In gears of more solid material interference causes speed oscillations, vibrations and wear of the tooth surfaces. Interference of greater extent, if not noticed at assembling, may cause tooth jamming and breakage.

In defining the theoretical limits of the gearing range it is necessary to find the number of teeth with which, by increasing the pressure angle of the mating gears, the limits of contact ratio and of interference are just reached. At the limit of interference :

$$r_{t2} = r_{m2}$$

or from equations (1) and (2) after simplifications :

$$\frac{m(x_2 - 1)}{\sin \alpha} + r_2 \sin \alpha = a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2}. \tag{7}$$

Furthermore, at the upper limit of contact ratio :

$$\varkappa = 1,$$

which for mating gears having equal number of teeth $z_1 = z_2$, may be written in the following form :

$$\frac{2\left[\sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2} - r_{g1} \cdot \sin \varepsilon\right]}{t_a} = 1. \tag{8}$$

The system of equations (7) and (8) contains, in the case of mating gears having equal number of teeth, two independent variables viz. the number of teeth $z_1 = z_2 = z$ and the pressure angle ε. Some members of this system of equations are linear functions of z ; other members are linear functions of z but linear and transcendent or only transcendent functions of ε, so that only approximate solutions are possible. Thorough examination has shown that there does not exist any value of ε which in case of z assuming an integer would satisfy the system of equations, that is to say, for mating gears having equal teeth number represented by an integer the limits of both the interference and contact ratio do not exist simultaneously. To the contrary, it is possible to determine, by means of repeated approximation, two such teeth numbers with the one of which, in case of $\varkappa = 1$ and $i = 1$, there is no interference yet, whilst with the other already interference occurs. To check this the following example is given :

Example 1. (The gearing is of variable clearence, or clearence c is proportional to the whole-depth.)

$$z_1 + z_2 = 64$$
$$z_1 = z_2 = 32$$
$$m = 10 \text{ mm}$$
$$\alpha = 20^\circ$$
$$c < c_0 = \frac{1}{6} \text{ m}$$
$$\varepsilon = 29^\circ\ 3'\ 45''$$
$$m_g = 10{,}750519 \text{ mm}$$
$$a = 344{,}016608 \text{ mm}$$
$$x = 2{,}953669$$
$$x_1 = x_2 = 1{,}476835$$
$$r_{g1} = r_{g2} = 172{,}008304 \text{ mm}$$
$$R_1 = R_2 = 179{,}642552 \text{ mm}$$
$$r_1 = r_2 = 160 \text{ mm}$$
$$r_{a1} = r_{a2} = 150{,}350816 \text{ mm}$$

$$K_1 = \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2} - r_{g1} \cdot \sin \varepsilon = \sqrt{179{,}64255^2 - 150{,}35082^2} -$$
$$- 172{,}008304 \ . \ 0{,}4857634 = 98{,}31621 - 83{,}555338 = 14{,}760872 \text{ mm}$$

Thus the contact ratio is :

$$\varkappa = \frac{2 K_1}{t_a} = \frac{29{,}521744}{29{,}521317} = 1{,}000014$$

Examining the interference it is sufficient to compare the membres in angular brackets of equations (1) and (2) in order to check whether conditions (5) and (6) of avoiding interference are satisfied :

$$\frac{m(x_2 - 1)}{\sin \alpha} + r_2 \sin \alpha = \frac{10 \cdot (1{,}476835 - 1)}{0{,}34202} + 160 \cdot 0{,}34202 =$$
$$= 13{,}941713 + 54{,}7232 = 68{,}664913 \text{ mm}$$

$$a \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2} = 344{,}016608 \ . \ 0{,}4857634 - 98{,}31621 = 167{,}110677 - 98{,}31621 =$$
$$= 68{,}794467 \text{ mm}$$

consequently

$$r_{t2} < r_{m2},$$

therefore there is no interference on the teeth of gears working at the above center distance.

Example 2.

$z_1 + z_2 = 66$
$z_1 = z_2 = 33$
$m = 10$
$\alpha = 20°$
$c < c_0 = \frac{1}{6}$ m
$\varepsilon = 28° 59' 22''$
$m_g = 10{,}742916$ mm
$a = 354{,}516228$ mm
$x = 3{,}0103745$
$x_1 = x_2 = 1{,}505187$
$r_{g1} = r_{g2} = 177{,}258114$ mm
$R_1 = R_2 = 184{,}863463$ mm
$r_1 = r_2 = 165$ mm
$r_{a1} = r_{a2} = 155{,}049345$ mm

The contact ratio :
$\varkappa = 1{,}0000158.$

The calculation executed with the above data has given the following results :

$$\frac{m(x_2-1)}{\sin\alpha} + r_2 \sin\alpha = 71{,}203991 \text{ mm},$$

$$a \cdot \sin\varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2} = 71{,}146988 \text{ mm},$$

that is,

$$r_{t2} > r_{m2}.$$

Therefore between gears meshing at the above center distance interference occurs.

In the above examples the value of ε might be determined also still more accurately to bring the contact ratio more closely to unity, but a change in the fifth decimal would have little effect on the first decimals that are decisive for interference. The result obtained is thus acceptable and it may be stated that for variable-clearance general gearing generated by means of a basic rack hob having a pressure angle of $\alpha = 20°$ and a nominal clearance $c_0 = \frac{1}{6}$ m, in case of $\varepsilon > \alpha$, the interference limit teeth number is :

$$z_1 + z_2 = 64.$$

The intermediate case of

$$z_1 + z_2 = 65$$
$$z_1 = 32$$
$$z_2 = 33$$

is yet to be examined.

Here with $\varepsilon = 29° 1' 32''$ and the same addendum chosen, reckoned from pitch circles :

$$\varkappa = 1{,}000009$$

and

$$r_{t2} > r_{m2},$$

that is, there is interference on contact.

However, if the amount of tool displacement corresponding to the above value of ε is equally distributed on the mating gears, there occurs no interference.

Whilst the above examples are but of theoretical interest, in the following examples of outstanding practical importance are given.

Example 3.

$z_1 + z_2 = 150$
$z_1 = z_2 = 75$
$m = 10$ mm
$\alpha = 20°$

$$c < c_0 = \frac{1}{6} \text{ m}$$

$a = 784$ mm
$m_g = 10{,}453333$ mm
$\varepsilon = 25° 58' 59''$
$x = 3{,}909450$
$x_1 = x_2 = 1{,}954725$
$r_{g1} = r_{g2} = 392$ mm
$R_1 = R_2 = 399{,}816642$ mm
$r_1 = r_2 = 375$ mm
$r_{a1} = r_{a2} = 352{,}384875$ mm

The contact ratio :
$\varkappa = 1{,}1619$

$$\frac{m(x_2 - 1)}{\sin \alpha} + r_2 \sin \alpha = 156{,}1718 \text{ mm}$$

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2} = 154{,}5844 \text{ mm}.$$

That is, $r_{t2} > r_{m2}$,

or interference will take place.

If the pressure angle of the mating gears and with this their center distance is reduced to

$$\varepsilon = 25° 22' 16{,}5''$$

and

$$a = 780 \text{ mm}$$

respectively, the contct ratio will be

$$\varkappa = 1{,}2539,$$

which would be applicable already, but

$$\frac{m(x_2 - 1)}{\sin \alpha} + r_2 \sin \alpha = 148{,}7359 \text{ mm},$$

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2} = 148{,}5984 \text{ mm},$$

consequently :

$$r_{t2} > r_{m2},$$

that is, there arises again interference, though a slight one only.

That range of the gearing has yet to be dealt with in which

$$\varepsilon < \alpha$$

and

$$x_1 + x_2 = x < 0$$

In fig. 3 the distance between pitch line and nominal pitch line of the

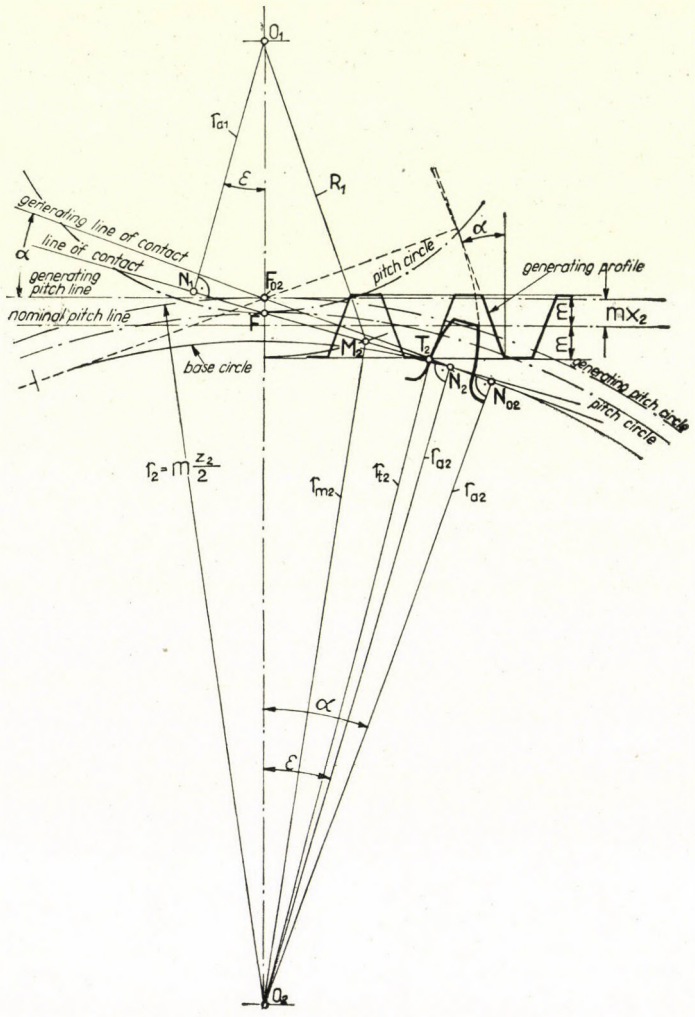


Fig. 3.

hob is, with absolute value x_2 of tool displacement,

$$m \cdot |x_2| .$$

The top line of the generating profile of the hob is at distance

$$m + m \cdot |x_2|$$

from the pitch line toward the center of the gear.

The radius to top of fillet determined by point T_2 is calculated from the following equation, as evident from the figure:

$$r_{t_2} = \sqrt{\left[r_2 \sin \alpha - \frac{m \cdot (|x_2| + 1)}{\sin \alpha}\right]^2 + r_{a_2}^2} .$$

This equation is absolutely identical with equation (1) if x_2 is substituted in the latter with its algebraic sign. Namely, x_2 has negative sign, if the rack hob is displaced relative to its elementary position in such a way that its nominal pitch line is shifted from the pitch line tangent to the generating pitch circle of $r_2 = m\frac{z_2}{2}$ toward the center of the gear; with opposite displacement the sign of x_2 will be positive.

Under elementary position of the tool we understand that position in which the nominal pitch line of the generating profile of the hob touches the generating pitch circle.

The radius of the smallest working circle defined by point M_2 is in this case also computed from equation (2).

Example 4.

$z_1 + z_2 = 100$
$z_1 = z_2 = 50$
$m = 10$ mm
$\alpha = 20°$
$a = 492$ mm
$m_g = 9{,}84$ mm
$\varepsilon = 17° 15' 33''$
$x = -0{,}748685$
$x_1 = x_2 = -0{,}374342$
$r_{g_1} = r_{g_2} = 246$ mm
$R_1 = R_2 = 255{,}78078$ mm
$r_1 = r_2 = 250$ mm
$r_{a_1} = r_{a_2} = 234{,}92325$ mm

$$\frac{m(x_2 - 1)}{\sin \alpha} + r_2 \sin \alpha = 45{,}3219 \text{ mm}$$

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a_1}^2} = 44{,}8086 \text{ mm}$$

consequently

$$r_{t_2} > r_{m_2},$$

or there will be interference.

Example 5.

$z_1 = z_2 = 60$
$z_1 = 15$
$z_2 = 45$
$m = 10$ mm
$\alpha = 20°$
$a = 296$ mm
$m_g = 9{,}866666$
$\varepsilon = 17° 45' 3''$
$x = -0{,}378839$
$x_1 = 0{,}356500$
$x_2 = -0{,}735339$
$r_{g1} = 74$ mm
$r_{g2} = 222$ mm
$R_1 = 88{,}368500$ mm
$R_2 = 227{,}450121$ mm
$r_1 = 75$ mm
$r_2 = 225$ mm
$r_{a1} = 70{,}476975$ mm
$r_{a2} = 211{,}430925$ mm

$$\frac{m(x_2-1)}{\sin\alpha} + r_2 \sin\alpha = 26{,}2166 \text{ mm}$$

$$a \cdot \sin\varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2} = 36{,}9332 \text{ mm},$$

that is,

$$r_{t2} < r_{m2},$$

therefore there will be no interference at the tooth fillet of the larger gear.

Contrary to this :

$$\frac{m(x_1-1)}{\sin\alpha} + r_1 \sin\alpha = 6{,}8368 \text{ mm},$$

$$a \cdot \sin\varepsilon - \sqrt{R_2^2 - r_{a2}^2} = 6{,}3961 \text{ mm},$$

hence

$$r_{t1} > r_{m1},$$

therefore on the tooth fillet of the pinion interference occurs, that is, the tooth of the larger gear will chisel into the tooth fillet of the pinion. Such a gearing cannot be used, despite that neither the pinion nor the gear are undercut.

On basis of these investigations tables of Ganz-Botka gearing give for different teeth numbers and different gear ratios only such limits of ε at which no interference will yet occur, so that designers need not take care of interferences within the prescribed range of gearing.

Interference of ground teeth surfaces

The grinding discs of grinding machines operating according to the generating process have straight generating profile the pressure angle of which is identical with the pressure angle of the generating basic rack profile.

If the pressure angle of the generating profile of the grinding disc is identical with the pressure angle of the base profile of the proposed involute gearing, the problem of interference of ground teeth surfaces is the same as that exposed for hobbed or milled gears.

In the case of Maag type grinding machines equipped with two dish-shaped grinding discs the generating pressure angle α_k of grinding belonging to the basic position of the discs makes up 15° which may be modified only slightly, by 1—2° at most. Within certain limits it is possible to grind, by making use of the Maag grinding discs of the above pressure angle α_k, also gearings having base profile pressure angles other than α_k. Our intent is to establish the limits in question.

It is known that the involute curve is unequivocally defined by its base circle. The base circle radius of the involute tooth curve of a gear having z teeth of base profile pressure angle α and module m is:

$$r_a = m \frac{z}{2} \cdot \cos \alpha = r \cdot \cos \alpha.$$

This involute tooth curve of base circle radius r_a is generated by rolling down, free of slide, the pitch line of the tool of pressure angle α and module m on the generating pitch circle of radius

$$r = m \frac{z}{2}$$

of the gear, during which the tool executes cutting motion. If the generating pitch circle of the gear and the nominal pitch line of the generating profile o the tool are rolling down upon each other, elementary gearing is obtained

The same involute tooth surface of base circle radius r_a may be generated with a tool of pressure angle $\alpha_k \leqq \alpha$ cutting only one surface of the tooth while the gear is rolled on a pitch circle of radius

$$r_k = \frac{r_a}{\cos \alpha_k}$$

(Fig. 4). The Maag grinding machine equipped with two grinding discs works on this principle.

The grinding pitch circle belonging to generating pressure angle of grinding α_k is calculated in the following known manner:

$$r_k = m \frac{z}{2} \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k}.$$

On machines with pitch disc this will be the radius of the generating drum.

On machines having changeable gears, for computing the module-changing gears the generating module at grinding

$$m_k = \frac{2 r_k}{z} = m \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k}$$

has to be determined.

Let the base profile of the elementary gearing shown in Fig. 4 have pressure angle $\alpha = 20°$. When the gearing is milled or hobbed with rack form cutter

the nominal pitch line of the generating profile of 20° pressure angle is rolling down on the generating pitch circle of radius r, while the top line of the generating profile is at depth m below pitch point F_0, or it is tangent to the inner circle of radius r_b. The top line of the tool cuts in addition by clearance c_0 deeper, so that it touches the root circle of radius r_l. When grinding the disc of pressure

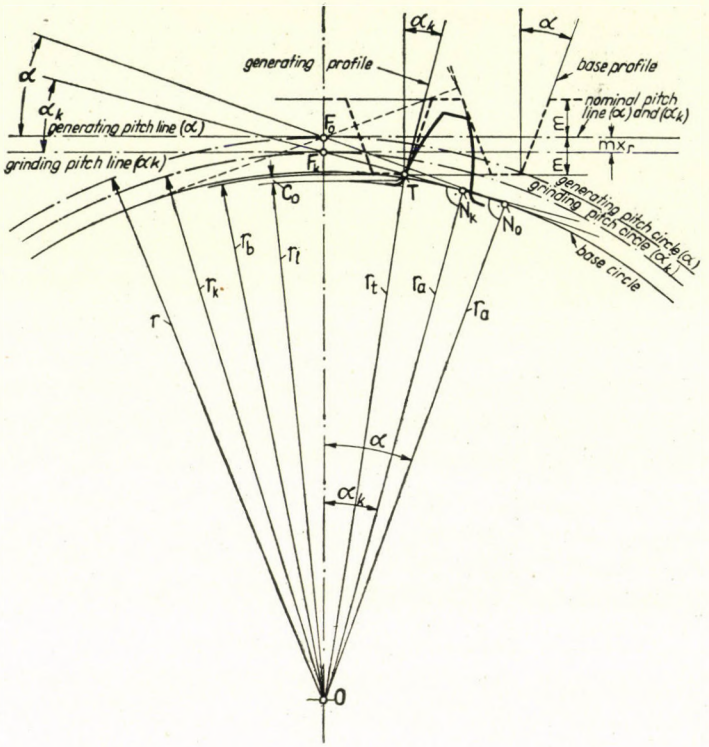


Fig. 4.

angle α_k touches also the root circle of radius r_l, because the grinding has to finish the same tooth profile that has been hobbed. From this follows that the nominal pitch lines of both the hobs and grinding tools are at the same distance from the gear center, that is, they are mutually coincident. It is, however, not the nominal pitch line of the generating profile of the grinding disc but the pitch line at distance mx_r from it that is in rolling contact with the grinding pitch circle of radius r_k during generating grinding ; therefore, tool displacement has taken place. This tool displacement, due to the modified generating pitch circle while the tool is operated on unaltered root circle radius, may be called *latent tool displacement*. The amount of this latent tool displacement is :

$$mx_r = r - r_k,$$

or by substituting the values of r and r_k

$$m x_r = \mathrm{m} \frac{z}{2} - m \frac{z}{2} \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k},$$

from which the specific tool displacement results:

$$x_r = \frac{z}{2} \cdot \left(1 - \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k}\right). \tag{9}$$

If $\alpha > \alpha_k$, x_r is positive for any number of teeth, whilst in case of $\alpha < \alpha_k$ it is negative for any number of teeth.

We have now to examine the effect of the latent tool displacement from the point of view of the interference of ground mating gears.

From equation (9) in case of

$$\alpha = 20^\circ$$
$$\text{and} \quad \alpha_k = 15^\circ$$
$$x_r = \frac{z}{2} \cdot \left(1 - \frac{\cos 20^\circ}{\cos 15^\circ}\right), \quad \text{wherefrom}$$
$$x_r = z \cdot 0{,}013579 \tag{10}$$

whilst in case of

$$\alpha = 25^\circ$$
$$\text{and} \quad \alpha_k = 15^\circ$$
$$x_r = z \cdot 0{,}0308605. \tag{11}$$

For elementary gearing, as long as $x_r < 1$, there is no chance of interference, as evident from the above. With teeth number $z = 73$, equation (10) gives $x_r \cong 1$. In the following example let the number of teeth of one of the mating gears be greater than 73, for which case the chance of interference is to be examined.

Example 6. (Elementary gearing).

$z_1 = 50$
$z_2 = 200$
$m = 4$ mm
$\alpha = 20^\circ$
$\alpha_k = 15^\circ$
$a = 500$ mm
$x_{r1} = 0{,}67896$
$x_{r2} = 2{,}71584$
$r_1 = 100$ mm
$r_2 = 400$ mm
$r_{a1} = 93{,}9693$ mm
$r_{a2} = 375{,}8772$ mm
$r_{k1} = 97{,}2842$ mm
$r_{k2} = 389{,}1368$ mm
$R_1 = 104$ mm
$R_2 = 404$ mm

The radius to top of fillet at grinding and that of the smallest working circle are, with proper interpretation, computed from equations (1), (2) and (3), (4) respectively:

$$\frac{m(x_{r_2} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k2} \sin \alpha_k = 127{,}234 \text{ mm}$$

$$a \cdot \sin \alpha - \sqrt{R_1^2 - r_{a1}^2} = 126{,}45 \text{ mm},$$

consequently

$$r_{t2} > r_{m2},$$

or in engagement there is interference on the tooth fillet of the larger gear. As regards the pinion,

$$\frac{m(x_{r_1} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k_1} \cdot \sin \alpha_k = 20{,}217 \text{ mm}$$

$$a \cdot \sin \alpha - \sqrt{R_2^2 - r_{a2}^2} = 22{,}915 \text{ mm},$$

consequently

$$r_{t1} < r_{m1},$$

or on the tooth fillet of the pinion being in engagement there is no interference.

In the case of these mating gears interference of the ground teeth surfaces may be avoided by employing compensated gearing (profile displacement on elementary meshing center distance) instead of elementary gearing.

For general involute gearing, conditions of avoiding interference of ground teeth surfaces are found on basis of fig. 5 as follows:

The grinding pitch circle of radius

$$r_{k_2} = m \frac{z_2}{2} \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k}$$

of the larger gear is tangented by the grinding pitch line at pitch point F_{k2}. In case of positive x_2 the nominal pitch line of the tool is on the outside of the grinding pitch line at a distance corresponding to tool displacement

$$m(x_2 + x_{r_2}).$$

The top of the generating profile, lying below the nominal pitch line at depth m, touches the involute tooth curve belonging to base circle of radius r_{a2} in point T_2. During rolling forth the grinding pitch circle and the grinding pitch line from their contact at pitch point F_{k2} upon each other the top edge of the generating profile of the grinding disc detaches itself from the tooth involute and grinds a trochoidal curve below point T_2. Therefore the tooth involute is completed only as deep as T_2, thus $\overline{0_2 T_2}$ is the radius r_{t2} to top of fillet of the larger gear calculable from the rectangular triangle $0_2 T_2 N_{k2}$:

$$\overline{T_2 N_{k_2}} = \overline{T_2 F_{k_2}} + \overline{F_{k_2} N_{k_2}} = \frac{m(x_2 + x_{r_2} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k_2} \sin \alpha_k$$

from which we obtain with r_{a2}:

$$r_{t_2} = \sqrt{\left[\frac{m(x_2 + x_{r_2} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k_2} \sin \alpha_k\right]^2 + r_{a_2}^2}. \tag{12}$$

The profile of the pinion touches with its point on the outside circle the involute tooth curve of the larger gear at point M_2 of the line of contact $\overline{N_1 N_2}$ of the

mating gears. The radius of smallest working circle of the larger gear is therefore equal to radius $\overline{O_2 M_2}$, which may be expressed from rectangular triangle $O_2 M_2 N_2$:

$$r_{m_2} = \sqrt{\left[a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a_1}^2}\right]^2 + r_{a_2}^2}. \tag{13}$$

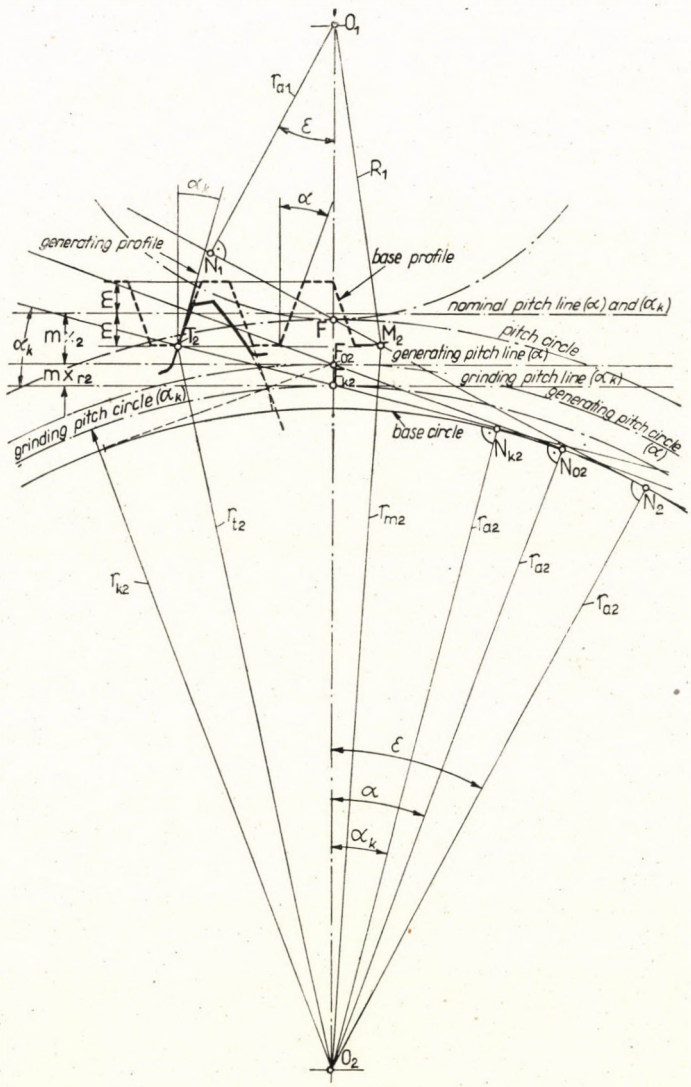


Fig. 5.

This equation is of course identical with equation (2). Similarly for the pinion

$$r_{t_1} = \sqrt{\left[\frac{m(x_1 + x_{r_1} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k_1} \sin \alpha_k\right]^2 + r_{a_1}^2} \tag{14}$$

$$r_{m_1} = \sqrt{\left[a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_2^2 - r_{a_2}^2}\right]^2 + r_{a_1}^2} \tag{15}$$

(15) is identical with equation (4).

Conditions of avoiding interference of ground teeth surfaces are with radii computed from equations (12) — (15):

$$r_{t_2} \leqq r_{m_2} \tag{16}$$

$$r_{t_1} \leqq r_{m_1}. \tag{17}$$

It is to be pointed out that equations (12) and (14) hold good for either positive or negative values of x_2, x_{r2} and x_1, x_{r1}, respectively, and thus for compensated gearing as well.

Example 7. (Actual experiment made)

$z_1 = 25$
$z_2 = 86$
$m = 4$ mm
$\alpha = 20°$
$a = 230$ mm
$m_g = 4{,}14414$ mm
$\varepsilon = 24°\ 54'\ 17''$
$x = 2{,}243188$
$x_1 = 0{,}769103$
$x_2 = 1{,}474085$
$r_{g_1} = 51{,}80175$ mm
$r_{g_2} = 178{,}19802$ mm
$R_1 = 56{,}17314$ mm
$R_2 = 180{,}99284$ mm
$r_1 = 50$ mm
$r_2 = 172$ mm
$r_{a_1} = 46{,}98465$ mm
$r_{a_2} = 161{,}627196$ mm

For the chance of interference of hobbed or milled teeth surfaces:

$$\frac{m(x_2 - 1)}{\sin \alpha} + r_2 \sin \alpha = 64{,}3718 \text{ mm}$$

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a_1}^2} = 66{,}068 \text{ mm},$$

that is,

$$r_{t_2} < r_{m_2};$$

furthermore

$$\frac{m(x_1 - 1)}{\sin \alpha} + r_1 \sin \alpha = 14{,}4006 \text{ mm}$$

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_2^2 - r_{a_2}^2} = 15{,}395 \text{ mm},$$

that is,

$$r_{t_1} < r_{m_1},$$

therefore there will not be interference of hobbed surfaces in either gear.

Examination of interference of the ground teeth surfaces:

Latent tool displacements at $\alpha_k = 15°$:
$x_{r_1} = z_1 \cdot 0{,}013579 = 25 \cdot 0{,}013579 = 0{,}339475,$
$x_{r_2} = z_2 \cdot 0{,}013579 = 86 \cdot 0{,}013579 = 1{,}167794.$

For the grinding pitch circles:

$$r_{k_1} = r_1 \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k} = 50 \cdot 0{,}97284 = 48{,}642 \text{ mm},$$

$$r_{k_2} = r_2 \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k} = 172 \cdot 0{,}97284 = 167{,}3285 \text{ mm},$$

$$\frac{m(x_2 + x_{r_2} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k_2} \sin \alpha_k = 68{,}6827 \text{ mm}$$

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a_1}^2} = 66{,}068 \text{ mm},$$

consequently

$$r_{t_2} > \quad _2,$$

that is, at top of fillet of the larger gear the involute tooth curve has not been cut to proper depth, which was visible on the ground tooth surfaces also.

On the other hand,

$$\frac{m(x_1 + x_{r_1} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k_1} \sin \alpha_k = 14{,}2675 \text{ mm},$$

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_2^2 - r_{a_2}^2} = 15{,}395 \text{ mm},$$

consequently

$$r_{t_1} < r_{m_1},$$

that is, there would be no interference at tooth fillet of the pinion.

In the course of the experiment the shafts of the Maag grinding discs were displaced to increase the generating pressure angle of grinding α_k. In extreme position a generating pressure angle of grinding of the figure

$$\alpha_k = 17^\circ$$

was reached, which is, however, not always sufficient.

For this case the latent tool displacements are:

$$x_{r_1} = \frac{z_1}{2} \cdot \left(1 - \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k}\right) = 12{,}5 \cdot 0{,}017371 = 0{,}217137,$$

$$x_{r_2} = \frac{z_2}{2} \cdot \left(1 - \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k}\right) = 43 \cdot 0{,}017371 = 0{,}746953.$$

The radii of the grinding pitch circles are:

$$r_{k_1} = r_1 \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k} = 50 \cdot 0{,}982629 = 49{,}13145 \text{ mm},$$

$$r_{k_2} = r_2 \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k} = 172 \cdot 0{,}982629 = 169{,}012188 \text{ mm},$$

and with this latter

$$\frac{m(x_2 + x_{r_2} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k_2} \sin \alpha_k = 66{,}1197 \text{ mm}.$$

Comparing this with

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_1^2 - r_{a_1}^2} = 66{,}068 \text{ mm}$$

results:

$$r_{t_2} \cong r_{m_2},$$

that is, the larger gear has just reached the limit of interference of ground teeth surfaces, and interference has been practically avoided.

Finally :

$$\frac{m(x_1 + x_{r1} - 1)}{\sin \alpha_k} + r_{k_1} \sin \alpha_k = 14{,}1763 \text{ mm},$$

$$a \cdot \sin \varepsilon - \sqrt{R_2^2 - r_{a_2}^2} = 15{,}395 \text{ mm},$$

so that

$$r_{f1} < r_{m1},$$

consequently there will be no interference at tooth fillet of the pinion either.

Undercutting of ground teeth surfaces

The condition of preventig undercutting is that the generating profile of the grinding disc should at its top edge touch the tooth involute along the

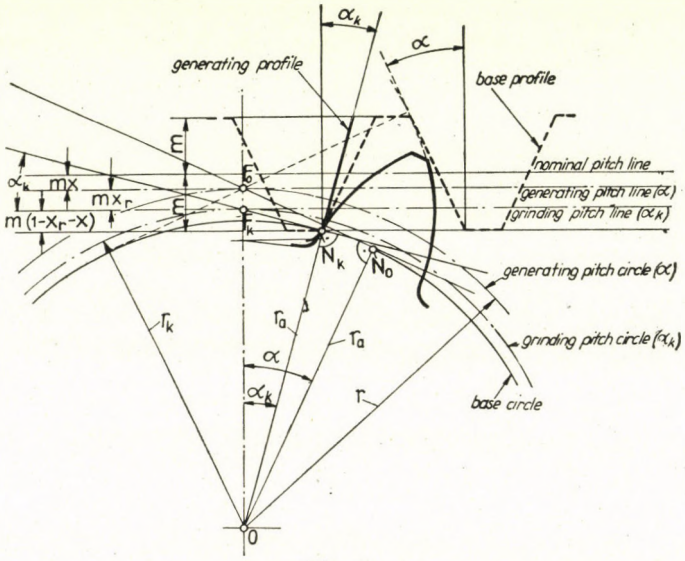


Fig. 6.

surface of the base cylinder, or that the top line of the generating profile should pass through point N_k (Fig. 6). If this condition is satisfied then

$$\overline{F_k N_k} = r_k \cdot \sin \alpha_k,$$

and $$m(1 - x_r - x) = \overline{F_k N_k} \cdot \sin \alpha_k = r_k \sin^2 \alpha_k .$$

Because $$r_k = r \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k} = m \frac{z}{2} \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k},$$

therefore $$m(1 - x_r - x) = m \frac{z}{2} \cdot \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k} \cdot \sin^2 \alpha_k .$$

From this $$x = 1 - z \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k} \cdot \frac{\sin^2 \alpha_k}{2} - x_r \qquad (18)$$

in which x_r is known to be the latent tool displacement according to equation (9).

If

$$\alpha = 20°, \quad \text{and}$$
$$\alpha_k = 15°,$$

then from equations (18) and (9) we have

$$x = 1 - z \cdot \left[\frac{1}{2} \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k} \cdot \sin^2 \alpha_k + \frac{1}{2} \cdot \left(1 - \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha_k}\right)\right]. \tag{19}$$

From this equation, the constant factor of z for the above pressure angles having been computed, the specific tool displacement is obtained:

$$x = 1 - z \cdot 0{,}0461633 \tag{20}$$

This is the tool displacement necessary for the production of a gear of teeth number z and base profile $\alpha = 20°$, if the teeth are ground by means of discs the generating pressure angle α_k of which is 15°.

The teeth number of such a gear without undercutting is found from equation (20) by substituting $x = 0$:

$$0 = 1 - z \cdot 0{,}0461633,$$

from which the undercut limit teeth number at grinding for $\alpha = 20°$ and $\alpha_k = 15°$ is:

$$z_{\min} \cong 22.$$

This teeth number is by far greater than the undercut limit teeth number valid for working at generating pressure angle of grinding $\alpha_k = \alpha = 20°$:

$$z_{\min} = \frac{2}{\sin^2 \alpha} = \frac{2}{\sin^2 20°} = \frac{2}{0{,}116978} \cong 17.$$

In the case of

$$\alpha = 25°,$$
$$\alpha_k = 15°$$

the tool displacement necessary for preventing undercutting of ground teeth surfaces is found, after computing the constant of z in equation (19) with these figures, by the formula:

$$x = 1 - z \cdot 0{,}0622869 \tag{21}$$

By substituting $x = 0$ in this equation the undercut limit teeth number for the present case of $\alpha = 25°$ and $\alpha_k = 15°$ is obtained:

$$z_{\min} \cong 16,$$

which is again greater than the undercut limit teeth number valid for working at generating pressure angle of grinding $\alpha_k = \alpha = 25°$, as the latter would be:

$$z_{\min} = \frac{2}{\sin^2 \alpha} = \frac{2}{\sin^2 25°} = \frac{2}{0{,}178606} \cong 11.$$

REFERENCES:

[1] *E. Buckingham:* Manual of Gear Design, New York, 1937.

[2] Е. А. Чудаков: Машиностроение Том 2. Москва, 1948.

SUMMARY

The author publishes there results of his researches, indispensable for fixing the sphere of application or rather the limits of the range of the general involute gearing with base profile $a = 20°$, demonstrating that, beginning with a certain number of teeth, it is not the reduction of the contact ratio to $\varkappa = 1$, but the interference of the teeth taking place already previously that determines the upper limit of the gearing.

There is described the »latent« tool displacement arising in case of grinding an involute profile of e. g. $\alpha = 20°$ by means of discs the pressure angle of which makes up 15°. This latent tool displacement increases the danger of interference whereby the range of the gearing is narrowed. Attention is drawn to the fact that when grinding an involute profile of 20° by means of a disc having the said pressure angle of 15°, the undercut limit teeth number of the elementary gearing being, because of latent tool displacement, less than 30, amounts to substantially more than 17.

ИНТЕРФЕРЕНЦИЯ ОБЩЕГО РАЗВЕРТЫВАЮЩЕГО ЗАЦЕПЛЕНИЯ

И. Ботка

Резюме.

В настоящей статье автор приводит три результата его исследований, которые необходимы при определении континуума общего развертывающего зацепления с основным профилем $\alpha = 20^0$, или же при определении пределов континуума. Автор доказывает, что после известного числа зубьев, верхний предел зацепления достигается не путем снижения числа зацелений до величины $\varkappa = 1$, а вследствии происшедшей уже ранее интерференции зубьев.

Автор описывает скрытую перестановку инструментов, которая возникает тогда, когда например 20^0-ный эвольвентный профиль шлифуется наждачным кругом под установочным углом инструмента в 15^0. Скрытая перестановка инструментов повышает опасность интерференции и, таким сбразом, суживается континуум зацепления. В дальнейшем автор обращает внимание на то, что при шлифовке 20^0-го эвольвентного профиля наждачным кругом с 15^0-ым установочным углом инструмента, предел числа зубьев подреза первичного зацепления, из-за скрытой перестановки инструмента, хотя меньше чем 30, но гораздо больше 17-ти.

STREBENDRUCK IN KOHÄRENTEN BÖDEN

Prof. Dr. J. JÁKY *

Eingegangen am 9. Aug. 1951.

Unter dem Titel »*Die neue Erddrucktheorie*« hat der Verfasser schon im Jahre 1944 eine Arbeit veröffentlicht, in welcher die theoretischen Grundlagen zur Bestimmung des auf die Seitenwände verspreizter Arbeitsgruben ausgeübten Erddrucks dargelegt wurden. Anlass zu dieser Untersuchung bot der Umstand, dass die in neuerer Zeit vorgenommenen Erddruckversuche und -messungen nachdrücklich darauf hinwiesen, dass die Verteilung der Erddruckspannungen an der Rückfläche der Stützwand nicht *hydrostatischer* Natur ist und dass die Resultante *oberhalb* des unteren Drittelpunktes der Wand angreift.

In der besagten Arbeit wird diese wichtige Frage der Erddrucktheorie auf Grund einer einzigen Gleitfläche gelöst ; die Abhandlung entwickelt die grundlegenden Formeln der neuen Erddrucktheorie und wendet die allgemeinen Beziehungen auf den Spezialfall an, wo der gestützte Erdkörper aus trockenem Sande besteht, dessen innerer Widerstand lediglich aus der *Reibung* besteht. Im nachfolgenden wird die Theorie in Anwendung auf den Strebendruck auch auf *kohärente* Böden ausgedehnt. Im Falle provisorischer Bauten und Verstrebungen ist nämlich bei kohärenten Böden die Vernachlässigung der Grösse der Kohäsion unbegründet, zumal hierdurch die Konstruktion unwirtschaftlich wird. Auch ist im Falle von Arbeitsgruben, die nur für kurze Zeit offen bleiben, die Grösse der Kohäsion keinen grösseren Schwankungen unterworfen, dass eine Unterlassung ihrer Berücksichtigung im Interesse der Sicherheit angezeigt erscheinen würde.

Im weiteren sollen zunächst die allgemeinen Grundvoraussetzungen der Theorie, die Gleichgewichtsgleichungen auseinandergesetzt werden, wonach eine Behandlung des Strebendruckes folgen soll.

Brüche von Erdbauten treten nur in Spezialfällen in der Weise auf, dass durch jeden Punkt der Erdmasse ein Gleitflächenpaar läuft, d. h. dass eine Gleitflächenschar entsteht. Dieser Fall kommt in erster Linie bei Erdmassen vor, die einen Halbraum bilden ; nach Unterbrechung durch eine Stützwand

* Die handschriftlich hinterbliebene Arbeit des hervorragenden verstorbenen Professors der Techn. Universität zu Budapest wurde von Prof. Á. Kézdi zur Drucklegung vorbereitet.

rutscht der Erdkörper im allgemeinen nur längs einer einzigen — ebenen oder gekrümmten — Gleitfläche ab ; längs dieser Gleitfläche hat im Moment des Risses die Coulomb'sche Gleitbedingung

$$t = \text{ntg } \Phi + c \tag{1}$$

Geltung. Bezüglich der im Innern der Erdmasse zwischen den Spannungen bestehenden Beziehungen stehen keine Anhaltspunkte zur Verfügung, daher ist bei der Untersuchung vom Gleichgewicht der am Differentialprisma angreifenden elementaren Kräfte auszugehen.

Die grundlegenden Voraussetzungen der Theorie lassen sich wie folgt zusammenfassen :

1. *Es besteht nur eine einzige Gleitfläche* und zwar ist diese eine durch den unteren Sohlenpunkt des gestützten Erdkörpers laufende ebene Fläche.

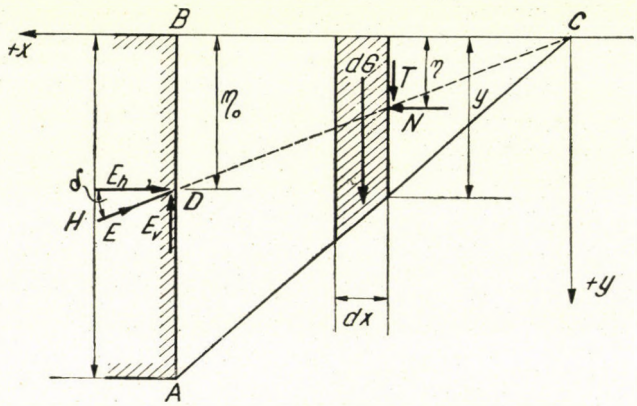


Abb. 1

2. Auf der Rutschfläche ist im Moment des Gleitens zwischen den normalen und tangentialen Spannungen die unter (1) angeführte Coulombsche Beziehung in Geltung, wobei zu bemerken ist, dass nicht die Absicht besteht die Kohäsion c zu vernachlässigen.

3. Die Gleichgewichtsbedingungen werden bezüglich eines Elementarprismas von der Dicke dx angesetzt. *(Abb. 1.)*

Es möge sich nun um die Bestimmung des auf die senkrechte Wand AB ausgeübten Erddruckes handeln *(Abb 1.)*. Das Terrain sei unbelastet und die Gleitfläche sei die ebene Fläche AC mit dem Neigungswinkel α. Vom Nullwert der Projektionen der am Elementarprisma angreifenden Kräfte ausgehend erhält man die folgenden Gleichungen :

$$N + dN = N + \frac{dx}{\cos \alpha} (n \sin \alpha - t \cos \alpha)$$

$$T + dG = T + dT + \frac{dx}{\cos \alpha} (n \cos \alpha + t \sin \alpha).$$

Hieraus folgt:

$$\left.\begin{aligned} \frac{dN}{dy} &= n - t \operatorname{ctg} \alpha \\ \frac{dT}{dy} &= y \gamma \operatorname{ctg} \alpha - (n \operatorname{ctg} \alpha + t) \end{aligned}\right\} \tag{2}$$

Bezeichnet man den Hebelarm der Kraft N mit η, so ergibt sich das Moment $M = N \eta$ und die folgende Momentgleichung:

$$\frac{dM}{dy} = T \operatorname{ctg} \alpha + (n + t \operatorname{ctg} \alpha) y = N \frac{d\eta}{dy} + \frac{dN}{dy} \eta \tag{3}$$

Die Gleichungen 2. 3. enthalten *vier Unbekannte*, daher erfordert die Lösung der Aufgabe eine vierte Gleichung. Es muss also eine *neue Annahme*

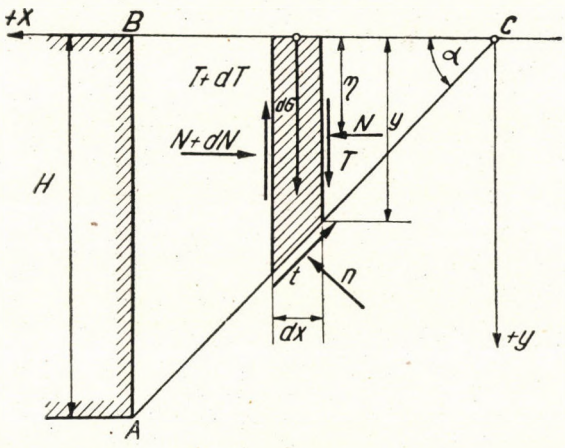


Abb. 2

gemacht werden und zwar eine plausible oder auf Versuchsergebnissen beruhende Annahme. Diese kann vielfach beschaffen sein; entweder wird eine Beziehung zwischen T und N oder zwischen t und y aufgestellt oder es wird der Abstand η des Angriffspunktes der Kraft N in einer entsprechend erscheinenden Weise fixiert. Diese vierte Gleichung bildet den Schlüssel zum Problem. Von den möglichen Varianten soll hier die letzte gewählt werden.

Der Angriffspunkt an zwei vertikalen Schnitten des Gleitprismas $A\,B\,C$ ist bekannt und zwar handelt es sich um Punkt D auf der Rückfläche der Stützwand, an der Stelle der Kraft E; die Höhe wird durch die Ordinate η_0 angegeben; der Angriffspunkt in der im Punkte C gedachten Vertikalen bei $y = 0$ befindet sich ebenfalls in C, somit ist hier $\eta = 0$. Der Ort der Angriffspunkte in den

verschiedenen vertikalen Schnitten lässt sich durch eine beliebige, die Punkte C und D verbindende Kurve bestimmen. Diese Linie kann offensichtlich nur wenig von der Geraden abweichen, daher wird im Folgenden vorausgesetzt, dass das Ortsverhältnis, d. h.

$$k = \frac{\eta}{y} = \frac{\eta_0}{H} = \text{konstant ist.} \tag{4}$$

Die Substituierung in Gleichung (3) ergibt:

$$T = N \, \mathrm{k} \, \mathrm{tg}\, \alpha + (k-1)\, \mathrm{tg}\, \alpha \, y \frac{dN}{dy}. \tag{5}$$

Nach Eliminierung der Werte T und N aus den Gleichungen (2) und (5) und unter Berücksichtigung der Beziehung $t = n \, \mathrm{tg}\, \Phi + \mathrm{c}$ ergibt sich nach Zusammenziehungen:

$$\begin{aligned} &\frac{dt}{dy} - \frac{1}{1-k}\left[(2k-1) + \mathrm{ctg}\, \alpha \, \mathrm{ctg}(\alpha - \Phi)\right] \frac{t}{y} = \\ &= -\frac{c \, \mathrm{ctg}\, \Phi}{y}\left[\frac{(2k-1) + \mathrm{ctg}^2 \alpha}{(1-k)\,(\mathrm{ctg}\, \Phi - \mathrm{ctg}\, \alpha)}\right] \frac{\gamma \, \mathrm{ctg}^2 \alpha}{(1-k)\,(\mathrm{ctg}\, \Phi - \mathrm{ctg}\, \alpha)}. \end{aligned} \tag{6}$$

Die obige Differentialgleichung ergibt die Funktion der entlang der ebenen Gleitfläche angreifenden Tangentialspannung t.

Nach Einführung der Abkürzungen:

$$\begin{aligned} p &= \frac{2k - 1 + \mathrm{ctg}\, \alpha \, \mathrm{ctg}(\alpha - \Phi)}{1-k} \\ q &= \frac{\cos^2 \alpha \, \sin \varnothing}{(1-k) \sin \alpha \, \sin(\alpha - \Phi)} \\ r &= \frac{(2k \sin^2 \alpha + \cos 2\alpha) \cos \Phi}{(1-k) \sin(\alpha - \Phi) \sin \alpha} \end{aligned} \tag{7}$$

nimmt die Differentialgleichung folgende Form an:

$$\frac{dt}{dy} = \frac{t}{y} p - q\, \gamma - \frac{r\, c}{y}. \tag{8}$$

Die Auflösung der Differentialgleichung ergibt:

$$\boxed{t = \frac{q}{p-1} y \, \gamma + C y^p + \frac{rc}{p}} \tag{9}$$

Die Verteilung der Spannung t auf der Gleitfläche ist somit keine lineare, sondern eine einer Potenzparabel gemässe. Die Integrationskonstante C lässt sich auf Grund der im Punkte A auftretenden Spannung t_A bestimmen.

Nach Ableitung der allgemeinen Gleichung kommt die Frage des Strebendruckes an die Reihe *(Abb. 3)* und es soll jetzt die im Punkte *C* auftretende Spannung *t* untersucht werden. Falls Kohäsion vorhanden ist und deren spezifischer Wert *c* beträgt, so ist

$$t = c\,(1 - \sin \Phi)$$

und im Punkte *A*

$$t = c\,(1 + \sin \Phi).$$

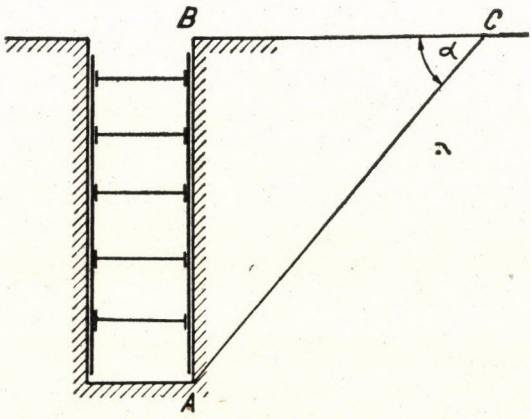


Abb. 3

Im Punkte *C* besteht ein einachsialer Zug, im Punkte *A* ein einachsialer Druck. Die Neigung der ebenen Gleitfläche beträgt : $\alpha = 45° + \frac{\Phi}{2}$. Dies in die

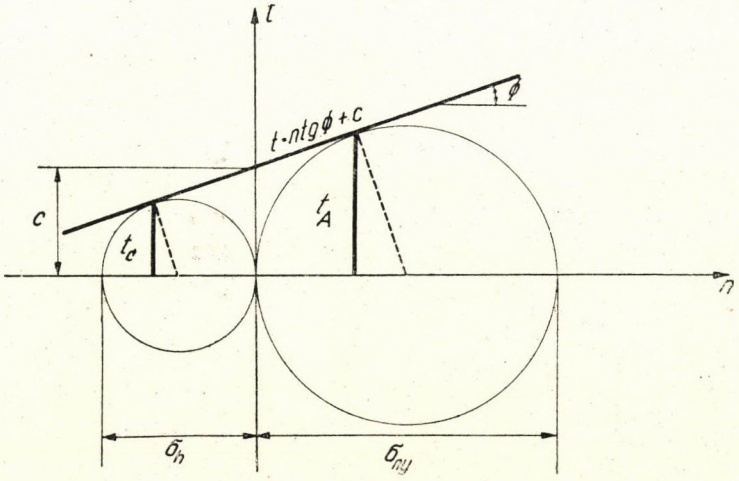


Abb 4

unter (7) angeführten Formeln für p, q und r eingesetzt ergibt:

$$\left.\begin{aligned} p &= \frac{2k}{1-k} \\ q &= \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\Phi}{2}\right) \sin \Phi \\ r &= \frac{2k}{1-k} - 2 \sin \Phi \end{aligned}\right\} \tag{10}$$

Im Punkte C ist $y = 0$, daher ergibt sich aus der allgemeinen Lösung (9):

$$t = \frac{r\,c}{p} = c\,(1 - \sin \Phi).$$

Bei Berücksichtigung der Beziehungen (10) ist

$$\boxed{k = \frac{1}{2}} \tag{11}$$

Das bedeutet, dass $p = 2$ ist, d. h. dass die Verteilung der Spannung t einer Parabel zweiten Grades entspricht.

Die übrigen Konstanten sind:

$$q = 2 \sin \Phi \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\Phi}{2}\right), \quad r = 2\,(1 - \sin \Phi)$$

und $$t = 2 \sin \Phi \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\Phi}{2}\right) y\,\gamma + Cy^2 + (1 - \sin \Phi)\,c.$$

Die Integrationskonstante C wird bestimmbar, wenn man in Betracht zieht, dass an der Stelle $y = H$ $t = c\,(1 + \sin \Phi)$ ist.

Demmnach ist

$$t = 2 \sin \Phi \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\Phi}{2}\right) y\,\gamma \left(1 - \frac{y}{H}\right) + 2\,c \sin \Phi \frac{y^2}{H^2} + c\,(1 - \sin \Phi). \tag{12}$$

Nachdem die Spannung t bekannt ist, lassen sich die an der Gleitfläche angreifenden Kräfte T und N durch Integrieren und unter Beachtung der Beziehung $t = \mathrm{n} \operatorname{tg} \Phi + c$ bestimmen.

Nach Ausführung der Integration ergibt sich:

$$\left.\begin{aligned} N &= \frac{1}{\sin\left(45^\circ + \frac{\Phi}{2}\right)} \left[\frac{H^2\gamma}{3} \cos \Phi \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\varnothing}{2}\right) - \frac{Hc}{3} \cos \Phi\right] \\ T &= \frac{1}{\sin\left(45^\circ + \frac{\Phi}{2}\right)} \left[\frac{H^2\gamma}{3} \sin \Phi \operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\Phi}{2}\right) + Hc\left(1 - \frac{\sin \Phi}{3}\right)\right] \end{aligned}\right\} \tag{13}$$

Der Angriffspunkt der Kraft N lässt sich auf Grund des Moments der Spannungsfigur bestimmen; nach Ausführung der Operationen, ergibt sich folgendes Ergebnis:

$$y_0 = \frac{H}{2} \frac{1}{1 - \frac{k}{H\gamma} \operatorname{tg}\left(45° + \frac{\Phi}{2}\right)}. \tag{14}$$

Über die Verteilung der auf der Gleitfläche auftretenden Spannung n die sich gemäss einer Parabel zweiten Grades ändert, gibt *(Abb. 5)* Aufschluss.

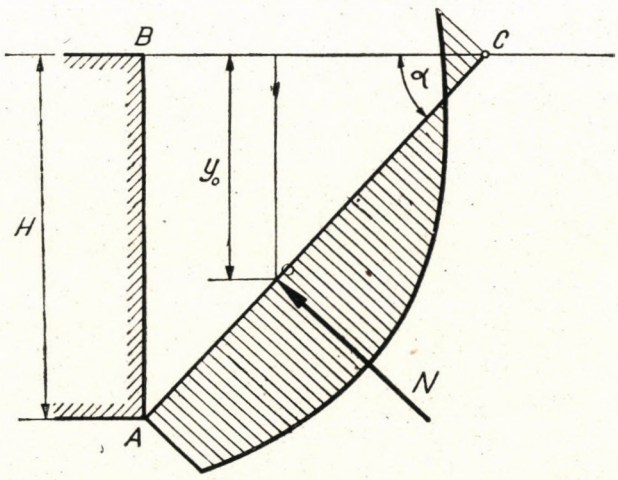


Abb. 5

Auf Grund des Gleichgewichtes der am Erdkeil angreifenden Kräfte N, T, G und E_h, E_v lassen sich nunmehr die waagerechte und senkrechte Komponente des an der Wand AB auftretenden Erddruckes berechnen:

$$\left.\begin{aligned} E_h &= \frac{H^2\gamma}{3} \operatorname{tg}^2\left(45° - \frac{\Phi}{2}\right) - \frac{4}{3}\, c \operatorname{tg}\left(45° - \frac{\Phi}{2}\right) \\ E_v &= \frac{H^2\gamma}{6} \operatorname{tg}\left(45° - \frac{\Phi}{2}\right) - \frac{2}{3} Hc \end{aligned}\right\} \tag{15}$$

Der Richtungswinkel des Erddruckes beträgt:

$$tg\,\delta = \frac{E_v}{E_h} = \frac{\operatorname{tg}\left(45° + \frac{\Phi}{2}\right)}{2}. \tag{16}$$

Untersucht man die Formel (15), so ergibt sich, dass sie nahe verwandt ist mit der Formel, welche für den Fall der um ihren unteren Eckpunkt kippenden Stützwand den Coulomb'schen Erddruck

$$E_c = \frac{H^2 \gamma}{2} \operatorname{tg}^2 \left(45° - \frac{\Phi}{2}\right) - 2\,c\,H \operatorname{tg} \left(45° - \frac{\varnothing}{2}\right) \tag{17}$$

angibt, doch ist der Wert von (15) stets kleiner, als der von (17).

Die durch die waagerechte Komponente des Erddrucks an der Rückfläche der Stützwand verursachte Spannung ergibt ebenfalls eine Parabel zweiten Grades. Die in der Mitte derselben messbare Spannung e_{max} hat folgenden Wert:

$$e_{max} = \frac{H\gamma}{2} \operatorname{tg}^2 \left(45° - \frac{\Phi}{2}\right) - 2\,c \operatorname{tg} \left(45° - \frac{\Phi}{2}\right). \tag{18}$$

Der Wert des im Falle von kohärenten Böden auftretenden Strebendruckes wird durch die Formeln 15, 16 und 18 vollständig bestimmt ; sein Angriffs-

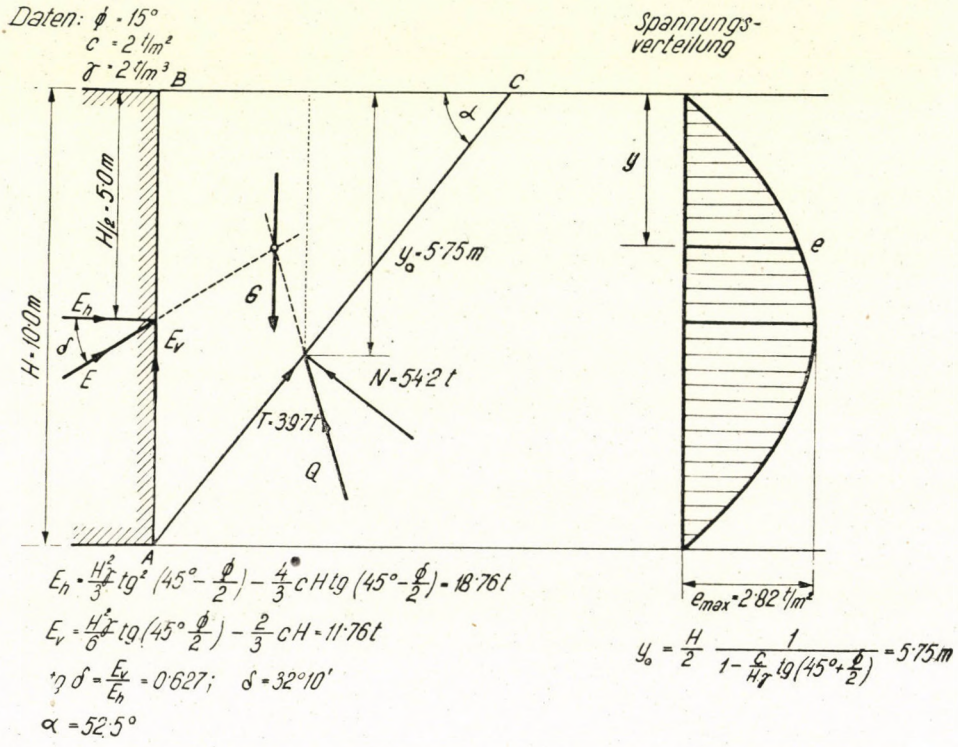


Abb. 6

punkt liegt in halber Höhe. Die erhaltenen Ergebnisse stehen in vollem Einklange zu den Messergebnissen, die *Terzaghi* beim Bau der Untergrundbahn in Chicago in kohärentem Boden ermittelt hatte. Auch dort zeigte die Spannungsverteilung nicht den sich aus der Coulombschen Erddrucktheorie ergebenden linearen Charakter, sondern erwies sich vielmehr als parabolisch ; die Höhe des Angriffspunktes variierte zwischen 0,42 und 0,56 Teilen der Wandhöhe.

Nach Kenntnis der die Spannungsverteilung darstellenden Figur kann die Dimensionierung der die Seitenwände der Arbeitsgrube stützenden Verstrebungen in einfacher Weise geschehen. Auf *Abb. 6.* ist ein Zahlenbeispiel ausgearbeitet, das sowohl die Bestimmung des Erddruckes, wie auch die Spannungsfigur zeigt. Es ist erwähnenswert, dass im vorliegenden Falle der Wert des Erddruckes nach Coulomb $E = 28{,}3\ t$ betragen würde, d. i. das Anderthalbfache des wirklichen Wertes.

Sollte die Wirkung der Reibung vernachlässigt und nur die Kohäsion berücksichtigt werden, dann lässt sich die Verteilung der Spannungen in der Form eines *Trapezes* annehmen, dessen Fläche nach der Berechnungsmethode von Terzaghi $E = 74{,}2$ t ergibt. Die grosse wirschaftliche Bedeutung der Berücksichtigung der Reibung *und* der Kohäsion ist offensichtlich.

Auf Grund der Spannungsverteilungsfigur kann man die Verteilung der einzelnen Streben vornehmen. Zu diesem Zwecke wird die für eine Strebe zulässige Kraft (P_z) bestimmt ; die horizontale Komponente des Erddruckes, dividiert durch P_z, gibt die Anzahl der benötigten Streben (n). Dann wird die Fläche der Parabel in n flächengleiche Teile zerlegt und die einzelnen Streben in die Schwerlinie dieser Teile gestellt.

STREBENDRÜCKE IN KOHÄRENTEN BÖDEN

ZUSAMMENFASSUNG

Der Verfasser knüpft an eine von ihm im Jahre 1944 veröffentlichte Theorie an, derzufolge die Grösse der in den Streben einer ausgesteiften Baugrube auftretenden Erddruckkräfte nach dem Prinzip einer einzigen ebenen Gleitfläche ermittelt wird. In der vorliegenden Abhandlung wird diese Theorie auf den Fall ausgedehnt, wo der innere Widerstand des Bodens nicht nur aus Reibung besteht, sondern auch die Kohäsion des Bodens eine Rolle spielt. Die Gleichgewichtsgleichungen, zuzüglich der auf die in der Gleitfläche wirkenden Spannungen bezüglichen Coulomb'schen Beziehungen enthalten vier Unbekannte. Die Auflösung der Gleichungen wird durch die Annahme des Verfassers ermöglicht, wonach in vertikalen Schnitebenen der geometrische Ort der Angriffspunkte der resultierenden Erddruckkräfte eine Gerade ist. Auf Grund dieser neuen Annahme lässt sich die Differentialgleichung integrieren und die Verteilung der Erddrucksspannungen an der Seitenwand berechnen. Die Theorie ergibt eine parabelförmige Verteilung im Einklange mit den Ergebnissen der neueren Erddruckmessungen.

ДАВЛЕНИЕ ГРУНТА, ОБДАДАЮЩЕГО КОХЕЗИЕЙ, НА РАСПОРКИ

Др. Иосиф Яки

Резюме

Придерживаясь теории автора, опубликованной в 1944 г., по которой величину сил давления земли, возникающих в крепки рабочей ямы (распертой распорками), определяют на основании принципа плоскости скольжения единой плоскости. Статья обобщает эту теорию на случай, когда внутреннее сопротивление почтвы состоит не только из трения, но иизкохезии (внутреннее сцепление.)

Равенства равновесия, а также соотношение Кулона, относящееся к напряжениям, действующим на плоскости скольжения (обрушения), содержат четыре неизвестных. В целяк решения автор выдвигает гипотезу, что (в вертикальном плоскостном разрезе) геометрическим местом точки пересечения производных сил давления земли является прямая. Воспользовавшись вновь выдвинутой гипотезой, дифференциальное уравнение может быть интегрировано, и может быть вычислено распределение напряжений давления земли на боковые стенки, что по теории имеет форму параболы, соответствуя результатам новых исследований по определению давления земли.

MODEL STUDIES OF WATER SEEPAGE

By

Prof. E. NÉMETH,

Manuscript received 15th September 1951.

Introduction.

Under backwater conditions due to dams, levees, or weirs built on granular soil, the water percolates into the soil and seepage starts towards the tail water. The basic principle of the theory of such seepage was discovered by *Darcy* as early as in the last century, nevertheless, it was only in the first decades of the present century that thorough researches, yielding practical results of seepage under dams took place. These thorough investigations were rendered necessary by failures of dams built on loose soil, partly owing to the formation of cavities caused by seepage under the dam, and partly due to uplift pressure disregarded in design of the base plate, or erroneously considered.

The applicability of the *Darcy* law of seepage being obvious, already the first scientific investigations endeavoured — on basis of the pioneer work of *Pavlovsky*, *Forchheimer* and others — to solve the problems by a method based on the laws of potential plane motion, and on the method of *conformal* mapping, and to determine the *flow net*, i. e. the families of characteristic streamlines and potential lines.

In the simplest case, in that of a dam built on a river bed bottom imagined as a horizontal plane, the flow net — as well-known — consists of a family of confocal ellipses and hyperbolae. The common foci are the extreme points of the base: the ellipses are the streamlines, whilst the hyperbolae are the potential lines.

With sheet-piling the flow net likewise consists of a family of confocal ellipses and hyperbolae, but here one of the common foci is the edge of the sheet-piling, whilst the other is its reflection relative to ground level.

In the case of base plate and sheet-piling the ellipses and hyperbolae become distorted and their shapes depend on the location of the sheet-piling and the ratio of the depth of the sheet-piling to the length of the base plate. It should be added that, in the case of streamlines and potential lines at a greater distance from the sheet-piling, the amount of distortion gradually decreases in proportion to their distance, so that the streamlines located at a distance from the bottom edge of the sheetpiling equal to the depth of the sheet-piles, already hardly differ from the elliptical shape.

The families of conic sections also become distorted if, though the sheet-piling is not combined with a base plate, but the ground level is different on the two sides of the sheet-piling, that is, there is not only a drop of head, but also a step of the base. In such cases the distortion is not so conspicuous as in the former case, and may mislead the superficial observer, that only the axes of the ellipses and of the hyperbolae have been deflected, whereas in reality their shapes have also altered.

Distortion of course is much greater, if not only a difference of ground level exists, but the ground is also blanketed with slabs on both sides of the sheet-piling. With dams with one sheet-piling this is the most general case, of which Indian researcher *Bose* was the first to publish an exact mathematical solution. Though this case can be handled with generally known mathematical aids, the streamlines and potential lines can only be traced with use of graphical tables.

In the case of a base plate combined with several sheet-pilings, the methods of conformal mapping already leads to elliptical integrals, and if a theoretically exact solution can be found at all, it is a most cumbersome and lengthy procedure. Similar difficulties have also arisen with flow of water to drainage ditches or tile pipes, although in this field Soviet investigators *(Pavlovsky, Zamarin, Aravin* etc.) have achieved many really remarkable results. In the case of seepage toward wells, a further complication is caused by the fact that here the motion is no longer two dimensional, but axis-symmetrical. It is owing to these in most cases insuperable difficulties, that attention was drawn towards approximate solutions and model tests.

In the following two model tests will be described, carried out in the laboratory of the Department No.I for Hydraulic Construction of the Technical University of Budapest one of which dealt with seepage under dams, whilst the other with wells lowering the ground-water table.

Hydraulic model tests are usually based on the principle of *mechanical similarity*, and it is each case this that determines which of the model laws — the Reynolds, Froude or Weber model law — holds for the computation of the test results, i. e. for drawing conclusions from the model to the prototype. In the case of seepage tests mechanical similarity is simplified within the limits of validity of the Darcy law to *geometrical similarity*, because the curve families constituting the flow net are of the same shape on the model as in reality. It is only in the computation of time rate of flow that the ratios of seepage factors and of pore volumes exercise a modifying effect. In the case of tests described below, the conversion of the last named quantities was ommitted, the results of observation relating to them were confronted and the conclusions were drawn for design assumptions for proposed dams.

I. EXPERIMENTS ON SEEPAGE UNDER DAMS

This test relates to a dam with several sheet-pilings, which no longer allows an exact mathematical solution. As it was desirable to check the results of the test against theoretical considerations, recourse was taken to some method of approximate calculation.

The first attempt in this field was that of American engineer *Bligh*. In his paper published in 1907 Bligh started from the supposition that the velocity of seepage along the surface of contact between the soil and the foundation structure (base plate and sheet-piling) Bligh called it the »*creeping line*« is constant, which in other words, also means that between the two water levels the pressure line is straight, that is, the change of pressure is linear. As according to the definition, the length of the creeping line is $L = b + 2d$, where b is the length of the base plate, whilst d is the sum of the depths of the sheet-piles, and therefore, if the head is denoted by H, the gradient J of the linear pressure line is $J = H : L$. The velocity of seepage defined by Darcy being $v = k \cdot J$, Bligh and his followers stated limit figures depending on the grain structure of the soil for the maximum of the gradient J permissible for security against the danger of erosion of the soil.

It soon became apparent, however, that the pressure line representing the distribution of uplift pressure on the base is not straight even in the simplest case, which is that of a dam without sheet-pilings. In this case the magnitude of the resultant of the uplift pressures is obtained in an exact manner by the Bligh method, but its place as well as the magnitude of moments is not given correctly by this method even in this simplest case. This expressly empirical method no longer satisfies present demands for accuracy. It should be remarked, that accordig to the observations of *Oakes* and of many other construction engineers, it is not even certain that a seeping motion really takes place along the creeping line, because numerous observations point to the fact that with time the soil is liable to be »drawn away« from certain points of the base plate and of the sheet-piling, which phenomenon is attributed to the fact that in lowering the water table during construction, fine grains leave the surroundings of the base plate, the soil settles in consequence, and is thereby »drawn away« at places from the base plate. As it is also otherwise likely that the soil offers less resistance to horizontal than to vertical water motion, *Lane*, in the early thirties, proposed the idea of the *weighted creeping line*, whereby he meant a creeping line along which the horizontal and nearly horizontal sections figu e only with one third of their respective lengths. Others have operated with the shortest imaginable path of seepage. In the first approximation this is the polygon passing through the corners of the base plate and the edges of sheet-piles. With this method, however, which in other respects seems to be sound, no satistactory reply is obtained regarding the magnitude and distribution of uplift pressure.

Recent development endeavoured to find an approximate method fit for generalization, by confronting theory with results of model tests in cases admitting a theoretically correct solution. At the same time, endeavours were made to simplify theoretical solutions. Thus, for instance, *Warren Weaver* deduced a handy method for the case of a base plate with a simple sheet-pile. His method is mathematically absolutely correct and permits the tracing of

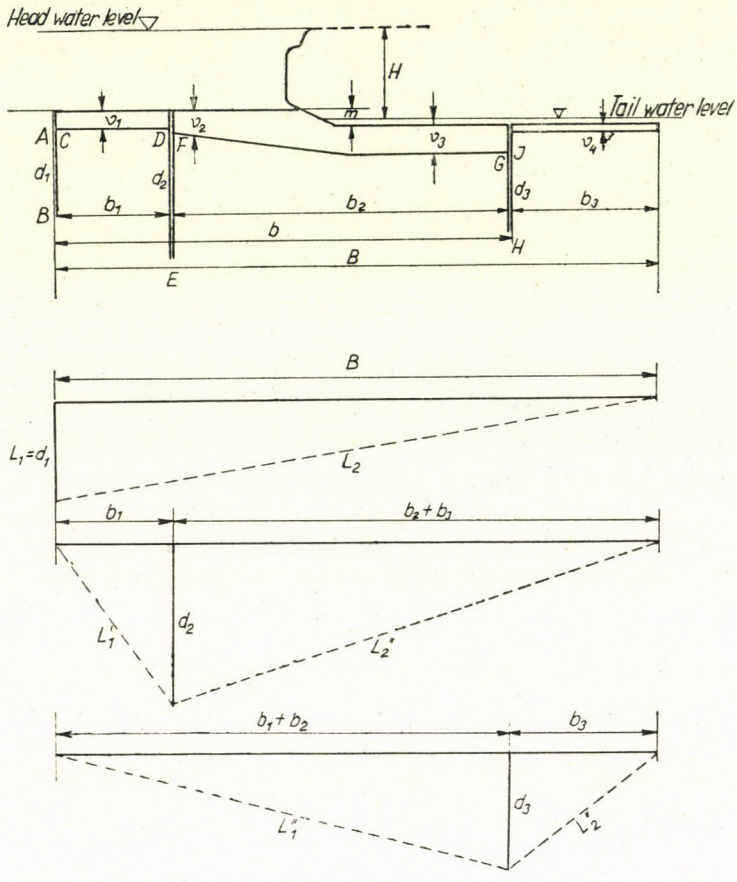


Fig. 1. Replacing a combined structurely by a number of simple ones.

the pressure line exactly for different positions of the sheet-piling. A theoretically well founded approximate method, checked by model tests, was work d out for the case of a dam with several sheet-pilings by engineers and mathematicians of the Indian Irrigation Board *Harban Uppal*, *Taylor*, *Malhotra* and chiefly by *Khosla*. As the last named method, applied to cases admitting mathematicsl solutioms, yields results differing hardly 2—3% from those obtained by the precise method, and as it is also confirmed experimentally within similar error

limits, and is also easy to handle, in the following this method will only be discussed.

The substantial feature of the method is that a dam with several sheet-pilings is replaced by a number of simple sheet-piling and dam variants, equal to the number of sheet-pileings of the combined structure. In all variants, the length of the base plate is equal to that of the combined dam, but the sheet-piling concerned is located according to where the sheet-piling of the combined dam has been retained. Imagining each variant to consist of a plain horizontal base not sunk into the ground and of a single sheet-piling suitably combined with the base, it is possible to determine by Weaver's method the potential in percentages of the head for two points situated at the root of the sheet-piling and for its edge. In the case of the v riants with the first and the last sheet-piling the percentages of potential are determined for the front and rear edges of the base as well. These values of the potential function may be computed by means of the Warren-Weaver method in the following manner : if the whole length of the base plate is denoted by B, and the distance of the sheet-piling (retained in the variant examined) from the front end — according to the flow of water the upper end — of the base plate by b and the depth of the sheet-piles by d, percentual potential figures V_D, V_E, V_F at points marked D, E and F in Fig. 1. are computed by means of the following formulae :

$$V_D = \frac{100}{\pi} \operatorname{arc\,cos} \frac{L_1 - L_2 - 2d}{L_1 + L_2}$$

$$V_E = \frac{100}{\pi} \operatorname{arc\,cos} \frac{L_1 - L_2}{L_1 + L_2}$$

$$V_F = \frac{100}{\pi} \operatorname{arc\,cos} \frac{L_1 - L_2 + 2d}{L_1 + L_2}$$

where

$$L_1 = [b^2 + d^2]^{1/2}$$
$$L_2 = [(B-b)^2 + d^2]^{1/2}.$$

These formulae hold for the case if only the sheet-piling considered in the variant existed, and the bottom of the base plate were on ground level. As this is not the case in reality, the figures computed should be corrected as follows :

1. With the thickness of the base taken into account the potential is supposed to vary linearly down to the depth of this thickness, notably to diminish, in downward and to increase in upward motion. Accordingly, if at the root of sheet-piling DEF just examinded, the plate thickness is v, the allowance for plate thickness amounts at point D to

$$V_D' = -(V_D - V_E)\frac{v}{d}$$

at point F to

$$V'_F = + (V_E - V_F) \frac{v}{d}.$$

Should there exist a change of thickness of the plate at the root of the sheet-piling examined, it is of course necessary to substitute at each point the corresponding plate thickness into these expressions.

2. In order to take into account the reciprocal effect of the sheet-piles, it should first be noted that the effect of a sheet-piling, *more ahead* in the sense of flow of the seeping water, on the points *behind* it will be to reduce the value of potential, while on the contrary a sheet-piling *more in the rear*, will, owing to backing up effect, increase the potential at the points ahead of it. For the numerical value of the correction for the reciprocal effect of sheet-piles, *Khosla* recommends the following formula :

$$V'' = \pm 19 \sqrt{\frac{D}{b'}} \cdot \frac{d+D}{B}.$$

In this formula, according to symbols of Fig. 1/a D is the depth of the sheet-piles below bottom level, the effect of which on the point at the root of

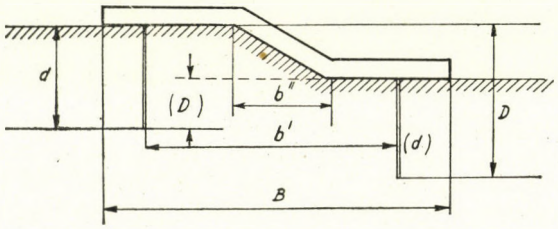


Fig. 1/a Explanatory diagram of improvements

the adjacent sheet-piles of depth d is to be determined, whilst b' means the distance between the two sheet-pilings. Fig. 1 represents a case in which there is a difference of base level between the two sheet-pilings. It appears herefrom, that the depths of the sheet-piles should always be measured from the base (ground) vertically.

3. In case the base is sloping steeper than 1 : 10, it is also necessary to make a correction for *slope* according to the formula

$$V''' = \pm \frac{b''}{b'} \psi$$

proposed by Khosla. In this formula b'' is the length of the horizontal projection of the slooping section whilst ψ may be taken from the following table :

Slope	ψ	Slope	ψ
1 : 10	1.5	1 : 1	11.2
1 : 5	2.8	2 : 1	16.1
1 : 2	6.5	5 : 1	20.3

The final value of potential results from the algebraic sum of the basic figure and the above corrections, i. e., for instance for *point F* it is

$$V_F + V'_F + V''_F + V'''_F.$$

If at some point below a dam producing head H, the value of potential is $V\%$, and the point is at depth h below tailwater level, the uplift pressure at that point, expressed in head of water is :

$$H_f = \frac{H \cdot V}{100} + h.$$

The model tests carried out in India have shown that the figure calculated from the formula proposed by *Khosla* for the reciprocal effect of sheet-piles

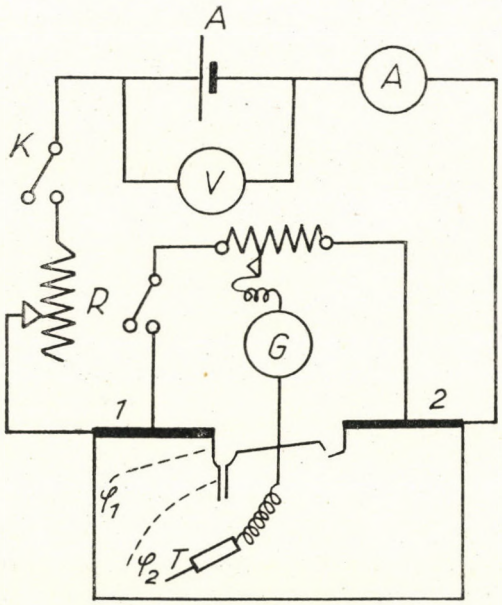


Fig. 2. Electrical analogy

holds entirely only for points at a distance from the active sheet-piling not exceeding the depth of the latter, whilst at greater distances its value gradually decreases and at a distance of about twice the depth of the sheet-piles it becomes negligible.

Experience gained in India also showed that the values computed by the *Weaver-Khosla* method were in good conformity within an error limit of 3 to 5% with the test results, and with figures obtained by precise mathematical analysis. For this reason this method was chosen for checking the tests carried out by the author. Before describing these tests, it has to be mentioned that it is not only by direct hydraulic model tests that the experimental investigation

of ground water motions can be executed, but also, as suggested by Soviet scientist *Pavlovsky*, on an electrical model based on electrical analogy. This is due to the fact, that in the case of electric current, a similar relationship exists between difference of potential, conductivity and current intensity, as in the movement of ground water between piezometric drop of pressure, coefficient and velocity of seepage. If accordingly, the flow phenomenon of ground water is replaced by a geometrically similar electric system in the shape of an electrically conductive metal plate or layer of liquid of uniform thickness, and if after establishing boundary conditions similar to those of ground water motion, a current is switched on the model, it is possible, with the aid of a resistance meter and a Wheatstone bridge, to produce the net of equipotential lines of the electric field rapidly and correctly. This net will be geometrically entirely identical with the net of potential lines of the seepage phenomenon. Fig. 2 shows a general diagram of the apparatus employed by *Pavlovsky* and his collaborators.

Notwithstanding all the simplicity and accuracy of the test based on the electrical analogy, it presents certain drawbacks regarding the identification of boundary conditions and regarding the conversion of test results, owing to which recently, particularly under the impression of the substantial success achieved by the Indian researchers, direct hydraulic model tests are considered preferable. Nevertheless, tests based on electrical analogy continue to be highly valuable for supplementing and checking hydraulic model tests.

Description of the testing arrangement

In accordance with what has been said above, the investigations were carried out by means of hydraulic model tests. In view of the great importance of the problem, however, arrangements were also made for control tests based on electrical analogy.

This paper describes the hydraulic tests which have already been completed whilst the electrical tests are still going on and will be reported on later.

The general arrangement of the hydraulic model test is shown in Fig. 3 and Picture No. 4.

On the 0,6 m high upper part of the face of tank *A*, of 2,00 m length, 1,26 m height and 0,291 m width, having steel sheet walls reinforced by angles, the metal has been replaced by glass windows to make the streamlines visible In view of the maximum sheet-pile depth specified for testing, the lower plane of the bottom plate of the dam model had to be located so high, that the prescribed headwater level already exceeded the top edge of the tank, for which reason the section of the tank wall in contact with headwater had to be correspondingly topped. It is into this tank that the dam model constructed to scale 1 : 50 has been placed. The soil below the dam structure has been compacted in thin layers to have the pore volume specified on basis of borings on the spot.

Below the model soil of prescribed thickness down to the bottom of the tank was filled a supporting layer of coarser granulation, separated from the model soil by a watertight layer of clay. At the tailwater end of the tank, a shaft reaching down to the bottom was arranged by means of a wooden partition wall, in which an aperture protected by wire gauze, and fit for being covered with a board was provided. The filling of the soil with water was effected through this aperture, i. e. in upward direction, in order to squeeze out the air from the pores. After this, the aperture of the shaft, was closed as watertight as

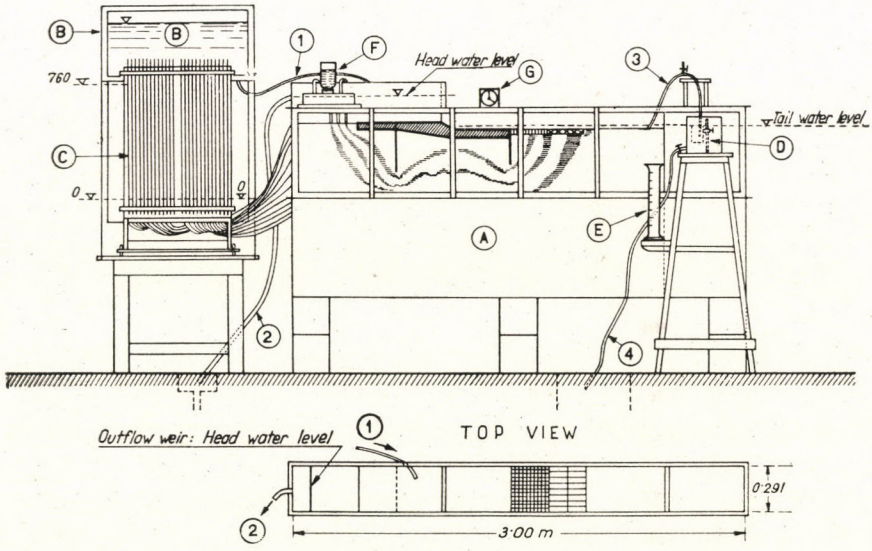


Fig. 3. General setup of hydraulic model test

possible, so as to prevent any flow towards the shaft. This was also assured by the water level in the shaft being slightly higher than the tail water.

In order to measure the fluid pressure in the soil, holes were drilled in a grid of 10 cm side length, on the rear wall of the tank. Into these holes gauge tubes of copper wire-mesh projecting to a depth of 5 cm into the hole, were screwed in order to transmit the local water pressure to the system of piezometer tubes. The pressure was transmitted to the piezometer tubes by means of rubber hoses, drawn on the ends of the tapping tubes. (Picture No. 5) The row of piezometer tubes consisted of 40 glass tubes of 10 mm dia., fixed in front of a *measuring board* of 700×1000 mm, of special metal and fitted with a high precision scale. (Picture No. 6.) The total length of the scale with 2 mm divisions is 760 mm ; the level of the O-line of the scale, relative to the model, was determined by careful levelling. As only 40 gauge tubes were connected simultaneously to the measuring board, it is only in two groups that the total number of 74 gauges could be read off : whilst one group of the gauges was

connected to the measuring board, the rubber hoses staring from the other group were closed by means of clamping screws. For purposes of control, a few gauges were permanently connected for reading.

In order to keep the headwater level steady, the water oozing off below the dam had to be permanently replaced. Replacement of water (Fig. 3) was made from tank *B* by means of the rubber hose marked 1, whilst the surplus water, overflowing over a weir, adjusted to headwater level at the place marked

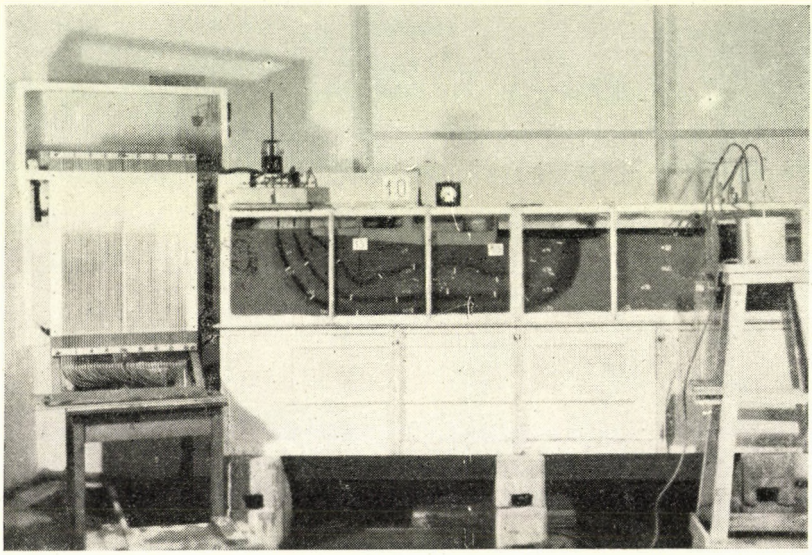


Fig. 4. Picture of test setup

on the ground plan, was discharged through hose 2. For stabilizing the tail water level, an overflow weir corresponding to tailwater level, mounted in steel box *D* arranged on a wooden stand placed alongside tank *A*, and outflow hose 4, were provided, the tank being connected with steel box *D* by rubber hose siphon 3. Water seeping through under the dam was measured volumetrically with the aid of gauge vessel *E* arranged on the wooden stand described below.

In order to render the streamlines visible, a colouring substance (permanganate of potassium) was injected at thre points before the dam into the water percolating through. The tracer substance was supplied from bottle *F* turned upside down into a box below, from which it passed through a siphon into the dosing glass tube leading into the soil. The aperture of the discharge of the bottle cut off obliquely was located at an elevation, to cause the dye to enter the flow at a slight overpressure.

Clock *G* also formed part of the measuring equipment.

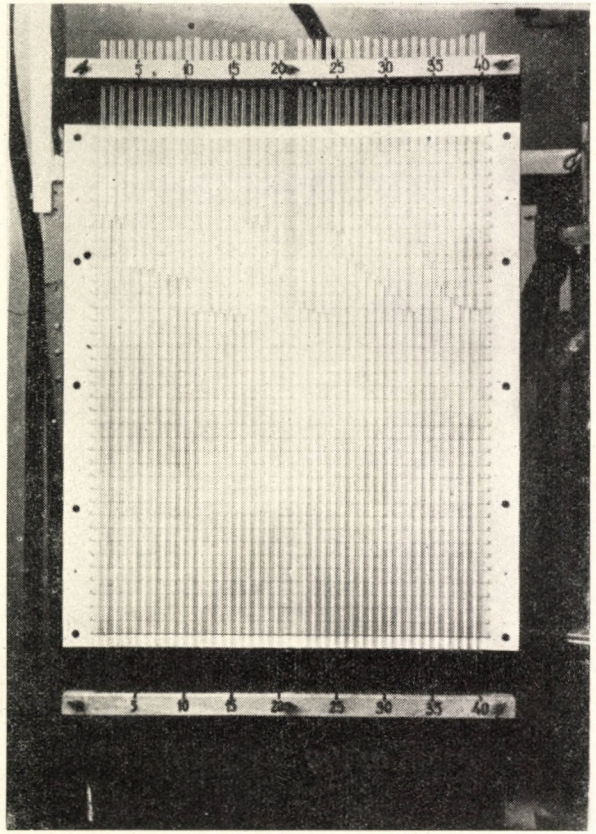


Fig. 6. Measuring board

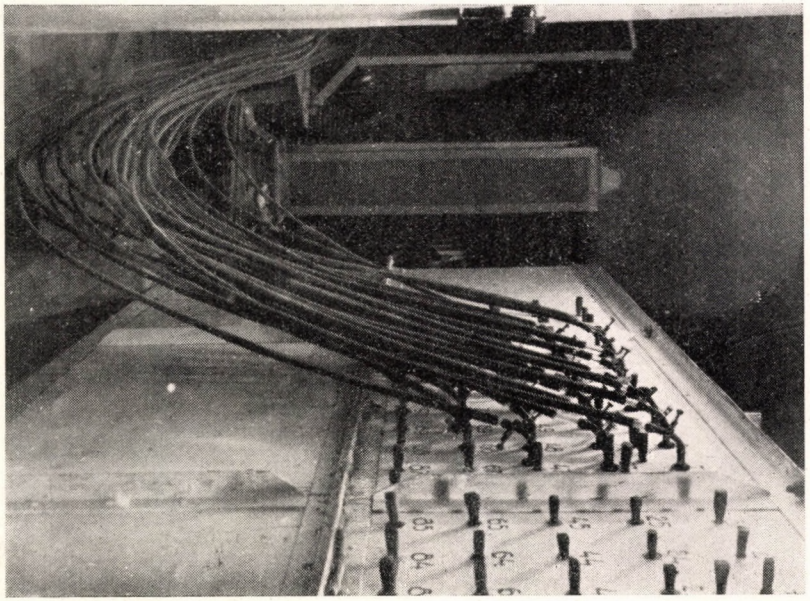


Fig. 5. Connection of gauges to measuring board

The Model Tests

The purpose of the tests was to determine the number of necessary sheet-pilings and their economic depth, as well as the economic length of the apron. In accordance herewith, the contractor office, fixed suitable combinations of depth l_1 of the sheet-piling No. I in front of the apron (blanket before the base), of depth l_2 of sheet-piling No. II at the upper and of the base plate, of depth l_3 of sheet-piling No. III, at the lower end of the base plate and of length e of the apron. In order to determine the effect of the depth of the sheet-piles before the apron, the series of tests prescribed by the said office was supplemented with another test, the tests thus extending over 10 combinations. All combinations should originally have been carried out for soils of three different granulations, and following this, for soil composed of a mixture of the three kinds, i. e. the tests should have been carried out in quadruple repetition. The preparation of suitable quantities of the soils of prescribed structure — particularly of the finer grain sizes — by sifting and subsequent mixing, required so much time and expense, that the full series of 10 combinations was carried out for one material only, whilst for the other two kinds of soils separate tests were not carried out, the tests having been continued only with soil composed of the three different layers. And even in the case of the test soil of several layers not the full previous series of combinations was investigated, but only three former and three new combinations selected on basis of the evaluation of the results of the first series of tests. Including tests carried out for checking the results of the 16 tests, the number of tests finally rose to 21.

The order of conducting the tests was determined by the endeavour to enable the various combinations to be produced with the least possible number of dislocations of the sheet-piles. This was important, because any upward or downward shifting — particularly pulling them upwards — partly disturbed the soil structure in the vicinity of the sheet-piles, partly the exertion of the necessary force was sometimes harmful to tightness between tank and dam so far that the test had to be repeated.

Execution of the tests

After the model soil had been placed in the tank with the prescribed pore volume, the soil was filled up from below, through the shaft provided on the right end of the tank, as high as to ensure that up to the height fixed for the dam-body, the air yet trapped be squeezed out. Then the space required for the base was excaveted, into which the prepared base plate model was placed insulated perfectly watertight with putty at its contact with the side walls.

This was followed by placing the aprons (blankets) on upstream and downstream side and the sheet-piling prescribed. After fixing the head and tail-water level, and making sure that it is only through seepage under the dam

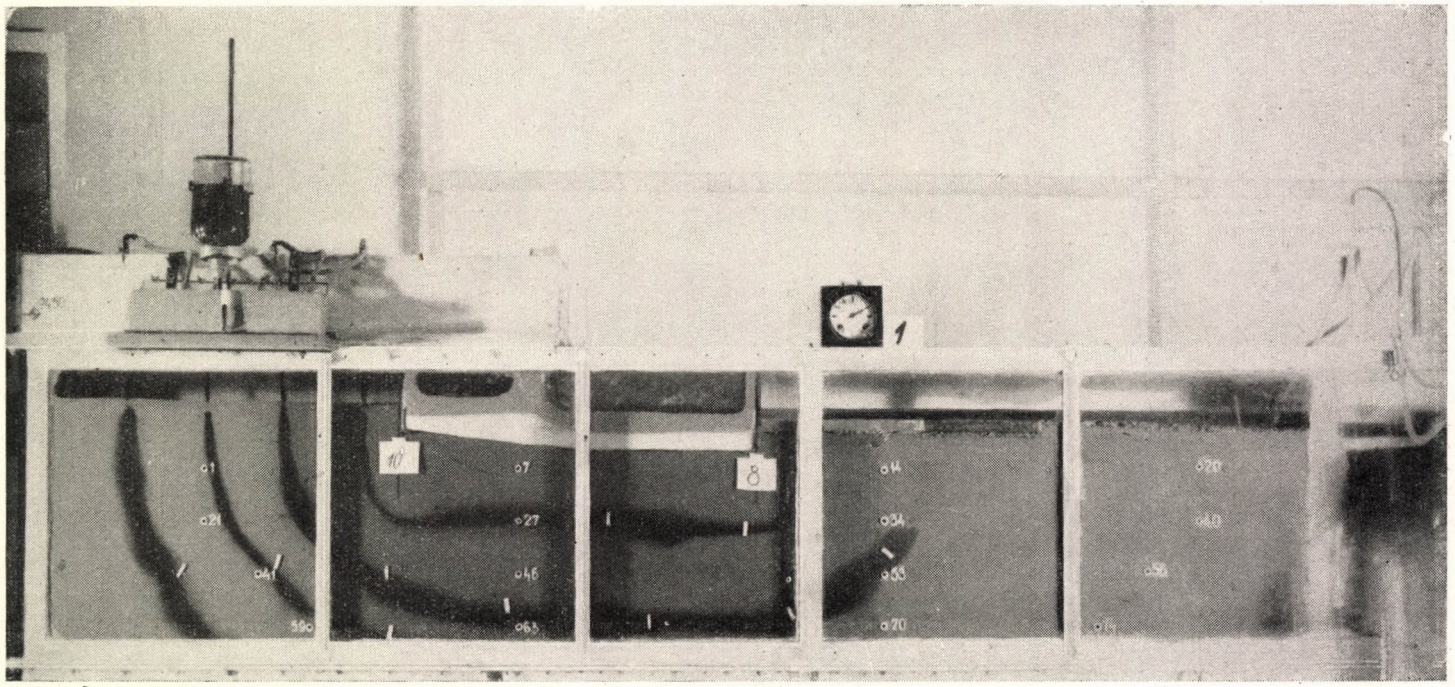


Fig. 7. Streamlines in the test No. 1.

body that any flow can take place, the first 40 piezometers were connected to the measuring board, taking care to exclude any air bubbles. After this had been done, the tubes for injecting the dye were placed in position, and noting the time of starting of the coloured streamline, the test was initiated. Once started the test had to be continued day and night with relieved observers.

In the course of the tests, the progress of the streamline was marked every hour by gluing on a thin strip of paper. The pressure was recorded on the measuring board at the start, and afterwards at first every two hours, subsequently every fourth hour. After full development of the first streamline, i. e. when the latter had reached the filtering layer of the downstream apron, this time was also noted, and after connecting the second group of piezometers to the measuring board, the pressures were recorded.

The streamlines were copied during their formation on tracing papers placed on the glass windows, and pictures were also taken at suitable times (Picture No. 7). Both methods of fixing the streamline are necessary, because as seen on the pictures, the permanganate of potassium slowly draws downward and thus modifies its shape by the time the picture is taken.

The seepage of water under the dam was measured every 2—4 hours by discharging the overflow of box *D* (Fig. 3) serving for stabilizing tailwater level through hose 4 for about 10 minutes into measuring glass *E*, instead of the gutter of the laboratory. Time was read on a stop-watch, whilst the outflow of water was measured with an accuracy of one cu cm. It is to be pointed out that perfect watertightness was achieved only after many difficulties ; a special check of water balance of the tank, showed that no water left the tank otherwise than through the overflow stabilizing tail and head water levels.

The stabilization of tail and head water level was also successful.

In general only the two internal streamlines could be traced along their whole course, the third (external) streamline soon sank into the non-transparent bottom of the tank, and emerged only after very long time in the field below the downstream apron. In the case of the model soil of several layers, where the soil in the vicinity of the dam was substantially finer, the second streamline also sank into the bottom of the tank, and could not be traced along its whole length.

Working up test results

The streamlines traced in original size and checked by photographs (Picture No. 7) were shown on drawings to scale 1 : 5, on which piezometer locations are also indicated (Fig. 8).

Of several readings of the same piezometer the mean was taken. As it was only in two groups that the total set of piezometers could be connected to the mesuring board, on basis of readings of piezometers connected in both sets, the results of the second set were corrected by those of the first.

In working up the readings on the pressure measuring board, the exact levelling of the elevations of the model and of the board served for determining the value of reading L_1 corresponding to headwater level, and of L_2 corresponding to tailwater level. Accordingly, if a piezometer reading was L, the value of potential at the corresponding point of the flownet expressed in percentages of the head, was :

$$P = 100 \frac{L - L_2}{L_1 - L_2}.$$

This percentage was computed for each piezometer, and was marked at its locus. In order to characterize the distribution of pressures, the equipotential, or potential lines were interpolated within value intervals of 5% between the plots.

The points of intersection of the potential lines with the straight lines representing the bottom face of the base, were determined from the pressure values of the vertical rows of gauging holes by extrapolation, that is by prolonging the potential lines traced up to the top row of holes below the base plate right up to the base so as to get there orthogonal intersections.

On the verticals of the points thus marked on the straight lines representing the bottom face as many per cents of the head were plotted to the scale of the figure, from the tailwater level as datum, as shown by the extrapolated potential values. The connecting line of the points obtained represents the distribution of the uplift pressure acting on the bottom of the base. The pressure at any point of the base plate is indicated in head of water, measurable on the scale of the figure by the vertical section between the point and the pressure line. Of course, it is at right angles to the surface, not vertically that this pressure acts on the slope of the base plate, but its magnitude is here also expressed by the vertical section. The percentages written at the plots of the pressure lines indicate the percentage of excess pressure (dynamic pressure) above tailwater level, whilst the second figures indicate in head of water the total uplift pressure acting on the base plate.

For greater accuracy, readings were taken beside the grid of piezometers at three further gauge points drilled along the base plate.

In the figg. 8 and 9 this pressure distribution lines are not shown, instead of it for the case illustrated in fig. 8 one can find the values of the potential determined at the root of the two sheed-pilings in the first line of Table I. The variation of potencial — and with it the uplift pressure — between this two points appeared rather uniform.

In general, the streamlines obtained are with good approximation intersected at right angles by potential curves. Local discrepancies may be attributed to the fact that the grid of observation on basis of which the potential lines were traced, was at the back of the tank, whereas the observation of the stream-

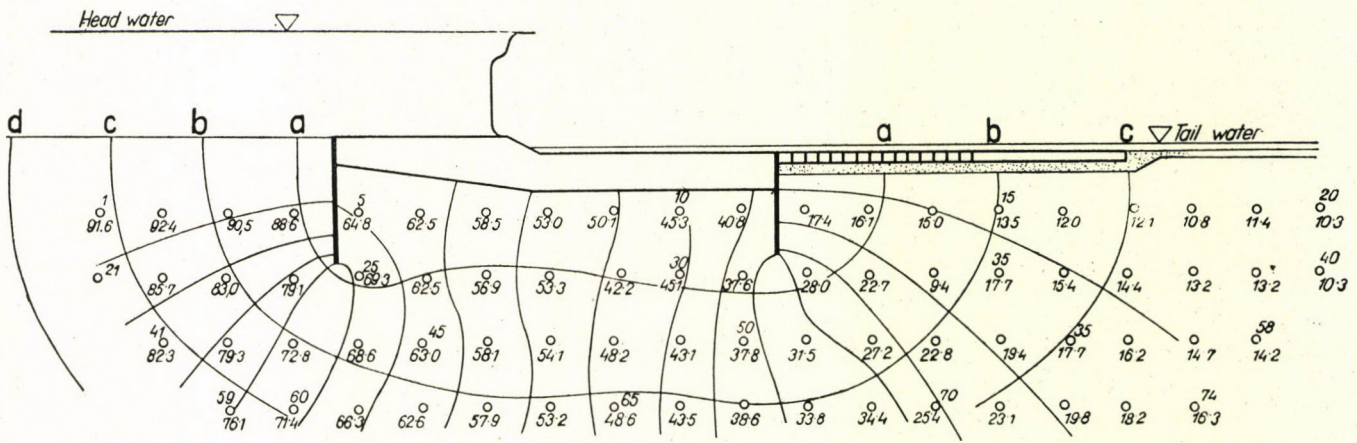


Fig. 8. Working up test No. 1.

lines was effected in the immediate vicinity of the glass wall, where the conditions of motion between the soil and the glass wall were of course different from those in the interior of the test soil.

Characteristic for the mean velocity of seepage through the soil is the length »L_{min}« of the shortest streamline, because, if this is known, it is possible to add to head of water H the probable pressure drop $J = H : L_{min}$, which latter must of course be less than the so-called *critical drop* »J_c« necessary for setting the finest grain into motion. It is, however not sufficient to investigate this mean pressure drop only, as the gradient of the pressure line varies along the streamline and usually reaches its maximum at the outlet. As a measure of this so-called *outlet-gradient*, was chosen the pressure drop calculated from the potential value observed at the point of the grid nearest to the outlet, with the supposition that along the length measurable down to tailwater level, the value of potential drops uniformly from the value at the bore hole to zero. This supposition is undoubtedly arbitrary, but according to experience fairly approaches reality, and its discrepancy from it is on the safe side. This was ascertained by placing a piezometer quite close to the contact of the soil with the filtering layer behind sheet-piling No. III located at the tailwater end of the base plate, but still in the soil. The potential values obtained at these gauge holes showed that the drop is greater in the filtering layer than in the soil, and that accordingly, a smaller potential drop falls to the share of the section of the soil below the filtering layer, than would be the case if the change of potential were supposed uniform down to tailwater level.

To compare the various sheet-pile combinations from the point of view of outlet gradient, the 10% potential lines were copied cumulatively for the combinations selected for comparison. Evidently, the potential line is more advantageous in case it is formed at a greater distance from tailwater level, and if along a section of substantial length in the vicinity of the last sheet-piling No. III, it is approximately horizontal, and afterwards descends abruptly.

As in the course of the tests the points corresponding to whole hours were marked on the streamlines, the real velocity of seepage could be estimated if not accurately yet satisfactorily for the purpose of comparison.

Assessment of test results

For the purpose of comparison, the characteristic data (pressure distribution, length of streamlines, rate of seepage, mean and outlet velocities, outlet gradient) were tabulated in groups, each of which includes such pairs of tests the circumstances of which differ only in a single factor. Thus, for instance, in the case of the pairs of tests contained in group I/*a*—I/*c*, the sheet-pile combination is different in each one, but within one pair, with identical sheet-pile combination, in one there is no apron (blanket) upstream whilst in the other there is one. The data of these tests are the following:

Serial No. of test	Length of apron upstream	Depth of sheet-pile	
		NO. II	NO. III
1.	0	10	8
7.	12	10	8
2.	0	13	10
10.	12	13	10
3.	0	16	12
4.	12	16	12

The results of these tests have been summed up by in the following table:

TABLE I.

Designation of test		Pressure distribution (%)	Length of streamline (m)	Rate of seepage (cm^3/minute)	Outlet velocity cm/minute	Mean velocity cm/minute	Outlet gradient
I/a	1.	61,65—40,00	60,40	298	10,54	26,37	0,313
	7.	48,70—39,50	65,80	232	18,10	20,98	0,189
I/b	2.	55,19—46,90	67,60	268	24,20	21,46	0,247
	10.	53,20—44,50	68,30	240	20,60	17,65	0,193
I/c	3.	59,0 —60,49	78,40	268	12,64	16,33	0,196
	4.	46,52—48,30	80,40	225	15,36	14,21	0,182

The comparison of the tabulated data shows, that in the case of an upstream apron the uplift pressure decreased, the length of the streamline increased, while the rate of seepage, the mean figure of real velocity, as well as the value of the outlet gradient decreased. All thes› circumstances point to an advantageous effect. There was only some uncertainty regarding outlet velocity; however, it should be mentioned that the observation of outlet velocity is, indeed not sufficiently reliable, as it is partly near to the glass, and partly behind the sand, i. e. on a covered path that the streamlines percolate forward. Its value was also affected by the length of travel along which it was calculated; and therefore later the outlet velocity was calculated on basis of the time of passage over a stretch extending from the place marked by the strip of paper glued on the glass, to the bottom of the filtering layer.

Taking everything into account, *the advantageous effect of the upstream apron may be established beyond any doubt.*

Another pair of tests led to the conclusion that a reduction by 25—30% of the proposed length of the upstream apron is permissible.

A further group of tests served theinvestigation of the effect of the upstream sheet-piling (sheet-piling No. I). According to the tests, any increase of the depth

of this sheet-piling will result in an increase of the length of the streamline, and thus in a diminution of the mean velocity, except the case in which the depth of sheet-piling No. II and III was maximum. The uplift also showed some diminution, whilst regarding the outlet gradient, it was not possible to arrive at a more definite conclusion than to find *though the uppermost sheet-piling has some slight advantage, this does not justify its surplus cost.*

According to the tests for ascertaining the influence of soil quality : *in a finer material, the streamline is of greater length, the time of seepage is substantially longer ; in accordance herewith the real mean-and outletvelocities are lower, the outlet gradient is likewise smaller, whilst the rate of seepage amounts to nearly one third of that through coarser material.*

A further pair of tests confirms the necessity of the rear-sheet-piling (sheet-piling No. III), because if this is dispensed with, all characteristic data, with the exception of the uplift pressure acting on the base plate, will turn disadvantageous. It is particularly for the outlet gradient that the omission of the rear sheet-piling is of disadvantage for the danger of erosion. *A rear sheet-piling is consequently necessary ; all that has to be determined is its most favourable depth* This was done by means of another pair of tests, the result of which was, that *the most favourable depth of the rear-sheet-piles was nearer 10 m than 12 m.*

Finally the effect of the concrete blanketing proposed downstream was examined. In case this pavement and the filtering layer below it were dispensed with, the values of uplift and of the so-called real velocity appeared more advantageous, whilst the length of the streamline was reduced and the outlet gradient and the rate of seepage increased. The increase of the outlet gradient and the diminution of the real velocity seem to be contradictory ; if it is considered, however, that instead of the blanket and the filtering layer percolation continues in a more compact, fine-grained material as well, the diminution of velocity appears probable. Apart from the above mentioned insecurity of observation of the real velocities, it is therefore possible that at the outlet of the coloured streamline the real outlet speed is smaller without than with a downstream blanket of concrete blocks on a filtering layer. As however, without such pavement the rate of seepage is greater by about 20% than with it, the nean outlet speed also presents s deviation in this sense. But this means that along the section extending from the outlet of the streamline to the rear-sheet-piling, exactly oppositely and in an increased degree, — in case there is no block pavement — a higher outlet speed is bound to prevail. The blanket on a filtering layer has thus proved advantageous, particularly because apart from the fact that the filtering layer ,by levelling to a certain degree the outlet speeds (indicated also by the substantial diffusion of the discharged dye) renders the outflow more favourable, and this filter of inverted layering (finer grains below and coarser grains above) will retain any such fine grains as may have been set into motion, and will thereby also reduce the danger of erosion. Apart here from

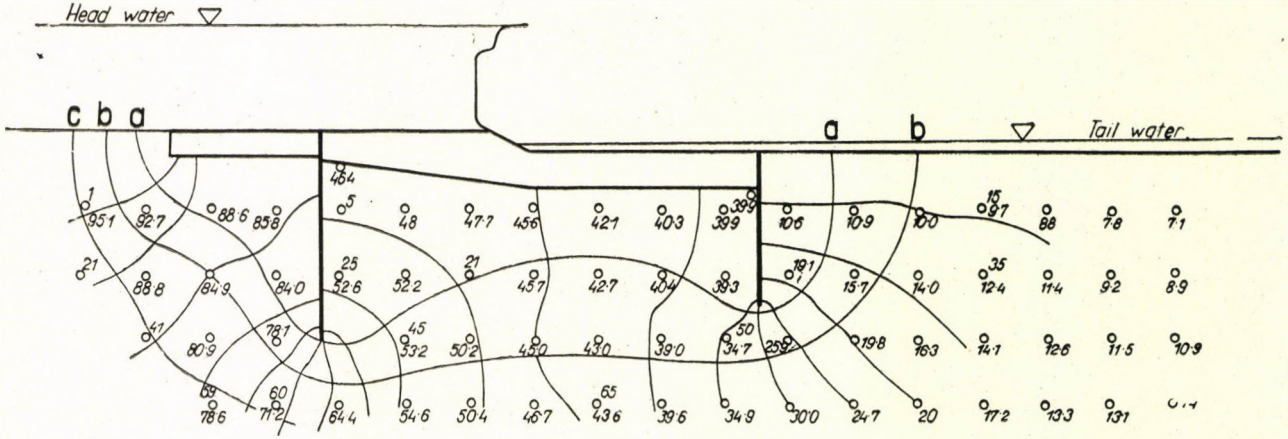


Fig. 9. Working up test No. 14.

the concrete blocks are also required for the purpose of protection against erosion by water flowing in the channel.

Comparison between theory and test results

By means of the Weaver-Khosla method for the various combinations values of potential characterising the variations of uplift at the root and at the bottom edge of sheet-pilings No. II and III. were determined. Theses f gures in general remained 10—25% below test results. This is explained by the fact that in theoretical calculation it is not possible to take into account the effect of the block pavement laid on a filtering layer. For a check in one of the variants the theoretical method was applied with the assumption that the block pavement was a continous blanket. In this case the theoretical figures surpassed likewise by about 10—25%, the test results The arithmetical mean of the theoretical figures obtained on basis of the two suppositions (once without and another time with downstream blanket) was in very good conformity with test results, whilst in the case in which the block pavement on a filtering layer was dispensed with (Fig. 9) in the test as well, the difference between the theory and test results did not exceed 3%.

Concluding, it is to be mentioned that proposals on basis of the test results, according to the estimate of the Hydrographic and Research Department of the National Water Resources Board, offer the possibility of saving 600—800 000 forints. This fact again confirms the general opinion that as a rule, a multiple of the cost of small model experiments in hydraulic construct on is saved.

II. EXPERIMENTS ON LOWERING GROUND WATER

Upon orde: of one of the planning authorities, ground-water lowering tests were carried out on a model built to scale 1 : 50 by the Hydraulic Laboratory of the Department No. I for Hydraulic Construction.

The aforementioned authority, did not indicate the variants to be examined, but stipulated the conditions of the various tests for each case in the course of the tests, through their supervising representative. Thus 11 tests were indicated which in the records of the laboratory, were listed No. XX/1—XX/11. As the purpose of the tests was to determine the effect of sheet-piles on the depression surface, it appeared desirable in certain cases, in addition to studying the mutual behaviour of wells and sheet-piles, to carry out observations in connection with other drawdown operations besides those called for by the Board. These tests proposed by the Professor in charge of the Department, and approved by the Board, three in number, numbered XX/12, XX/13, XX/14.

The general test setup is represented on Figs. 10, 11 and 11/*a*.

On the upper front side of 0,60 m height of the tank of 3,02 m length, 1,26 m height, and 0,291 m width, built up of sheet steel reinforced by angles, glass windows were set in permitting visual observation. The tests extended to the middle section of the tank of 2,02 m.

In the first arrangement the tank was filled 66 cm high up to the horizontal partition line with gravel of 5—6 mm grain size. On top of this was placed fine bronze wire gauze mounted on a wooden frame in a manner, that at distances of 50 cm from both ends, this wire gauze extended up to top level of the tank. The space bounded by the wire gauze was filled not with natural material, but with test sand mixed according to the prescribed grain size curve and was

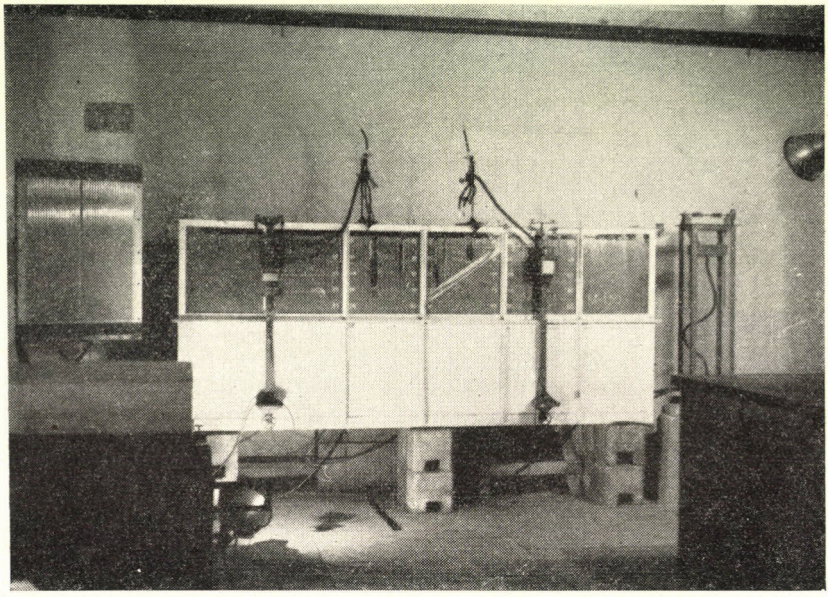


Fig. 10.

compacted to the prescribed void ratio. The section of 50 cm length between the wire gauze and the end of the tank was also filled with gravel. Water supply took place through 3 sprays arranged on the bottom of the tank. Experience with this arrangement was not favourable, as the layer of sand below the wells being too thin, water was not fed according to natural conditions by lateral seepage, but by flow from below. After discussions with the Board, the whole equipment was modified. To each of the two terminal sides of the tank a wire gauze frame of 12 cm width, projecting 70 cm downwards, was fitted. On the bottom of the tank an *U*-pipe of 2,5 inches diameter was placed, the two vertical ends of which, traversing the wire gauze projected into the chamber filled with gravel of 5—6 mm grain size separated from the basin. The whole tank

was filled with sand of a homogeneous grade, possessing a pore volume corresponding to reality. The tank was filled up through the 3 original water sprays arranged proportinally. The aim was to squecze out air trapped in the sand, by feeding water into the tank uniformly and slowly from below. After the tank

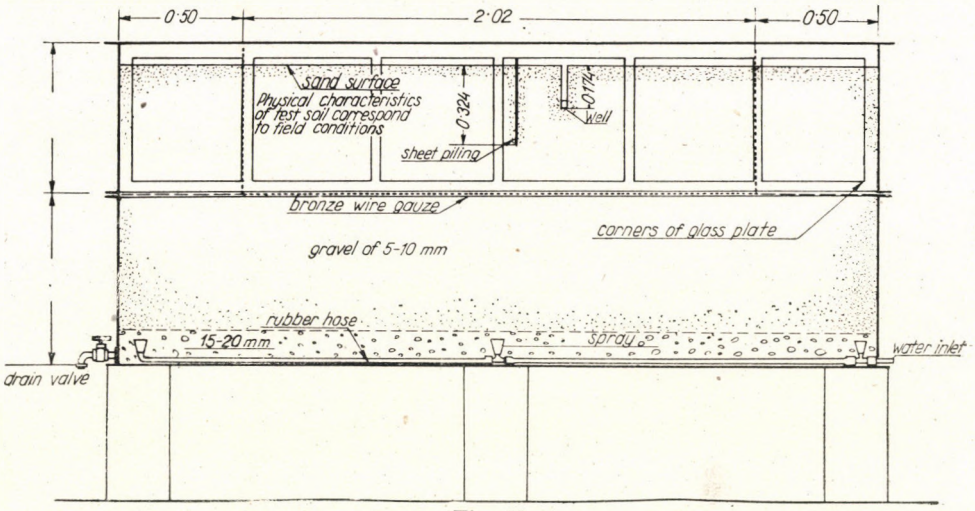


Fig. 11

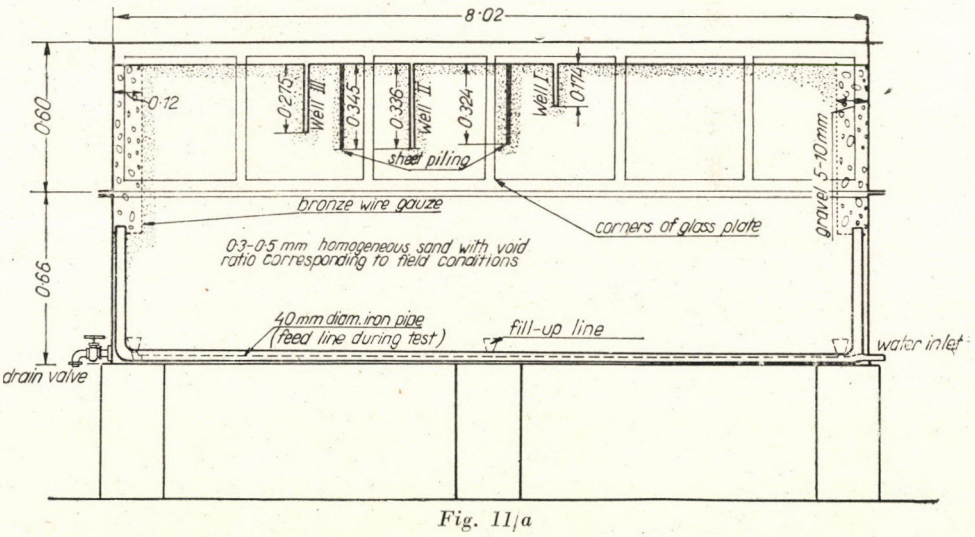


Fig. 11/a

had been filled completely the hose of the pipe of the constant-head vessel was changed over to the *U*-pipe, through which during the test water was fed. With this arrangement, the aim was achieved that the *U*-pipe projecting into the bottom part of the gravel layer assured uniform lateral water feed to the ground-water lowering wells, corresponding to natural conditions. This arrangement ensured the same water-level in the layer of gravel on both ends of the tank.

The test section was filled to the fixed elevation of 85,70 m above sea level corresponding to ground level, with sand of 0,2 to 0,5 mm, grain size as specified. The soil was compacted to approach fairly the average void ratio of 0,385 observed in the field. On the right-hand side of the test tank (Fig, 12, Picture No. 12/*a*) stood the constant-head vessel, fed from the municipal supply. This glass-walled vessel is fitted with an overflow box with a weir accurately adjus-

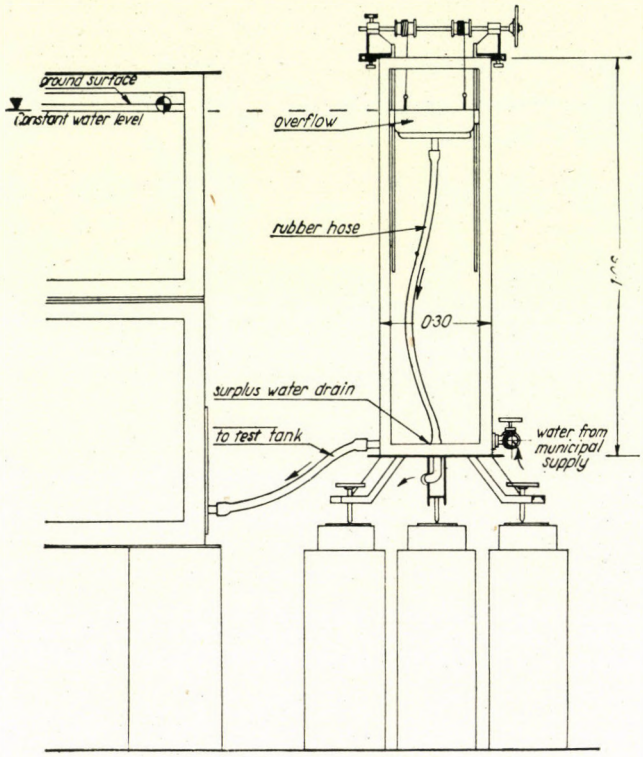


Fig. 12.

table by means of a regulating screw, over which the excess water was discharged. During the test the weir of the overflow box was adjusted in a manner, to keep the water-level constantly, at 85,20 m above sea level This permanent water-level was communicated to the tank by a rubber hose.

The wells serving for lowering ground water-level, were arranged in groups of three (Fig. 13, Picture No. 13/*a*) viz. in each group one well in the longitudinal plane of symmetry of the tank, one well along the glass-wall, and one along the rear wall of the tank. The suction pipes of the three-well groups were interconnected by a common multiple, from which a vent cock and a siphon leading to the constant-head weir were branched off. The weirs stabilize the water-level in the various suction wells. This arrangement consisted of smaller regulating vessels, each of which was fitted with weir and a glasswall in front, mounted on a

guide rail, fixed to the border of the tank. The guide rail was mounted on the border of the tank with an adjusting screw, by means of which it could be set vertical on the sidewall of the tank. By means of the screw at the end of the guide rail, and thrusting against the side walls of the tank, the guide rail could be set vertical in a plane perpendicular to the tank. The overflow weir of the small constant-head vessel was displaceable along the guide by means of fixing screws ; three adjusting screws were provided to set the weir horizontal. The

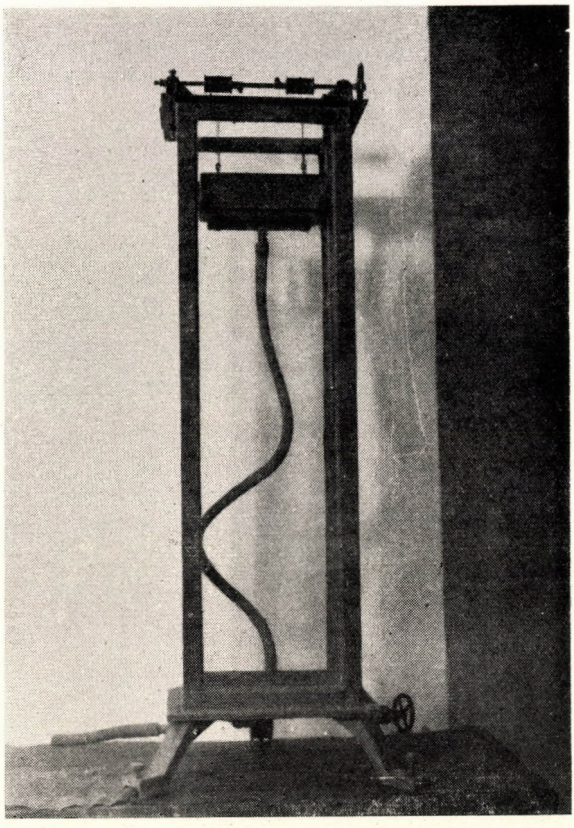


Fig. 12/a

water discharged through the outlet of the overflow vessel could be passed into a gauging vessel, or be discharged into the gutter of the laboratory. The suction wells were lined with wire gauze in a way, that a coarser wire gauze was wrapped in a bronze cloth with finer mesh than grain size, thereby preventing any entrance of sand, without however, influencing seepage. The bottom of the lining terminated in a metal thimble for supporting the glass pipes of the wells by means of small vertical plates fixed in the latter, thrusting against the bottom of the glass pipe. On the top a similar arrangement was provided for reinforcing the wire gauze and for supporting the glass pipes. The wells alongside the glass

wall had their wire gauze mantle cut up lengthwise. Between the two wire-gauzes a thin soft sheet of rubber was placed, pressed against the glass wall of the tank. This arrangement prevented sand from getting into the suction

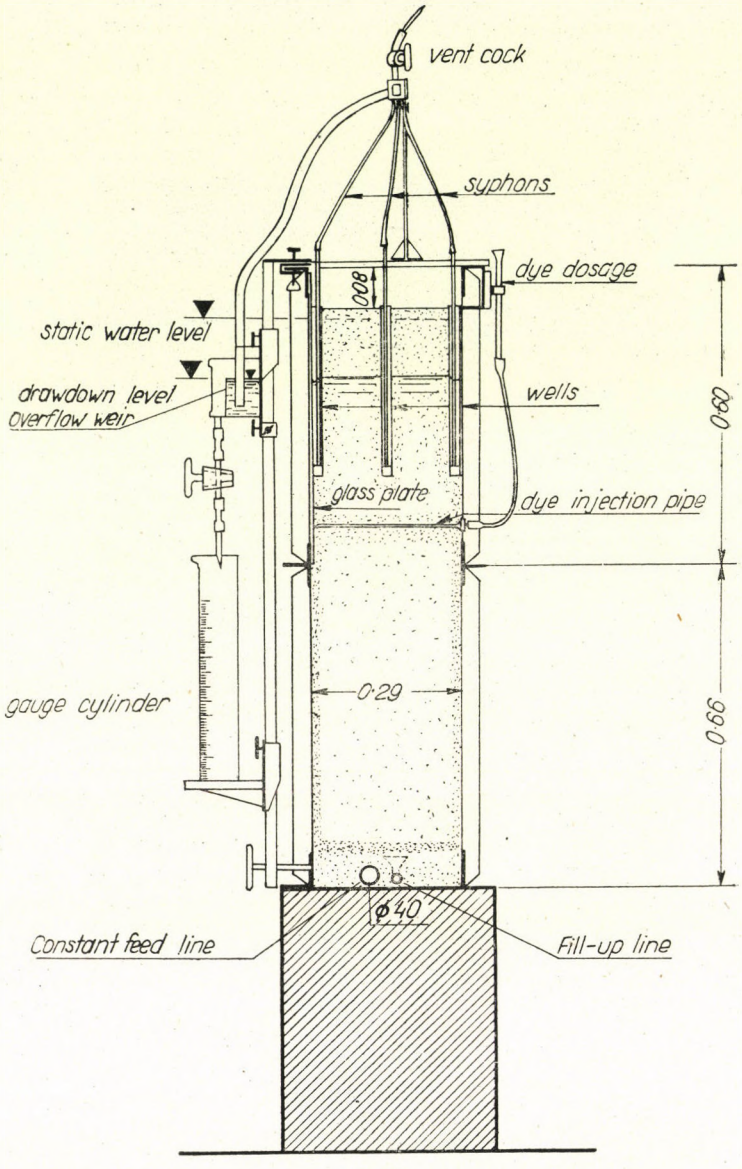


Fig. 13.

well, whilst on the other hand, it allowed the water-level in the well to be watched through the glass.

The curve of depression was observed by means of small observing wells of alumin um, bent in semi-circle, open at the top, pointed be ow, perforated and

covered on the outside with fine bronze wire gauze. The small wells were made with a diameter of 10 mm and in length fitting the curve of depression. After having placed tha small wells close alongside the glass, the curve of depression was determined on basis of the water-level observed in them. In order to facilitate readings, a strip of millimetre scale paper was glued on the glass alongside the wells, with the heavy line of the scale adjusted into a horizontal plane by means

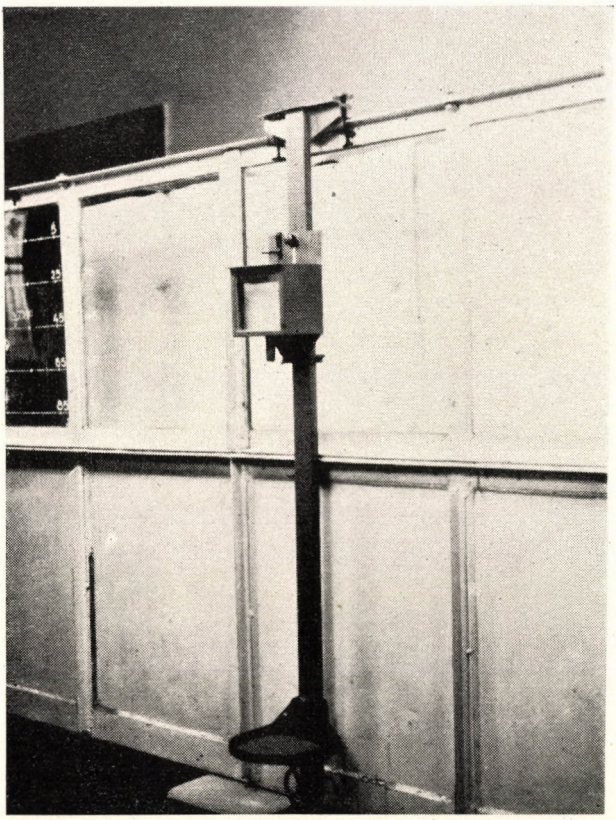


Fig. 13/a

of a levelling instrument. This datum line was the level of 85,20 m above the sea level of the prototype of the model, kept constant by means of the constant-head device during the tests, from which the drawdown was measured. As index of reading, the tangent drawn to the lowest point of the meniscus formed in the observation well was taken. Readings were taken, as a rule, every hour, until they did not vary any longer and the depression curve had become steady; and the figures of the last reading were plotted on the graph of results, annexed. Eleven water-level gauging wells of this kind were built in.

In order to render the streamlines converging towards the wells visible horizontal pipes were led to the glass wall at suitable points of the grid of holes

drilled in the rear of the tank, on their projecting ends were mounted pipes for injecting the colouring substance. The dye was chosen to keep the coloured streamline steady to be photographed. According to preliminary experiments, the most suitable dye for this purpose is vivid red eosine, which the above conditions also satisfies the requirement of being washable from the soil rapidly, without leaving a trace. The points of injection of the dye were chosen to prevent any confusion of the individual streamlines, and to cause the streamlines starting from them to give conspicous information regarding the effect on the flow of the sheet-piles or of other suction wells.

Test runs. Two suction wells were observed in different operative combinations ; well No. I. the bottom of which was at 77,00 m above s. l. and well No. II. the bottom of which was at 69,00 m above s. l. The two wells were at of 29,90 m from each other.

From test No. XX/3. onward there was a sheet-piling between the two wells at a distance of 9,80 m to the left of well No. I. s. l. the edge of which penetrated to a depth of 69,50 m above s. l.

In tests No. XX/13 and XX/14, there was also a second sheet-piling at a distance of 14,70 m to the left of well No. II ; the edge of this sheet-piling penetrated to a level of 68,50 m above the s. l.

In order to locate the relative positions of the suction wells, sheet-piles and of the observation wells the vertical projection of the sheet-piling between the two suction wells was chosen for point of reference (± 0) ; suction well No. I. was 8,80 m to the right, whilst suction well No. II was at 20,30 m from the $\pm$ 0 point. The locations of the observation wells were the following :

Distance in metres left of $\pm$ 0	Distance in metres right of $\pm$ 0
Observation well No. 1 = 68,30	Observation well No. 7 = 2,30
« « No. 2 = 59,60	« « No. 8 = 16,60
« « No. 3 = 46,80	« « No. 9 = 26,30
« « No. 4 = 31,00	« « No. 10 = 37,40
« « No. 5 = 11,20	« « No. 11 = 52,20
« « No. 6 = 0,98	

At 73,20 m to the left, and at 63,95 m to the right of the $\pm$ 0 point was the border of the gravel layer feeding the ground-water ; the ground-water table was permanently kept at 85,20 m above the s. l.

Undoubtedly, this does not cover conditions in the field entirely, because the drawdown effect of the well undoubtedly extends to a greater distance ; as, however, the purpose of the tests was not to determine the absolute depression

curve, but the modifying effect of sheet-piles, this discrepancy is not a serious source of error. Nevertheless, if necessary, the effect of this can be checked by a control test.

Tests No. XX/1 and XX/2 may be considered preliminary. They showed that the streamline tending towards well No. I may be traced conspicuously but they also showed that the streamlines started from the point of the permanent ground-water table did not trace a depression curve corresponding to reality, but owing to capillary effect, were substantially deflected from it. Accordingly making streamlines conspicuous by colouring was not sufficient, but it was also, necessary to provide observation wells. For this reason, from test No. XX/3 onward, 11 rows of observation wells were also built in.

In test No. XX/3, sheet-piling *No.* 1 had also been provided, and this test had to establish the depression curve of suction well No. 1 affected on the left by a sheet-piling, whilst test No. XX/4 was to determine the depression curve affected by a sheet-piling on the right of suction well No. II.

Teste XX/5, XX/6 and XX/7, as well as tests Nos. XX/8, XX/9 and XX/10 gave information regarding the reciprocal effect of the two wells, viz. at differ nt drawdowns and influenced by the sheet-piles between them. In order to work out this problem more accurately tests Nos. XX/11 and XX/12 were carried out.

Finally, the purpose of test No. XX/13 and XX/14 was to determine how the depression curve of well (No. II) drawn on between two sheet-piling behaves between the sheet-pilings and beyond them.

Execution of tests

After the soil had been placed into the tank with the prescribed porosity ratio, water was allowed to pass first into the pipe of the distributing sprays through a pipe joining the right side of the tank, and connected with the constant head vessel. The tank having been filled slowly from below through this pipe up to the desired level of 85,20 m above the s. l., the waterlevel control pipe was changed over to the *U*-pipe, through which the water was fed during the test. Thereby the air was completely expulsed from the soil during filling, whilst through the new pipe it was possible to ensure the lateral feed of water through the layer of gravel uniformly and continuously during the test.

Some of the observation holes in the rear wall of the tank were connected to the piezometer tubes of the pressure gauging board, because this showed whether any air bubbles remained in the soil, whilst on the other hand, after putting the suction wells to work it showed at what time the steady condition of flow had set in. When this had been attained injection of dye was started. At the same time reading of the water level observation wells was also begun, and was continued until the level of the wells became permanent. This condition set in 5—7 hours after starting drawdown by suction. During this time streamlines also assumed a definite shape.

The streamlines were copied on tracing paper placed on the glass plate, and pictures were also taken. On these photographs paper strips glued along the depression curve also show the drawdown curve.

At each test the effluent of the well was measured at least on two occasions by conduct ng it over the weir stabilizing the drawdown level, into a measuring vessel ; the time required for filling the vessel of 2,000 m^3 capacity was measured. The temperature of the water entering the layer of gravel was also measured to determine whether during the test any such change of temperature occured that would affe t the viscosity of the water to an appreciable extent.

Working up test results

The stre mline pictures drawn on tracing paper in the original size of the model and checked by photographs (Pictures. 14 to 17) as well as the depression curve were shown were on a drawing to scale 1 : 5 relative to the model, i. e. to a scale of 1 : 250 relatively to the prototype (annexes Nos. 1 to 19). On these draw ngs the vertical reinforcing laths of the test tank have been ommitted, i. e. the characteristic curves were plotted in a continuous line completed with the stretches covered by the laths, viz. the drawdown (depression) curve by dotted line on coloured ground and the streamlines by light full lines. The suction wells were marked with Roman numerals, the water level observation wells with Arabic numerals inscribed into circles. The figures beside the discs signify ground level, or the level of the well bottom above the s. l. respectively. Depth found in the observations wells below the ground water table (fixed at 85,20 m above the sea-level) are indicated by negative sign. The figures written beside the small circles indicating the starting point of the streamlines show the serial number of the holes on the rear face of the tank, through which the dye was injected. From the time indicated on the streamlines conclusions may be drawn to the velocity of seepage.

The horizontal scale below the steel frame allows the distances to be read.

The results of observations regarding the depression curve are shown in the tabulated summary. The heavy borderline between two columns indicates that there is a sheet-piling between two adjacent wells, which causes a break — or more correctly a step — in the depression curve.

Assessment of test results

The purpose of the tests was to ascertain the modifying effect of sheet-piles on the depression curve. If the problem is only what effect is exercised on the depression curve of a single well by a sheet-piling located on one side of it, it may be stated that along the section between the well and the sheet-piles this effect consists in the flattening of the depression curve, i. e. its declining to a slightly greater depth than the curve on the free side of the well.

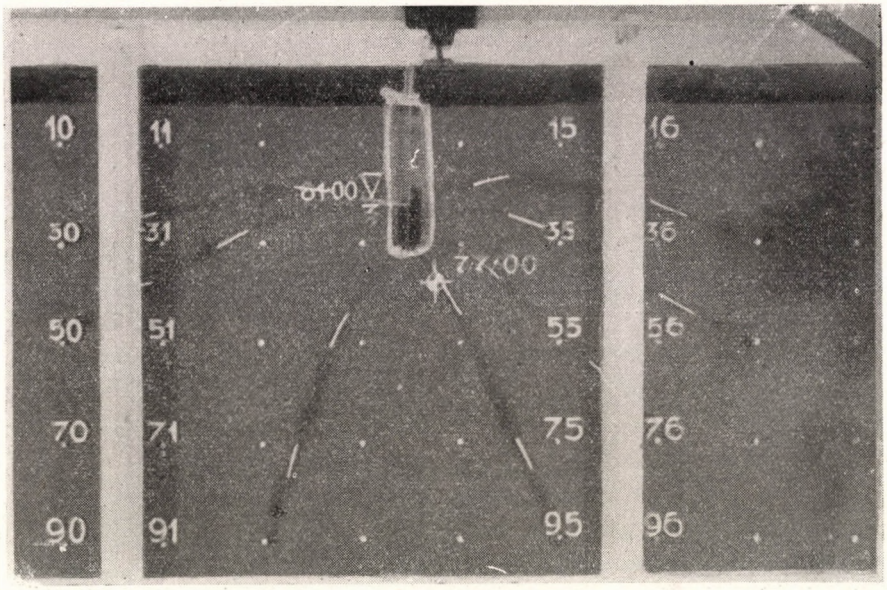

10
11
15
16
01·00
30
31
35
36
77·00
50
51
55
56
70
71
75
76
90
91
95
96

Fig 14

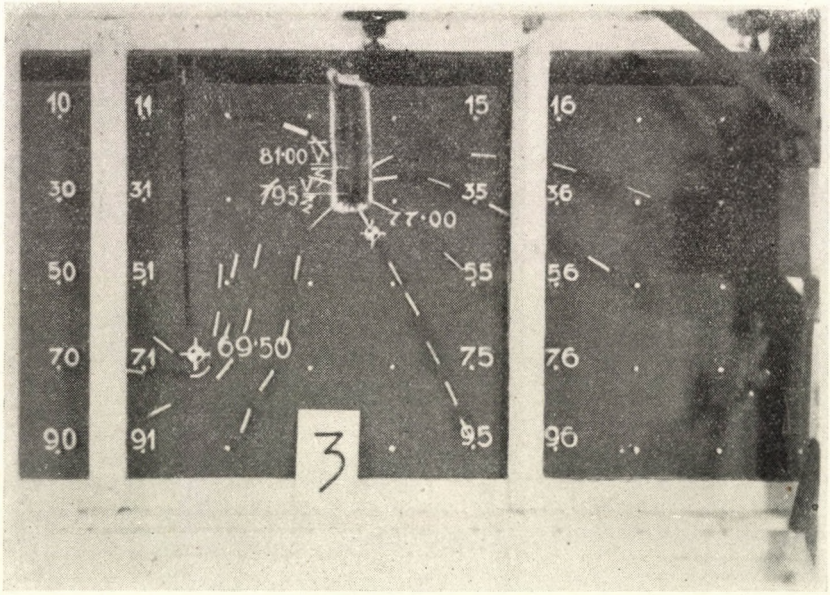

10
11
15
16
81·00
79·5
30
31
35
36
77·00
50
51
55
56
70
71
69·50
75
76
90
91
3
95
96

Fig. 15

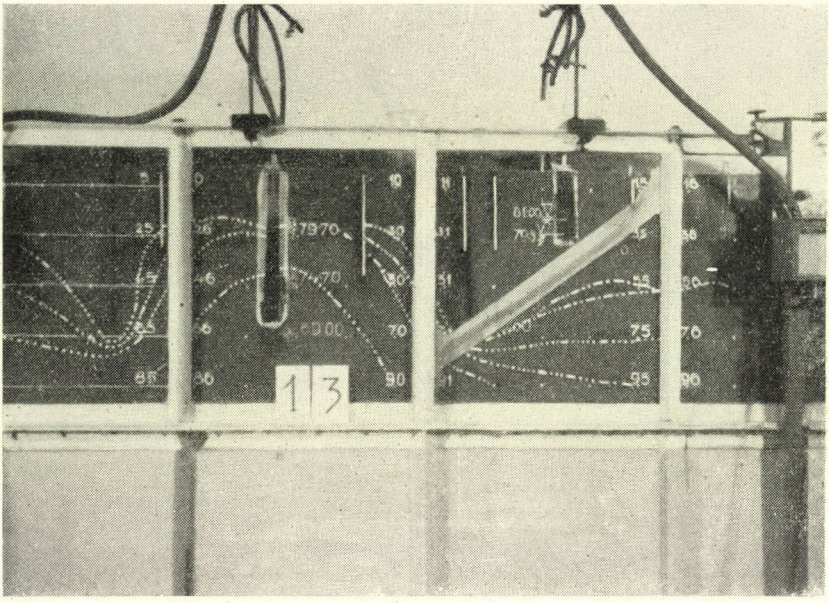


Fig. 16

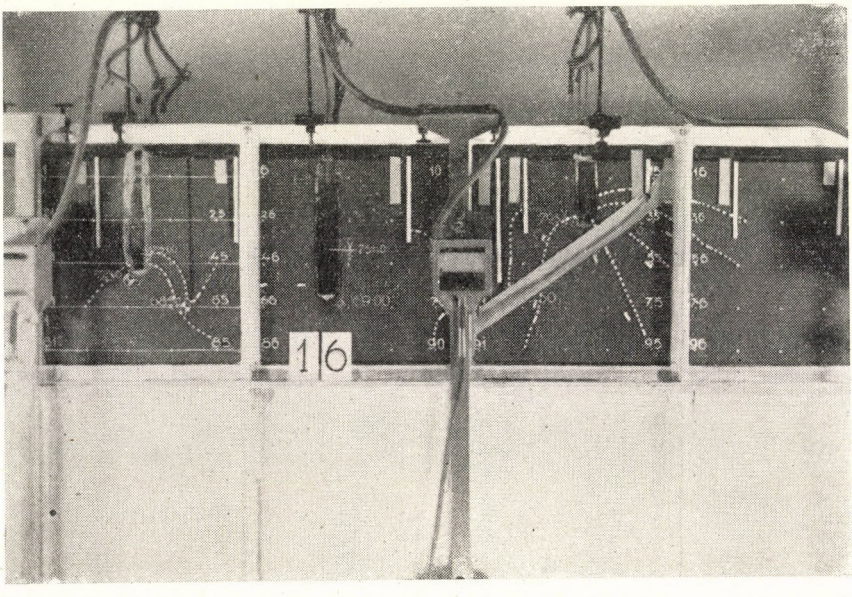


Fig. 17

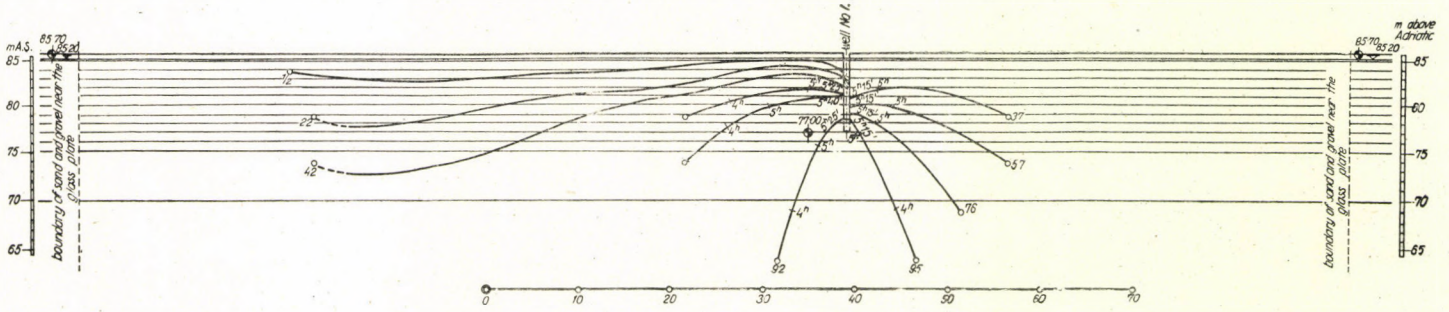
As against this beyond the sheet-piles the drawndow effect of the well is substantially weaker, the sheet-piling exercises a backing-up effect on the flow towards the well, as a result whereof an appreciable drop of water level presents itself on the two sides of the sheet-piles. The streamlines essentially behave like in the case of seepage under the influence of a drop of head due to a sheet-piling, with the difference that here the water surfaces before and behind the sheet-piles are not horizontal but curved, and that in transverse direction the motion diagram is not uniform, as owing to suction in one central point the flow here is not a plane motion.

Table No. 2, in which tests No. XX/13 and XX/14 are compared, shows that the drop formed at the sheet-piles is the higher, the greater the drawdown and the nearer the sheet-piling is to the well. For a double drawdown, a double drop is formed near the left-hand sheet-piling, and a nearly double one near the right one. In the case of both tests the drop was produced near the sheet-piling closer to the suction well, and it was substantially greater. The increase of drop with the amount of drawdown is also confirmed by comparison of tests No. XX/3 and XX/4 although here the increase is not great by far, but in this comparison the relationship with the distance between well and sheet-piling only renders the former statement more probable, as in case of test No. XX/4, only a drop of 3,40 m was observed for a drawdown of 11,70 m and for a distance of 20,30 m, against the drop of 2,30 m observed for a drawdown of 5,70 m and a distance of 9,60 m in the case of test No. XX/3. The nearly double distance has reduced the nearly double drop expected.

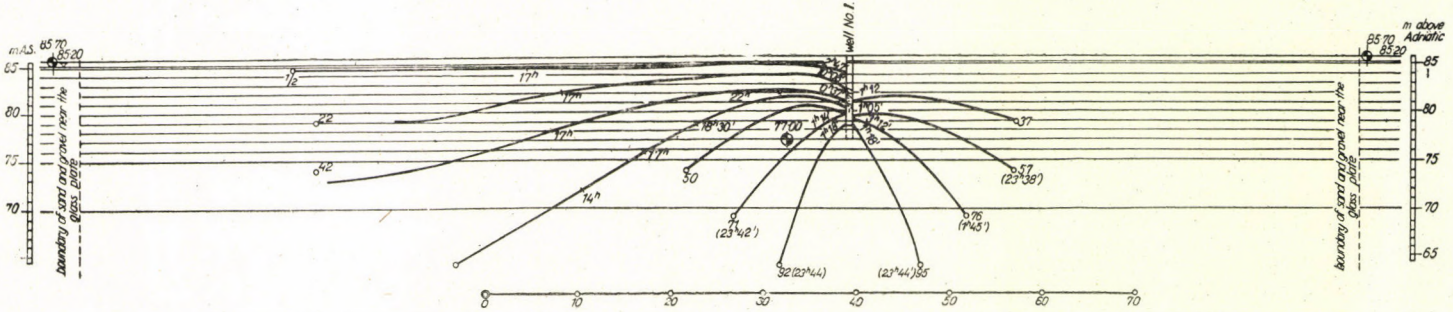
In the case of two wells the drop of course diminishes the more the greater the drawdown due to the second well, as shown in Tables No. 3, 4 and 5, in which tests are compared, where in one of the wells the drawdown is constant, whilst in the other it varies.

Owing to the nature of the phenomenon, the *sign* of the drop may change with the alteration of drawdown, or it may be reduced to 0, that is to say to each value of drawdown of one of the wells corresponds an amount of drawdown of the other well, at which there is no difference of water level on the two sides of the sheet-piles. If the sheet-piling is at the same distance from both wells, this will occur in the case of the same rate of suction ; tests No. XX/10 and XX/11 compared in Table 6 show the example in the case of equal drawdowns, the drop at the sheet-piling locates in the central third of the distance between the wells, is already very slight.

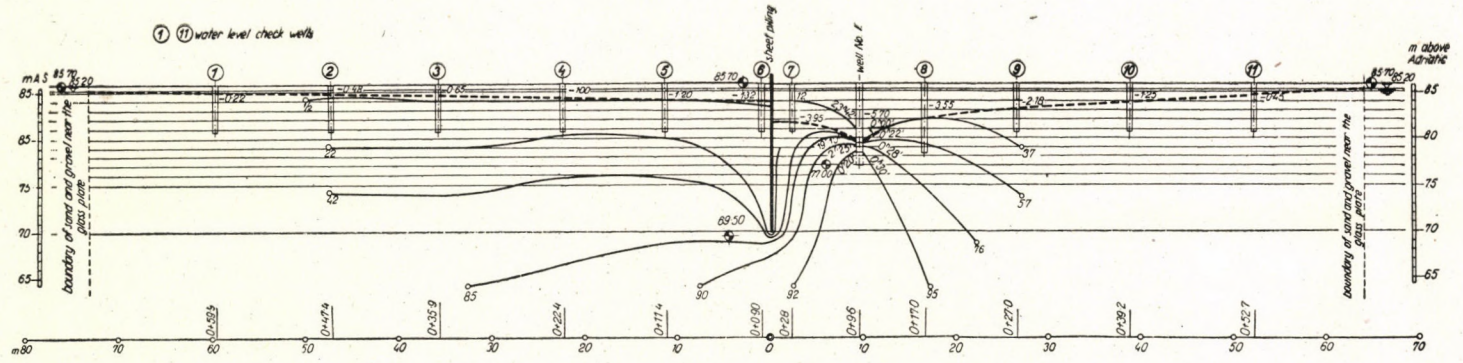
The aim of tests No. 15/*a*, 15/*b* and 15/*c* was to ascertain how the groundwater level behaves, if different drawdowns are produced only in well No. II between the two sheet-pilings. Test No. 16 shows the water level resulting from suction in wells No. I and III located outside of the sheet-piles, in case there is no drawdown in well No. II situated between the sheet-pilings. In the case of tests No. 17 and 18, the purpose was to ascertain the joint effect of all three



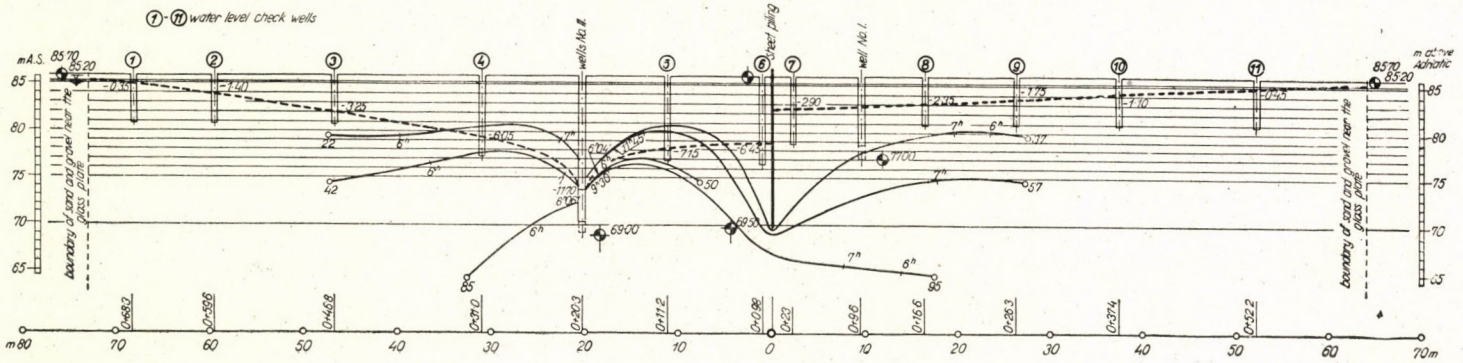
Test № XX/1



Test № XX/2



Test № XX/3



Test № XX/4

wells, and finally in test No. 19 was examined the effect on the depression surface of a single sheet-piling located between two wells. The observation data were summed up in table No. II.

The data of tests No. 15/*a*, 15/*b*, and 15/*c* are the following : distance between sheet-piling No. 1 on the right and sheet-pile No. 2 on the left 35,00 m ; between them at 20,30 m from sheet-piling No. 1 well No. II is located, in which a varying rate of drawdown was produced. The elevation of the bottom edge of sheet-piling No. 1 is 69,50 m above the s. l. whilst that of the bottom edge of sheet-piling No. 2 is 68, 50 m above that sea level.

In well No. II a drawdown of 7,20 m was produced at test No. 15/*a*, a drawdown of 10,20 m at test No 15/*b*, and one of 13,10 m at test No. 15/*c*. The results showed that the effect of the sheet-piles is very substantial ; the water levels observed on the external and internal sides of the sheet-piles presenting appreciable differences. In the order of sequence of increasing drawdowns, the drop at sheet-piling No. I at a greater distance from well No. II was 2,60, 3,28 and 26,5 per cent of drawdown respectively. Near sheet-piling No. 2 more close to the well, the drop shows still higher values : 4,15 (57,7%), 4,90 (48%) and 5,25 (39,7%) m.

In general it may be stated, that the magnitude of the drop due to sheet-piling decreases with the increase of the distance between sheet-piling and well, whilst with the increase of the drawdown the absolute figure of the drop increases, but its relatia value in per centages of drawown rapidly decreases with the increase of the latter.

The shape of the surface of depression is shown in drawing No. XX/15. whilst the observation data are found in the first three lines of Table No. 7,

The result of test No. 16 shows that if a drawdown is produced only in wells situates outside of the sheet-piles, a substantial lowering of the ground-water level will result between the two sheet-pileings, but owing to the influence of the sheet-piles, a substantial drop will present itself at them.

This drop is naturally of opposite sense relative to that presenting itself if well No. II between the two sheet-pilings is made to flow, and therefore conventionally, in the case of a drop where the lowered water level is *relatively higher between the two sheet-pilings* than outside of them, such drop is given a *negative sign* to distinguish it from the case in which the water level between the two sheet-pilings is lower than outside.

In the case of sheet-piling No. 2 nearer to suction well No. III and of greater depth, this drop (—2,98 m) is greater than in case of sheet-piling No. 1 farther from suction well No. 1 and of slightly less depth (—1,25 m).

These drops shows that the ground between the two sheet-pilings received a certain additional water supply from below, which subsequently under the effect of the head at the sheet-piles, percolates to the wells situated outside the sheet-piles, and thus the water table between the sheet-pilings is stabilized in the

TABLE No. 1.

Number of the experiment	Sheet-pile	*Water level observated in vertical*															
		77,20	68,30	59,60	46,80	31,00	20,30	11,20	0,98	0,00	2,30	9,60	16,60	26,30	37,40	52,20	63,95
		L	1	2	3	4	Well II.	5	6		7	Well I.	8	9	10	11	R.
XX/1												81,00					
2												81,00 79,50					
3		0	—0,22	—0,48	—0,65	—1,00	—	—1,20	—1,32		—3,95	—5,70 79,50	—3,55	—2,10	—1,25	—0,45	0
4	6/7	0	—0,85	—0,90	—3,25	—6,05	—11,70 73,50	—7,15	—6,45		—2,90	—	—2,35	—1,75	—1,10	—0,45	0
5	»	0	—0,42	—1,59	—3,30	—6,10	—11,70 73,50	—7,32	—6,43		—4,12	— 4,20 81,00	—3,44	—2,43	—1,50	—0,66	0
6	»	0	—0,38	—1,54	—3,33	—6,12	—11,70 73,50	—7,39	—6,60		—5,00	— 5,70 79,50	—	—2,94	—1,75	—0,70	0
7	»	0	—0,45	—1,43	—2,80	—5,20	— 8,50 76,70	—6,28	—5,70		—4,85	— 5,70 79,50	—	—2,85	—1,85	—0,70	0
8	»	0	—0,00	—0,18	—0,38	—0,65	—	—0,98	—1,10		—3,10	— 4,20 81,00	—2,60	—1,65	—0,98	—0,38	0
9	»	0	—0,45	—1,25	—2,67	—4,75	— 8,00 77,20	—5,80	—5,20		—3,85	— 4,20 81,00	—3,15	—2,28	—1,45	—0,70	0
10	»	0	—0,23	—0,65	—1,53	—2,85	— 4,20 81,00	—3,50	—3,23		—3,45	— 4,20 81,00	—2,98	—2,00	—1,15	—0,45	0
11	»	0	—0,30	—1,00	—2,10	—3,80	— 5,70 79,50	—4,70	—4,35		—4,55	— 5,70 79,40	—3,85	—2,65	—1,60	—0,65	0
12	»	0	—0,43	—1,28	—2,75	—4,95	— 8,00 77,20	—6,00	—5,33		—4,75	— 5,70 79,50	—3,98	—2,80	—1,75	—0,75	0
13	3/4	0	—0,18	—0,52	—0,88	—4,35	— 5,50 79,70	—4,18	—3,70		—1,50	—	—1,22	—0,98	—0,70	—0,20	0
14	and 6/7	0	—0,30	—0,80	—0,95	—7,10	—10,50 74,70	—6,80	—6,00		—2,35	—	—1,85	—1,45	—1,00	—0,35	0

TABLE No. 2.

XX/13	3/4 and 6/7	0	—0,18	—0,52	—0,88	—4,35	— 5,50 79,70	—4,18	—3,70		—1,50	—	—1,22	—0,98	—0,70	—0,20	0
14		0	—0,30	—0,80	—0,95	—7,10	—10,50 74,70	—6,80	—6,00		—2,35	—	—1,85	—1,45	—1,00	—0,35	0

TABLE No. 3.

XX/4	6/7	0	—0,35	—0,90	—3,25	—6,05	—11,70 73,50	7,15—	—6,45		—2,90	—	—2,35	—1,75	—1,10	—0,45	0
5	»	0	—0,42	—1,59	—3,30	—6,10	—11,70 73,50	7,32	—6,43		—4,12	— 4,20 81,00	—3,44	—2,43	—1,50	—0,66	0
6	»	0	—0,38	—1,54	—3,30	—6,12	—11,70 73,50	—7,39	—6,60		—5,00	— 5,70 79,50	—	—2,94	—1,75	—0,70	0

TABLE No. 4.

XX/11	6/7	0	—0,30	—1,00	—2,10	—3,80	— 5,70 79,50	—4,70	—4,35		—4,55	— 5,70 79,50	—3,85	—2,65	—1,60	—0,65	0
12	»	0	—0,43	—1,28	—2,75	—4,95	— 8,00 77,20	—6,00	—5,33		—4,75	— 5,70 79,50	—3,98	—2,80	—1,75	—0,75	0
7	»	0	—0,45	—1,43	—2,80	—5,20	— 8,50 76,70	—6,28	—5,70		—4,85	— 5,70 79,50	—	—2,85	—1,85	—0,70	0
6	»	0	—0,38	—1,54	—3,33	—6,12	—11,70 73,50	—7,39	—6,60		—5,00	— 5,70 79,50	—	—2,94	—1,75	—0,70	0

TABLE No. 5.

XX/8	6/7	0	—0,00	—0,18	—0,38	—0,65	—	—0,98	—1,10		—3,10	— 4,20 81,00	—2,60	—1,65	—0,98	—0,38	0
10	»	0	—0,23	—0,65	—1,53	—2,85	— 4,20 81,00	—3,50	—3,23		—3,45	— 4,20 81,00	—2,98	—2,00	—1,11	—0,45	0
9	»	0	—0,45	—1,25	—2,64	—4,75	— 8,00 77,20	—7,20	—5,20		—3,85	— 4,20 81,00	—3,15	—2,28	—1,45	—0,70	0
5	»	0	—0,42	—1,59	—3,30	—6,10	—11,70 73,50	—7,32	—6,43		—4,12	— 4,20 81,00	—3,44	—2,43	—1,50	—0,66	0

TABLE No. 6.

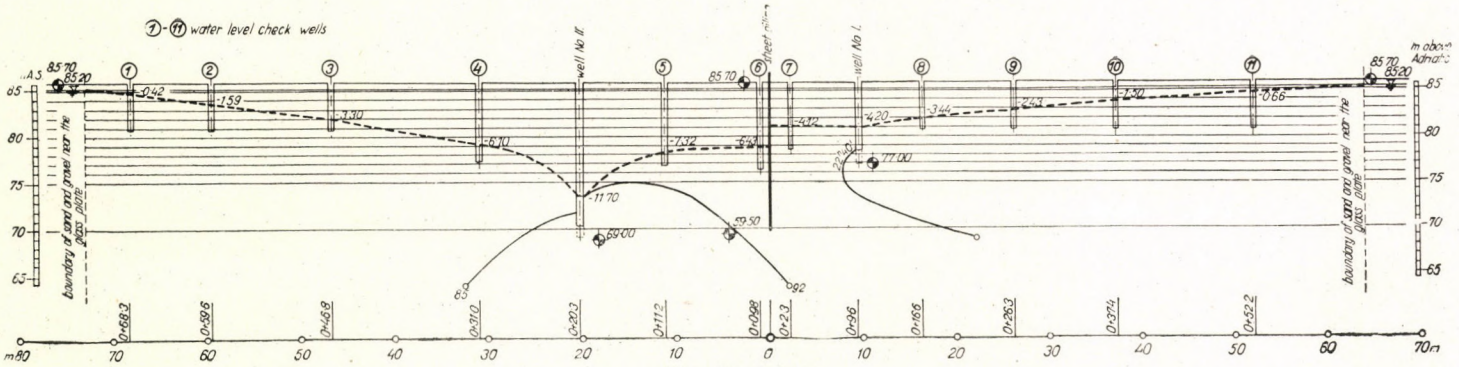
XX/10	6/7	0	—0,23	—0,65	—1,53	—2,85	— 4,20 81,00	—3,50	—3,23		—3,45	— 4,20 81,00	—2,98	—2,00	—1,15	—0,45	0
11	»	0	—0,30	—1,10	—2,10	—3,80	— 5,70 79,50	—4,70	—4,35		—4,55	— 5,70 79,50	—3,85	—2,65	—1,60	—0,65	0

TABLE No. 7.

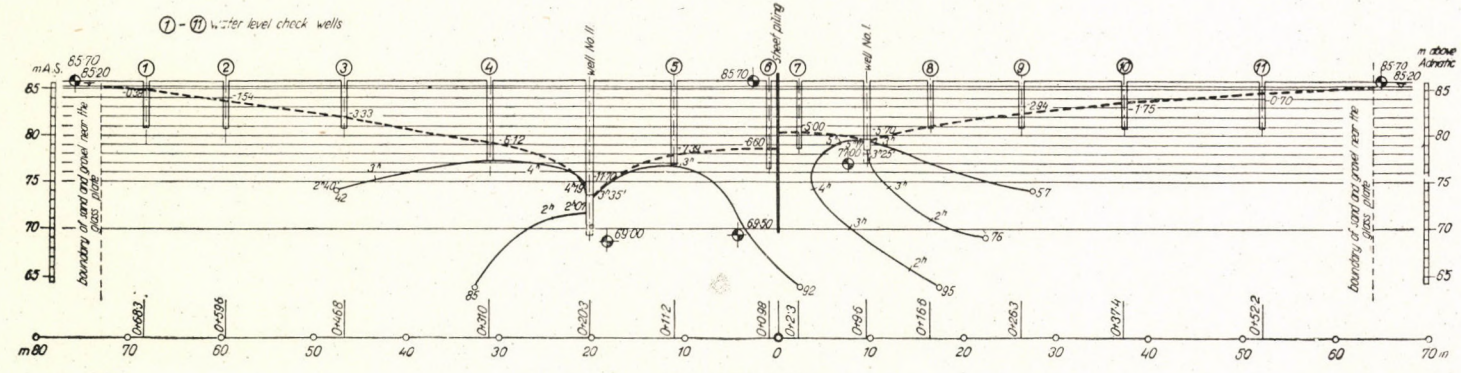
XX/15a	6/7	0	—0,22	—0,60	—1,15	—5,50	— 7,20 78,00	— 5,30	—4,50		—1,85	—	—1,50	—1,20	—0,85	—0,35	0
15/b	and	0	—0,25	—0,75	—1,55	—7,00	—10,20 75,00	—6,85	—5,85		—2,55	—	—2,10	—1,65	—1,15	—0,50	0
15/c	3/4	0	—0,40	—0,90	—1,85	—7,90	—13,20 72,00	—7,70	—6,60		—3,05	—	—2,45	—1,90	—1,35	—0,60	0

TABLE No. 8.

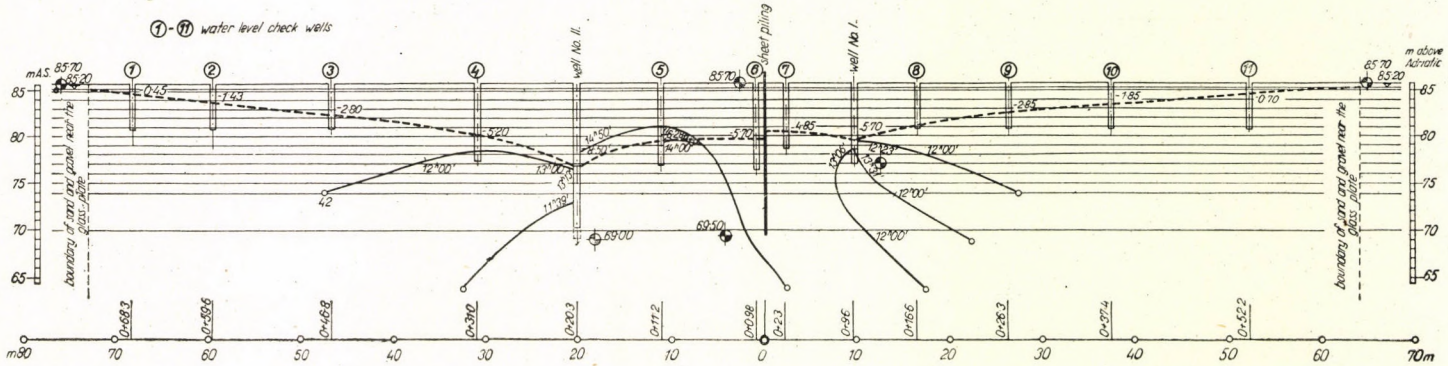
Number of the experiment	Sheet-pile	*Water level observated in vertical*															
		77,20	68,30	59,60	46,80	41,50	31,00	20,30	11,20	0,98	0,00	2,30	9,60	16,60	26,30	37,40	52,20	63,95
		L	1	2	3	Well III	4	Well II	5	6		7	Well I	8	9	10	11	R
XX/16	6/7	0	—1,00	—2,80	—5,90	—10,20	—3,40	—		—3,25	—3,10		—4,20	— 5,70	—	—2,60	—1,70	—0,75
	and					75,00								79,50				
17	3/4	0	—1,00	—2,80	—5,90	—10,20	—7,75	— 9,80		—7,45	—6,55		—4,85	— 5,70	—	—2,90	—2,00	—0,85
						75,00		75,40						79,50				
18	»	0	—1,15	—2,75	—6,00	— 10,20	—7,20	— 8,70		—6,90	—6,20		—4,85	— 5,70	—	—3,00	—1,90	—0,80
	and					75,00		76,50						79,50				
19	6/7	0	—0,85	—2,70	—5,35	—10,20	—5,50	—		—4,40	—4,05		—4,40	— 5,70	—	—2,65	—1,65	—0,65
						75,00								79,50				



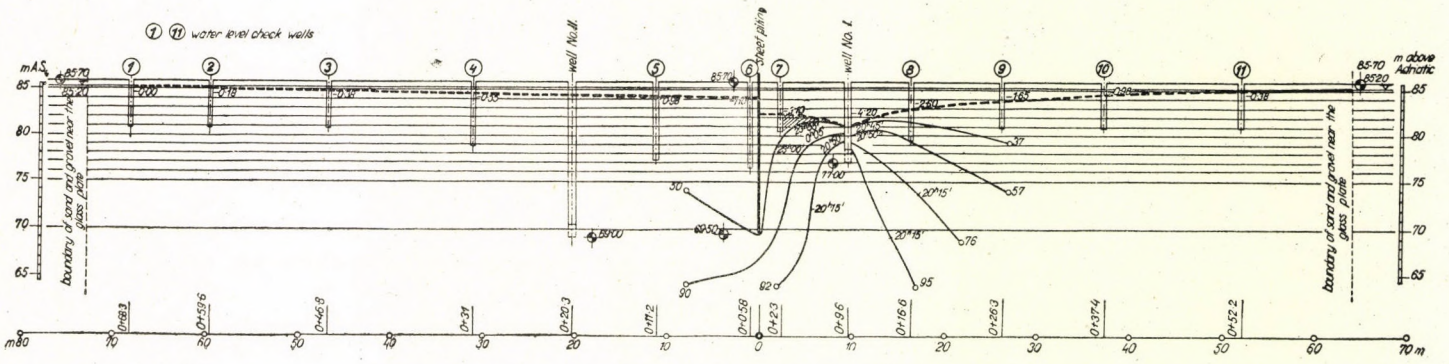
Test № XX/5



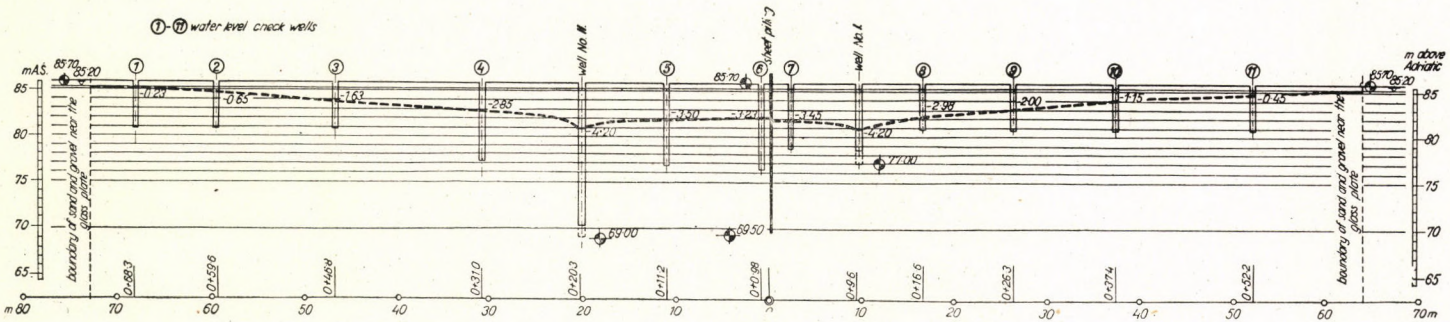
Test № XX/6



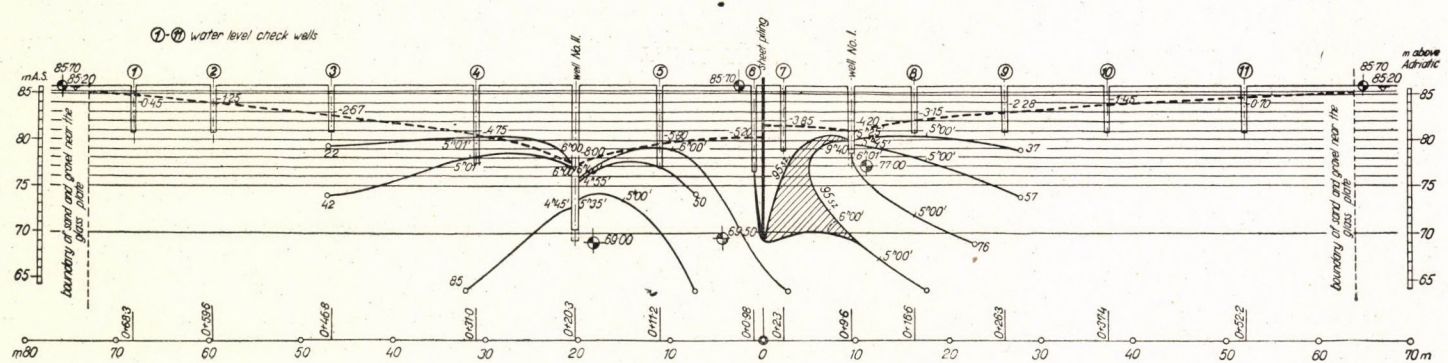
Test № XX/7



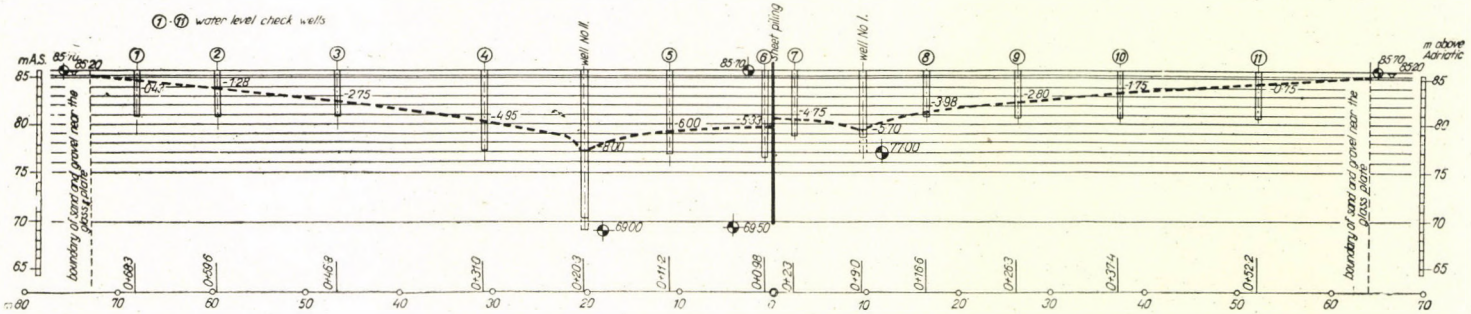
Test № XX/8



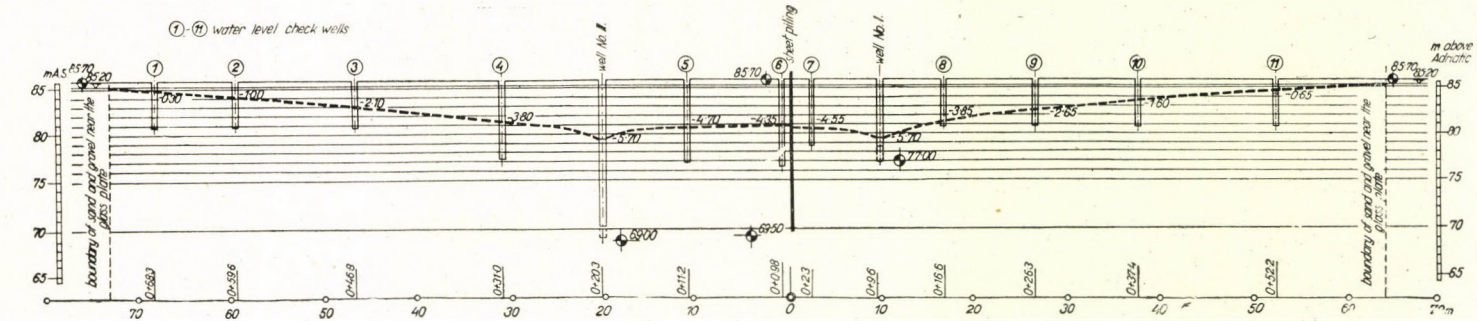
Test № XX/9



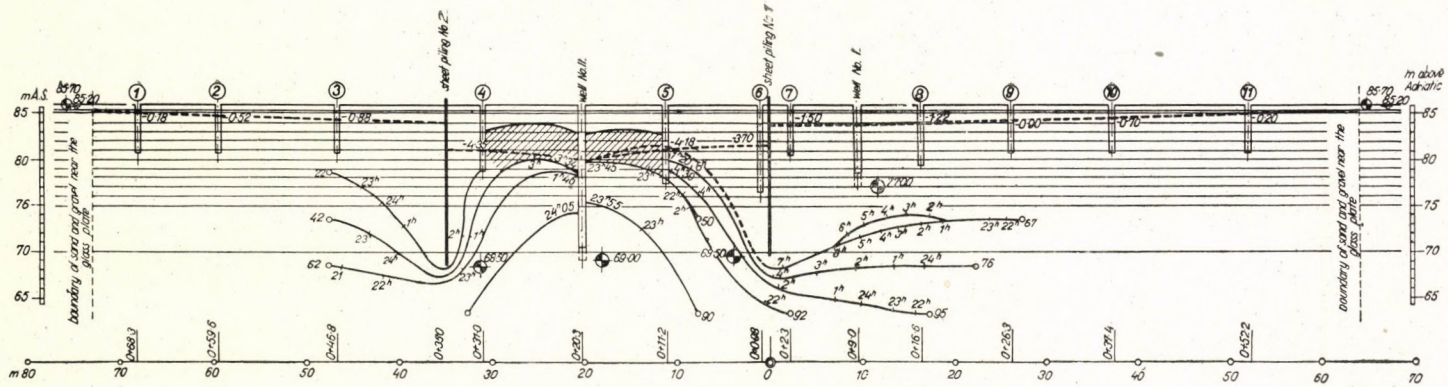
Test № XX/10



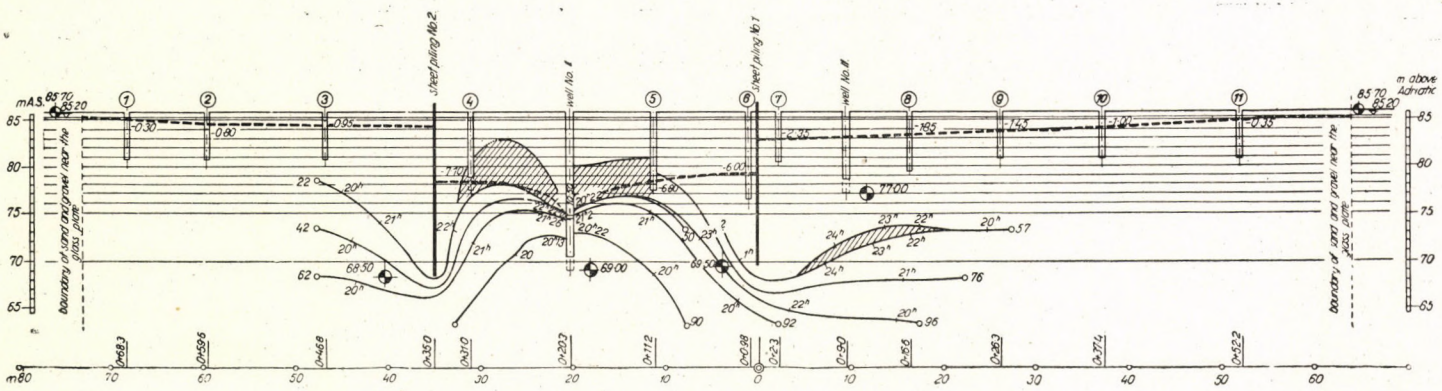
Test № XX/11



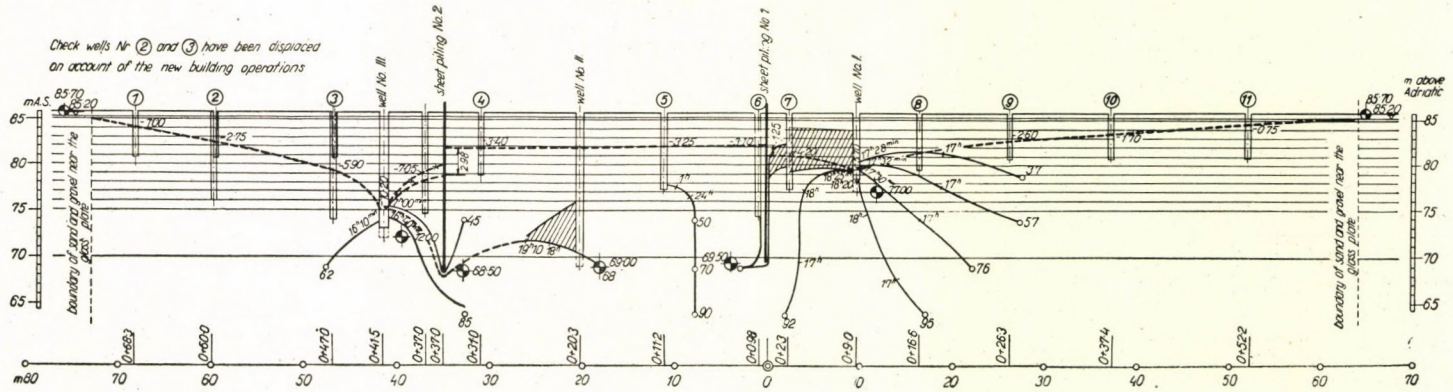
Test № XX/12



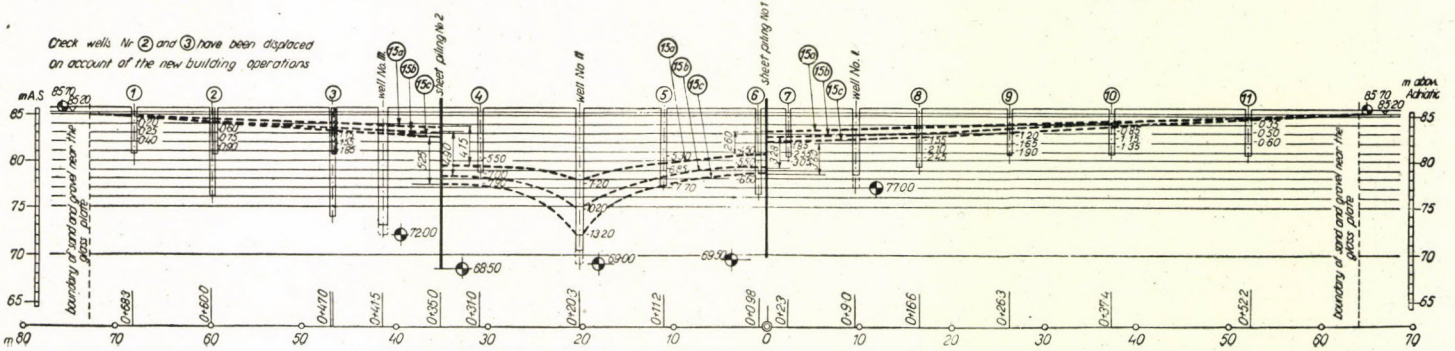
Test № XX/13



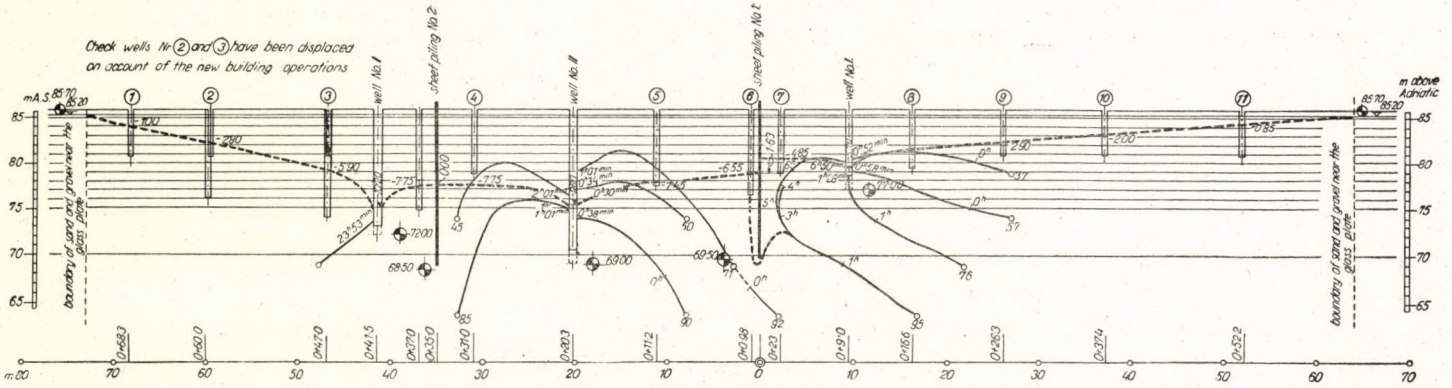
Test № XX/14



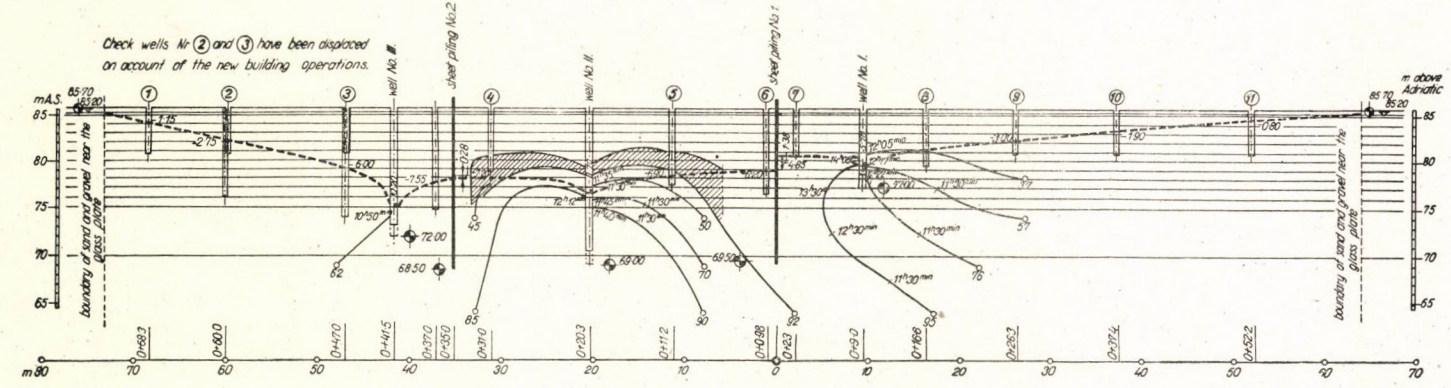
Test № XX/15



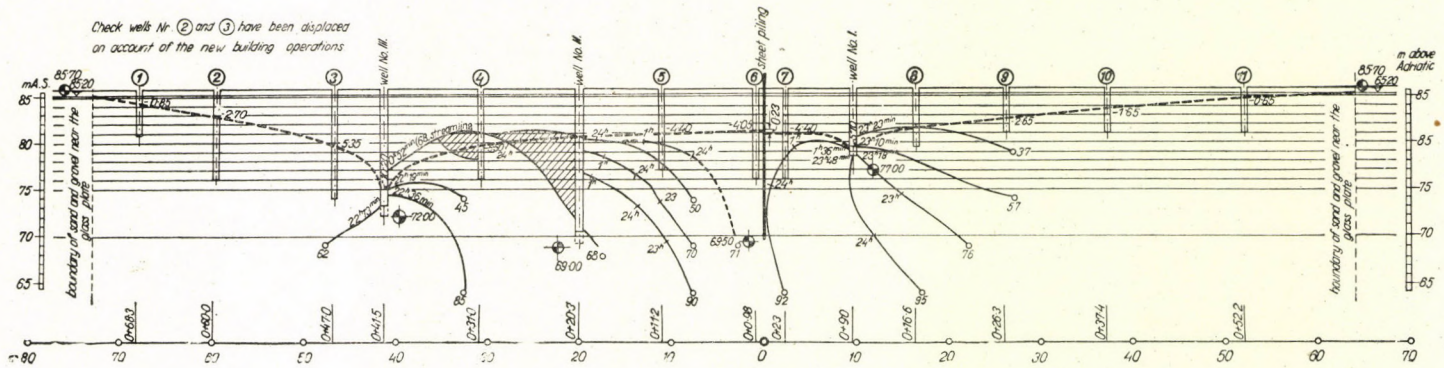
Test №XX/16



Test № XX/17



Test № XX/18


Check wells Nr. 2 and 3 have been displaced
on account of the new building operations
mA.S.
well No. III.
well No. II.
sheet piling
well No. I.
m above Adriatic
boundary of sand and gravel near the glass plate
boundary of sand and gravel near the glass plate

Test № XX/19

way shown in drawing No. XX/16. Information regarding particulars of the flow is given by the coloured streamlines.

Tests No. 17 and 18 give information on to what extent the effect of the lowering of the water table outside the sheet-piles is modified by drawdowns in well No. II within the sheet-pilings. The drawdowns in the outside wells (5,70 m in well No. I and 10,20 m in well No. III) having been unchanged, in well No. II at test No. 17/*a* drawdown of 6,80, and at test No. 18 a drawdown of 8,70 m were produced. *In the first case* the crest of the surface of depression was within the sheet-pilings, between sheet-piling No. 2 and well No. II at an elevation of 77,45 m above the s. l., and between sheet-piling No. 1 and well No. II at 78,85 m above sea level. Near sheet-piling No. 1 a head of + 1,63 m presented itself, whilst on the external and internal sides of sheet-piling No. 2 the water levels were of equal elevation. *In the second case* the water table was near sheet-piling No. 2 at a level of 78,00 m, and near sheet-piling No. 1 at 79,20 m above the s. l. ; near sheet-piling No. 1 a head of + 1,38 m near sheet-piling No. 2 a drop of — 0,28 m presented itself.

If these results are finally compared with those of test No. 16, in which there was no drawdown in well No. II, and under the effect of the external wells only the water level between the two sheet-pilings was lowered near sheet-piling No. 1 to 82,10 m and near sheet-pile No. 2 to 81,80 m above the s. l., it may be established that the effect of the drawdowns of 9,80 m and 8,70 m respectively, produced in well No. II resulted in the vicinity of sheet-piling No. 2, nearer to the well in a lowering of the ground-water table by 3,35 m and 3,00 m, respectively and near sheet-piling No. 1 farther from the well in a lowering of head by 3,45 m and 3,10 m respectively.

Upon the effect of the external wells conclusions may be drawn from comparison of tests Nos. 15 and 17. Although in these tests the drawdowns in well No. II. between the sheet-pilings were not entirely the same (in test No. 15 the drawdown was 10,20 m and in test No. 17 it was 9,80 m), the difference amounts to 0,4 m or to only about 4% of the drawdown not important enough to justify refraining from comparison. According to results of test No. 15, in case no wells were operating outside the sheet-piles, a drawdown of 5,85 m presented itself at the inner side of sheet-piling No. 2 ; whilst when the external wells were operating, the drawdowns at the same points were 6,55 m and 7,75 m, respectively. Lowering the water table by 6,55—5,85 m = 0,70 m and 7,75—7,00 = 0,75 m more respectively, was obtainable at the expenditure of a drawdown of 5,70 m in well No. I and of 10,20 m in well No. II..

The comparison of variants No. 16 and 19 shows the effect of sheet-piling No. 2 on the section between the two sheet-pilings.

*

The author is indebted to his colleague Hugo Lampl, who in connection with test No. II. on behalf of the Board promoted the success of the experiments. At the same time he has to acknowledge the conscientious and accurate work of Associate Professors Pal Salamin and Károly Bozóky-Szeszich, of Assistents István Czinkoczky and László Szabó, Demonstrators László Muszkalay and Zoltán Szigyártó and of Laboratory Engineer György Bolcsek, but he is particularly indebted to Demonstrator József Langmar, who in addition to his perseverance in day and night work assembled the test setup, and designed numerous instruments of observation with laudable inventivity.

REFERENCES

1. Н. Н. Павловский: Теория движения грунтовых вод под гидротехническими сооружениями, Петербург, 1922 г.

2. *Forchheimer:* Hydraulik, 1924.

N. N. Pavlovsky: Engineering News Record. Vol. 112 (1934.) p. 765.

3. *A. N. Khosla:* Punjab Engineering Congress, 1930. Paper Nr. 138 & 142.

4. *W. Weaver:* Uplift Pressure on Dams.-Journal of Mathematics and Physics, 1932. P. 114.

5. *E. Mc. Taylor & Harbans Lal Uppal:* An investigation of the pressures on works on sand foundations.-Punjab Irrigation Research Institute. 1937.

6. *E. W. Lane:* Security from seepage under masonry dams on earth foundations. Proc. Amer. Soc. Civil Eng. 60 (1934.) 929.

7. *N. K. Bose:* Design of Weirs on Sand Foundations.—Punjab, Central Board of Irrigation, Publication Nr. 12., 1937.

8. В. И. Аравин: Приток грунтовых вод к водосборам.—Известия Книг.— Ленинград, 1936.

9. *Sikó Attila:* Altalajvíz áramlás szádfal körül. — Seepage of subsoil water under sheet-piles. — Budapest, Vízügyi Közlemények — Hydraulic Proceedings, 1949. XXXI. évf. 3—4. sz.

10. *Németh Endre:* Gátalatti szivárgás kísérleti úton való vizsgálata — Test on water seepage under dams. — Budapest, Magyar Közlekedés, Mély- és Vízépítés — Communication and Civil Engineering in Hungary, 1950. 8. sz.

SUMMARY

Hydraulic construction on granular soil and draining in foundation construction cause seepage of water under the effect of the drop of head produced. The article deals with experimental determination of the uplift force of seepage and of the velocity observable at its outlet.

Two model tests were carried out; the object of the first was the most economical arrangement of a larger dam relative to the number, location and depth of sheet-piles used. The resulting saving amounted to 30 times the costs of the model test. Results are in fair agreement with those obtained by calculation by Khosla's approximate method. The difference amounted to 2—4%.

The second test investigated the effect of sheet-piles on the surface of drawdown produced by wells lowering the water table in foundation construction. The results led to the formulation some general principles, but the tests have yet to be continued.

ОПЫТЫ ПО ПОСЛЕДОВАНИЮ ПРОСАЧИВАЮЩИХСЯ ДВИЖ ЕНИЙ

Е. Немет

Резюме

При гидротехнических сооружениях, построенных на зернистых грунтах, а также и при обезвоживании строительных рабочих мест, получается разница в уровне воды (водяные лестницы,) вследствие чего в грунте возникает просачивающееся движение воды. Настоящая статья занимается экспериментальным определением противодавления, возникающего вследствие движения просачивания и определением выходной скорости.

С первым экспериментальным опытом (из двух опытов над моделями) предстояло решить наиболее экономически выгодное решение числа, места размещенияиние и глубины шпунтовых стенок, для случая значительных размеров дамбы. Это исследование дает 30-ти кратную экономию в отношении к затраченым на опыт расходам. Результаты опыта хрошо совпадают с результатами приближенных методов расчета Кюеля (отклонение составляет 2—4 %).

Второй экспериментальный опыт ставил целью определить действие шпунтовых стен, окольцевывающих рабочее место на обезвоживаемое понижением уровня грунтовых вод, при их отсасывании колодцами. Результаты привели к нескольким общим определениям, относительно величины водяных лестниц, возникающих около шпунтовых стенок, однако, опыты следует еще продолжать.

VERSTÄRKUNGEN VON STAHLBRÜCKEN GEMISCHTEN SYSTEMS

Prof. Dr. Ing. I. KORÁNYI

Eingegangen am 22. Sept. 1951.

Die Brückenbautätigkeit der ersten drei Jahrzehnte unseres Jahrhundertes wurde durch die vielen Stahlbrückenverstärkungen charakterisiert. Die im vorigen Jahrhunderte erbauten Eisenbahnbrücken aus Eisen und Stahl wurden auf verhältnismässig leichte Belastung berechnet, so dass sich eine nach der anderen infolge der rapiden Zunahme der Gewichte der Lokomotiven und der Waggone zur Abwicklung des Verkehrs als ungeeignet erwies. Einer der grössten Vorteile der Anwendung der Eisen- und Stahlkonstruktionen war, dass diese Brückenkonstruktionen nicht als veraltet mit neuen Konstruktionen ersetzt werden mussten, sondern dass ihre Tragfähigkeit durch Aufnietung neuer Bestandteile oder durch Umgestaltung der Konstruktion erhöht werden konnte, und dass es dadurch möglich war, diese Brücken auch weiterhin im Verkehr zu behalten. Infolgedessen ist ein ganz besonderer Zweig der Brückenbaulehre entstanden, welcher sich mit der Verstärkung von Brücken, mit dem Kräftespiel der verstärkten Konstruktionen und mit der Durchführung der Verstärkungsarbeit befasst.

Die Literatur dieses Wissenschaftszweiges ist verhältnismässig wenig umfangreich und auch diese beschränkt sich fast nur auf die Durchführung einzelner Brückenverstärkungen, eventuell noch auf die Durchführung der Berechnung. Ein Werk, welches die Verstärkungen systematisch zusammenfasst und auf theoretischer Grundlage behandelt, gibt es — ausser dem Werke von *Schaechterle* [1] — unseres Wissens nach überhaupt nicht. Die Verstärkungen wurden gewöhnlich von den mit Bau, Überwachung und Unterhaltung der Brücken sehr beschäftigen Ingenieuren der Eisenbahngesellschaften durchgeführt, die zu einer schriftstellerischen Tätigkeit nicht viel Zeit fanden. Auf den meisten Universitäten wurde die Brückenverstärkung überhaupt nicht gelehrt und so fehlte auch der Bedarf an Lehrbüchern, welche die wirksamste Triebkraft des Bücherschreibens ist.

Dieser Wissenschaftszweig hatte dabei während des zweiten Weltkrieges seine Bedeutung scheinbar verloren, wenigstens in einem grossen Teile Europas ; der grösste Teil der Eisenbahnbrücken war den barbarischen Verwüstungen des Krieges zum Opfer gefallen : es war nichts zu verstärken. Dabei schien auch die Zunahme der Belastung der Eisenbahnen, wenigstens vorläufig, zum

Stillstand gekommen zu sein. Umso mehr hatte die Bedeutung der Brückenverstärkungen bei den Strassenbrücken zugenommen. Von den Strassenbrücken war der verhältnismässig grössere Teil stehengeblieben, und dabei findet jetzt erst recht eine gesteigerte Belastung der Strassen statt. Die rapide Zunahme des Gewichtes der verschiedenen Kraftwagen, der Traktoren usw. wirft täglich Probleme der Verstärkung der Strassenbrücken auf und zwar auch bei Brücken, welche erst nach dem Kriege wiederhergestellt worden waren.

Dieser Umstand verleiht der Publikation vorliegender Abhandlung eine gesteigerte Aktualität ; das in ihr behandelte Grundprinzip war in ungarischer Sprache schon während des Krieges erschienen [2] — aber noch nicht in einer anderen Sprache — und dieses Grundprinzip ist, unseres Wissens nach, bei keiner einzigen Verstärkung wissentlich angewendet worden. Die Entwürfe der Verstärkung der Donaubrücke bei Ujpest — wovon später die Rede sein wird — sind gleichfalls auf dieser Grundlage ausgearbeitet worden, ohne dass die allgemeine Anwendung dieses Prinzips dem Konstrukteur auch bewusst geworden wäre. Die Ausarbeitung dieses Prinzips und seine Anwendung auf andere Verstärkungen sind erst später geschahen.

Im nachstehenden folgt eine Darstellung des Grundgedankens der Verstärkung, wie er in dem zitierten Studium in ungarischer Sprache bereits publiziert wurde [2], und dies wird noch durch einige Beispiele kurz illustriert. Vorher aber noch einige Worte über die Grundsätze der Verstärkung.

In den richtig und wirtschaftlich dimensionierten Stahlkonstruktionen nähern sich die bei der Dimensionierung massgebenden, auf die Wirkung der grössten Belastung berechneten Spannungen den zulässigen Spannungen, ohne sie jedoch irgendwo zu überschreiten. Für die in jedem Punkte der Konstruktion entstehenden Spannungen können also die Ungleichheiten

$$\sigma = \frac{P}{F} \leqq \sigma_{zul}, \quad \text{bzw. } \sigma = \frac{M}{W} \leqq \sigma_{zul}$$

aufgestellt werden, wobei σ_{zul} die zulässige Spannung bedeuten soll.

Die obigen Ungleichheiten können im Laufe der Zeit einen entgegengesetzten Sinn annehmen, sei es 1. infolge der Erhöhung der Belastung [M bzw. P] oder 2. infolge der Abnahme des Querschnittes [F bzw. W] [Risse, Korrosion] oder aber 3. infolge der Reduktion [Ermüdung, neue strengere Vorschriften] von σ_{zul}. In allen diesen Fällen überschreiten die in den einzelnen Bestandteilen der Brückenkonstruktion entstehenden Spannungen die zulässigen Spannungen, es ist also

$$\sigma > \sigma_{zul} .$$

Dem muss daher baldigst durch eine Verstärkung der Brücke abgeholfen werden, ausser wenn die Überschreitung ein derartiges Ausmass annimmt, dass die Brücke in ihrer Gesamtheit mit einer neuen ausgewechselt werden muss. Die Brücke wird ausgebessert, wenn nur von einer Wiederherstellung ihrer ursprüng-

lichen Tragfähigkeit die Rede ist, oder aber wird sie verstärkt, wenn ihre Tragfähigkeit erhöht werden soll. Auf diese Weise wird die richtige Bedeutung der obigen Ungleichheit wieder hergestellt. Dies kann auf dreierlei Art geschehen, je nachdem, welches von den drei Gliedern der Ungleichheit [P, F, σ bzw. M, W, σ] durch die Verstärkung geändert wird.

1. Es soll F [W] derart erhöht werden, dass auf die Trägerprofile neue Elemente [z. B. Gurtplatten] genietet werden. Dies ist die älteste und zugleich auch die häufigste Art der Verstärkung.

2. Es soll σ_{zul} erhöht werden [z. B. wird die zulässige Spannung durch Anbringung von durchschiessenden Platten in den Anschlussnieten des Längsträgers auf Abscheren oder durch Stützung des gedrückten Stabes in der Mitte und infolgedessen auf durch Verminderung der Knicklänge auf Druck erhöht]. Eigentlich gehört hierher auch jener triviale Fall, wenn die überbelastete Brücke nicht verstärkt wird, sondern wenn man die entstehenden grösseren Beanspruchungen duldet, sozusagen zulässt. Dies ist aber nur übergangsweise und nur bis zur Grenze der sogenannten geduldeten Spannungen zulässig.

3. Es soll P [M] durch Veränderung des Kräftespiels der Konstruktion, durch Einbau neuer Träger, Stützen, usw. vermindert werden. Dies ist die schönste Lösungsart der Verstärkung, die — richtig angewendet — im allgemeinen auch die billigste ist, weil sie durch Einbau von präfabrizierbaren, fertigen Konstruktionen gelöst werden kann, was billiger ist und auch den Verkehr weniger stört, als das Montieren und Nieten der einzelnen Elemente.

Es ist aber nicht immer möglich, zwischen den beschriebenen Methoden nach Belieben zu wählen, sondern es muss, je nach den gegebenen Verhältnissen bald die eine, bald die andere angewendet werden, in den meisten Fällen zwei, ja eventuell auch alle drei gemischt. Diese sollen im folgenden *Verstärkungen gemischten Systems* genannt werden.

In der Praxis ist am häufigsten eine gemischte Anwendung der unter 1. und 3. erwähnten Methoden anzutreffen. Jetzt sollen einige Beispiele für Verstärkungen gemischten Systems folgen

a) Die Hauptträger der Brücke — Balken auf zwei Stützen — werden durch Einbau eines dritten Gurtes verstärkt. Der neue dritte Gurt ist aber aus irgend einem Grunde nicht stark genug, um den Balken entsprechend zu entlasten, und deshalb muss er — wenn auch in kleinerem Masse — noch durch Aufnietung von Gurtplatten verstärkt werden.

b) Eine Eisenbahndeckbrücke — Brücke mit obenliegender Fahrbahn — wird durch Einbau eines neuen dritten Hauptträgers verstärkt, der zwischen zwei alten angebracht wird. Die erforderliche Verstärkung ist aber derart gross, dass auch der Einbau des dritten Hauptträgers nicht genügt, sondern dass auch noch die alten Hauptträger durch Aufnietung [eventuell Aufschweissen] neuer Elemente weiterhin verstärkt werden müssen.

c) Mit Hilfe einer oder mehrerer neuer Stützen wird die Stützweite des zu verstärkenden Trägers vermindert. Wenn aber auch das nicht genügt, dann müssen noch ausserdem die einzelnen Bestandteile des Trägers [z. B. einzelne Fachwerkstäbe, Anschlüsse] durch Erhöhung von F verstärkt werden.

d) Durch Anwendung von durchschiessenden Platten werden die zulässigen Scherspannungen der Längsträger-Anschlussnieten erhöht, da aber die entstehenden Spannungen auch noch diese überschreiten, so werden die alten Nieten nach Erweiterung der Nietlöcher durch Nieten grösseren Durchmessers ersetzt.

Im Falle der Beispiele *a*) — *c*) werden die Methoden 1 und 3, im Falle von *d*) die Methoden 1 und 2 gemischt angewendet.

Es sollen nun die Verstärkungen vom Gesichtspunkte der Kosten untersucht werden.

Auf die Verstärkungskosten haben überwiegend zwei Faktoren Einfluss, nämlich: 1. die Kosten der einzubauenden Elemente einschliesslich des Transportes [Träger, Konstruktionen] auf den Arbeitsplatz und 2. die Kosten der Arbeit [Einbau] auf der Baustelle. Keiner dieser Faktoren ist gerade proportionell zum Gewichte des einzubauenden Stahlmaterials.

Nun sollen diese Faktoren genauer betrachtet werden.

1. Bei der Verstärkung können Platten und Profilstähle eingebaut werden. Diese pflegt man ohne besondere Bearbeitung, aber gerichtet, nach Möglichkeit auf Mass geschnitten und mit einem Grundanstrich versehen an die Baustelle zu transportieren. Hierher gehört auch das notwendige Nietmaterial. Die Kosten dieser Elemente sind im allgemeinen proportionell zu ihrem Gewichte. Man kann aber auch fertige oder wenigstens zusammengebohrte und teilweise zusammengenietete Träger bzw. Bestandteile verwenden und sie mit verhältnismässig wenig Arbeit mit der alten Konstruktion zusammenbauen. Ihre Einheitspreise werden bedeutend höher sein als jene der Konstruktionselemente, und sie werden sowohl vom Gewichte als auch von der Zahl der Konstruktionen abhängen. Der Einheitspreis der schweren und oft vorkommenden, gleichmässigen Bestandteile wird niedriger sein als jener der leichteren Stücke, besonders dann, wenn von den letzteren nur wenig gebraucht wird. So kann es vorkommen, dass die fertige Konstruktion grösseren Gewichtes billiger sein wird als die leichtere Konstruktion.

2. Die Arbeitskosten auf der Baustelle sind im allgemeinen gross und hängen meistens nicht von dem Gewichte des einzubauenden Stückes, sondern von der Beschaffenheit der Arbeit ab. Diese Arbeit ist besonders bei Eisenbahnbrücken gewöhnlich sehr teuer. Der Verkehr muss während der ganzen Zeit aufrechterhalten werden, deshalb muss die Arbeit oftmals unterbrochen werden, es muss unverhältnismässig viel vom Gesichtspunkte der Verstärkung überflüssige, aber zur Aufrechterhaltung des Verkehrs notwendige Arbeit geleistet werden [z. B. die Wiederherstellung einzelner Anschlüsse vor der Durchfahrt eines jeden Zuges

und ihre sofort danach erfolgende Wiederauflösung]; die Arbeitskraft der Arbeiter kann nicht ausgenützt werden, da diese viel Zeit mit Warten verbringen. Teuer ist sodann diese Arbeit auch deshalb, weil man sich der alten Konstruktion anpassen muss. Einzelne Arbeitsphasen können nicht im vorhinein durchgeführt werden z. B. müssen die Nietlöcher mit den auf der alten Konstruktion vorhandenen zusammengebohrt werden, was schwerfällig und teuer ist, die Elemente müssen mit der alten Konstruktion zusammen verarbeitet werden, viel muss geschnitzt werden, usw., usw. Und diese Arbeit ist vom Gewichte meistens unabhängig. Z. B. ist beim Zusammenbau einer 10 mm dicken Gurtplatte von gegebener Länge mit dem Gurt des alten Trägers (Vorzeichnen Bohrung und Nietung) die Arbeit auf der Baustelle beinahe ebenso gross und kostet die gleiche Summe, als es bei einer 14 mm dicken Gurtplatte der Fall ist. Die Spesen des Einbaues eines neuen Stabes in den Fachwerkträger sind, bis zu einer gewissen Grenze, gleichfalls unabhängig von dem Gewichte des Stabes.

Aus dem obenstehenden folgt, dass im Interesse der Wirtschaftlichkeit der Verstärkung nicht so sehr auf eine Verminderung des Gewichtes des Verstärkungsmaterials hingearbeitet werden muss, als vielmehr auf eine Vereinfachung der Arbeit auf der Baustelle. Man muss trachten, die Zahl der Arbeitsstellen an der alten Konstruktion womöglich zu vermindern, die Arbeit auf der Baustelle durch den Einbau von neuen — eventuell schwereren, aber in der Fabrik hergestellten — fertigen Konstruktionen zu vereinfachen, weil auch die teureren fertigen Stücke eingebaut noch immer weniger kosten, als die mit der umständlichen und teueren Arbeit auf der Baustelle montierten, sonst jedoch billigen Elemente.

Das ist auch der Grund dafür, dass bei der Verstärkung eine genauere Berechnung angestrebt wird, wenn dadurch Arbeitsstellen eingespart werden können. Es soll z. B. ein Fachwerk mit zweifachem System untersucht werden, von dem angenommen wird, dass u. a seine Fachwerkstäbe und deren Anschlüsse schwach sind. Das Fachwerk mit zweifachem System wird im allgemeinen nur annähernd berechnet, wobei von der Voraussetzung ausgegangen wird, dass in den sich kreuzenden Stäben gleich grosse Stabkräfte entstehen. Man weiss, dass dies in der Wirklichkeit nicht der Fall ist, aber die Abweichung ist nicht so gross, als dass man deshalb die umständlichere, aber genauere Berechnung durchführen müsste; der weniger ausgenützte Stab hilft ohnehin dem überbelasteten. Beim Entwurf der Verstärkung ist es aber lohnend, die genauere Berechnung durchzuführen. Das Resultat der annähernden Berechnung wird sich nämlich so ergeben, dass man beide sich kreuzende Stäbe verstärken muss, weil ja für sie durch diese Berechnung gleich grosse Stabkräfte errechnet wurden. Das Resultat der genauen Berechnung kann aber ergeben, — wenn von einer Verstärkung von nicht zu grossem Masse die Rede ist — dass jener Stab, in welchem die grössere Kraft wirkt, zwar in höherem Mass verstärkt werden muss, als es bei der annähernden Berechnung der Fall gewesen wäre, was nur einen

kleinen Materialüberschuss ohne jede Mehrarbeit erfordert, dagegen muss aber der von einer kleineren Stabkraft angegriffene Kreuzstab nicht [oder eventuell nur sein Anschluss] verstärkt werden, es wird also eine Arbeitsstelle eingespart.

Nun sollen von diesem Gesichtspunkte aus die Verstärkungen gemischten Systems untersucht werden.

Bei diesen muss man zwei [eventuell drei] Verstärkungssysteme gleichzeitig anwenden, also wird die Zahl der Arbeitsstellen demgemäss hoch sein und auch diese werden in zwei [bzw. drei] Gruppen zerfallen. Man kann vom Fall ausgehen, dass die Bestimmung eines oder mehrerer der zu einem Verstärkungssystem gehörigen Faktoren gänzlich in der Hand des Ingenieurs liegt [z. B die Systemhöhe oder die Grösse der Stabprofile beim Einbau des dritten Gurtes]. Schon jetzt soll aber darauf hingewiesen werden, dass man in dieser Hinsicht in sehr vielen Fällen beschränkt ist. Mit der Erhöhung des frei wählbaren Faktors ist auch eine Erhöhung der Menge des zum betreffenden System gehörigen Verstärkungsmaterials verbunden, ohne dass aber hierdurch die Zahl der Arbeitsstellen zunehmen würde. Wenn man z. B. die Profile des dritten Gurtes erhöht, wächst das Gewicht des notwendigen Verstärkungsmaterials, doch ändert sich die Zahl der Anschlüsse an die alte Konstruktion — der Arbeitsstellen — nicht. Infolge der Erhöhung des veränderlichen Faktors wird sich unter gewissen Umständen, auch die Entlastungswirkung dieses Systems erhöhen, es wird sich also die Menge des notwendigen Verstärkungsmaterials in dem anderen Verstärkungssystem oder in einer seiner Gruppen vermindern. Die Erhöhung des in dem einen Verstärkungssystem aufgebrauchten Materials geht gewöhnlich Hand in Hand mit der Verminderung der Menge des im anderen System erforderlichen Materials, die Feststellung der wirtschaftlichsten Verstärkung bestünde daher in der Bestimmung eines einfachen Minimalwertes, wenn die aufzustellende Funktion eine kontinuierliche und durchwegs differenzierbare wäre. Aber sie ist es nicht.

Mit der Erhöhung der Profile des dritten Gurtes und der gleichzeitigen Erhöhung der Vorspannung des dritten Gurtes gelangt man schliesslich — noch immer im Falle des angenommenen Beispiels — an jenen Punkt, bei welchem irgendein Gurtstab des ursprünglichen Trägers nicht mehr verstärkt werden muss. Von da angefangen hört bei diesem Stabe die weitere Verminderung des Verstärkungsmaterials auf, aber gleichzeitig bleibt auch eine Stabverstärkung aus, und damit hat sich auch die Zahl der Arbeitsstellen um eine vermindert, was eine sprunghafte Abnahme der Gesamtausgaben der Verstärkung nach sich zieht. Werden die Profile des dritten Gurtes und deren Vorspannung weiter erhöht, so werden die Arbeitsstellen nacheinander abnehmen und man gelangt an einen Punkt, wo das andere Verstärkunssystem oder eine seiner durch das erste System beeinflussbaren Gruppen gänzlich ausbleibt und damit eine Gruppe der Arbeitsstellen überflüssig wird. Wenn man dann das Profil des dritten Gurtes noch

weiter erhöhte, könnte bei der Verstärkung des zweiten Systems weder die Menge des erforderlichen Verstärkungsmaterials, noch die Zahl der Arbeitsstellen weiter herabgesetzt werden [weil es keine mehr gibt], also werden die Gesamtkosten der Verstärkung von diesem Moment an wegen der Zunahme der Kosten des dritten Gurtes wieder ansteigen. Es ist klar, dass die Kosten der Verstärkung an jenem Punkte am niedrigsten sein werden, wo die Notwendigkeit des zweiten Verstärkungssystems oder einer ihrer, durch das erste System beeinflussbaren Gruppen gerade aufhört. Bis zu diesem Momente gleichen nämlich die ansteigenden Kosten des ersten Systems die ständige Abnahme der Arbeitsstellen reichlich aus.

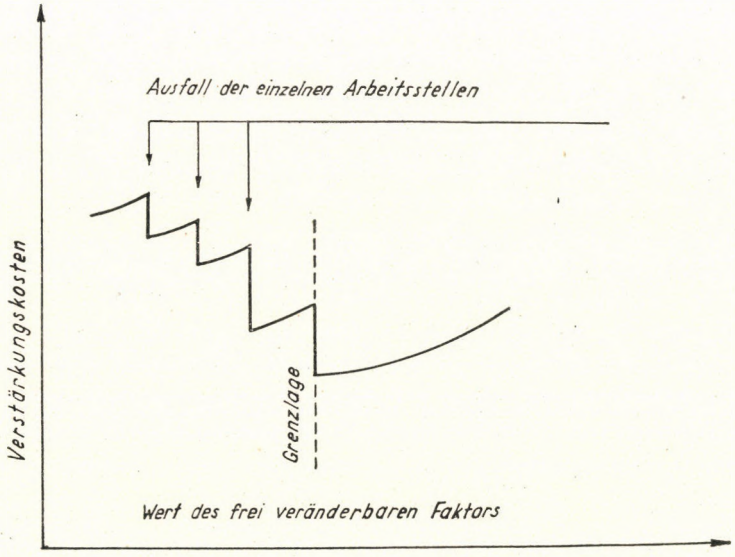


Abb. 1

Dieser Punkt soll als *Grenzlage der Verstärkungen gemischten Systems* bezeichnet werden. Diese gibt die wirtschaftlichste, also die billigste Art der Verstärkung an *(Abb. 1)*. Wenn die Grenzlage derart ist, dass die Notwendigkeit des zweiten Verstärkungssystems gänzlich zu existieren aufhört, wenn sich also die Grenzlage nicht nur auf eine Gruppe des Systems, sondern auf seine Gesamtheit bezieht, dann steht man hier eigentlich nicht mehr einer Verstärkung gemischten Systems gegenüber. Da aber der Begriff und die Interpretation der Grenzlage aus dem gemischten System stammt, weiters da der Fall, dass man die Grenzlage auf jede Gruppe des zweiten Verstärkungssystems ausdehnen kann, überaus selten ist, sollen solche Verstärkungen auch weiterhin Verstärkungen gemischten Systems genannt werden. Bei Verstärkungen gemischten Systems müssen also im Interesse einer wirtschaftlichen Verstärkung die möglichen Grenzlagen festgestellt werden. Diese Aufgabe kann aber nicht

allgemein gelöst werden, denn es handelt sich bei den verschiedenen Verstärkungen immer um eine andere Aufgabe. Bei den verschiedenen Lösungen ist nur das Endziel gemeinsam : das Suchen der Grenzlage und damit die Bestimmung der billigsten Art der Verstärkung.

Im nachstehenden folgen zwei Beispiele zur Bestimmung der Grenzlage.

I. Verstärkung durch Einbau eines dritten Gurtes

Die Verstärkung der Hauptträger der Fachwerkbrücken durch Erhöhung der einzelnen Stabquerschnitte ist oft mit Schwierigkeiten verbunden. Im allgemeinen muss man auch die Knotenpunktanschlüsse vestärken. Dies kann nur bei grossen und genügend dicken Knotenblechen durch eine Vermehrung der

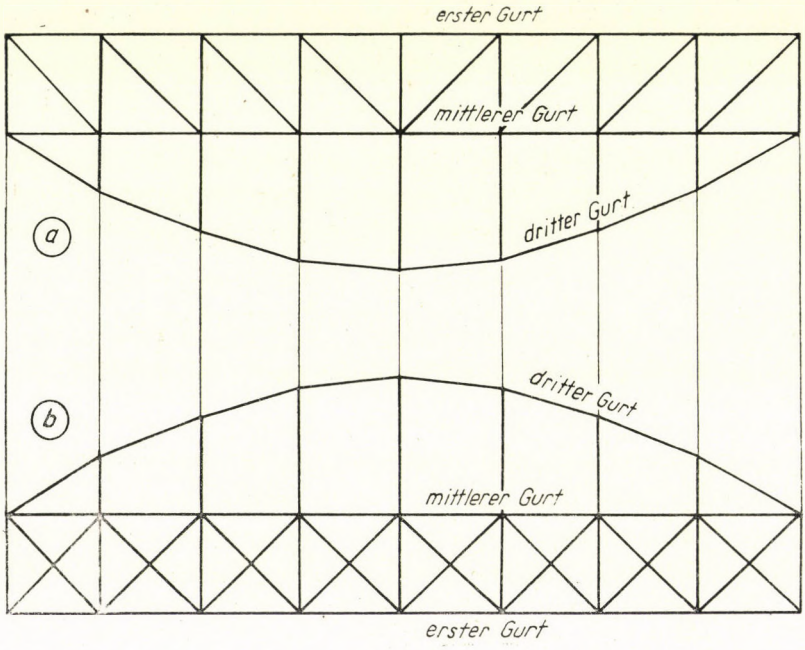


Abb. 2

Nieten geschehen. Der Austausch der Knotenbleche ist nur in langen Zugpausen und nur auf entlasteten Brücken möglich. Während der Verstärkungsarbeit müssen die Verbindungen wichtiger Bestandteile gänzlich gelöst werden, was mit Formänderungen und infolgedessen mit inneren Spannungen verbunden ist. Die neuen Bestandteile übernehmen das Eigengewicht nur dann, wenn der Träger entsprechend überhöht wird, was eine starke Unterstützung erfordert. Die Gurte werden infolge der vielen Gurtplatten sehr dick werden und ihre Schwerlinie wird sich verschieben.

Um alles das zu vermeiden, wendet man — wenn ansonsten dazu die Möglichkeit vorhanden ist — die Verstärkung mit Hilfe des dritten Gurtes an. Bei diesem Verfahren entlastet man die Hauptträger durch einen unter oder über sie montierten und mit Pfosten und Trägern gut verbundenen, gezogenen bzw. gedrückten polygonalen Gurt *[Abb 2.]* Diese Art der Verstärkung kann sehr wirtschaflich sein, weil der dritte Gurt den alten Träger in grossem Masse entlastet, weiters, weil nur Fertigbauteile mit wenig und den Verkehr nicht störender Arbeit auf der Baustelle und an wenigen Arbeitsstellen ohne jede Gerüste aufmontiert werden müssen. Im Falle von Hauptträgern mit Stegblech kann auch diese Art von Verstärkung angewendet werden.

Auf diese Art hat man zuerst in der Schweiz einige Brücken der Gotthardbahn, dann mehrere Brücken der Württembergischen Staatsbahnen verstärkt. (So unter anderem mit gedrücktem dritten Gurt die eingeleisige Neuwieder Wiedbachbrücke von 41 m Stützweite, die doppelgeleisige Reussbrücke am Gotthard von 29,6 m Stützweite und mit gezogenem dritten Gurt die eingeleisige Inscher Reussbrücke von 77 m Stützweite, ferner in Württemberg die Maubachbrücke von 37,7 m Stützweite und die Hallbrücke von 59 m Stützweite.) Diese Verstärkungen und ihre Konstruktionseinzelheiten sollen aber hier nicht behandelt werden, da sie seinerzeit ausführlich beschrieben wurden [3].

Zwischen den zwei Weltkriegen haben auch die Ungarischen Staatsbahnen mehrere ihrer Brücken in ähnlicher Weise verstärkt.

Vom Gesichtspunkte der vorliegenden Aufgabe ist es notwendig hier kurz auf das Kräftespiel dieser Konstruktionen einzugehen.

Durch den Einbau des dritten Gurtes war der ursprünglich statisch bestimmte Träger einfach unbestimmt geworden, bzw. hatte seine statische Unbestimmtheit, insoferne er wegen der mehrfachen Fachwerke schon ursprünglich unbestimmt war, um eins zugenommen. Dieser letztere Fall wird hier nicht besonders behandelt werden. Es muss vorausgesetzt werden, dass die Einflusslinien der Stabkräfte des statisch unbestimmten Hauptträgers mit mehrfachem Fachwerk schon im vorhinein bestimmt worden waren, weil diese bei der weiteren Berechnung der Verstärkung ohnehin notwendig sein werden. Dadurch ist die innere statische Unbestimmtheit des Trägers mit mehrfachem Fachwerk eigentlich behoben. Bei dieser Auffassung kann man in allgemeinen behaupten, dass der dreigurtige Träger immer statisch einfach unbestimmt ist, wobei waagerechte Komponente [H] der im dritten Gurt wirkenden Kraft als Unbekannte betrachtet werden kann. Da bei der Berechnung vorausgesetzt wird, dass — wie bei allen Fachwerkträgern — die Stäbe des dritten Gurtes in den Knotenpunkten miteinander mit reibungslosen Gelenken verbunden sind, so fällt der dritte Gurt natürlich mit dem auf die Ständerkräfte mit dem Polabstand H gezeichneten Seileck zusammen. Den dritten Gurt entwirft man derart, dass seine Eckpunkte auf der gleichen Parabel liegen, dass also, wenn man den gleichen Pfostenabstand voraussetzt, in den den dritten Gurt ver-

bindenden sämtlichen Pfosten eine gleich grosse Kraft wirken wird. Aus dem auf diese eingezeichneten Kräftepolygon kann man, da H bekannt ist, sämtliche Stabkräfte des dritten Gurtes sofort berechnen *[Abb. 3/b]*. Wenn man den dritten Gurt in der Mitte durchschneidet, den Kraftplan dieses bestimmten Trägers für eine Kraft von $H_0 = 1\ t$ zeichnet, und die erhaltenen Kräfte mit

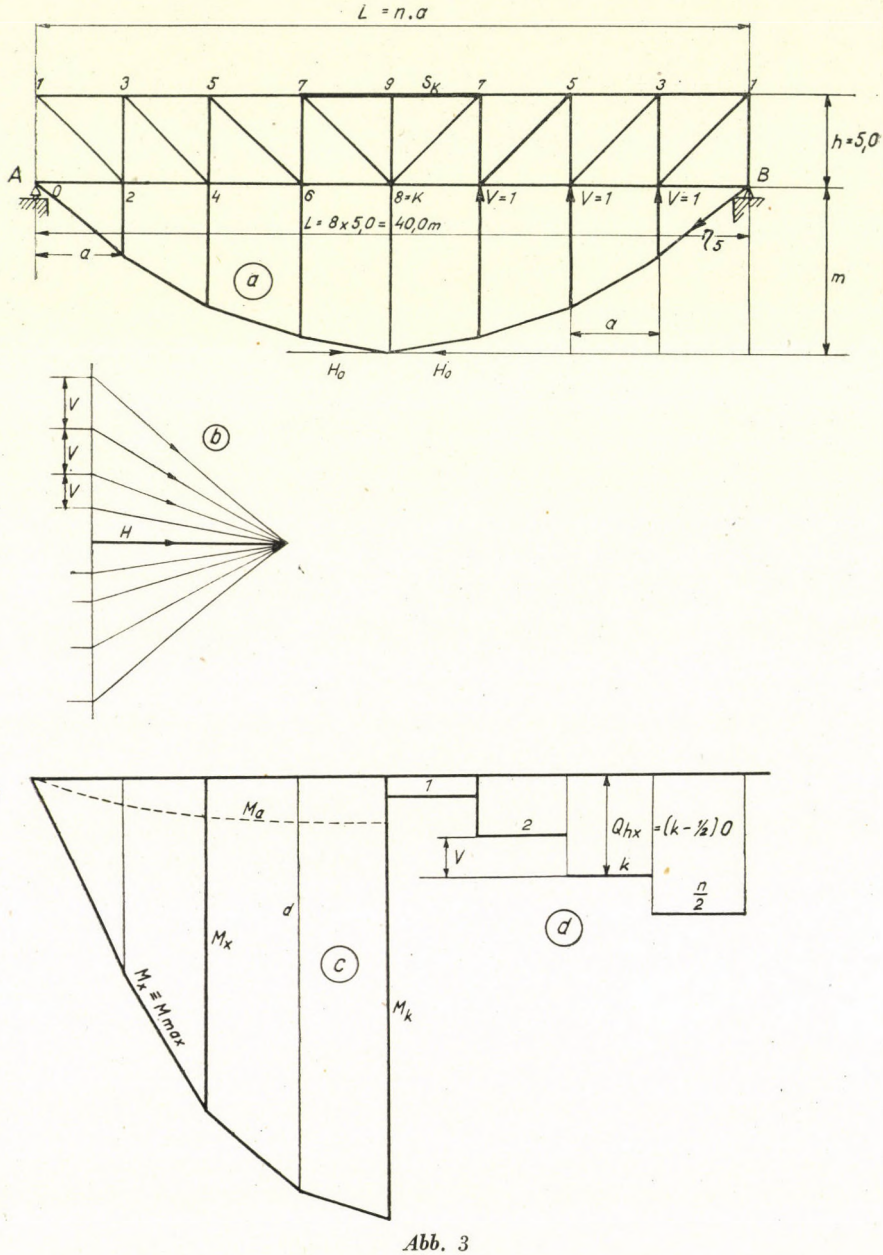


Abb. 3

η_{0-1}, η_{1-2}, usw. bezeichnet, kann man sämtliche Stabkräfte des verstärkten Trägers bestimmen:

$$S = S_0 - \eta H, \tag{1}$$

wo S_0 die aus den äusseren Kräften im Balken auf zwei Stützen und S die im dreigurtigen Träger entstehenden Stabkräfte bedeuten. In dieser Formel zeigt das Glied ηH die Entlastungswirkung des dritten Gurtes an. Sinngemäss kann man auch bei der Verstärkung von vollwandigen Trägern verfahren, nur wird man es hier statt mit Stabkräften mit Momenten zu tun haben.

Mit dem Einbau des dritten Gurtes entlastet man also den Hauptträger, doch wirkt sich diese Entlastung nicht auf alle seine Bestandteile gleichmässig aus.

Da im dritten Gurt — unabhängig von der Lage der beweglichen Last — immer eine Kraft gleichen Sinnes entsteht [z. B. wenn sie unten ist, immer Zug], so macht sich seine Entlastung hauptsächlich bei jenen Wirkungen geltend, für welche eine totale Belastung massgebend ist [Gurtkräfte, Biegemoment]. Eine kleinere Entlastung übt der dritte Gurt auf diejenigen Wirkungen aus, deren Sinn sich abhängig von der Lage der Kraft ändert [Scherkräfte, Füllungsstabkräfte], der Wert von η ist gerade in diesen Fällen klein.

Mit dem dritten Gurt entlastet man in erster Reihe die Gurte, und von diesen besonders jenen, welcher durch die Anbringung des dritten Gurtes zum mittleren geworden ist. Der andere Gurt soll im weiteren, der Kürze halber, der *erste* Gurt genannt werden. Im Falle eines gezogenen dritten Gurtes wird der obere, im Falle eines gedrückten dritten Gurtes wird der untere Gurt zum ersten Gurt, in welchem immer eine entgegensetzte Stabkraft wirkt als im dritten. Selbstverständlich wirken im ersten und im dritten Gurt bedeutend grössere Stabkräfte als im mittleren, welcher nahe zur Schwerlinie des dreigurtigen Trägers liegen wird *(Abb. 2.)*. Deshalb ist im weiteren unter dem *massgebenden Gurt* immer der erste Gurt zu verstehen.

Es ist nicht wahrscheinlich, dass man mit der Anwendung des dritten Gurtes den zu verstärkenden Träger gleichmässig und so weit entlasten kann, dass nach der Verstärkung auch alle dessen Fachwerkstäbe und Verbindungen der neuen Belastung entsprechen würden, besonders wenn die Zunahme der Belastung von grossem Ausmass ist; dies wird nämlich in der Praxis der Fall sein, weil im Falle einer Belastungszunahme kleinen Ausmasses eine Verstärkung mit dem dritten Gurt nicht wirtschaftlich ist. Es bleiben noch einzelne Fachwerkstäbe und Verbindungen, welche noch besonders durch eine Erhöhung des Nutzquerschnittes verstärkt werden müssen. Hier steht man also einer Verstärkung gemischten Systems gegenüber, wobei das eine System durch den Einbau des dritten Gurtes [3. Methode: Verminderung von P], das zweite durch die notwendigen weiteren Verstärkungen [1. Methode: Erhöhung von F] gebildet werden.

Das hier gestellte Ziel ist, den dritten Gurt mit der Verwendung von möglichst wenig Eisenmaterial so zu entwerfen, dass man auch den verhältnismässig schwächsten Stab des massgebenden Gurtes nicht verstärken muss, doch soll er eben noch ausgenützt sein, es soll also in ihm in der gefährlichsten Lage der erhöhten Belastung gerade die zulässige Spannung entstehen [die Füllungsstäbe sollen einstweilen unberücksichtigt bleiben, weil es schwierig ist, zu erreichen, dass auch diese nicht noch besonders verstärkt werden müssen]. Hier steht man also einer Grenzlage gegenüber und die gestellte Aufgabe ist, sie im weiteren zu bestimmen. Vor der Untersuchung dieser Frage muss aber der verhältnismässig schwächste Stab des massgebenden Gurtes festgestellt werden.

1. *Der verhältnismässig schwächste Stab des ersten Gurtes*

Die für die neue Last gezeichnete Linie $M_{\max}$ ist bekannt *[Abb. 3/c]*. Der Nutzquerschnitt der einzelnen Stäbe sei F_h, die in ihnen zulässige Spannung — wenn der erste Gurt gedrückt ist — σ_d, das sich von Stab zu Stab ändert. Die Tragfähigkeit der Gurtstäbe ist daher:

$$\overline{S} = \sigma_d \cdot F_h .$$

Im Falle eines gezogenen ersten Gurtes:

$\overline{S} = \sigma_z \cdot F_h$, wo σ_z für alle Stäbe gleich ist. Die auf die Stäbe wirkende Kraft:

$S_0 = \dfrac{M_x}{h}$, wo M_x das grösste, auf den gegenüberliegenden Knotenpunkt des Gurtstabes wirkende Moment und h die Höhe des zu verstärkenden Trägers ist. Wenn h konstant ist, wie in dem auf Abb. 3. angenommenen Beispiel, braucht es nicht berücksichtigt zu werden.

Es soll für jeden Gurtstab folgende Verhältniszahl berechnet werden

bei gedrücktem ersten Gurt: $\xi_1 = \dfrac{\sigma_d \cdot F_h}{M_x}$,

bei gezogenem ersten Gurt: $\xi_2 = \dfrac{F_h}{M_x}$.

Jener Gurtstab wird verhältnismässig der schwächste sein, in bezug auf welchen diese Verhältniszahl am kleinsten ist; für die Verstärkung wird dieser massgebend sein. Wenn man den dritten Gurt derart entwirft, dass dieser Stab nicht verstärkt zu werden braucht, dann ist es nicht nötig, auch nur einen einzigen Gurtstab zu verändern. In dem zu berechnenden Grenzfall ist dieser schwächste Gurtstab noch gerade ausgenützt, also ist der dritte Gurt der möglichst schwächste. In diesem Falle werden die Kosten der Verstärkung am wenigsten betragen.

Die Untersuchung dieser Grenzlage ist besonders dann einfach, wenn der verhältmässig schwächste Gurtstab zugleich der mittlere ist. Wenn nicht, dann kann die Untersuchung ebenfalls auf diesen Fall zurückgeführt werden.

Es sei nämlich angenommen, dass der schwächste Gurtstab nicht der mittlere ist, sondern der x-te Stab. Diesbezüglich möge die grösste Kraft $S_x = \frac{M_x}{h}$ und im mittleren Gurtstab aus dem auf den gegenüberliegenden Knotenpunkt K wirkenden maximalen Moment berechnet $S_k = \frac{M_k}{h}$ betragen Abb. 3/*c*). Die Tragfähigkeit dieser Stäbe ist:

$$\overline{S}_x = \sigma_{d_1} F_x, \quad \text{bzw.}$$

$$\overline{S}_k = \sigma_{d_2} F_k.$$

Da der verhältnismässig schwächste Stab der x-te ist, beträgt:

$$\xi_x = \frac{\sigma_{d_1} \cdot F_x}{S_x} < \frac{\sigma_{d_2} \cdot F_k}{S_k}.$$

Wenn man an Stelle von F_k den idealen Stabquerschnitt $\overline{F}_k < F_k$ einsetzt, dann kann man durch die entsprechende Wahl von $\overline{F}_k$ erreichen, dass der anstatt des mittleren Stabes gedachte ideale Stab ebenso schwach sein wird, wie der x-te. Dies wird der Fall sein, wenn:

$$\frac{\sigma_{d1} \cdot F_x}{S_x} = \frac{\sigma_{d2} \cdot \overline{F}_k}{S_k} \quad \text{beziehungsweise}$$

$$\overline{F}_k = \frac{S_k}{S_x} \cdot \frac{\sigma_{d1}}{\sigma_{d2}} \cdot F_x. \tag{2}$$

Insoferne der mittlere Stab nicht der verhältnismässig schwächste ist, dann setzt man für ihn beim Suchen der Grenzlage den obenerwähnten Stab von einer Querschnittsfläche von $\overline{F}_k$ ein, und so kann im weiteren vorausgesetzt werden, dass bei der Berechnung immer der mittlere Gurtstab massgebend ist.

2. *Vorspannung*

Der dritte Gurt wird mit dem zu verstärkenden Träger heutzutage gewöhnlich so verbunden, dass man dem dritten Gurt vor der Zusammenbohrung eine Vorspannung gibt, und zwar im Falle eines gezogenen dritten Gurtes mit künstlicher Zugkraft bzw. im Falle eines gedrückten dritten Gurtes mit künstlicher Druckkraft, damit er keine leere Bewegung ausführe, d. h. damit der Gurt bei einer Nutzlast sofort in Tätigkeit trete. Die Nutzlast wirkt auf den dritten Gurt in der Weise, als ob man ihn mit dem zu verstärkenden Träger zusammen montiert hätte. Die Vorspannung wird der Konstruktion vor der gänzlichen

Zusammenbohrung des dritten Gurtes gegeben, entweder durch besonders montierte Pressen oder durch eine Aussenlast.

Die Grösse der Vorspannung kann eine beliebige sein. Sie kann eben dem Kräftesystem entsprechen, welches im dritten Gurt infolge des Eigengewichts wirken würde, wenn man den dritten Gurt an den Hauptträger in seinem vom Eigengewichte befreiten Zustande oder mit dem zu verstärkenden Träger zu gleicher Zeit montiert hätte. In diesem Falle arbeitet der dreigurtige Träger auch bei Eigengewicht ebenso wie bei der Nutzlast. Die Vorspannung kann aber auch kleiner oder grösser sein als diese. Im letzteren Falle wird der Gurt künstlich überspannt und der alte Träger mit einem von unten nach oben wirkenden Kraftsystem so entlastet, dass in ihm noch kleinere Stabkräfte entstehen, als wenn man den dreigurtigen Träger in einem von Eigengewicht entlasten Zustande montiert hätte. Je grösser die Vorspannung ist, die der dritte Gurt erhält, desto mehr wird der alte Träger entlastet, aber desto grössere Kräfte werden im dritten Gurt wirken, und desto stärkere Profile werden daher dort notwendig sein. Die Vorspannung wird dann einen Wert haben — sein waagerechte Komponente soll mit $\overline{H}$ bezeichnet werden — bei dessen Verwendung die gesuchte Grenzlage erreicht ist. Wenn die Vorspannung kleiner ist, als dieser Wert, dann muss der erste Gurt des alten Trägers wenigstens stellenweise verstärkt werden, wenn sie aber grösser ist, so ist der massgebende Gurt nicht ausgenützt, der dritte Gurt ist also zu stark.

3. Die Bedingung der Grenzlage

Wie ersichtlich war, kann man in Kenntnis der waagerechten Komponente der Gurtkraft H sämtliche Gurtkräfte und Ständerkräfte des dritten Gurtes mit Hilfe eines einfachen Kräftepolygons bestimmen. Da die Feldlänge »a« im allgemeinen konstant ist, und die Linienführung des dritten Gurtes zweckmässigerweise derart angenommen wird, dass sie dem in gleicher Entfernung bei gleich grossen Kräften gezeichneten Seileck entspricht, werden sämtliche Ständerkräfte gleich gross sein. Wenn man die Ständerkraft mit V, die Höhe des dritten Gurtes in der Mitte mit m bezeichnet, kann man folgende Gleichung aufstellen:

$$m \cdot H = \frac{V}{a} \cdot \frac{L^2}{8} \quad \text{daraus die Ständerkraft:}$$

$$V = \frac{8\, m\, Ha}{L^2} = \frac{8\, m\, H}{n^2\, a} \tag{3}$$

vorausgesetzt, dass $L = n\ a$.

Die im dritten Gurt entstehende Kraft H setzt sich aus zwei Teilen zusammen:

1. aus der Vorspannung $\overline{H}$ und

2. aus H_n, welches in dem dreigurtigen Träger infolge der Nutzlast entsteht.

$$H = \overline{H} + H_n. \tag{4}$$

Infolge von gleichmässigen Temperaturveränderungen entstehen keine Stabkräfte, weil die Wärmeausdehnungskoeffizienten der alten und der neuen Bestandteile gleich gross sind und weil der Träger äusserlich statisch bestimmt ist. Infolge des letzteren Umstandes verursacht auch die eventuelle Verschiebung der Stützpunkte keine Stabkräfte.

Die Kraft, die durch den mittleren Stab des ersten Gurtes aufgenommen werden kann, ist — wie man gesehen hat — $S_k = \sigma_d \cdot F_k$ [insoferne nicht der mittlere Gurtstab der schwächste ist, ersetzt man bei dieser Untersuchung F_k laut der Formel 2., durch $\overline{F}_k$]. Die Tragfähigkeit des zu verstärkenden Trägers ist daher $M_k = h\ S_k = h \cdot \sigma_d \cdot F_k$ [F_k bzw. $\overline{F}_k$ sind nutzbare Querschnitte].

Das auf den Träger tatsächlich wirkende Moment:

$$M_{\max} = M_a + \mu\ M_n$$

wo μ der Schwingbeiwert ist. $M_{\max} > M_k$, da der Träger verstärkt werden muss. Die Verstärkung muss die Momentendifferenz [die präziser vielleicht »Momentendefizit« genannt werden könnte] $\Delta M = M_{\max} - M_k$ aufnehmen. Nach Belieben kann auch die Höhe des dritten Gurtes angenommen werden [m]. Vorübergehend soll vorausgesetzt werden, dass m bekannt ist. Auf Grund der Wirkung der im dritten Gurt entstehenden Kraft [siehe Formel 4] entsteht in dem zu verstärkenden Träger das Entlastungsmoment $M_h = m\ [H + H_n]$. In der gesuchten Grenzlage beträgt

$$\Delta M = M_h$$

In diesem Falle wird der alte Träger gerade noch entsprechen, ohne dass der dritte Gurt überdimensioniert wäre.

Werden in die aufgestellte Gleichung die Werte von M_k und M_h eingesetzt, so ist die Bedingung der Grenzlage:

$$m\ (\overline{H} + H_n) = M_{\max} - h \cdot \sigma_d \cdot F_k = \Delta M. \tag{5}$$

In dieser Gleichung ist die rechte Seite durch die Dimensionen und die Belastung des zu verstärkenden Trägers völlig bestimmt, nur die Änderung ihrer linken Seite kann frei gewählt werden. In dieser sind 3 Unbekannte:

1. m: die Höhe des dritten Gurtes,

2. $\overline{H}$: die Grösse der Vorspannung und

3. der Querschnitt der zum dritten Gurt gehörigen Stäbe, welcher zusammen mit m den Wert von H_n beeinflusst. Diese Stabquerschnitte bedeuten eigentlich nur eine einzige Unbekannte: den Querschnitt des mittleren Stabes des dritten Gurtes, der hier mit F_a bez ichnet werden soll. Wenn man diesen bestimmt hat, so können sämtliche übrigen Stäbe proportionell zu diesem bestimmt werden.

Im Zusammenhang mit dem dritten Gurt kann man noch eine Gleichung aufstellen. Die auf den dritten Gurt wirkende Kraft darf höchstens genau so gross sein, als der dritte Gurt noch eben aufnehmen kann. Wenn die Gesamtfläche des mittleren Stabes des dritten Gurtes F_a ist, dann beträgt die durch den Stab aufnehmbare Kraft.

$P = \sigma_z (F_a - \Delta)$, wobei σ_z die zulässige Beanspruchung und Δ die dem Abzug für die Nieten entsprechende Fläche ist. Da der Abzug für die Nieten immer in Prozenten der Gesamtfläche ausgedrückt werden kann, kann man für diese Kraft auch folgende Gleichung setzen:

$$P = \sigma_z (F_a - \Delta) = \alpha \cdot F_a \cdot \sigma_z .$$

α ist der Ausnützungsfaktor des Profils F, er beträgt bei gezogenem Profil etwa 0,8, bei gedrücktem Profil etwa 0,9.

In der Grenzlage muss

$$\alpha \cdot F_a \cdot \sigma_z = \overline{H} + H_n \tag{6}$$

sein.

Aus den Gleichungen 5. und 6.:

$$F_a = \frac{M_{\max} - h \cdot \sigma_d \cdot F_k}{\alpha \cdot \sigma_z \cdot m} = \frac{\Delta M}{\alpha \sigma_z \cdot m} \tag{7}$$

Auf der rechten Seite der Gleichung ist lediglich m unbekannt; durch die Bestimmung von m bekommt man also in der Grenzlage sofort auch F_a, das Profil des mittleren Stabes des dritten Gurtes. Man sieht also, dass zu jedem m ein F_a, beziehungsweise ein $H = \overline{H} + H_m$ Wert gehört. Wenn also auf irgend eine Art und Weise die Höhe des dritten Gurtes bestimmt wurde, so bestimmt die gesuchte Grenzlage auch die Grösse von $\overline{H}$, bzw. von F_a. Da das aus der beweglichen Last stammende H_n im allgemeinen kleiner ist als H, muss die Vorspannung angenommen werden, deshalb wird man es so wählen, dass die Kosten der Verstärkung möglichst klein sein werden. Da die Zahl der Arbeitsstellen durch die Annahme der Grenzstelle schon auf das Minimum vermindert wurde, so ist eine weitere Herabsetzung der Kosten der Verstärkung nur durch eine Verminderung der Herstellungskosten des dritten Gurtes zu erreichen. Da dessen ganzes Grundnetz und damit die Zahl der Arbeitsstellen gegeben sind, können die Kosten des dritten Gurtes nur mehr durch sein Gewicht beeinflusst werden. Deshalb werden die Kosten der ganzen Verstärkung in der Grenz-

lage dann am niedrigsten sein, wenn auch das Gesamtgewicht des dritten Gurtes [die Ständer mit inbegriffen] am kleinsten ist. *Im Endresultat wird daher die Grösse der Profile* $[F_a]$ *und der Vorspannung* $[H]$ *des dritten Gurtes durch die Grenzlage, die Höhe* $[m]$ *des dritten Gurtes hingegen durch das Bestreben bestimmt die Menge des Verstärkungsmaterials so gering wie möglich zu halten.* Bevor zur Bestimmung des letzteren geschritten wird, sollen kurz auch die Füllungsstäbe des zu verstärkenden Trägers, worunter man die schiefen Fachstäbe und die Pfosten zusammen versteht, behandelt werden.

4. Die Füllungsstäbe des zu verstärkenden Trägers und die Grenzlage

Vom Gesichtspunkte der Wirtschaftlichkeit der Verstärkung ist es auch wichtig, ob man in der beschriebenen Grenzlage auch die Füllungsstäbe verstärken muss, und in welchem Masse, oder ob die Grenzlage nicht auch auf diese auszudehnen ist.

Zu diesem Zweck müssen die aus der neuen Belastung resultierenden Q_{max} bestimmt werden, wie auch die durch die einzelnen Füllungsstäbe aufnehmbaren, mit der zulässigen Spannung berechneten Stabkräfte [wobei auch die Stärke des Anschlusses der Füllungsstäbe in Betracht zu ziehen ist]; aus diesen kann rückschliessend die der Tragfähigkeit des Füllungsstabes entsprechende grösste Querkraft bestimmt werden. Bei einem Ständerfachwerk zieht man den schwächeren des zusammengehörigen schiefen Fachwerkstabes und des Pfostens in Betracht. So bekommt man für jedes Feld des Fachwerkträgers die der Querkraft entsprechende Tragfähigkeit. In dem i-ten Feld soll dies $Q_{i,o}$ betragen. Eben da soll die aus der Gesamtbelastung entstehende grösste Querkraft $Q_{i,max}$ sein.

Es sei:

$$\xi_r = \frac{Q_{i,o}}{Q_{i\,max}}.$$

Wo $\xi_r > 1$, dort braucht der Fachwerkstab nicht verstärkt zu werden.

Jenes Feld, in welchem ξ_r am kleinsten ist, ist das schwächste Feld in bezug auf die Querkraft. Dieses Feld soll, von der Mitte des Trägers an gerechnet, das k-te sein. Hier soll $\Delta Q_k = Q_{k,max} - Q_{k,o}$ die massgebende Querkraftdifferenz [die auch als »Querkraftdefizit« bezeichnet werden könnte] sein.

Mit dem dritten Gurt übergibt man dem Träger eine von unten nach oben wirkende Belastung. Diese ist in allen Ständern des Verstärkungsträgers gleich gross, ihre Grösse wurde schon durch die Gleichung 3. bestimmt. Die aus diesen Entlastungskräften entstehende Querkraft beträgt laut abb. 3 *d.* im k-ten Felde

$$Q_{h,k} = (k - \tfrac{1}{2}) \cdot V$$

Wenn die Grenzlage zur Vermeidung der Verstärkung der Füllungsstäbe bestimmt werden soll, dann muss die entlastende Querkraft in dem relativ

schwächsten k-ten Felde gerade mit der Querkraftdifferenz gleich sein. In der Grenzlage beträgt daher wenn der Wert für V aus der Formel 3. eingesetzt wird :

$$Q_{h,k} = \Delta Q_k, \quad \text{bzw.} \quad Q_k = \frac{8\,m \cdot H}{n^2 \cdot a}\,(k - \tfrac{1}{2}).$$

Keiner der Füllungsstäbe muss verstärkt werden, wenn das im dritten Gurt entstehende

$$H \geqq \frac{n^2\,a\,\Delta Q_k}{8\,m(k - \tfrac{1}{2})} = H\,r.$$

Daraus kann folgende gedachte Momentendifferenz ausgerechnet werden :

$$\Delta M_{r,k} = m\,H_r = \frac{n^2\,a\,\Delta Q_k}{8\,(k - \tfrac{1}{2})}.$$

Damit wurde nunmehr auch die Querkraftdifferenz in eine Momentendifferenz umgewandelt. Die aus dem schwächsten Stab des ersten Gurtes erhaltene Momentdifferenz ist, laut Gleichung 5., ΔM. Wenn $\Delta M_{r,k} \leqq \Delta M$, dann müssen im Falle der im vorherigen Abschnitt für den ersten Gurt angegebenen Grenzlagen auch die Fachwerkstäbe nicht verstärkt werden, weil die Fachwerkstäbe relativ stärker sind, als der erste Gurt. In der Praxis ist dies nicht wahrscheinlich.

Wenn $\Delta M_{r,k} > \Delta M$, dann bleiben in der bestimmten Grenzlage noch einige Fachwerkstäbe, welche besonders verstärkt werden müssen. Wenn zwischen $\Delta M_{r,k}$ und ΔM nur ein kleiner Unterschied besteht, dann kann davon die Rede sein, die Grenzlage auch auf sämtliche Fachwerkstäbe auszudehnen. In diesem Falle muss man im weiteren überall an Stelle von ΔM den Wert $\Delta M_{r,k}$, das grösser ist als ΔM, setzen. Wenn aber der Unterschied gross ist, dann ist es Aufgabe des Konstrukteurs festzustellen, wie weit es lohnend und zweckmässig ist zu gehen. Für jedes Feld kann die gedachte Momentendifferenz des bezüglichen Feldes, wie folgt, aufgestellt werden :

$$\Delta M_{r,i} = \frac{n^2 \cdot a \cdot \Delta Q_i}{8(i - \tfrac{1}{2})}.$$

Wenn unter diesen kein grosser Unterschied besteht, dann wird es sich dafür stehen, die Grenzlage auf sämtliche Fachwerkstäbe auszudehnen, vorausgesetzt, dass diese gedachte Momentendifferenz nicht wesentlich grösser ist als die Momentdifferenz des ersten Gurtes, als ΔM. Wenn aber zwischen den $\Delta M_{r,i}$ grosse Unterschiede vorhanden sind, dann wird es zweckmässig sein, jene Fachwerkstäbe durch eine Erhöhung des Querschnittes zu verstärken, deren $\Delta M_{r,i}$ viel grösser ist, als das der übrigen, oder aber als das zum ersten Gurt gehörige ΔM. Auf die Entscheidung über diese Frage kann auch die Möglichkeit und die Art der Verstärkung der einzelnen Fachwerkstäbe einen entscheidenden Einfluss ausüben.

Es soll hier darauf aufmerksam gemacht werden, dass auch jener Fall vorkommen kann, dass die Fachwerkstäbe deshalb verstärkt werden müssen, weil infolge der im dritten Gurt entstehenden grossen Kraft H auf sie eine sehr grosse, von unten nach oben wirkende Kraft V einwirkt; diese Kraft erhöht infolge ihrer entlastenden Wirkung den absoluten Wert der Minima der Füllungsstabkräfte. Wenn diese Kraft ein Druck ist, dann wird hier wegen der Knickung das Stabkraftminimum massgebend sein, und die obigen, aus der Grösse der gedachten Momentendifferenz abgeleiteten Folgerungen werden nicht ohne weiteres Geltung haben. Dies ist auch ein Grund dafür, dass die Füllungsstabstärkungen nicht gänzlich ausgeschaltet werden können. Deshalb haben auch die ΔM_r-Werte eher eine informative Bedeutung.

Mit der Entscheidung, ob man die Grenzlage auf sämtliche Fachwerkstäbe ausdehnt oder nur auf einen Teil derselben, wurde auch entschieden, mit wie grossem ΔM_r man rechnen wird. Wenn dieses in die Gleichung 5. eingesetzt wird, stimmt die Berechnung im weiteren mit den nur auf den ersten Gurt bezüglichen Ableitungen überein. Deshalb sollen im nachstehenden die Fachwerkstäbe nicht mehr berücksichtigt und die Aufgabe im weiteren derart behandelt werden, dass man die Grenzlage nur auf den ersten Gurt ausdehnt.

5. Die Bestimmung von H_n

Dies kann auf jede, bei statisch unbestimmten Trägern übliche Art geschehen. Da auch das wirtschaftlichste m bestimmt werden soll, muss man m als Funktion von H_n aufstellen. Deshalb soll im folgenden H_n als Funktion von m und F_a aufgestellt werden. Da von der Grenzlage ausgegangen wurde, sind die weitere statische Untersuchung aller jener Teile des alten Trägers, welches stärker sind als der schwächste Bestandteil, der zur Feststellung der bei der Bestimmung von F_a angenommen Momentendifferenz zu Grunde gelegt wurde, sowie die Zeichnung von Einflusslinien, nicht notwendig.

Der dreigurtige Träger soll übrigens auf die gebräuchliche Art gelöst werden, mit dem Unterschied, dass als H_0 nicht die Einheit angenommen werden soll, sondern

$$H_0 = \frac{a \cdot n^2}{8\,m} = \frac{t}{m} - t. \tag{8}$$

Die Folge davon wird sein, dass man beim Einsetzen des Wertes von H_0 in die Gleichung 3.

$$V = \frac{8\,m \cdot H_o}{n^2 \cdot a} = 1 \text{ bekommt,}$$

Die daraus in den Stäben des Grundsystems entstehenden Stabkräfte sollen mit η bezeichnet werden.

Zu sämtlichen Stabkräften des mittleren Gurtes muss man noch H_0, die parallel zum Gurte verlaufende Komponente der am Ende des dritten Gurtes

übertragenen Kraft, dazugeben. Im mittleren Gurt ist also :

$$\bar{\eta} = \eta + H_o = \eta + \frac{t}{m}.$$

Auf die übrigen Stäbe hat H_0 keinen direkten Einfluss. In den neuen Ständern ist selbstverständlich :

$$\eta_0 = V = 1.$$

In den Stäben des dritten Gurtes beträgt also, wenn die Länge des Gurtsstabes s ist

$H_0 : \eta_s = a : s$ und infolgedessen

$$\eta_s = \frac{s}{a} H_0 = \frac{s}{a} \frac{a \cdot n^2}{8\, m} = \frac{s\, n^2}{8\, m}.$$

Die infolge der beweglichen Last in den Stäben des Grundsystems entstehenden Kräfte sollen in jener Lage der Belastung, aus welcher die Momentendifferenz ΔM berechnet wurde, mit S_p bezeichnet werden. Diese Kräfte bekommt man in den Stäben des alten Trägers so wie bei dem unverstärkten, also statisch bestimmten Träger ; in den neuen Stäben ist aber S_p überall 0.

Der dreigurtige Träger ist statisch einfach unbestimmt, zur Bestimmung der Unbekannten kann also die allgemeine Formel herangezogen werden, doch ist es zweckmässig die Summen gleich in Teile zu zerlegen, wobei $\overset{m}{\Sigma}$ die sich auf die Stabkräfte des mittleren Gurtes beziehenden Glieder, $\overset{t}{\Sigma}$ die sich auf die Stabkräfte oder übrigen Stäbe des zu verstärkenden Trägers beziehenden Glieder und $\overset{\nu}{\Sigma}$ die sich auf die Stabkräfte der Verstärkungsteile beziehenden Glieder enthalten.

$$H_n = -H_0 \frac{\overset{m}{\Sigma} \frac{1}{EF} S_p \cdot \eta \cdot s + \overset{m}{\Sigma} \frac{1}{EF} S_p \bar{\eta} \cdot s}{\overset{t}{\Sigma} \frac{1}{EF} \eta^2 \cdot s + \overset{m}{\Sigma} \frac{1}{EF} \bar{\eta}^2 \cdot s + \overset{\nu}{\Sigma} \frac{1}{EF} \eta^2 \cdot s} \tag{9}$$

Es soll angenommen werden, um besser verallgemeinern zu können, dass auch der Elastizitätsfaktor der alten und der neuen Bestandteile nicht gleich gross ist (z. B. das Material des zu verstärkenden Trägers ist Schweisseisen, das der neuen Bestandteile Fliessstahl) ; er möge bei den alten Bestandteilen E_r, bei der Verstärkung aber E_ν betragen. Es seien sämtliche Stabquerschnitte auf eine durchschnittliche Fläche F_0, wie folgt, bezogen :

$$F = \lambda \cdot F_0.$$

Das dritte Glied des Nenners soll in weitere zwei Teile zerlegt werden : auf den entsprechenden Teil der Ständer ($\overset{S}{\Sigma}$) und auf den der Stäbe des dritten Gurtes ($\overset{3}{\Sigma}$).

In bezug auf die Ständer ist $\eta = 1$; das Profil sämtlicher Stäbe ist gleichförmig, in bezug auf diese sei $\lambda = \lambda_0$. Dies kann gewöhnlich im voraus errechnet und als bekannt vorausgesetzt werden. Bei den Gurtstäben hingegen soll angenommen werden, dass das Profil der Stäbe sich der grössten Gurtkraft entsprechend ändert, dass also τ/λ konstant ist, d. i.

$$\frac{\eta}{\lambda} = \frac{\eta^a}{\lambda_a} = \frac{F}{Fa}\ \eta^a = c \tag{10}$$

wo η_a die im mittleren Stab des dritten Gurtes entstehende Stabkraft auf Wirkung von H_0 bezeichnet. Die Annahme betreffs der Querschnittflächen des dritten Gurtes bei oberem (gedrückten) dritten Gurt ist nicht ganz zutreffend, da sich hier mit der Länge des Stabes auch die zulässige Beanspruchung $[\sigma_d]$ ändert. Da zwischen den Stablängen kein grosser Unterschied besteht, bewegt sich auch die Änderung der Beanspruchungen in engen Grenzen; wenn σ_d eine durchschnittliche Beanspruchung darstellt, kann auch in diesem Falle die Gleichung 10. als annähernd gültig angesehen werden. Bei fast genauer Annäherung ergibt sich :

$$\eta_a(=)\ H_0 = \frac{a \cdot n^2}{8\, m}.$$

Daraus :

$$c = \frac{a \cdot n^2}{8\, m} \cdot \frac{F}{F_a} = \frac{t}{m} \cdot \frac{F}{F_a}.$$

Wenn diese Werte für den Wert von H_n eingesetzt werden, ist

$$H_n = -H_o \frac{\frac{1}{EF_0} \overset{t}{\Sigma}\ S_p\, \eta\, \frac{s}{\lambda} + \frac{1}{E_r F_0} \overset{m}{\Sigma}\ S_p \left(\eta + \frac{t}{m}\right) \frac{s}{\lambda}}{\frac{1}{E_r F_0} \overset{t}{\Sigma}\ \eta^2 \frac{s}{\lambda} + \frac{1}{E_r F_0} \overset{m}{\Sigma} \left(\eta + \frac{t}{m}\right)^2 \frac{s}{\lambda} + \frac{1}{E_v F_0} \frac{1}{\lambda_0} \overset{s}{\Sigma}\ s + \frac{c}{E_v F_0} \overset{3}{\Sigma}\ \eta s}. \tag{11}$$

Zuerst soll der Zähler betrachtet werden: werden die Beträge hinter dem Zeichen $\overset{m}{\Sigma}$ in zwei Σ zerlegt, so kann der Zähler, wie folgt, dargestellt werden :

$$Z = \frac{1}{E_r\, F_0} \overset{t}{\Sigma}\ S_p\ \eta \frac{s}{\lambda} + \frac{1}{E_r F_0} \overset{m}{\Sigma}\ S_p\ \eta \frac{s}{\lambda} + \frac{1}{E_r F_0} \frac{t}{m} \overset{m}{\Sigma}\ S_p\ \frac{s}{\lambda}.$$

Da die ersten zwei Glieder in einen Betrag zusammengezogen werden können, kann dieser jetzt schon auf sämtliche Stäbe des unverstärkten Trägers ausgedehnt werden. So ist denn

$$Z = \frac{1}{E_r\, F_0} \left(\overset{u}{\Sigma}\ S_p\ \eta \frac{s}{\lambda} + \frac{t}{m} \overset{m}{\Sigma}\ S_p \frac{s}{\lambda} \right)$$

wo sich die erste Summe auf sämtliche Stäbe des unverstärken Trägers, die zweite aber nur auf die Stäbe des mittleren Gurtes erstreckt. In diese Formel sollen für die vom dritten Gurt unabhängigen Glieder die folgenden Verkürzungen eingeführt werden :

$$A = \overset{u}{\Sigma} S_p \cdot \eta \frac{s}{\lambda}$$

$$A_m = \overset{m}{\Sigma} S_p \cdot \frac{s}{\lambda}.$$

Also:

$$Z = \frac{1}{E_r F_0} \left(A + \frac{t}{m} A_m\right).$$

Wenn in den Nenner der Wert für c aus der Gleichung 11. eingesetzt, weiters die Erhebung ins Quadrat durchgeführt und die Gleichung geordnet wird, sowie die Bezeichnungen

$$B = \overset{u}{\Sigma} \eta^2 \frac{s}{\lambda}, \quad B_{m_1} = \overset{m}{\Sigma} \eta^2 \cdot \frac{s}{\lambda} \text{ und } B_{m_2} = \overset{m}{\Sigma} \frac{s}{\lambda}$$

eingeführt und die gewonnenen Werte in die Formel für H_1 eingesetzt werden, ergibt sich

$$H_n = -H_0 \frac{A + \frac{t}{m} A_m}{B + \frac{2t}{m} B_{m_1} + \frac{t^2}{m^2} B_{m_2} + \frac{E_r}{E_v}\left(\frac{1}{\lambda_0} \overset{s}{\Sigma} s + \frac{F_0}{F_a} \frac{t}{m} \overset{3}{\Sigma} \eta s\right)}. \quad (12)$$

Bei diesen Formeln ist auf den Massstab und auf das Vorzeichen achtzugeben. Da zur Bestimmung der η eine Kraft von $V = 1t$ angenommen wurde, müssen sämtliche η in Tonnen ausgedrückt werden.

Ganz ähnlich wie in obigen Ausführungen geht man vor, wenn der zu verstärkende Träger ein Vollwandträger ist, aber dann sind an Stelle von A und B die auf den massiven Träger bezüglichen Werte sinngemäss einzusetzen:

$$A = \frac{F_0}{I_0} \int M_p M_0 \frac{ds}{\tau} \text{ und } B = \frac{F_0}{I_0} \int M_0^2 \frac{ds}{\tau}$$

wo $\tau = I/I_0$ die Änderung des Trägheitsmomentes des Vollwandträgers charakterisiert und M_0 das Moment bedeutet, das sich aus der in den Ständern angenommenen Kraft $V = 1{,}0\ t$ ergibt. Die Wirkung von A_m und B_m kann vernachlässigt werden, also ist $A_m = B_m = 0$, vorausgesetzt, dass — wie es üblich ist — die Achse des dritten Gurtes die Stützpunktsvertikale in der Achse des Vollwandträgers schneidet.

Die Formel 12. soll nun weiter untersucht werden. $\overset{s}{\Sigma} s$ bedeutet die Summe der Längen sämtlicher Ständer des dritten Gurtes. Dies kann auch einfach als die Funktion der Zahl der Felder (n) und von m ausgedrückt werden. Die Eckpunkte des aufgleiche Entfernung wirkenden, für gleich grosse Kräfte gezeichneten Seileckes liegen auf einer Parabel (Abb. 4/a).

Die Gleichung der Parabel ist:

$$y = \frac{4 \cdot m}{L^2} x^2 \text{ und } s = m - y = m - \frac{4m}{L^2} x^2$$

k soll bedeuten, vom wievielten Ständer von der Mitte an gerechnet die Rede ist. Diesbezüglich ist :

$$x = k\,a.$$

Dieses und den Wert von $L = n\,a$ in die Forme für y eingesetzt, ergibt sich :

$$s = m - \frac{4}{n^2}\,k^2\,.m$$

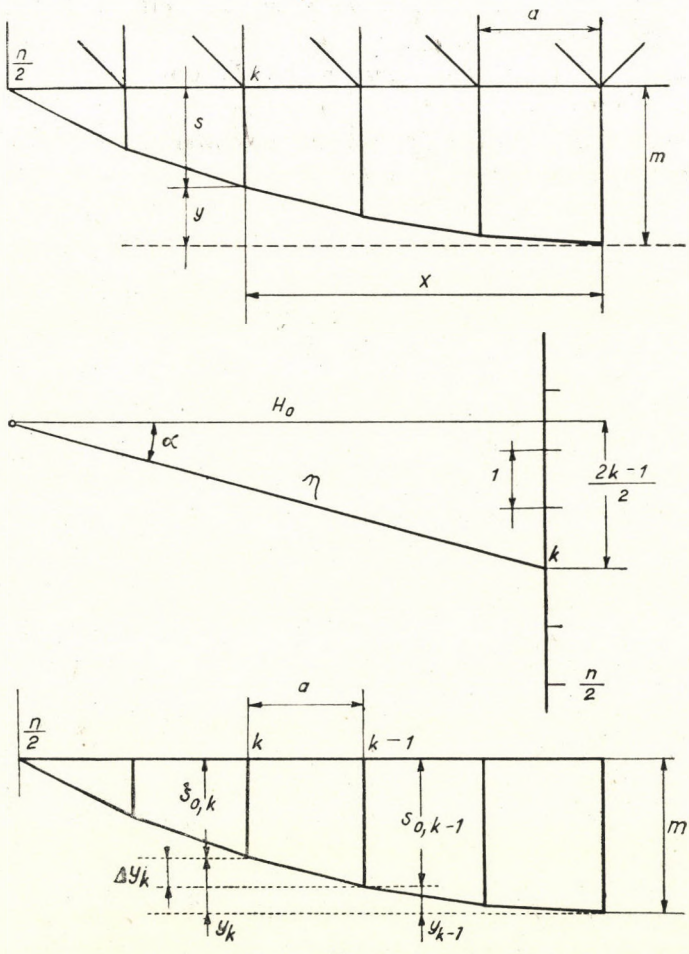


Abb. 4

Die Summierung muss auf jeden Stab ausgedehnt werden. Wegen der Symmetrie führt man die Summierung nur für die Hälfte des Trägers, für die Werte $k = 1, 2 \ldots .$ n/2, durch und den so erhaltenen Wert multipliziert man mit 2. Zu der erhaltenen Summe ist noch die Länge des mittleren Ständers, m aber nur einmal zu addieren, in welchem Fall $k = 0$ sein wird.

Die Summe beträgt daher:

$$\overset{s}{\Sigma} s = 2 \sum_{k=1}^{n/2} \left(m - \frac{4}{n^2} k^2 m \right) + m = m \left[n + 1 - \frac{8}{n^2} \sum_{k=1}^{n/2} k^2 \right].$$

Der Wert von [—] hängt lediglich von n ab und ist im Falle eines gegebenen Trägers (gegebenen n) eine bestimmte Zahl, die mit ν bezeichnet werden soll. Wenn ν, wie auch die Bezeichnung $m = \gamma \cdot L$ eingesetzt wird, bekommt man

$$\overset{s}{\Sigma}\, s = \nu\, m = \nu \cdot \gamma \cdot L. \tag{13}$$

Ebenso kann auch $\overset{3}{\Sigma}\, \eta s$ als die Funktion von m ausgedrückt werden. Da $s : a = \eta : H_0$, kann

$$\eta\, s = \frac{a\, \eta^2}{H_0} \quad \text{und} \quad \overset{3}{\Sigma}\, \eta\, s = \frac{a}{H_0} \overset{3}{\Sigma}\, \eta^2$$

stehen.

Aus dem für die Kräfte H gezeichneten Kräftepolygon (Abb. 4/*b*) ergibt sich:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{2k - 1}{2 \cdot H_0} = \frac{8(2k-1)\, m}{2\, a\, n^2}.$$

Wenn die Werte $m = \gamma L$ und $L = n\, a$ eingesetzt werden, ist

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{4\, \gamma (2k - 1)}{n}.$$

Aus der Abb. 4/*b*:

$$\eta = H_0 \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha} = \frac{H_0}{n} \sqrt{n^2 + 16 \cdot \gamma^2 \cdot (4k^2 - 4k + 1)}$$

$$\overset{3}{\Sigma}\, \eta\, s = \frac{a}{H_0} \overset{3}{\Sigma}\, \eta^2 = \frac{a\, H_0}{n} \Sigma\, [n^2 + 16\, \gamma^2 + 64\, \gamma^2\, (k^2 - k)] =$$

$$= \frac{2\, a\, H_0}{n^2} \left[\frac{n}{2} n^2 + \frac{n}{2} 16\, \gamma^2 + 64\, \gamma^2 \sum_{k=1}^{n/2} (k^2 - k) \right].$$

Wird der Wert $a \cdot n = L$ eingesetzt so erhält man:

$$\overset{3}{\Sigma}\, \eta\, s = H_0 \left[L + \frac{L}{n^2} 16\, \gamma^2 + \frac{128\, L\, \gamma^2}{n^3} \sum_{k=1}^{n/2} (k^2 - k) \right]$$

$$\overset{3}{\Sigma}\, \eta\, s = H_0\, L\, (1 + \tau\, \gamma^2) \tag{14}$$

wo

$$\tau = \frac{16}{n^2} \left[1 + \frac{8}{n} \sum_{k=1}^{n/2} (k^2 - k) \right]. \tag{14a}$$

Die Werte von ν und τ würden für die in der Praxis vorkommenden Werte von $n = 8, 10, 12, 14, 16$ ausgerechnet und in der Tabelle 1 angegeben.

TABELLE 1.

Die Bestimmung der Konstanten ν, τ, und q

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
n	k	k^2	k^2-k	$\sum_{k=1}^{n/2} k^2$	$\sum_{k=1}^{/2} (k^2-k)$	$\frac{8}{n^2}$	$n+1$	$\nu = [3]-[5]\cdot[7]$	$\frac{8}{n}\Sigma(k^2-k)$	$1+[10]$	$\tau = 2\times[7]\cdot[11]$	$q = \frac{[13]}{n}$
	1	1	0	1	0							
	2	4	2	5	2							
	3	9	6	14	8							
8	4	16	12	30	20	0,125	9	5,25	20	21	5,25	0,6562
10	5	25	20	55	40	0,080	11	6,60	32	33	5,28	0,5280
12	6	36	30	91	70	0,0555	13	7,95	46,67	47,67	5,291	0,4413
14	7	49	42	140	112	0,041	15	9,26	64	65	5,330	0,3790
16	8	64	56	204	168	0,03185	17	10,625	84	85	5,313	0,3320

Auch der Wert von $\frac{t}{m}$ soll durch γ ausgedrückt werden:

$$H_0 = \frac{t}{m} = \frac{n}{8\gamma}.$$

Werden die erhaltenen Werte in den Wert von H_n eingesetzt, so folgt

$$H_n = -\frac{n}{8\gamma} \cdot \frac{A + \frac{n}{8\gamma} A_m}{B + \frac{n}{4\gamma} B_{m_1} + \frac{n^2}{64\gamma^2} B_{m_2} + \frac{E_r}{E_v}\left[\frac{1}{\lambda_0}\nu\gamma L + \frac{F_0}{F_a}\left(\frac{n}{8\gamma}\right)^2 L(1+\tau\gamma^2)\right]}$$

$$= -\frac{8nA\gamma + n^2 A_m}{64B\gamma^2 + 16nB_{m_1}\cdot\gamma + n^2 B_{m_2} + 64\frac{E_r}{E_v}\frac{\nu L}{\lambda_0}\cdot\gamma^3 + \frac{E_r}{E_v}\cdot\frac{F_0}{F_a}Ln^2(1+\tau\gamma^2)}.$$

Für die vom dritten Gurt unabhängigen, also im voraus bestimmbaren Mengen sollen folgende Bezeichnungen angewendet werden:

$$C_1 = 8nA$$
$$C_2 = n^2 A_m$$
$$C_3 = 64 B$$
$$C_4 = 16n B_{m_1}$$
$$C_5 = n^2 B_{m_3}$$
$$C_6 = 64 \frac{E_r}{E_v}\cdot\nu\cdot L$$
$$C_7 = \frac{E_r}{E_v}\cdot F_0 \cdot L \cdot n^2$$

$$H_n = -\frac{C_1\cdot\gamma + C_2}{C_3\gamma^2 + C_4\gamma + C_5 + C_6\frac{1}{\lambda_0}\gamma^3 + \frac{1}{F_a}C_7(1+\tau\gamma^2)}. \qquad (15)$$

Somit wurde H_n als Funktion von m, bzw. von γ und F_a aufgestellt. Die Werte von $C_1 - C_7$ und τ können auf Grund der Dimensionen des zu verstärkenden Trägers bestimmt werden, während λ_0 die aus der Dimension der neuen Ständer berechenbaren und im voraus bestimmbaren Konstanten darstellen.

Vor dem Übergang zum nächsten Abschnitt soll vorerst ein Zahlenbeispiel vorgeführt werden.

Zahlenbeispiel. Das Grundnetz des zu verstärkenden Trägers zeigt Abb. 3. Auf Grund der Abbildung ist:

$a = 5{,}0$ m,
$h = 5{,}0$ m,
$L = 40{,}0$ m,
$n = 8$

Das Material des zu verstärkenden Trägers ist Schweisseisen, $E_r = 1800$ t/cm², das Verstärkungsmaterial ist Fliessstahl: $E_v = 2100$ t/cm², also beträgt

$$\frac{E_r}{E_v} = 0{,}86.$$

Auf einen Hauptträger der alten Brückenkonstruktion fällt ein Gewicht von 0,6 t/m. auf die Verstärkung eins von 0,2 t/m. Zusammen ist also

$$p_a = 0{,}8 \text{ t/m}.$$

Der Träger ist für den schwersten Lastenzug der *UIC* also für eine aus zwei Lokomotiven von 5 × 22,0 t Achslast und aus 80 t Waggons bestehenden idealen Lastenzug durch Anwendung eines unteren (gezogenen) dritten Gurtes zu verstärken. Der Schwingbeiwert sei:

$$\mu = 1{,}24 + \frac{9}{16 + L} = 1{,}4.$$

Die grössten Momente sind aus Abb. 3. *c* erschitlich. Der massgebende Gurt ist der obere. Die Oberen Gurtquerschnitte und den auf Grund dieser zu suchenden relativ schwächsten

TABELLE 2.

Die Bestimmung des verhältnismässig schwächsten Gurtstabes

Zeichen des Gurtstabes	Ft	Fh	iy	l	$\lambda = \frac{l}{iy}$	$\sigma_k = 1280—6{,}1\lambda$	$F_h\ \sigma_k$	M_x	$\xi_1 = \frac{F_h\ \sigma_k}{Mx}$
	cm²	cm²	cm	cm	—	kg/cm²	t	tm	
1—3	109,2	101,0	5,65	500	88,5	740	75,0	714,525	0,105
3—5	144,4	134,0	6,7	500	74,8	824	110,0	1892,4	0,0921
5—7	144,4	134,0	6,7	500	74,8	824	110,0	1472,125	0,0749
7—9	169,8	157,8	7,18	500	70,0	853	135,8	1564,2	0,0864

Oberen Gurtstab siehe in Tabelle 2. Der relativ schwächste Stab ist daher der mit 5—7 bezeichnete. Die dementsprechend reduzierte Gurtstabfläche ist auf Grund der Formel 2.:

$$S_k = \frac{M_k}{h} = \frac{1564{,}2}{5{,}0} = 312{,}84 \text{ t}$$

$$S_x = \frac{M_x}{h} = \frac{1472{,}125}{5{,}0} = 294{,}425 \text{ t}$$

$$F_h = \frac{312{,}84}{294{,}425} \cdot \frac{824}{853} \cdot 134{,}0 = 137{,}45 \text{ cm}^2.$$

Die durch den reduzierten mittleren Gurt aufnehmbare Kraft ist:

$S_k = 137{,}45 \times 853 = 117{,}23$ t

Das durch den alten Träger aufnehmbare Moment ist also:

$M_k = 5{,}0 \times 117{,}23$ t $= 586{,}15$ tm

Dagegen das tatsächlich wirkende grösste Moment:

$M_{max} = 1564{,}2 > 586{,}15$ tm

In der gesuchten Grenzlange beträgt das Entlastungsmoment auf Grund der Gleichung 5.:

$M_h = m\ (H + H_n) = 1564{,}2 — 586{,}15 = 978{,}05$ tm

Aus der Gleichung 6. ergibt sich, vorausgesetzt, dass $\alpha = 0{,}8$ (Zugstäbe) und $\sigma_z = 1{,}4$ t/cm^2

$$1{,}12\ F_a = \overline{H} + H_n$$

Aus den zwei Gleichungen bekommt man den auf die Grenzlage gültigen einfachen Zusammenhang:

$$F_a = \frac{978{,}05}{1{,}12\, m}.$$

Wird m bestimmt, so bekommt man sofort das dazu gehörige F_a.

Der nächste Schritt ist die Bestimmung von H_n. Dazu ist die Bestimmung der Konstanten der Gleichungen 14. bzw. 15. notwendig. Die diesbezüglichen Berechnungen werden hier weggelassen und nur die Werte der erhaltenen Konstanten mitgeteilt; in bezug auf die ausführliche Berechnung sei auf die in ungarischer Sprache erschienene Abhandlung des Verfassers [2] verwiesen.

$$\begin{aligned}
\lambda_0 &= 0{,}4 \\
C_1 &= -64 \times 83{,}464 \text{ tm} \\
C_2 &= -64 \times 4453 \text{ tm} \\
C_3 &= 64 \times 2982 \text{ m} \\
C_4 &= 64 \times 324 \text{ m} \\
C_5 &= 64 \times 43{,}6 \text{ m} \\
C_6 &= 64 \times 180{,}6 \text{ m} \\
\frac{C_6}{\lambda_0} &= 64 \times 451{,}5 \text{ m und} \\
C_7 &= 64 \times 3440 \text{ m} \cdot \text{cm}^2
\end{aligned}$$

Bei den obigen Werten sind die Kräfte in t, die Längen in m und die Stabquerschnitte in cm^2 angegeben.

Werden diese Werte in die Gleichung eingesetzt und mit 64 vereinfacht, erhält man:

$$H_m = \frac{-83{,}464\ \gamma - 4453}{2982\ \gamma^2 + 324\ \gamma + 43{,}6 + 451{,}5\ \gamma^3 + \dfrac{3440}{F_a}(1 + 5{,}25\ \gamma^2)} \tag{15a}$$

m, bzw. γ kann man nach Belieben annehmen. Einstweilen sei z. B.

$$m = 5{,}0 \text{ m}, \text{ also } \gamma = \frac{5{,}0}{40} = 0{,}125$$

dann ist $F_a = \dfrac{978{,}05}{1{,}12 \cdot 5{,}0} = 174{,}2$ cm^2 und $H_m = 101{,}5$ t.

In der Grenzlage ist

$$M\ (\overline{H} + H_n) = 978{,}05 \text{ tm}$$

In der Grenzlage und im Falle von $m = 5{,}0\ m$ ist die Vorspannung:

$$\overline{H} = \frac{978{,}5}{5{,}0} - 101{,}5 = 94{,}1 \text{ t}.$$

Das heisst, wenn man im Falle von m = 5,0 m eine Vorspannung von $\overline{H} = 94{,}1\ t$ gibt, dann muss man den ersten Gurt nicht verstärken und dabei ist auch der massgebende Gurtstab 5—7 vollständig ausgenützt.

6. *Die Bestimmung des wirtschaftlichsten m*

Nachdem der Wert H_n als Funktion von F_a und m [γ] aufgestellt wurde, soll an die Lösung der vorgesteckten Aufgabe, nämlich zur Bestimmung der

wirtschaftlichsten Höhe des Trägers [m] geschritten werden. Wie schon erwähnt wurde, wird dies von der Bedingung der Wirtschaftlichkeit bestimmt, wobei jenes m gesucht wird, bei welchem das zur Verstärkung notwendige Stahlmaterial am geringsten sein wird. Da das spezifische Gewicht des Verstärkungsmaterials überall dasselbe ist, wird man ein Minimum an Volumen des Verstärkungsmaterials zu erreichen versuchen. Dieses Volumen besteht aus zwei Teilen: 1. aus dem Volumen des Materials des dritten Gurtes und 2. aus dem des Materials der Ständer.

Das Volumen der Gurte beträgt bei Vernachlässigung der Decklaschen

$$\Sigma s_k \cdot F_k = \Sigma s_k F_a \frac{s_k}{a} = \frac{F_a}{a} \Sigma s_k^2$$

wo s_k die Länge der Gurtstäbe ist.

Das Volumen der Ständer:

$\Sigma s_0 F_0$, wo s_0 die Länge der Ständer ist.

Da sämtliche Ständerkräfte gleich gross sind, werden auch die Querschnitte der Ständer identisch sein, also ist:

$$\Sigma s_0 F_0 = F_0 \Sigma s_0.$$

Das Volumen des Verstärkungsmaterials ist also:

$$V = \frac{F_a}{a} \Sigma s_k^2 + F_0 \Sigma s_0. \tag{16}$$

Das notwendige Verstärkungsmaterial wird abhängend von der Wahl von m dann am geringsten sein, wenn

$$\frac{dV}{dn} = \frac{d}{dm} \left[\frac{F_a}{a} \Sigma s_k^2 + F_0 \Sigma s_0 \right] = 0.$$

Zur Lösung dieser Gleichung müssen Σs_k^2 und Σs_0 als Funktion von m bestimmt werden. Deswegen sollen wieder die bei der Bestimmung von ν und τ schon benützten Bezeichungen (Abb. 4/c) eingeführt werden.

Die Länge der bei dem von der Mitte an gerechneten k-ten Knotenpunkt befindlichen Ständer sei s_0, die Länge des im Feld $(k-1, k)$ befindlichen Gurtstabes s_k.

$$s_0 = m - y_k, \quad \text{wo } y_k = \frac{4m}{L^2} k^2 a^2.$$

Wird die Bezeichnung $\Delta y_k = y_k - y_{k-1}$ eingesetzt, erhält man

$$s_k^2 = a^2 + \Delta y_k^2 \quad \text{und} \quad \Sigma s_k^2 = \Sigma a^2 + \Sigma \Delta y_k^2.$$

Da sich die Summe auf n Glieder erstrecken muss, beträgt

$$\Sigma a^2 = n a^2.$$

Wird in die Formel von Δy_k der Wert von y_k eingesetzt, so ergibt sich:

$$\Delta y_k = \frac{4\,ma^2}{L^2}\,[k^2-(k-1)^2] = \frac{4\,m}{n^2}\,(2\,k-1)$$

$$\Delta y_k^2 = \frac{16\,m^2}{n^4}\,(2\,k-1)^2 = \frac{16\,m}{n^4}\,(4\,k^2-4\,k+1)$$

$$\text{und}\quad \Sigma\,\Delta y_k^2 = \frac{64\,m^2}{n^4}\,(\Sigma\,k^2-\Sigma k) + \frac{16\,m^2}{n^3}.$$

Werden weiters diese Werte in die Formel von $\Sigma\,s_k^2$ eingesetzt, bekommt man:

$$\Sigma\,s_k^2 = n\cdot a^2 + \frac{16\,m^2}{n^3} + \frac{64\,m^2}{n^4}\,(\Sigma\,k^2-\Sigma\,k).$$

Da die Summe auf sämtliche Felder auszudehnen ist, beträgt infolge der Symmetrie $\Sigma\,k^2-\Sigma\,k = 2\sum_{k=1}^{n/2}(k^2-k)$; dieser Wert wurde bereits bei der Berechnung von ν erhalten (siehe Tabelle 1.).

Es soll jetzt für das untenstehende Glied die Bezeichnung q, wie folgt, eingeführt werden

$$\frac{16}{n^3}\left[1+\frac{8}{n}\sum_{k=1}^{n/2}(k^2-k)\right] = \frac{\tau}{n} = q.$$

Wird diese Bezeichnung eingesetzt, so ergibt sich

$$\Sigma\,s_k^2 = n\,a^2 + q\,m^2 \tag{17}$$

$\Sigma\,s_0$ wurde schon in Verbindung mit der Berechnung von H_n bestimmt (siehe Gleichung 13.).

$$\Sigma\,s_0 = \nu\cdot m.$$

Werden diese Werte in die Gleichung 16. eingesetzt, so folgt:

$$V = \frac{F_a}{a}\,(n\cdot a^2 + q\,m^2) + F_0\,\nu\,m. \tag{18}$$

Hierzu müssen noch die Werte von F_a und F_0 als Funktionen von m eingesetzt werden. Diese Werte hängen davon ab, ob die Stäbe gezogen oder gedrückt sind und wie gross die zulässige Spannung ist. Bei gedrückten Stäben hängt letztere auch von der Länge der Stäbe ab, sie wird also die Funktion von m sein was die Lösung der Aufgabe scheinbar umständlich macht. Im nachstehenden soll jedoch gezeigt werden, dass die Aufgabe verhältnismässig einfach zu lösen ist. In weiterem Verlaufe muss aber bei der Lösung ein Unterschied zwischen Trägern mit gezogenem oder gedrücktem dritten Gurt gemacht werden.

A) Der dritte Gurt ist gezogen, die Ständer gedrückt

F_a wurde schon durch die Gleichung 7. bestimmt. In dieser Formel ist jetzt $\alpha = \alpha_1$, der auf gezogene Querschnitte bezügliche Ausnützungsfaktor (ca. 0,8), σ_z die zulässige Zugbeanspruchung also konstant; (z. B. möge $\sigma_z =$ $= 1{,}4$ t/cm^2 betragen).

$$F_a = \frac{\Delta M}{\alpha_1 \sigma_z m} = \frac{\Delta M}{0{,}8 \times 1{,}4 \times m} = \frac{\Delta M}{1{,}12\, m}.$$

Hier ist nur m unbekannt, weil $\triangle M$, die Momentendifferenz, gegeben ist.

Die Ständerquerschnittsfläche (F_0) ist überall gleich. Da die Stäbe gedrückt sind, wird für ihre Dimensionierung der Ständer mit der grössten Knickungslänge, also der mittlere Ständer, massgebend sein.

$\alpha F_0 = \frac{V}{\sigma_d}$, wo V die Ständerkraft und $\alpha = \alpha_2$ der auf den gedrückten Querschnitt bezügliche Ausnützungsfaktor ist (im allgemeinen 1,0 — 0,9) während σ_d die zulässige Knickspannung bezeichnet. Aus den Gleichungen 3. und 5. ergibt sich:

$$V = \frac{8\, m\, H}{n^2\, a} = \frac{8 \cdot \Delta M}{n^2\, a} \quad \text{und daraus}$$

$$F_0 = \frac{8\, \Delta M}{\alpha_2 \sigma_d\, n^2\, a}.$$

σ_d hängt natürlich von den in den Berechnungsgrundlagen für Brücken enthaltenen Vorschriften ab. Für σ_d pflegt man — besonders in der neueren Zeit — Tabellen [ω — Verfahren, usw.] anzugeben. Statt dieser kann man bei den hier behandelten Untersuchungen in recht guter Annäherung ähnliche Formeln wie die Tetmajersche Näherungsformel anwenden, welche die einfachste (lineare) Gesetzmässigkeit darstellt. Dies kann jederzeit in folgender Form aufgestellt werden:

$\sigma_d = \sigma_z - \beta \frac{s}{i}$, da bei den zu verwendenden Stäben im allgemeinen $\lambda <$ 110. So ist s hier die Stablänge und i der Trägheitsradius.

Bei dem mittleren Ständer ist daher

$$\sigma_d = \sigma_z - \beta \frac{m}{i} = \sigma_z - r \cdot m.$$

Wenn man die annähernden Dimensionen der Ständerquerschnitte im voraus berechnet, kann r bestimmt werden. Demnach:

$$F_0 = \frac{8\, \Delta M}{\alpha_2 (\sigma_z - r \cdot m)\, n^2 \cdot a}.$$

Wird dieser Wert in die Formel 18. eingesetzt, erhält man:

$$V = \frac{\Delta M}{\alpha_1 \cdot a} \left[\frac{n^2 \cdot a}{m \cdot \sigma_z} + \frac{q \cdot m}{\sigma_z} + \frac{\alpha_1}{\alpha_2} \frac{8\, \nu \cdot m}{(\sigma_z - r \cdot m)\, n^2} \right] = \frac{\Delta M}{\alpha_1\, a} f_1(m).$$

Ein Minimum wird dort sein, wo

$$\frac{d}{d\, m} f_1(m) = -n \cdot a^2 \frac{1}{m^2} + q + 8 \frac{\alpha_1}{\alpha_2} \nu \frac{\sigma_z^2}{n^2} \frac{1}{(\sigma_z - r \cdot m)^2} = 0.$$

Wird die Bezeichnung

$$p_1 = \frac{8\, \alpha_1 \cdot \nu\, \sigma_z^2}{\alpha^2\, n^2}$$

eingesetzt und die Gleichung geordnet, erhält man folgende Gleichung vierter Ordnung

$$r^2 q\, m^4 - 2\, r\, \sigma_z\, q\, m^3 - (r^2\, n\, a^2 - \sigma_z^2 q - p_1)\, m^2 + 2\, r \cdot \sigma_z\, n\, a^2\, m - \sigma_z^2\, n\, a^2 = 0 \quad (19)$$

Die Gleichung wird 4 Wurzeln haben. Von diesen sind natürlich nur die positiven reellen Werte von Interesse. Wenn mehr als einer vorhanden ist, so überzeugt man sich am schnellsten durch einfaches Einsetzen welcher, von den erhaltenen Werten das Minimum ist. Es genügt natürlich, die Gleichung nur annähernd (auf ein Zehntel genau) zu lösen. Die Art der Lösung soll hier nicht behandelt werden, da dies nichts mit der vorliegenden Aufgabe zu tun hat.

Zahlenbeispiel. Es soll nun das wirtschaftlichste m bei der im vorigen Punkte schon untersuchten Eisenkonstruktion bestimmt werden, wobei diesmal ein gezogener dritter Gurt vorausgesetzt wird. Da $\alpha = 5{,}0$ m und $n = 8$ ist, beträgt:

$$n \cdot a^2 = 200.$$

Aus der Tabelle 1. ergibt sich im Falle von $n = 8$

$$q = 0{,}6562 \text{ und } \nu = 5{,}25.$$

Daraus: $\sigma_z = 1{,}4$ t/cm², $i = 3{,}44$ cm

$$\alpha_1 = 0{,}8 \text{ und}$$

$$\alpha_2 = 0{,}9$$

weiters, wenn $\sigma_d = 1{,}4 - 0{,}00665 \cdot \lambda$

so ist $$p_1 = 1{,}1433 \text{ und } r = 0{,}155.$$

Wenn die entsprechenden Werte eingesetzt werden, erhält man
$0{,}015765\ \text{m}^4 - 0{,}2848\ \text{m}^3 - 2{,}37553\ \text{m}^2 + 86{,}8\ \text{m} - 392 = 0.$

Wie ersichtlich, ist der Koeffizient der Glieder höheren Grades in dieser Gleichung sehr klein im Verhältnis zu den anderen und so kann man, wenn man diese vorübergehend vernachlässigt, sofort den Näherungswert von n bekommen, was dann mit Hilfe der verkürzten Division kontrolliert und korrigiert werden kann. Auf diese Weise wurde auch das Ergebnis im Falle des obigen Beispiels erhalten. Diese Gleichung hat eine einzige positive reelle Wurzel, und zwar:

$$m = 5{,}95 \text{ m}, \quad \text{also} \quad \gamma = 0{,}1485\ .$$

In diesem Fall ist $$F_a = \frac{978{,}05}{1{,}12 \cdot 5{,}95} = 146{,}8 \text{ cm}^2$$

und auf Grund der Gleichung 15/a:

$$H_n = 95{,}5 \text{ t}.$$

Da $m\ (\overline{H} + 95{,}5) = 978{,}5$ tm, ist die notwendige Vorspannung:

$$\overline{H} = 68{,}9 \text{ t}.$$

Die im dritten Gurt entstehende grösste Kraft ist:

$$H_{max} = 164{,}4 \text{ t}.$$

Die Nutzfläche des dritten Gurtes ist $F_{ah} = 0{,}8 \times 146{,}8\ \text{cm}^2 = 117{,}44\ \text{cm}^2$. Man sieht, dass sie bedeutend kleiner ist, als sie in Falle von $m = 5{,}0$ m war.

Die im dritten Gurt entstehende Spannung:

$$\sigma = \frac{164{,}4 \text{ t}}{117{,}44 \text{ cm}^2} = 1400 \text{ kg/cm}^2.$$

B) Der dritte Gurt ist gedrückt, die Ständer gezogen

In diesem Falle ist die zulässige Spannung in den Ständern konstant, und so ist

$$F_0 = \frac{8 \cdot \Delta M}{\alpha_1 \sigma_z \cdot a \cdot n^2}.$$

Dagegen ist in den Gurtstäben σ_d die Funktion des Schlankheitsgrades, also

$$F_a = \frac{\Delta M}{\alpha_2 \cdot \sigma_d \cdot m}, \quad \text{wo} \quad \sigma_d = \sigma_z - \beta \frac{s_k}{i_k}$$

s_k und i_k bedeuten die Länge des Stabes, beziehungsweise seinen Trägheitsradius.

In der Wirklichkeit ändern sich sowohl s_k wie i_k von Stab zu Stab, und zwar erhöhen sie sich im Falle des gegebenen m gegen das Ende des Trägers zu. Wenn man diese als Funktion von m ausdrücken wollte, würde dies zu einer so komplizierten Funktion so hohen Grades führen, dass die Bestimmung des Minimums überaus schwierig wäre. Auch wäre die Lösung derart umständlich, dass sie für die Ingenieurpraxis mit vollem Recht als unbrauchbar bez ichnet werden müsste. Deshalb muss für eine gewisse Vereinfachung gesorgt werden. Hierzu gelangt man durch folgende Überlegung.

1. Im Falle eines gegebenen m ersetzt man das sich entlang der Länge des Trägers verändernde $\frac{s_k}{i_k}$ durch einen Durchschnittswert. Da die Stabkraft und mit ihr zusammen das Stabprofil und mit letzterem auch i_k gegen Ende des Trägers so wie s_k zuwachsen — wenn auch nicht proportionell zu jenem —, so ändert sich $\frac{s_k}{i_k}$ in sehr engen Grenzen und kann bei der Bestimmung des gesuchten Minimums durch den Durchschnitt des in der Mitte und am Ende des Trägers kalkulierbaren $\frac{s_k}{i_k}$ ersetzt werden (λ_a).

2. Im Falle, dass bei der Berechnung, ein immer anderes m genommen wird, verändert sich λ_a als trigonometrische Funktion von m, für die Praxis ist es jedoch hinreichend genau, wenn man annimmt, dass in der Nähe des Minimums annähernd

$\lambda a = \omega \cdot m$ beträgt, wo ω konstant ist. ω wird in der Weise bestimmt, dass die Werte von m_1 und m_2 weit unter und über dem zu erwartenden Werte von m berechnet werden und bei Benützung dieser und der Gleichung 7. der Querschnitt des mittleren und letzten Stabes des dritten Gurtes annähernd angenommen und schliesslich die Wer e von λa_1 bzw. von λa_2 entsprechend m_1 und m_2 bestimmt werden. Aus diesen kann wieder $\omega_1 = \frac{\lambda a_1}{m_1}$ bzw. $\omega_2 = \frac{\lambda a_2}{m_2}$ berechnet werden. Die zwei Werte werden nicht identisch sein, da die Annahme nur annähernd war. Bei der Berechnung wird man den Durchschnitt von $\omega = \frac{\omega_1 + \omega_2}{2}$ benützen. Es ist hierzu zu bemerken, dass ω immer auch von Profiltyp abhängt deshalb muss es von Fall zu Fall immer neu bestimmt werden

Wird der Wert von $\lambda_a = \omega \cdot m$ in die Formel von σ_d eingesetzt, bekommt man

$$\sigma_d = \sigma_z - \beta\, \omega_0\, m = \sigma_z - r_k\, m.$$

Wird dies in die Gleichung 18. eingesetzt, so lautet diese

$$V = \frac{\Delta M}{\alpha_2 \cdot a}\left[\frac{n \cdot a^2 + q\, m^2}{m(\sigma_z - r_k\, m)} + \frac{8\, \alpha_2 \cdot \nu \cdot m}{\sigma_z\, a_1\, n^2}\right]$$

Wird die Bezeichnung $p_2 = \dfrac{8 \cdot \alpha_2 \cdot \nu}{\sigma_z \cdot \alpha_1 \cdot n^2}$ eingesetzt, ergibt sich:

$$V = \frac{\Delta M}{\alpha_2 \cdot a}\left[\frac{n\, a^2}{m(\sigma_z - r_k\, m)} + \frac{q \cdot m}{(\sigma_z - r_k\, m)} + p_2 m\right] = \frac{\Delta M}{\alpha_2\, a} f_2\,(m)$$

Das Minimum der Funktion wird dort sein, wo

$$\frac{d\, f_2(m)}{d\, m} = -\frac{n\, a^2\,(\sigma_z - 2\, r_k\, m)}{m^2(\sigma_z - r_k\, m)^2} + \frac{2(\sigma_z - r_k\, m) + q\, r_k\, m}{(\sigma_z - r_k\, m)^2} + p_2 = 0.$$

Wird die Gleichung geordnet, bekommt man folgende ähnliche Gleichung vierter Ordnung wie Gleichung 19.

$$p_2\, r_k\, m^4 - 2\, p_2\, r_k \sigma_z\, m^3 + (q\, \sigma_z + p_2 \sigma^2)\, m^2 + 2\, n\, a^2\, r_k - n\, a^2 \sigma_z = 0. \tag{20}$$

Wenn dessen positive reelle Wurzeln bestimmt werden, so erhält man den Wert des wirtschaftlichsten m.

Zahlenbeispiel. Der Einfacheit halber soll das eben behandelte Beispiel herangezogen werden, doch soll jetzt die gegebene Eisenkonstruktion mit einem oberen dritten Gurt verstärkt werden.

Werden $m_1 = 3{,}6\ m$ und $m_2 = 8{,}0$ m, also ziemlich extreme Werte, angenommen und die Stabprofile auf Grund der Gleichung 7. annähernd bemessen, erhält man die Werte

$$\lambda_{a_1} = 50 \quad \text{und} \quad \lambda_{a_2} = 105.$$

Daraus ergibt sich $\omega_1 = \dfrac{50}{3{,}6} = 13{,}9$ und $\omega_2 = \dfrac{105}{8} = 13{,}1$ beziehungsweise $\omega = 13{,}5$ und $r_k = 0{,}09$.

Werden die in der Gleichung vorkommenden übrigen Konstanten aus dem vorherigen Beispiel übernommen, so erhält man

$$p_2 = \frac{8 \cdot 0{,}9 \cdot 5{,}25}{1{,}4 \cdot 0{,}8 \cdot 64} = 0{,}527343.$$

Werden diese Werte in die Gleichung 20. eingesetzt, ergibt sich $0{,}000427113\ \text{m}^4 - 0{,}01328796\ \text{m}^3 + 1{,}0220308\ \text{m}^2 + 36{,}0\ \text{m} - 280 = 0$. Das Ergebnis ist.

$$m = 6{,}62\ \text{m}.$$

Also ist $\gamma = \dfrac{6{,}62}{40} = 0{,}1655.$

Da $\sigma_d = 1{,}4 - 0{,}09 \times 0{,}662 = 8\ \text{t/cm}^2$, erhält man beim Einsetzen der Momentendifferenz $\triangle\ M = 978{,}5$ tm

$$F_a = \frac{978{,}05}{0{,}9 \cdot 0{,}8 \cdot 6{,}62} = 205{,}2\ \text{cm}^2$$

und wenn in die Gleichung 15. die auf den oberen Gurt bezüglichen Werte A_m und B_m eingesetzt werden

$$H_n = 98{,}5 \text{ t.}$$

Daraus die Vorspannung (aus der Gleichung 6/:) $(\overline{H} + H_n) = 978{,}5)$

$\overline{H} = 49{,}2$ t und $H_{\max} = 147{,}7$ t.

Der Nutzquerschnitt des dritten Gurtes:

$$F_{an} = 0{,}9 \times 205{,}2 = 184{,}68 \text{ cm}^2 \text{ und } \sigma = \frac{147{,}7}{184{,}68} = 800 \text{ kg/cm}^2 = \sigma_d.$$

Ganz ähnlich geht man vor, wenn es sich um die Verstärkung eines Vollwandträger mit Stegblech handelt. In diesem Falle muss man die Tragfähigkeit des Trägers und die Momentendifferenz selbstverständlich sinngemäss für den Vollwandträger feststellen und in die Formel 12. die entsprechenden Werte gemäss Formel 12/*a* einsetzen. Da dies in Verbindung mit der Grenzlage nichts Neues bedeutet, soll hier diese Frage nicht besonders behandelt werden.

Die Zahlenbeispiele zeigen, dass sich F_a gemäss dem Wert von m wesentlich ändert, also hat bei dieser Verstärkungsmethode die Bestimmung des wirtschaftlichsten m eine *grosse Bedeutung*.

II. Verstärkung durch Einbau von Zwischenstützen

Einen schwachen Träger kann man zweckmässig derart verstärken, dass man seine Spannweite durch Verwendung von Zwischenstützen teilt, wodurch die auf ihn lastenden Momente bedeutend vermindert werden. So kann z. B. ein Balken auf zwei Stützen durch Halbierung seiner Öffnung zu einem kontinuierlichen Balken auf drei Stützen umgebaut werden. Sehr oft kommt diese Verstärkungsmethode als Übergangslösung vor, wobei provisorische Stützen verwendet werden.

Vom Gesichtspunkt der Statik gibt es 3 Arten von Zwischenstützen: 1. starre, 2. eine Reaktion gegebener Grösse hervorrufende und 3. elastische.

1. *Starre Stützen.* Die neuen Verstärkungsstützen werden in Form von gemauerten oder betonierten Pfeilern, eventuell in Form von auf Betonfundamente aufgestellten Stahlsäulen eingebaut. Diese Verstärkungsart ist besonders im Falle von Träger von 15—40 m Spannweite wirtschaftlich, sie wird also hauptsächlich bei der Verstärkung von Hauptträgern angewendet. Der ursprüngliche Balken auf zwei Stützen wird nach Einbau der neuen Stütze auf eine bewegliche Last wie ein durchlaufender Träger mit drei starren Stützen arbeiten. Soll auch der ursprüngliche Hauptträger von der Eigenlast entsprechend entlastet werden, muss der zu verstärkende Hauptträger auf den neuen Stützen, vor Einbau der Lager, um soviel überhöht werden, als der durch die Eigenlast des Trägers verursachten Durchbiegung entspricht. Wenn man diese Überhöhung mit einem grösserem Werte durchführt als die durch die Eigenlast verursachte Durchbiegung beträgt, dann kommt auch hier eine Vorspannung,

eine nach oben wirkende Belastung, zustande, deren Regelung, nach Belieben vorgenommen werden kann. Theoretisch kann also auch hier von einer Grenzlage die Rede sein, bei welcher der Träger nur gerade soviel überhöht wird, dass man seine Gurte nicht zu verstärken braucht. In der Grenzlage soll die auf den Träger nach oben wirkende Kraft (Q) so gross sein, dass das Entlastungsmoment mit der Momentendifferenz gleich ist.

$$\frac{QL}{4} = \Delta M.$$

Wenn die Kraft $P_0 = 1{,}0\ t$, die auf die Mitte des zu verstärkenden Trägers wirkt, eine Durchbiegung e_0 des mittleren Punktes verursacht, dann muss der Wert der Überhöhung der Träger bei den neuen Lagern $\Delta s = \frac{Q}{P_0} e_0$ betragen.

Mit dieser Überhöhung kann man im allgemeinen nur die Verstärkung des Gurtes vermeiden, denn in der Praxis pflegt es immer so zu sein, dass — wenn auch nichts anderes — so doch der Ständer oberhalb der neuen Stützung und eventuell die zwei benachbarten Füllungsstäbe verstärkt werden müssen.

Bei der geschilderten Verstärkung haben die Vorspannung und daher die Grenzlage im allgemeinen keine praktische Bedeutung, weil die Halbierung der Stützweite im allgemeinen eine derart grosse Verstärkung bedeutet, dass damit die Verstärkung der Gurte immer vermieden werden kann. Dabei muss man mit dieser Art der Verstärkung auch vorsichtig umgehen, weil ein bei der Bestimmung von $\triangle s$ bzw. e_0, beziehungsweise bei der Ausführung einer $\triangle s$ entsprechenden Überhöhung gemachter kleiner Fehler eine grosse innere Spannung verursacht ; der Träger ist gegenüber $\triangle s$ sehr empfindlich.

2. Stützen, die eine Reaktion von gegebener Grösse ausüben. Eine Stütze, die eine Reaktion gegebener Grösse verursacht, kann bei provisorischen Verstärkungen, bei Übergangslösungen, angewendet werden. Das Material der provisorischen Stützen ist auch bei der Verstärkung von Eisenbrücken gewöhnlich Holz. Die Formänderung des Holzes ist infolge der darauf wirkenden Last im Verhältnis zur Durchbiegung des gestützten Eisenträgers gewöhnlich sehr gross, was die Wirkung der Stütze ausserordentlich vermindert und deshalb ist das Kräftespiel solcher Stützen, beziehungsweise Verstärkungen, sehr unsicher und die Berechnung des verstärkten Trägers unzuverlässig. Um das zu vermeiden, können die provisorischen Stützen durch Einbau von Hebelarmen oder durch andere Einrichtungen so konstruiert werden, dass sie eine Reaktionskraft von einer im voraus bestimmten Grösse Q ausüben. Wenn Q bekannt ist, kann auch die Entlastung des Trägers und sein Kräftespiel genau bestimmt werden, und der verstärkte Träger bleibt statisch bestimmt. Q ist eigentlich nicht eine von der Belastung abhängende Reaktion, sondern eine gegebene, nach oben wirkende Belastungskraft. Die Bestimmung des Gegengewichts, $[P]$ das durch das Q hervorgerufen wird, kann nach Belieben erfolgen, seine

Grösse kann innerhalb gewisser Grenzen verändert werden. Es taucht also die Frage der Grenzlage hier wieder auf. Welches ist die Minimalkraft Q, die zur Entlastung des Trägers notwendig ist? Die Aufgabe kann sehr einfach gelöst werden, da der Träger statisch bestimmt ist.

Das aus den Dimensionen der Querschnitte des Trägers mit der zulässigen Spannung berechenbare Moment soll mit M_0, das aus der Gesamtbelastung entstehende Moment mit M bezeichnet werden.

$M > M_0$, also der Träger muss verstärkt werden. Das notwendige Entlastungsmoment ist gleich der Momentendifferenz

$$\triangle M = M - M_0 .$$

Die Zwischenstütze wird gerade unter die Mitte des Trägers gesetzt ; das durch die Reaktion bewirkte Entlastungsmoment ist also

$M_t = \frac{QL}{4}$, wenn L die ursprüngliche Spannweite des Trägers ist.

In der Grenzlage ist gerade

$$M = \triangle M$$

Daraus kann Q einfach bestimmt werden. Es ist zu bemerken, dass, wenn die tatsächliche Stützungskraft gleich gross oder grösser ist, als die so berechnete Kraft Q, dadurch noch nicht ausgeschlossen wird, dass man nicht auch noch den Träger auf die Querkraft, also den Ständer oberhalb der neuen Stütze und die benachbarten Füllungsstäbe verstärken müsse.

3. *Elastische Stützen.* Die elastischen Mittelstützen nehmen vom Gesichtspunkt der Statik eine Stellung zwischen den unter 1. und 2. beschrieben Stützen ein. Die durch die neue Stütze verursachte Reaktion hängt von ihrer elastischen Formänderung ab.

Weshalb werden solche Stützen angewendet? Es soll angenommen werden, dass die starre Stütze den zu verstärkenden Träger überflüssig entlastet. Dagegen ist es denkbar, dass statt einer starren Stütze eine elastische Stütze billiger eingebaut und dass dabei Material eingespart werden kann, wenn sie mit einem möglichst kleinem Profil angefertigt wird. Auf diesen Fall haben die nachstehenden Ausführungen Bezug.

Mit der Verminderung des Profils der elastischen Stütze wird sich die elastische Formänderung der Stütze erhöhen und damit wird sich die dort entstehende Reaktion vermindern und mit ihr die Entlastung des zu verstärkenden Trägers. Irgendwo befindet sich also eine Grenzlage, welche im Interesse der Wirtschaftlichkeit der Durchführung der Verstärkung gesucht werden muss.

Der Einfachheit halber soll einstweilen angenommen werden, dass ein Balken auf zwei Stützen in der Mitte durch eine Feder verursachte Reaktion ist :

$$Q = \frac{e}{e_0} \tag{21}$$

wo e die tatsächliche Zusammendrückung der Feder und e_0 die Zusammendrückung der Feder unter Einwirkung der Einheitskraft bezeichnet, vorausgesetzt, dass Q wenigstens in der untersuchten Umgebung proportionell zu e ist.

Vorausgesetzt, dass sich die Stelle des grössten Moments nicht ändert *[Abb. 5.]*, soll die Feder solange geschwächt werden, bis

$$M_t = M - M_0$$

beträgt. Das auf den elastisch gestützten Träger wirkende Moment

$$M - M_t = M_0$$

ist also gleich der Tragfähigkeit des Trägers. Auch hier steht man einer Aufgabe

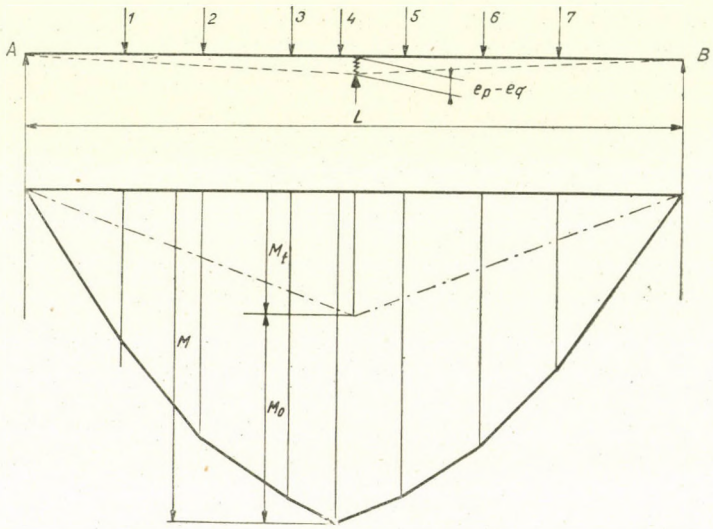


Abb. 5

der Grenzlage gegenüber. Der nach Belieben veränderbare Faktor ist: e_0, die Stärke der Feder. Im Endresultat hängt M_1 von diesem ab. Im vorliegenden Falle besteht aber das Suchen der Grenzlage nicht in der Bestimmung des Minimalwertes, sondern in der Feststellung des Zusammenhanges zwischen Q und e.

Es soll angenommen werden, dass die Durchbiegung des mittleren Punktes des zu verstärkenden Trägers infolge der Einwirkung der Belastungskräfte vor dem Einbau der Stütze e_p war. Die Durchbiegung des gleichen Punktes nach oben auf die Wirkung einer von unten nach oben wirkenden Kraft Q ist e_q, wo im Falle eines konstanten Trägheitsmomentes $[I]$

$$e_q = \frac{Q\,L^3}{48\,E\,I}.$$

Die tatsächliche Zusammendrückung der Feder ist auf Grund der Gleichung 21.:

$$e = e_p - e_q = Q\,e_0\,.$$

Wird der Wert von e_q eingesetzt und Q ausgedrückt, z. B. einem Träger mit konstantem Querschnitt, erhält man:

$$Q = \frac{e_p}{e_0 + 48\, L^3\, E\, I}\,.$$

Vorausgesetzt, dass sich infolge der neuen Stütze die Stelle des grössten Momentes nicht geändert hat, ergibt sich

$$M_t = \frac{QL}{4} = \frac{e_p\, L}{4\, e_0 + \dfrac{L^3}{12\, EI}} = M - M_0$$

woraus

$$e_0 = \frac{12\, EI\, e_p L - (M - M_0)\, L^3}{48\, EI(M - M_0)}\,. \qquad (22)$$

Die Aufgabe ist: eine Feder zu konstruieren, welche auf die Wirkung einer Kraft von der Grösse Teins um dieses e_0 zusammengedrückt wird. Wenn der Träger mit dieser Feder unterstützt wird, so ist die Grenzlage hergestellt. Insoferne

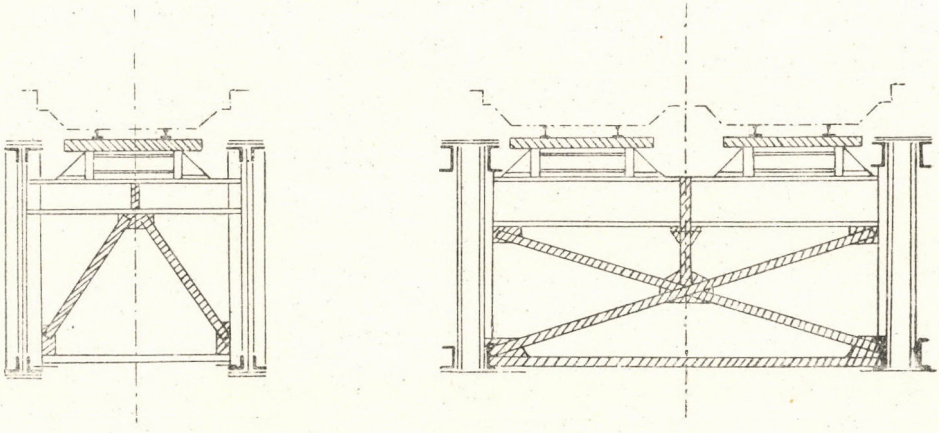


Abb. 6

sich infolge des Einbaues der Feder die Stelle des grössten Momentes ändert [sie kommt von der Mitte der ursprünglichen Öffnung in die Mitte der halbierten Öffnung zu liegen], muss die Aufgabe dementsprechend gelöst werden. Es handelt sich hierbei nur um das Aufstellen einfacher statischer Werte, deshalb erübrigt es sich, diese Frage hier ausführlicher zu besprechen. Elastische Stützen verwendet man hauptsächlich bei der Verstärkung von Fahrbahnträgern. So ergibt sich eine Lage, die ganz ähnlich zu der im früheren Beispiel ist, wenn man die Querträger einer Eisenbahndeckbrücke mit obenliegender Fahrbahn durch Einbau einer schwachen Zwischenstütze verstärkt *[Abb. 6.]*. Sehr wichtig ist das möglichst genaue Bestimmen der elastischen Formänderung der Unter-

stützung. Selbstverständlich muss nur die Verschiebung der Zwischenstütze im Verhältnis zu den Seitenstützen in Betracht gezogen werden, weil sich infolge der Durchbiegung des Hauptträgers der ganze Querträger ohne Verformung verschiebt, diese Durchbiegung hat also auf die Reaktion keinen Einfluss.

Mit der Teilung der Spannweite der Querträger verstärkt man nur den Querträger, wenn man hingegen die Spannweite der Längsträger halbiert, so verstärkt man nicht nur die Längsträger, sondern auch die Querträger, weil man dadurch die auf den Querträger wirkende Last vermindert. Auf diese Weise haben die Ungarischen Staatsbahnen in den dreissiger Jahren die Fahrbahnkonstruktion der seither im zweiten Weltkriege gesprengten Donaubrücke bei Ujpest verstärkt.

Bei dieser Verstärkung wurde die Spannweite der Längsträger durch Einbau von Zwischensystemen halbiert, und in den neuen Knotenpunkten ein leichter Fachwerkquerträger angebracht, welcher den alten Längsträger in dessen Mitte unterstützt. Im Interesse der Gewichtsverminderung der neuen Querträger war es erwünscht, ihre Abmessungen so zu wählen, dass die alten Fachwerkträger durch sie lediglich insoweit entlastet wurden, als notwendig war, dass der verhältnismässig schwächste von ihnen noch gänzlich ausgenützt wurde. Es liegt hier wieder ein Suchen nach der Grenzlage vor. Die Aufgabe ist aber diesmal viel komplizierter, als dass man sie durch die Berechnung eines einfachen Minimums lösen könnte.

Der neue Querträger ist am Anfang der Berechnung noch gänzlich unbekannt. Seine Dimensionen hängen von der auf ihn wirkenden Last, also von der Reaktion des elastisch unterstützten Längsträgers, und diese wieder von der Nachgiebigkeit des neuen Querträgers, also von seinen Dimensionen ab. Die auf den neuen Querträger wirkende Last ist daher statisch unbestimmt. Dabei muss der neue Querträger nicht nur der Festigkeitsbedingung $[\sigma < \sigma_d]$, sondern auch einer Verformungsbedingung entsprechen. Seine Formänderung muss so beschaffen sein, dass sie der gesuchten Grenzlage entspricht. Diese Aufgabe kann nur durch wiederholtes Probieren gelöst werden. Bei der Ujpester Donaubrücke ist es gelungen, dies insoweit zu erreichen, als zur gleichen Zeit, als die Abmessungen des neuen Querträgers der Grenzlage gänzlich entsprechen, weil der alte ohne Verstärkung eben gänzlich ausgenützt ist, die in dem oberen gedrückten Gurt des Querträgers entstehende grösste Spannung $\sigma = 1180$ kg/cm^2 beträgt [zulässig ist $\sigma_d = 1227$ kg/cm^2], also ist auch der neue Querträger beinahe vollkommen ausgenützt.

Die Längsträger müssen also als durchlaufende Träger mit elastischen Stützen berechnet werden. Da es sich hier um das Suchen einer Grenzlage handelt, muss zuerst festgestellt werden, welcher der frei wählbare Faktor ist. Da die Längs- und die alten Querträger gegeben sind, können nur die Dimensionen des neuen Querträgers innerhalb jener Grenzen verändert werden, welche durch den zur Verfügung stehenden Raum und die Möglichkeit der Montierung gegeben

sind. Die Dimensionen des neuen Querträgers bestimmen das Mass der Elastizität der durch sie gebildeten Stützen. Bei einem durchlaufendem Träger mit elastischen Stützen wird die Elastitzität der Stützen durch die Verschiebung des Trägers durch eine Kraft von Grösse Eins ausgedrückt. In dem gegebenen Falle sind zwei infolge der Symmetrie immer gleich belastete Längsträger vorhanden ; die in der Achse des Längsträgers gemessene Durchbiegung des Querträgers, sei s, wenn auf ihn der Achse der beiden Längsträger die Einheitskräfte wirken [*Abb. 7.*]. Im folgenden wird mit diesem Wert s die Nachgiebigkeit des Querträgers, bezeichnet [dagegen ist $^1/_s$ die Steifigkeit des Querträgers].

Beim Suchen der Grenzlage wird also der frei wählbare Faktor die Nachgiebigkeit des neuen Querträgers sein [s].

Die Aufgabe ist daher, jene Querträgernachgiebigkeit s zu bestimmen, bei welcher im Falle des Einbaues von entsprechenden neuen Querträger die

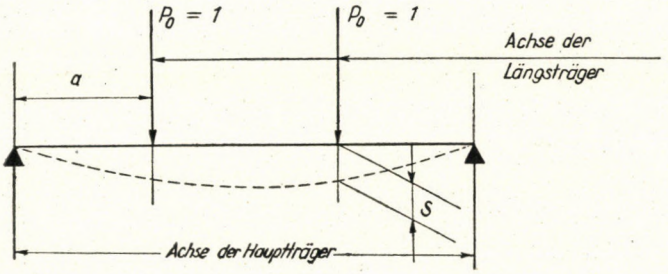


Abb. 7

alten Querträger, eventuell deren Verbindungen, nicht mehr verstärkt werden müssen.

Da aber der elastisch unterstützte durchlaufende Träger nur dann gelöst werden kann, wenn der Federkoeffizient der Stützen [s], den man ja eben sucht, bekannt ist, so kann diese Extremwertaufgabe nur durch sukzessive Annäherung gelöst werden. Hierbei werden mehrere s angenommen und dazu die fraglichen Momentenwerte bestimmt, sodann werden diese entsprechend aufgetragen, und schliesslich wird mit Hilfe der »regula falsi«, der zur Grenzlage gehörende s-Wert bestimmt. Da die Verstärkung der Donaubrücke bei Ujpest vom Verfasser schon ein anderes Mal ausführlich geschildert wurde [4], soll hier diese Frage nicht behandelt werden.

Der aufgeworfene Gedanke, das Suchen der Grenzlage, kann selbstverständlich nicht nur bei den angeführten Beispielen, sondern auch bei den meisten Verstärkungen gemischten Systems im Interesse der wirtschaftlichsten Lösung angewendet werden. So soll hier die Verstärkung durch Einbau von neuen Hauptträgern oder die Verstärkung der Hauptträger mit Hilfe von unter ihnen eingebauten elastischen Bogen erwähnt werden. Diese Fälle sollen aber hier nicht behandelt, sondern hier ledig-

lich darauf hingewiesen werden, dass es immer die duch den Konstrukteur im voraus bestimmte Grösse der elastischen Formänderungen oder das Hineintragen einer gewissen Vorspannung in die Konstruktion ist, wodurch das Kräftespiel der Verstärkung zielbewusst geregelt und dadurch die gewünschte Grenzlage hergestellt werden werden kann. Das Suchen der Grenzlage wird vielleicht bei der Berechnung eine Mehrarbeit verursachen, aber diese wird wieder bei den Kosten der Vestärkungsarbeit ausgeglichen. Von diesem Plus an Rechenarbeit wird übrigens kein einziger Brückenverstärker von echtem Schrot und Korn zurückschrecken, weil ihn die zielbewusste Lösung der Aufgabe reizen wird.

Vorliegendes Studium hat ihr gesetztes Ziel vollkommen erreicht, wenn es ihr gelungen ist, mit der Einführung des Begriffes der Grenzlage die Aufmerksamkeit auf einzelne, bei den Brückenverstärkungen bisher vernachlässigte Gesichtspunkte zu lenken und zur zielbewussten Lösung der Aufgaben beizutragen.

SCHRIFTTUM

1. *Dr. Ing. K. Schaechterle:* Verstärkung, Umbau und Auswechslung von Eisenbahnbrücken. Berlin 1926.

2. *Dr. Ing. I. Korányi:* Határhelyzetek vashidak vegyes rendszerű erősítéseinél. Értekezések és beszámolók a műszaki és gazdaságtudományok köréből. (Grenzlage bei der Verstärkung der Eisenbrücken gemischten Systems. Abhandlungen und Berichte aus den Gebieten der technischen und ökonomischen Wissenschaften), Budapest, 1943.

3. *E. Lubin:* Schweizerische Bauzeitung. Band XXXVIII. 1901. No. 4.

4. *Dr. Ing. Imre Korányi:* Die Verstärkung der Fahrbahnträger der Eisenbahnbrücke über die Donau bei Ujpest. Die Bautechnik. Jahrgang 1934. No. 18. und 19.

ZUSAMMENFASSUNG

Der Verfasser unterscheidet die Verstärkungsmethoden zur Erhöhung der Tragfähigkeit von Brücken je nachdem, ob die Verstärkung durch die Erhöhung der Fläche der Trägerelemente, durch die Erhöhung der zulässigen Spannungen oder durch die Veränderung des Kräftespieles der Brücke durchgeführt wird. Diese Methoden werden gewöhnlich gemischt angewendet. Bei den Verstärkungen gemischten Systems ist es meistens der Fall, dass bei dem nach einer der Methoden verstärkten Teil einer der Faktoren frei verändert werden kann. Durch eine entsprechende Wahl dieses Faktors kann eine derartige *Grenzlage* herbeigeführt werden, bei welcher die Verstärkung nach der anderen Methode entweder ganz überflüssig wird oder zumindest eine grosse Anzahl von Arbeitsstellen ausfällt. Da bei der Verstärkungsarbeit die Arbeit auf der Baustelle den gewichtigsten Kostenfaktor darstellt, verbilligt sich mit der Einsparung an Arbeitstellen die Verstärkungsarbeit in sprunghafter Weise. Die wirtschaftlichste Verstärkung wird sich also in der Grenzlage ergeben. Der Verfasser führt ihre Bestimmung in zwei Beispielen vor: 1. beim Einbau und bei der Vorspannung eines dritten Gurtes und 2. im Falle einer Verstärkung durch Zwischenstützen.

ПОВЫШЕНИЕ ГРУЗОПОДЪЕМНОСТИ МОСТОВ

И. Корани

Резюме

Автор различает способы повышения грузоподъемности соответственно метода изменения, а именно: путем увеличения площади несущих элементов, увеличения допустимых напряжений или путем изменения рабусилия. Эти методы в большинстве случаев применяюстя комбинированно. При комбинированных методах повышения грузоподъ'емности в большинстве случаев возникает такое положение, что при укрепля

ющей части, при одном из способов укрепления, какой-то фактор может быть свободно изменен. При соответствующем выборе этого можно создать такое предельное положение, при котором укрепление по другому методу становится или совершенно лишним, или же во всяком случае большая част рабочих мест становится лишней. Так как при работе по повышению грузоподъемности мостов производимые на месте работы требуют наибольшую часть затрачиваемых средств, уменьшением числа рабочих мест, можно скачкообразно сократить затрату средств. Следовательно, повыщение грузоподьемности при предельном положении является экономически наиболее выгодным. Автор приводит для иллюстрации примеры укрепления следующим путем: 1 установкой и предварительным напряжением дополнительного третьего пояса и 2. средней опорой.

DAS SOPRONER RICHTUNGSFIXIERGERÄT*)

A. TÁRCZY-HORNOCH

Eingegangen am 23. Sept. 1951.

Der bevorstehende Bau einer Anzahl von Tunnels und Grundstollen, deren Vortrieb grosse Absteckgenauigkeit erfordert, sowie der Bau der Budapester Schnellbahn liess die Untersuchung der Frage als dringlich erscheinen, ob die Geodäsie oder Markscheidekunst über eine Einrichtung verfügt, mit deren Hilfe sich die durch das Instrument angezeigte Richtung mit der erforderlichen hohen Genauigkeit im Stollen, bezw. im Tunnel fixieren lässt. Das Aufwerfen dieser Frage erschien nicht nur als zeitgemäss, sondern auch als notwendig und sollten sich die zur Verfügung stehenden Geräte der gestellten Aufgabe als nicht voll gewachsen erweisen, so war es unsere Pflicht, eine zufriedenstellende Lösung der Aufgabe zu versuchen.

Zunächst war zu untersuchen, in welcher Art und Weise das Abstecken der Achse bisher geschah. Die mathematische Seite der Absteckung von Tunnelachsen, die Untersuchung der Genauigkeitsfragen und der günstigsten Gewichtsverteilung, sowohl im Falle von Polygonzügen, wie von Dreiecksnetzen, wurde in unseren früheren Untersuchungen [1, 2, 3, 4] bereits ausführlich behandelt, kann daher als bekannt vorausgesetzt werden. Als Folge dieser früheren Untersuchungen erscheint die technisch zu lösende Aufgabe in der Regel in der Form, dass die Achse des Tunnels einem entsprechend berechneten, bzw. zahlenmässig gegebenen Winkel gemäss abzustecken ist, so zwar, dass die in Rede stehende Achse mit einer andern gegebenen Richtung den besagten Winkel einschliesst.

Die technischen Schwierigkeiten beginnen mit der Tatsache, dass die zur Verfügung stehenden Instrumente eine genaue *Messung* eines Winkels (z. B. durch mehrfaches Messen) in der Regel in weit höherem Masse zulassen, als das genaue Abstecken eines zahlenmässig angegebenen Winkels. Dies trifft nicht nur für die älteren Repetitionstheodolite zu, sondern auch für neuere Theodolite von grösserer Ables genauigkeit. Zieht man ferner die bei einer Fernrohrlage verbleibenden Instrumentalfehler, insbesondere Achsenfehler in Betracht, so wird klar, dass das Abstecken in einer einzigen Fernrohrlage grösseren Genauigkeitsansprüchen nicht zu entsprechen vermag, vielmehr das Abstecken des angegebenen Winkels in zwei Fernrohrlagen vorzunehmen ist. Bei Absteckungen von grösserer Genauigkeit ist sodann der Mittelwert der beiden Lagen noch durch mehrfaches Messen nachzuprüfen und der aus den

* In ungarischer Sprache veröffentlicht in »Mélyépítéstudományi Szemle« (Umschau für Tiefbaukunde) Bd. I., Jg. 1951. S. 209/215. und Bányászati Lapok, Jg. 1951. S. 130-136.

beiden Fernrohrlagen sich ergebende Mittelwert der sich eventuell zeigenden kleinen Winkelabweichung entsprechend um eine der fraglichen Seitenlänge entsprechenden Bogenlänge noch weiter zu verbessern. Das Abstecken in zwei Fernrohrlagen kann vermieden werden, wenn man den abgesteckten Winkel nachträglich in zwei Fernrohrlagen bestimmt und den abgesteckten Punkt der sich zeigenden Winkelabweichung entsprechend verschiebt. In der Sowjetunion ist das Abstecken sowohl in zwei Fernrohrlagen, wie auch in einer Lage gebräuchlich [5].

Es erhebt sich nunmehr die Frage, wie können wir die beiden, den zwei verschiedenen Fernrohrlagen entsprechenden Punkte in der Achse des Tunnels oder des Stollens, bzw. wie deren mittlere Lage und gegebenenfalls die erforderliche Verschiebung bestimmen und sicherstellen. Alle diese Operationen sind offenbar von wesentlichem Einfluss auf die erreichbare Genauigkeit.

Die Literatur der Markscheidekunst behandelt die in Rede stehende Frage ziemlich stiefmütterlich.

Einer der ersten, die sich mit der Frage befasst haben, war vor mehr als hundert Jahren Lang von Hanstadt, Professor an der Bergakademie zu Schemnitz. Obwohl seine Lösung des Absteckproblems noch Kompassmessung voraussetzt [6], so enthalten seine Schriften manche wertvolle Angabe auch in bezug auf die Frage, wie das Abstecken bis dahin im allgemeinen vorgenommen wurde: in der gleichen Weise, wie heute noch in Fällen üblich, wo keine hohen Genauigkeitsanforderungen gestellt werden, nämlich durch Einschlagen eines mit einem Schnurlot versehenen Nagels in der betreffenden Richtung. Statt dieser Methode empfiehlt Lang ein genaueres Verfahren, wobei er zwecks weiterer Vortragung der Richtung auf einer in der Nähe des Firstes angebrachten Spreize eine Lampe der Richtung entsprechend einweist und hernach ein Hilfsschnurlot unterhalb der Flamme an der Spreize befestigt. Nach dem Einweisen eines zweiten Hilfsschnurlotes spannt Lang neben den beiden Hilfsschnurloten eine Schnur aus und projiziert der Schnur entsprechend zwei endgültige Punkte auf den First. Warum er nicht sogleich die beiden Hilfsschnurlote aufprojiziert, begründet Lang nicht; es ist anzunehmen, dass er das Einweisen an der Spreize für leichter hielt und die unmittelbare Übertragung von der Spreize auf den First für weniger genau. Hingegen hat er die Berührung der ausgespannten Schnur durch die beiden Schnurlote derart bewerkstelligt, dass er den stärkeren Fixpunktnagel nicht lotrecht, sondern schräg in den First einschlug; hierdurch liess sich die Schnur des Lotes durch weiteres Einschlagen des Nagels der ausgespannten Schnur entsprechend annähern. Ein etwaiges übermässiges Einschlagen führt allerdings zu Unannehmlichkeiten, wovor Lang auch ausdrücklich warnt. Obwohl wir Langs Vorgehen — besonders bei Messung mittels der Theodolite — nicht anempfehlen können, wollten wir die Methode nicht unerwähnt lassen, zumal bestimmte Züge derselben auch im weiteren eine Rolle spielen werden.

Mit der Bezeichnung der Absteckrichtung bei Theodolitmessungen unter Tage hat sich unseres Wissens zuerst, wenn auch nur ganz kurz, Weisbach [7] im Jahre 1859 beschäftigt. Zu diesem Zwecke hat er eine besondere Fixpunktschraube angegeben *(Abb. 1.)*, bei der die Schnur durch eine exzentrisch angeordnete Bohrung aufgenommen wird, wobei — innerhalb der durch die Exzentrizität festgesetzten Grenzen — das Schnurlot und dessen Schnur durch

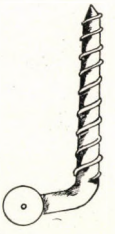


Abb. 1. Weisbach'sche Fixpunkschtraube zum Abstecken von Stollenachsen

Verdrehen der Fixpunktschraube in die durch das Fernrohr des Theodolits angegebene Richtung gebracht werden können. Weisbach lässt jedoch die Fragen unbeantwortet, die sich auf die Art und Weise des Absteckens in zwei Fernrohrlagen und auf die Art der Bestimmung des Mittelwertes beziehen, sowie auch die Frage nach den Sicherungen gegen eine nachträgliche Verdrehung der eingewiesenen Schraube.

Borchers geht bei der Fixierung der abgesteckten Richtung schon weiter [8] und widmet dieser Frage ein besonderes Kapitel. Er nimmt das Abstecken bereits in zwei Lagen vor, bezeichnet jedoch die Richtung nicht unmittelbar am First, sondern ähnlich wie Lang, an zwei hintereinander liegenden Spreizen *(Abb. 2.)*. Er halbiert an den Spreizen die aus den zwei Fernrohrlagen erhaltenen Werte, verbindet die beiden Halbierungspunkte mit einer

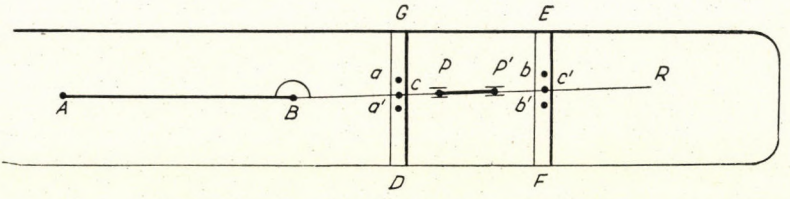


Abb. 2. Abstecken der Stollenachse nach Borchers

Schnur, und befestigt dann am First zwei Punkte derart, dass die Lotschnüre die ausgespannte Schnur genau berühren. Schliesslich kontrolliert er die Schnüre der beiden Lote auch mittels des Theodolits. Im Falle höherer Genauigkeitsanforderungen misst Borchers nachher noch den Absteckwinkel mehrfach (nach der Repetitionsmethode) und verschiebt die Punkte auf den Spreizen gemäss der etwa konstatierten Winkelabweichung. Sodann überträgt Borchers mit Hilfe der ausgespannten Schnur — wie oben — zwei fixierte Punkte auf den First. Im Falle grösserer Ziellängen wird das Verfahren mittels Weiter-

versetzung der Spreizen wiederholt. Das Borchers'sche Verfahren bedeutet zweifellos einen Fortschritt, wenn auch das Ausspannen der Schnur und die mittels derselben erfolgende Bestimmung der endgültigen Punkte am First bedeutende Fehlerquellen in sich schliessen können.

An dieser Stelle sei erwähnt, dass späterhin die von Borchers vorgeschlagene, im First zu unterbringende Krampe *(Abb. 3.)* eine andersweitige vorteilhaftere Verwendung fand und zwar derart, dass man die Richtungen der beiden Fernrohrlagen an der Krampe durch je einen Ritz bezeichnete und am Halbierungspunkt eine lotrechte Bohrung zur Aufnahme der Lotschnur in die Krampe trieb. Zwar sind das Ritzen von Metall und das Anbohren einer eingeschlagenen Krampe nicht gerade Operationen, die in der Grube bequem und genau ausgeführt werden können, doch bietet die Methode den grossen Vorteil, dass sie den, beim Loten auf den First auftretenden bedeutenden Fehler, mit dem die früheren Methoden behaftet waren, vollständig ausschaltet. Infolgedessen wird das Verfahren ungeachtet seiner Unbequemlichkeiten auch heute noch ziemlich oft angewandt.

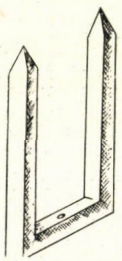


Abb. 3. Die Borcherssche Krampe

Als eine originelle Lösung kann das Schemnitzer Richtungsfixiergerät von Szentistványi angesehen werden [9], das der Erfinder besonders für den Gebrauch in Gruben mit schlagenden Wettern empfiehlt.

Das Abstecken erfolgt hier wiederum auf einem starken, im Stollen quer ausgespannten Pfosten oder Balken, auf dem das Fixiergerät der ungefähren Richtung entsprechend angebracht, durch Unterlegen von Holzkeilen horizontiert und mittels zweier Schrauben befestigt wird. Ein wichtiges Zubehör des Gerätes bildet die elektrische Glühbirne v, die mittels einer schlittenartigen Vorrichtung nach rechts und links um etwa je 5 Zentimeter verschoben werden kann. Das Ausmass der Verschiebung lässt sich mit Hilfe des am Schlitten befindlichen Zeigers und der neben dem Schlitten unbeweglich angebrachten Skala mit mm-Einteilung *sk* an der letzteren ablesen. Wird die elektrische Glühbirne erst in der einen und dann in der anderen Fernrohrlage entsprechend eingewiesen, so lässt sich aus den bis auf ein Zehntelmillimeter genau ablesbaren Lagen der Mittelwert genau errechnen. Wird dann der Zeiger auf die Mittellage eingestellt, so gelangt auch der Brenner in die Mitte zwischen seine beiden Lagen. Der abgesteckte Winkel wird nunmehr je nach Bedarf durch

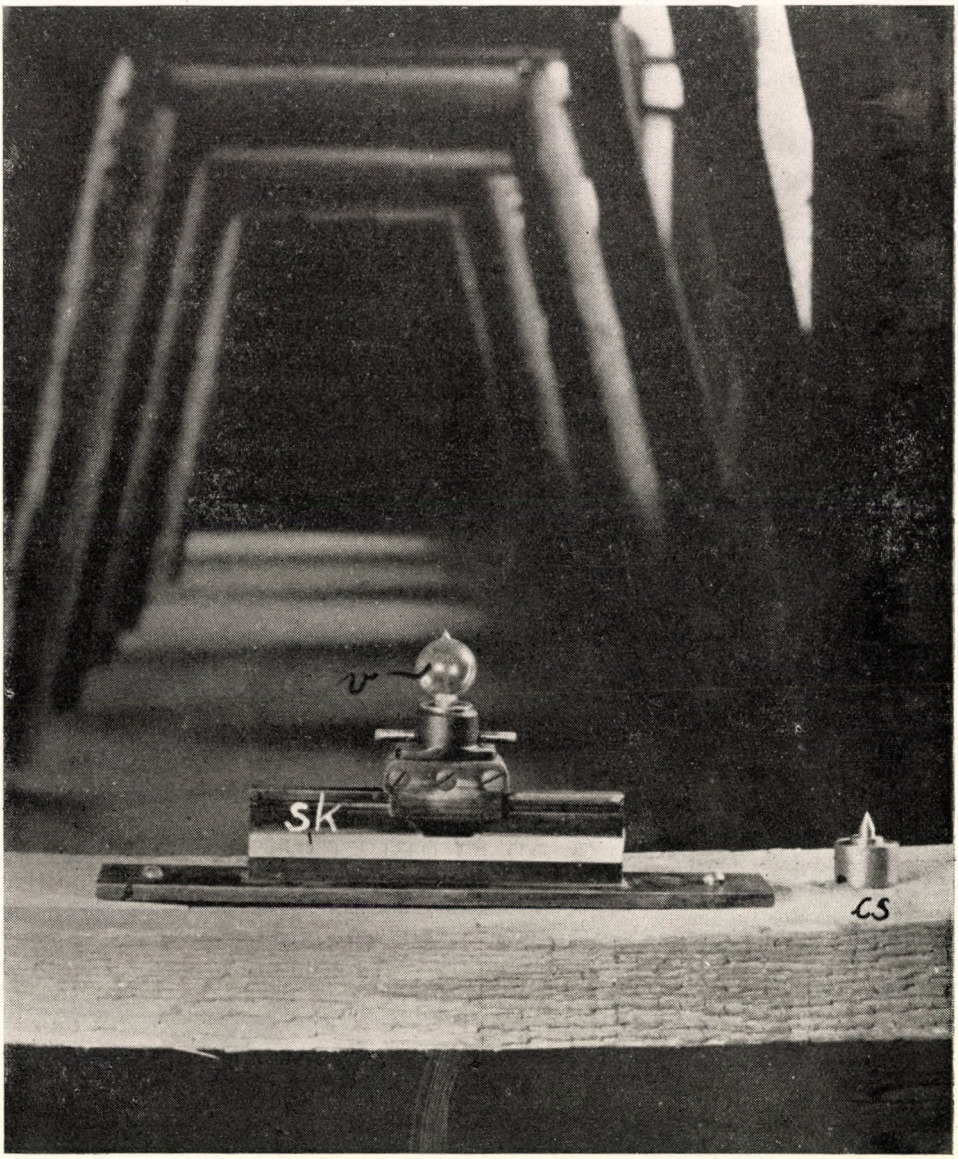


Abb. 4. Schemnitzer Richtungsfixiergerät nach Szentistványi

Repetitionsmessung nachgeprüft, das der sich etwa zeigenden kleinen Winkelabweichung entsprechende Längenausmass berechnet und der Brenner mit Hilfe des Zeigers um dieses Ausmass verstellt. Hiernach wird nach Szentistványi der Brenner ausgeschraubt, an seine Stelle der oben mit einer Spitze versehene Deckel *cs* gesetzt und »schliesslich die Spitze des am Deckel sitzenden Konus auf den First hinaufgelotet«.

So sinnreich und richtig beim Schemnitzer Richtungsfixiergerät die Festlegung der den beiden Fernrohrlagen entsprechenden Stellungen auf der Skala ist, ebenso bedenklich erscheint die näher nicht angegebene Art und Weise des Hinauflotens auf den First. Es erscheint nicht einmal gesichert, dass der von ferne punktartig erscheinende Schwerpunkt der sichtbaren Lichtfläche des elektrischen Brenners mit der Spitze des Konus in der Horizontalprojektion zusammenfalle. Dies hängt nicht nur von dem Schraubengewinde des Brenners, sondern auch von der Lage der Fäden im Brenner ab. Sicherlich tragen diese

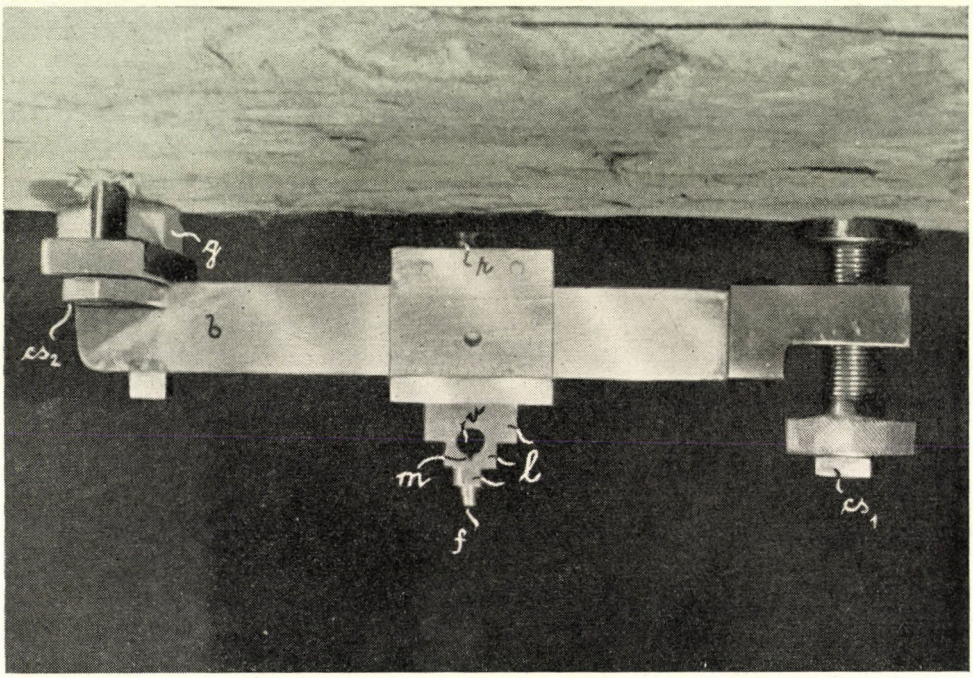


Abb. 5. Der Rumpf des Soproner Richtungsfixiergerätes in Rückenansicht

Umstände die Schuld daran, dass das Schemnitzer Richtungsfixiergerät trotz der offensichtlich geschickten Teillösungen keine Verbreitung finden konnte.

Hier sei bemerkt, dass bei Eisenbahntunnels von grossen Abmessungen die Richtung oft nicht am First, sondern an auf der Sohle aufgestellten Pfeilern fixiert wird. Nach dem Verfahren von Tichy [10] geschieht z. B. das Fixieren der Richtung an einem in die Sohle einbetonierten eisernen Haken. Zu diesem Zwecke wird oberhalb des Hakens ein Stativ angebracht, auf dem sich ein Untersatz in der Längsrichtung bis zu 25 Zentimeter und in der Breite bis zu 5 Zentimeter verschieben und fixieren lässt. Das Lichtzeichen oder das Absteckgerät kann auf den Untersatz mit Hilfe einer Zwangszentrierung aufgesetzt werden. Von dem am Stativ befindlichen Untersatz hängt ein Lot an einer

Schnur herab und kann mit Hilfe dieses Lotes der Mittelpunkt der Zwangszentrierung des entsprechend eingestellten Untersatzes auf den Eisenhaken heruntergelotet und dort eingemeisselt werden. Am Stativ findet sich noch eine Doppelskala mit Millimetereinteilung, an welcher das Ausmass der Verschiebung des Untersatzes abgelesen werden kann. Das Lichtzeichen wird in beiden Fernrohrlagen eingewiesen, die Örter desselben an der Skala abgelesen und so der Mittelwert gebildet. Der Unterschied gegenüber dem bisherigen Verfahren besteht lediglich darin, dass Tichy nicht dem abgesteckten Winkel mehrfach misst

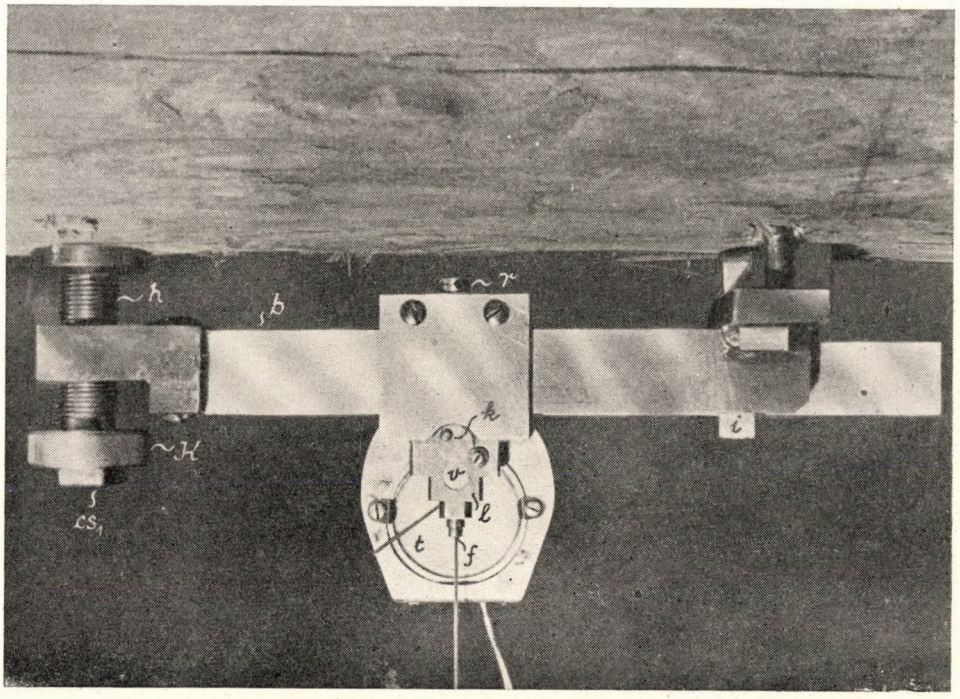


Abb. 6. Das Soproner Richtungsfixiergerät in Vorderansicht

(um auf Grund der kleinen Winkelabweichung den abgesteckten Punkt mittels Längenverschiebung zu verbessern), vielmehr weist er das Lichtzeichen in beiden Fernrohrlagen mehrfach ein, nimmt den Mittelwert sämtlicher Ablesungen als endültig an und lotet diesen Mittelwert auf den einbetonierten Eisenhaken. Hierbei ist offensichtlich, dass die Korrekturberechnung auf Grund der kleinen Winkelabweichung bei gleicher Genauigkeit das raschere Verfahren darstellt. Tichy selbst sieht als den am meisten bezeichnenden Zug seiner Methode den Umstand an, dass er die Einstellung der einzelnen Lichtzeichen an einer Skala ablesen kann, wodurch eine etwa misslungene Einstellung leicht als solche erkennbar ist. Hier sei sogleich festgestellt, dass Szentistványi bereits vier

Jahre vor Tichy Lichtzeichen angewendet hat, deren Lage ebenfalls an einer Skala abzulesen war.

Schliesslich sei erwähnt, dass in vielen Ländern zum Abstecken der Richtung die dort gebräuchlichen Nivelierlatten mit Scheibe verwendet werden. An der waagerecht angeordneten Latte lässt sich die Lage der eingewiesenen Scheibe ablesen, die Scheibe auf den Mittelwert einstellen und der derart erhaltene Punkt lässt sich schliesslich herab-, bezw. hinaufloten.

*

Überblickt man die bisher betrachteten Lösungen der in Rede stehenden Aufgabe, so lässt die Zusammenstellung sogleich erkennen, dass der grosse Vorteil der mit einer Skala arbeitenden Lösungen in der genauen Ablesung liegt, wogegen der grosse Nachteil steht, den die beim Loten und Fixieren des Punktes auftretende Ungenauigkeit darstellt. Der grosse Vorteil der Borchers'schen Krampe besteht in der vollkommenen Eliminierung des Lotungsfehlers, dagegen steht jedoch der grosse Nachteil, der in der Unsicherheit der Markierung der Richtungen der beiden Fernrohrlagen besteht.

Die Vorteile der beiden Methoden lassen sich jedoch vereinigen und zugleich die Nachteile ausschalten, indem man an der entsprechend vergrösserten und umgebauten Borchers'schen Krampe eine Skala und einen längs dieser Skala verschiebbaren, einweisbaren Schlitten anbringt, zumal in diesem Falle der Lotungsfehler in Wegfall kommt und eine genaue Ablesung ermöglicht wird. Doch sind mit der Anbringung der Skala am Firstnagel noch nicht alle Probleme gelöst. Die zur Aufnahme des Schnurlotes dienende Bohrung und die Symmetrieachse des auf dem Schlitten befindlichen, zum Einweisen dienenden Gebildes müssen lotrecht sein und miteinander zusammenfallen. Besonders wichtig ist die genau lotrechte Lage senkrecht zur Absteckebene, d. h. in der Querrichtung. Von dem zum Einweisen dienenden Gebilde erwarten wir, dass es gut beleuchtet und zum Anzielen aus der Nähe und der Ferne gleich gut geeignet sei. Der Schlitten soll in der berechneten Skalenlage sicher fixierbar sein. Mit Rücksicht auf einen etwaigen Luftzug ist im Bedarfsfalle statt des Schnurlotes an ein damit genau zusammenfallendes optisches Lot zu denken. Von Vorteil ist auch die Möglichkeit, das gleiche Gerät gegebenenfalls sowohl in der Sohle, als auch auf Pfeilern zu benutzen. Ferner muss leicht nachzuprüfen sein, ob sich das Richtungsfixiergerät nicht zwischenzeitlich verrückt hat. Schliesslich ist in Betracht zu ziehen, dass in einem Tunnel — je nach dessen Länge — mehrere derartige Vorrichtungen erforderlich sind, es daher vorteilhaft ist, die bei den späteren Messungen nicht mehr benötigten Teile so anzubringen, dass sie leicht von einer Stelle zu einer anderen verbracht werden können. Hier ist allerdings anzumerken, dass bei Aufgaben von grosser Tragweite, wie es das entsprechend genaue Abstecken einer Tunnelachse dar-

stellt, die Unkosten für das Gerät nicht ausschlaggebend sein dürfen, wobei allerdings jede zulässige Kosteneinsparung selbstverständlich als erwünscht anzusehen ist.

In welcher Weise erfüllt nunmehr das Soproner Richtungsfixiergerät die obigen Anforderungen?

Die Rolle der Borchers'schen Krampe übernimmt auf den Abbildungen 5—7. eine ca. 22 cm lange Rippe aus Gussstahl, welche an einem ihrer Enden

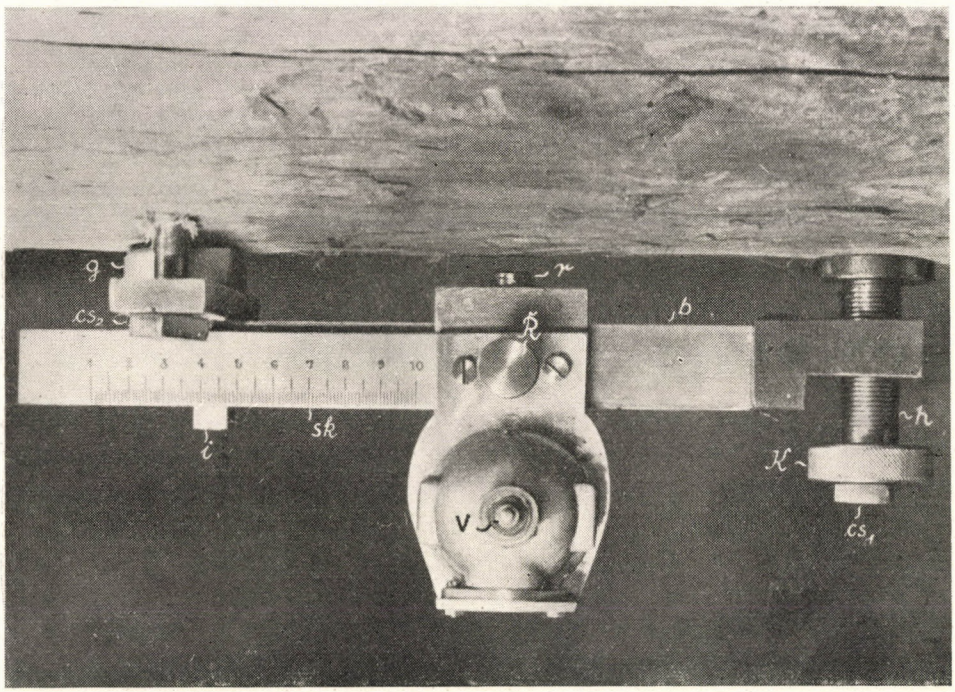


Abb. 7. Das Soproner Richtungsfixiergerät in Rückansicht

mittels der Schraube cs_1, an ihrem andern Ende mittels der beiden Schrauben cs_2 am First befestigt werden kann. (Bei festem Gestein wird hierzu vorher ein Holzpfropfen angebracht oder, was noch richtiger ist, ein Zapfen einbetoniert, der an seinem freien Ende mit einem Gewinde versehen ist.)

Zwecks Lotrechtstellung der Bohrung des Schnurlotes f, beziehungsweise der Symmetrieachse des zum Einweisen dienenden Gebildes dient in Richtung der beiden Schrauben cs_2 eine Dosenlibelle l, welche mit der abnehmbaren Skala sk und dem gleichfalls abnehmbaren elektrischen Beleuchtungsgerät V zusammengebaut ist. Zwischen den beiden Schrauben cs_2 befindet sich ein an der Rippenfläche befestigter, an den First anzupressender Kugelsektor g;

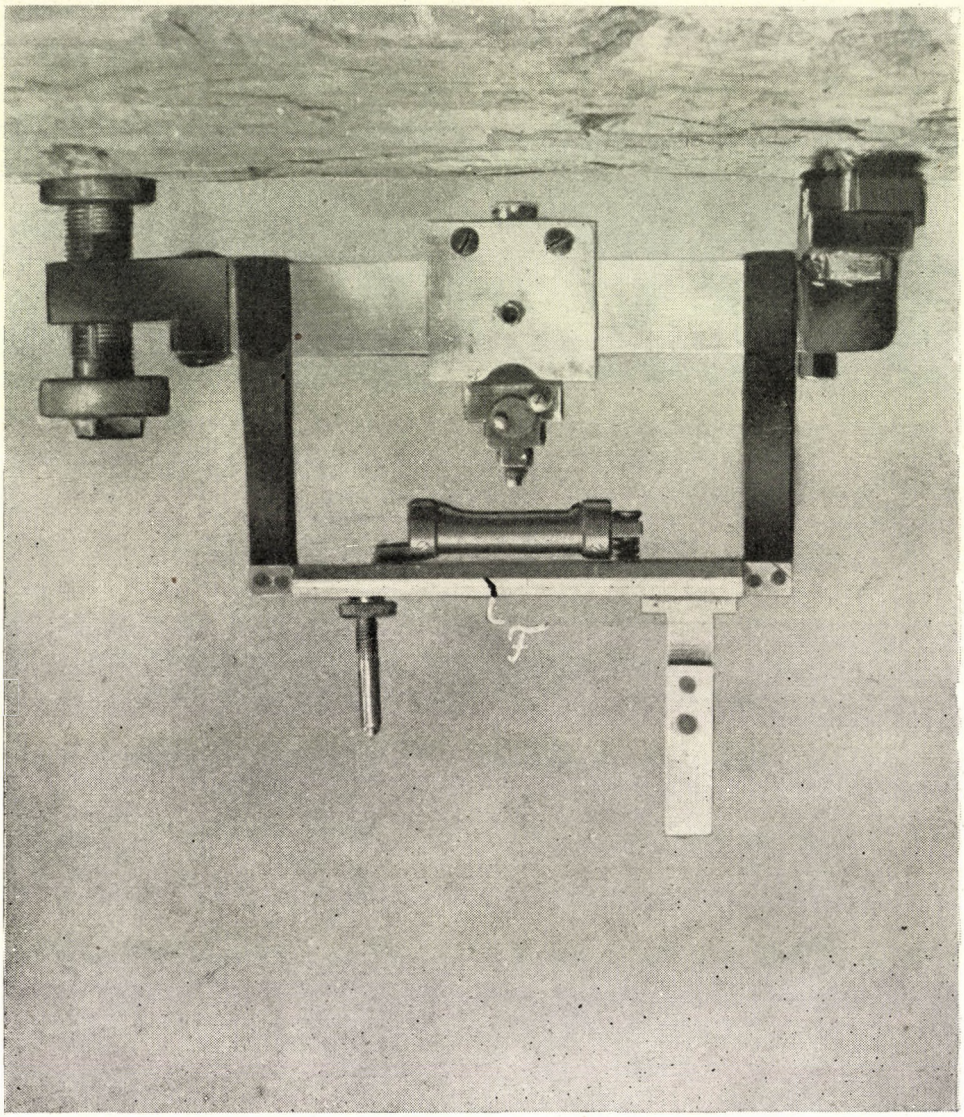


Abb. 8. Kontrolle des Soproner Richtungsfixiergerätes mittels einer Hängelibelle

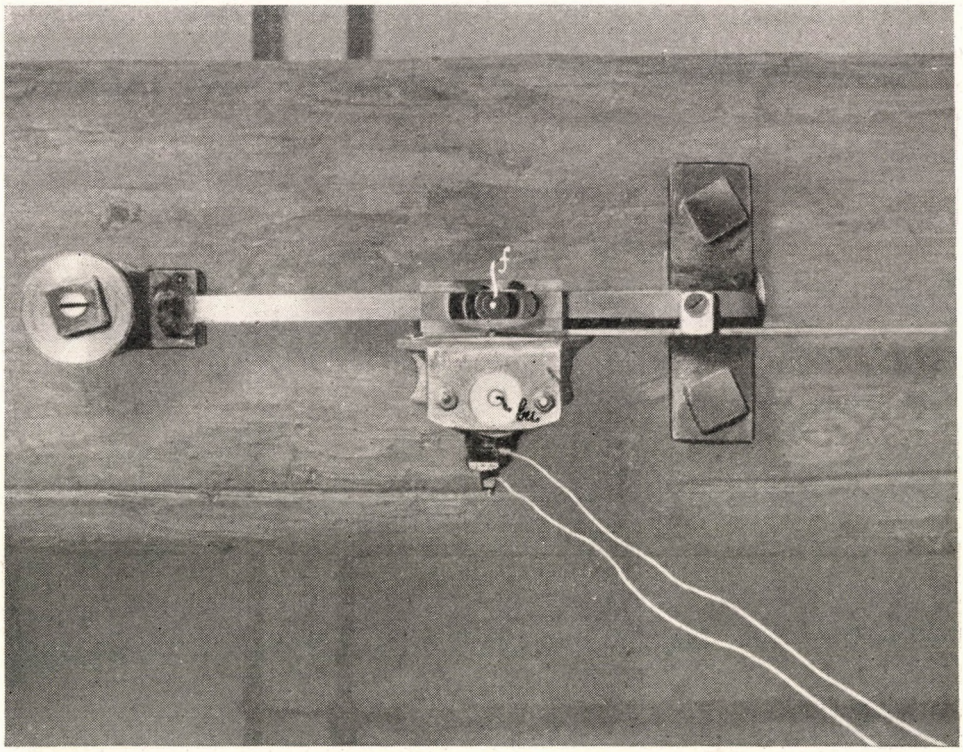


Abb. 9. Das Soproner Richtungsfixiergerät von unten gesehen

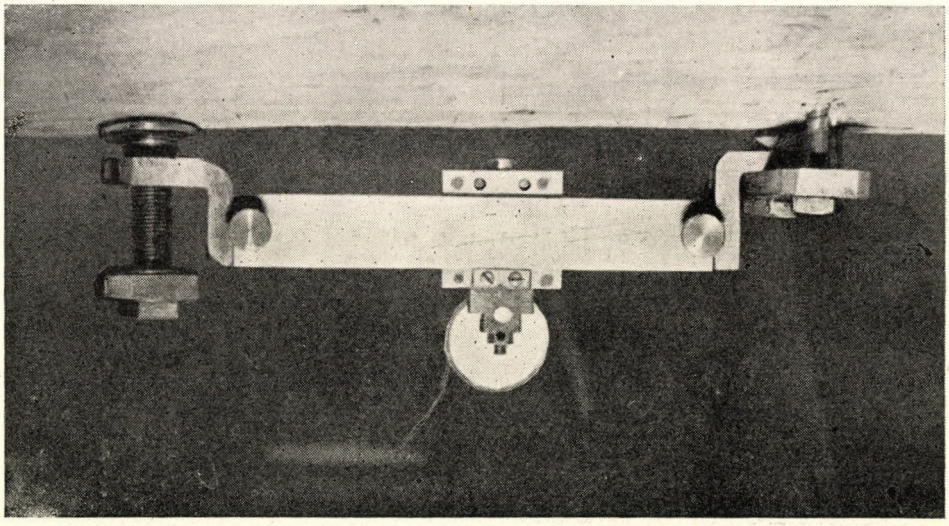


Abb. 10. Versuchsexemplar mit fixer Skala

infolgedessen kann durch Anziehen der einen oder der andern Schraube cs_2 die auch von unten sichtbare Blase (auf *Abb. 9.* mit *bu* bezeichnet) in der Richtung der Stollenachse in die Mitte gestellt werden. In der auf die Stollenachse senkrechten Richtung ist in der Regel eine genauere Einstellung erforderlich. Darum ist die Schraube cs_1 durch eine Hülse *h* umgeben, die an ihrer Aussenseite mit einem Gewinde versehen ist. Die Hülse ist mittels des Kopfes *K* dreh-

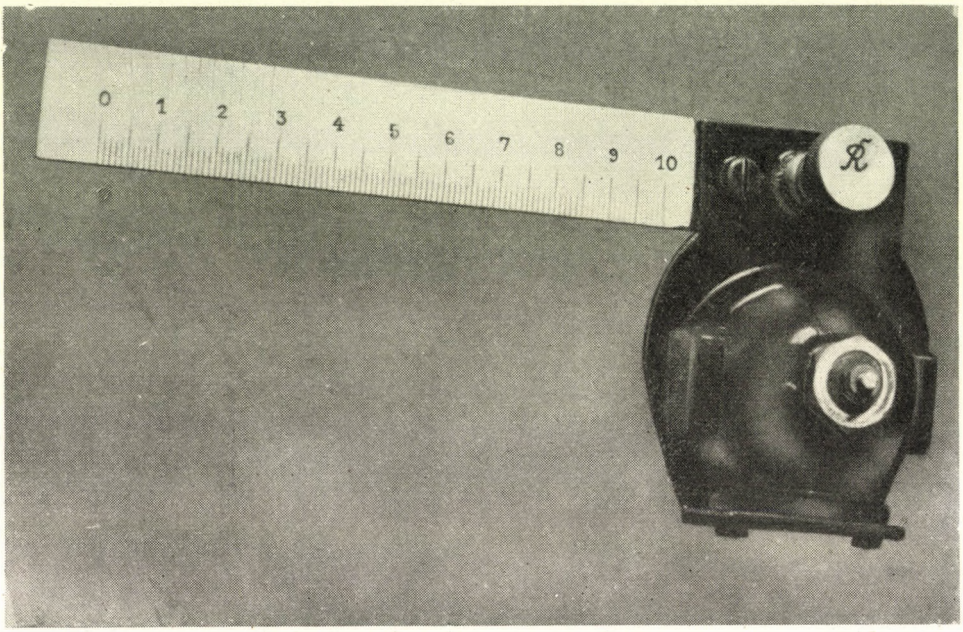


Abb. 11. Ansicht des nach erfolgter Richtungsfixierung abnehmbaren und an die nächste Arbeitsstelle zu tragenden Geräteteils

bar, wodurch dieses Ende der Rippe *b* gleichmässig gehoben oder gesenkt werden kann. An die Rippe kann eine genauere Hängelibelle gehängt werden; deren Blase in Mitte eingestellt und hernach durch Anziehen der Schraube cs_1 der Kopf *K*, die Hülse *h* und somit auch das Ende der Rippe fixiert wird. Mittels der Hängelibelle kann man sich auch späterhin jederzeit darüber Gewissheit verschaffen *(Abb. 8.)*, ob sich das Richtungsfixiergerät nicht verstellt hat: jede Lageveränderung wird durch die Abweichung der Blase sogleich angezeigt. Sowohl die Achse der Libelle, wie auch die Achsenebene der Dose libelle müssen senkrecht zur Bohrung *f* stehen: hierauf wird bei der Dosenlibelle schon bei Anfertigung des Gerätes Bedacht genommen, wogegen die genauere Röhrenlibelle mit einer Justierschraube versehen ist. (Wenn nötig, kann auch die Dosenlibelle mit Justierschrauben ausgestattet werden.) Die erstere kann durch

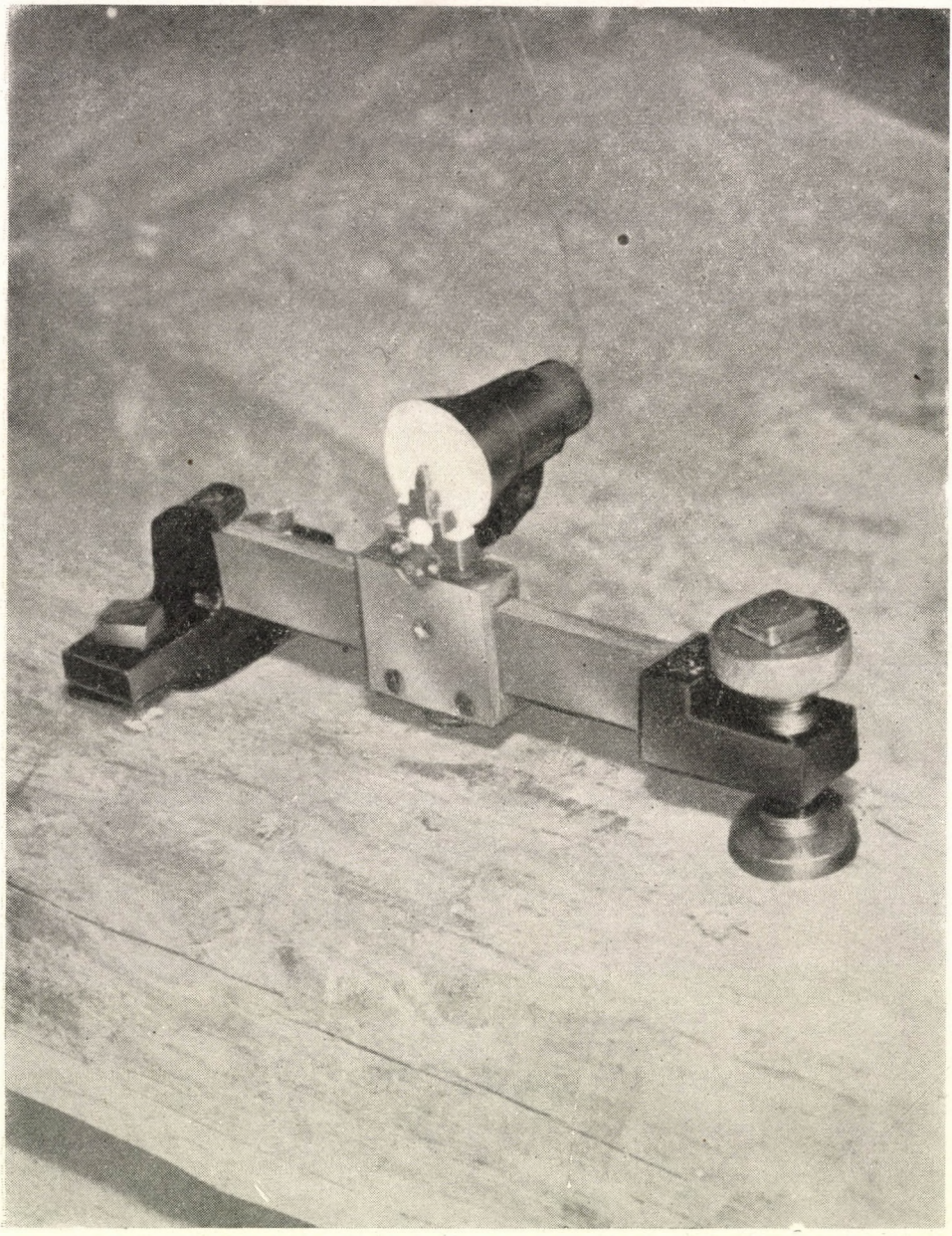


Abb. 12. Rumpf des Richtungsfixiergerätes mit Beleuchtungsvorrichtung ohne Skala

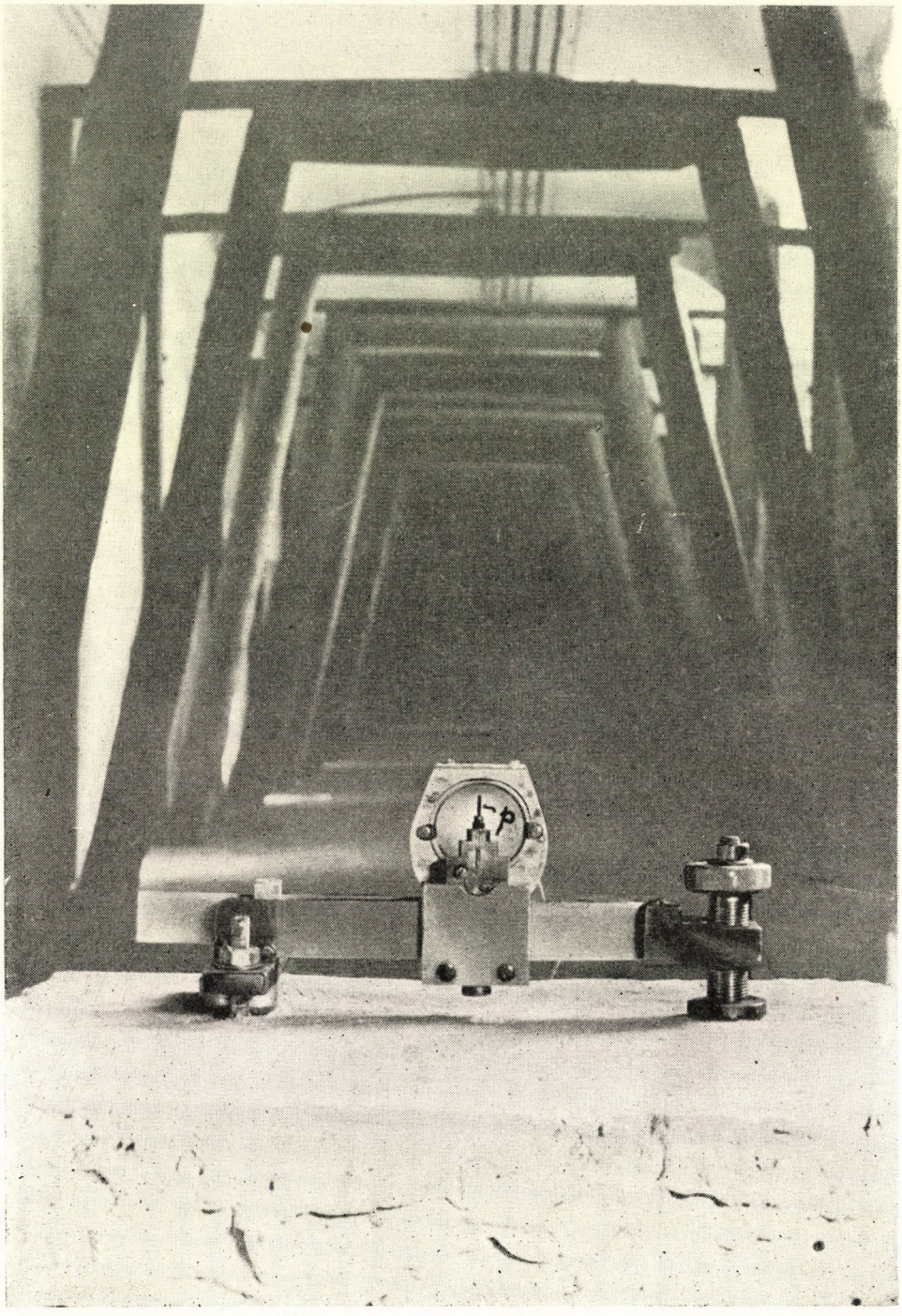


Abb. 13. Das Soproner Richtungsfixiergerät, beleuchtet, auf Pfeiler

Umhängen nachgeprüft werden, wenn vorher dafür gesorgt wurde, dass *f* senkrecht zu der dem Aufhängen dienenden Kante der Rippe verlaufe.

Was die Frage der Anordnung der Skala anbelangt, so war an unserem Versuchsexemplar *(Abb. 10.)* zu Anfang die Skala *sk* fix angeordnet und der Zeiger *i* mit dem Schlitten zusammen beweglich, d. h. es war in dieser Hinsicht die Ausführung der Szentistványi'schen ähnlich. Aus späteren Untersuchungen ging aber hervor, dass es wesentlich einfacher ist den Zeiger fix zu belassen und

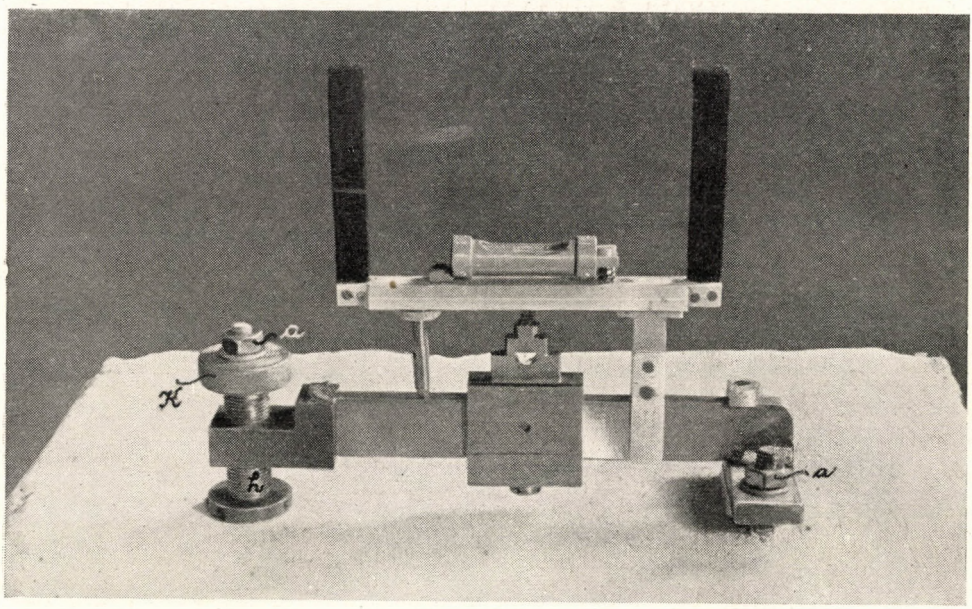


Abb. 14. Horizontierung auf Pfeiler mit Hilfe einer Reiterlibelle

die Skala mit dem Schlitten beweglich zu gestallten. Infolgedessen bewegt sich bei unserer definitiven Lösung gemäss Abb. 7. die 10 cm lange Skala *sk*, die eine Millimetereinteilung besitzt, zusammen mit dem Schlitten. An der mit zwei Schrauben versehenen Seite kann die Skala im Bedarfsfalle seitwärts herausragen. Der mit der Rippe verbundene, zum Ablesen dienende Index *i* ist seitwärts angeordnet, was in bezug auf Gebrauch und Genauigkeit allgemein bedeutungslos ist.

Auf dem verschiebbaren Schlitten befindet sich die zur Aufnahme des Schnurlotes dienende Bohrung *f*, sowie das zum Einweisen dienende Gebilde. Hier ist in Betracht zu ziehen, dass sich die Schnur des Schnurlotes aus Entfernungen von über 100 m nur mit Fernrohren von mehr als zwanzigfacher Vergrösserung und nur bei günstigen Stollenverhältnissen anzielen lässt. Zum Anzielen bei fortgesetzt grösseren Entfernungen dienen die die Schnur beiderseitig symmetrisch umfassenden Stufen *l* (Abb. 5—6.), deren Höhe der Breite



Abb. 15. Zentrieren des Theodolits über einem Pfeiler, mit Hilfe des optischen Lotes

entsprechend ebenfalls anwächst. Die Symmetrie der Stufen in bezug auf die Bohrung erscheint dadurch gewährleistet, dass die Herstellung der Bohrung und das Abdrehen der Stufen in ein und demselben Arbeitsgang geschah. Dementsprechend stellen die äusseren, lotrechten Seitenflächen der Stufen keine Ebenen, sondern Zylindermantelteile vor. Dies ist auch dann von Vorteil, wenn die Rippe des Richtungsfixiergerätes nicht streng senkrecht zur Absteckachse gerichtet ist. Das zum Einweisen dienende Gebilde wird zum Anzielen durch ein rundes Milchglas *t (Abb. 6—7.)* hindurch durch einen mit Schwachstrom gespeisten elektrischen Brenner *V* von hinten beleuchtet. (Durch diese Anordnung wird das einseitige Überhitzen der Skala verhindert.) Im stufenförmigen Gebilde ist ferner eine horizontale Bohrung *v* von ca. 6 mm Durchmesser vorgesehen. Unter bestimmten Umständen kann diese Bohrung zum Anzielen am geeignetsten sein. In anderen Fällen, wo die Bohrung stören könnte, kann dieselbe mittels des kleinen Deckels *k* abgedeckt werden. Diese Bohrung erfüllt noch eine andere wichtige Aufgabe. Infolge der seitlichen Beleuchtung durch den elektrischen Brenner erscheint das Innere der Bohrung *v* als leuchtend (was durch die weisse Lackierung der Innenfläche der Bohrung noch gesteigert wird), so dass auch der Querschnitt der sonst zur Aufnahme des Schnurlotes dienenden Bohrung *f* in Abwesenheit der Schnur von unten gesehen als kleiner leuchtender Kreis erscheint *(Abb. 9.)* Dies ermöglicht, dass man sich mit dem optischen Lot genau unter dem Fixpunkt aufstellen kann.

Das Zentrieren des Theodolits vermittels eines Lotes stellt Abb. 19. dar. Bei Benutzung eines Lotes wird das Einfädeln der Schnur von unten durch die längere Bohrung etwas erschwert. Daher erscheint am zweckmässigsten, dass die Bohrung in der beleuchteten waagerechten Bohrung von 6 mm Durchmesser endige. Damit nun das Hinausführen der Schnur das beleuchtete kreisförmige Feld nicht deformiere, ist an der waagerechten Bohrung auf der Rückseite *(Abb. 5.)* noch eine ca. 3 mm tiefe Rille *m* vorgesehen, durch welche die Schnur hinten und waagrecht ohne Störung der Kreisform herausgeführt und an einem seitlich angebrachten Zapfen befestigt werden kann.

Wie schon erwähnt, ist die Beleuchtungsvorrichtung der Skala mit der Dosenlibelle zusammengebaut *(Abb. 11.)* und man kann diesen Teil nach Einstellung des Schlittens in die endgültige Lage und nach sicherer Fixierung desselben vermittels der Fixierschraube *r (Abb. 7.)* durch Lösen der Schraube *R* nehmen. Es bleibt dann nur der Rumpf des Richtungsfixiergerätes zurück *(Abb. 5.)* wogegen der abnehmbare Teil *(Abb. 11.)* auf den Rumpf des Richtungsfixiergerätes des nächsten Fixpunktes aufmontiert werden kann. Beim sukzessiven Weitertragen der Richtung kann auch das Beleuchten des hinteren Fixpunktes erforderlich werden: um das Beleuchten mittels einer in Hand zu haltenden Gerät zu umgehen, benützt man zweckmässigerweise eine aus Brenner und Milchglas bestehende vereinfachte Vorrichtung ohne Skala *(Abb. 12.)*

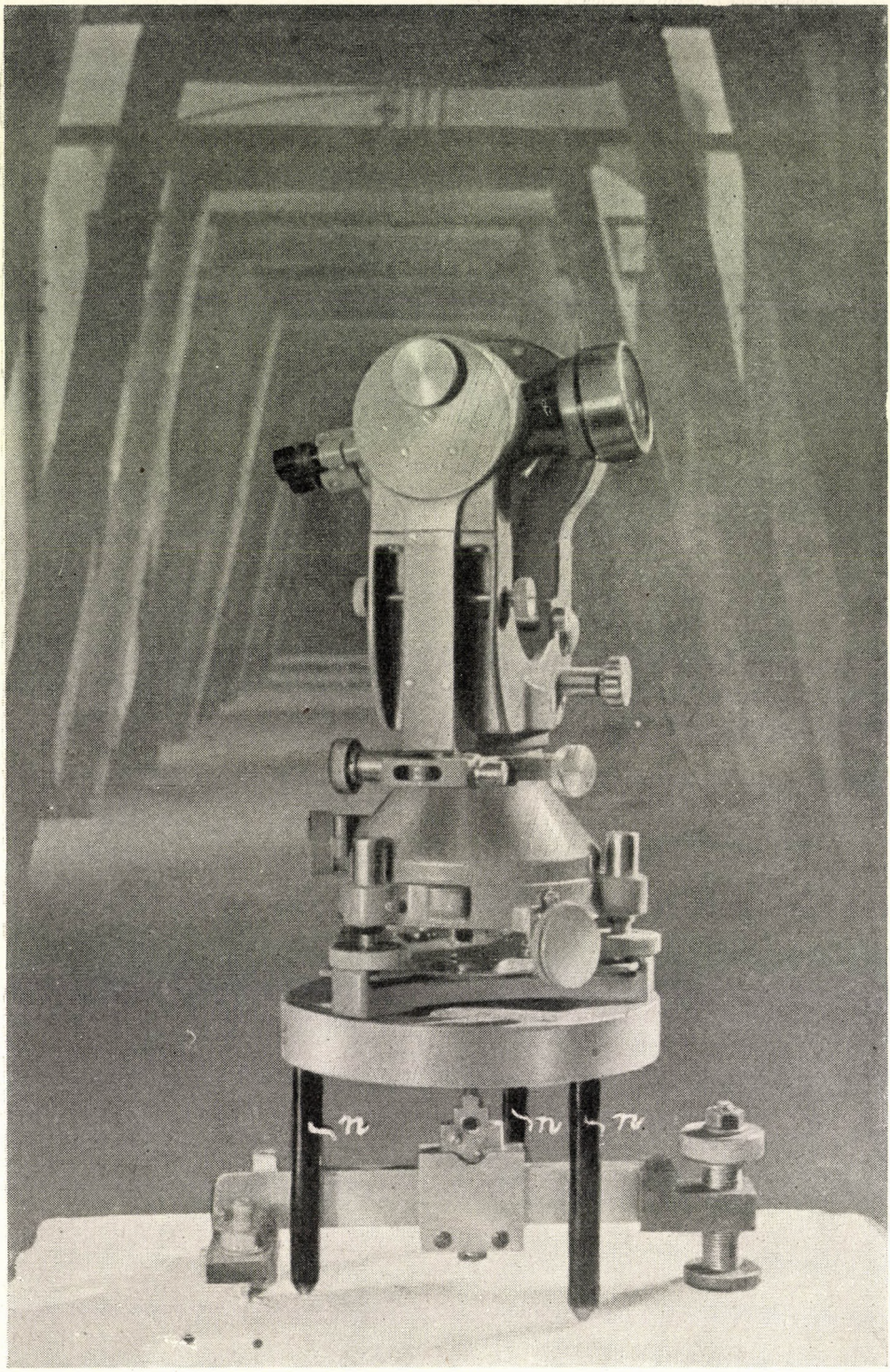


Abb. 16. Zentrieren des Theodolitenuntersatzes vermittels der Wild'schen Zentrierspitze

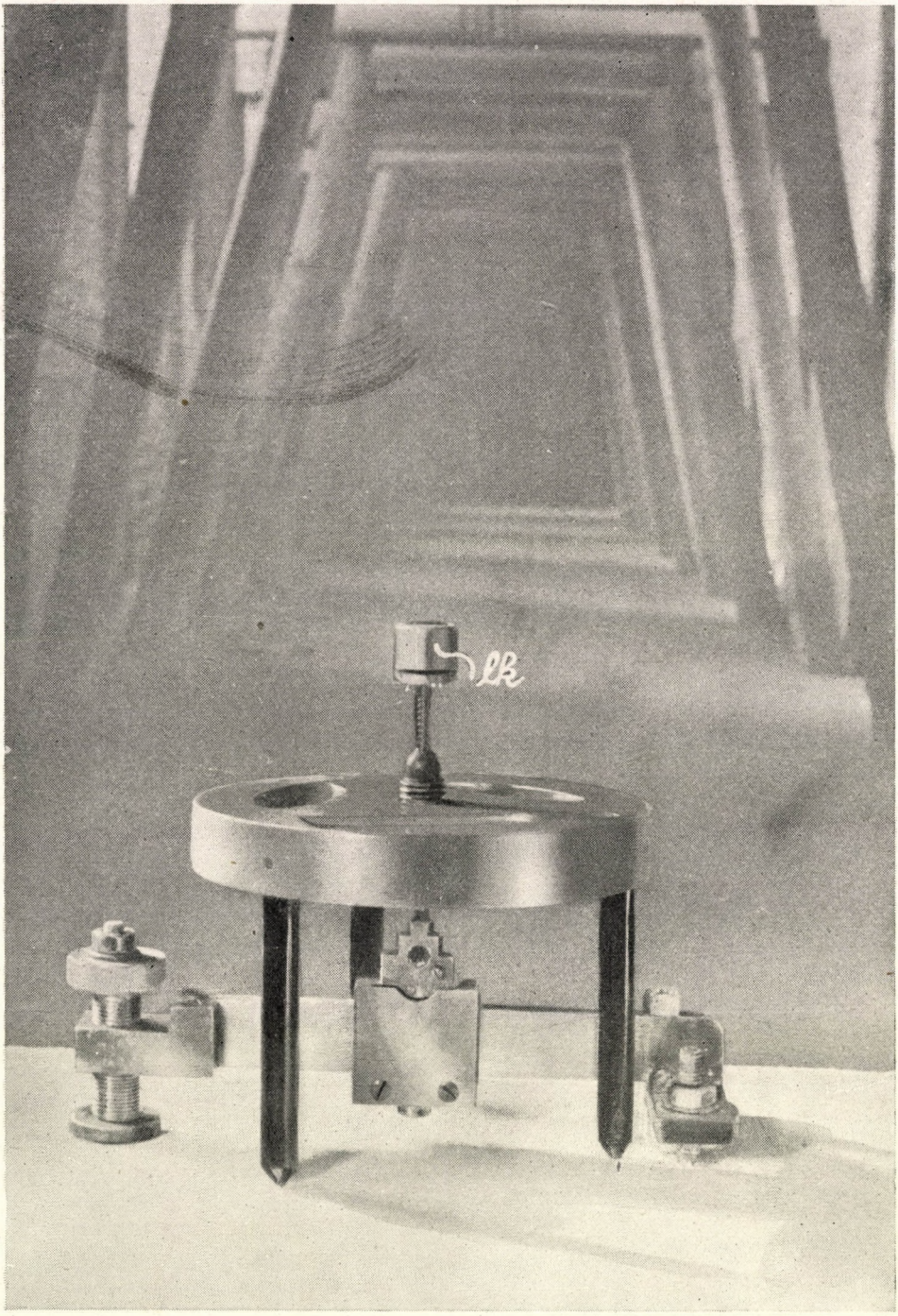


Abb. 17. Montierung des Theodolits unmittelbar auf Pfeilern

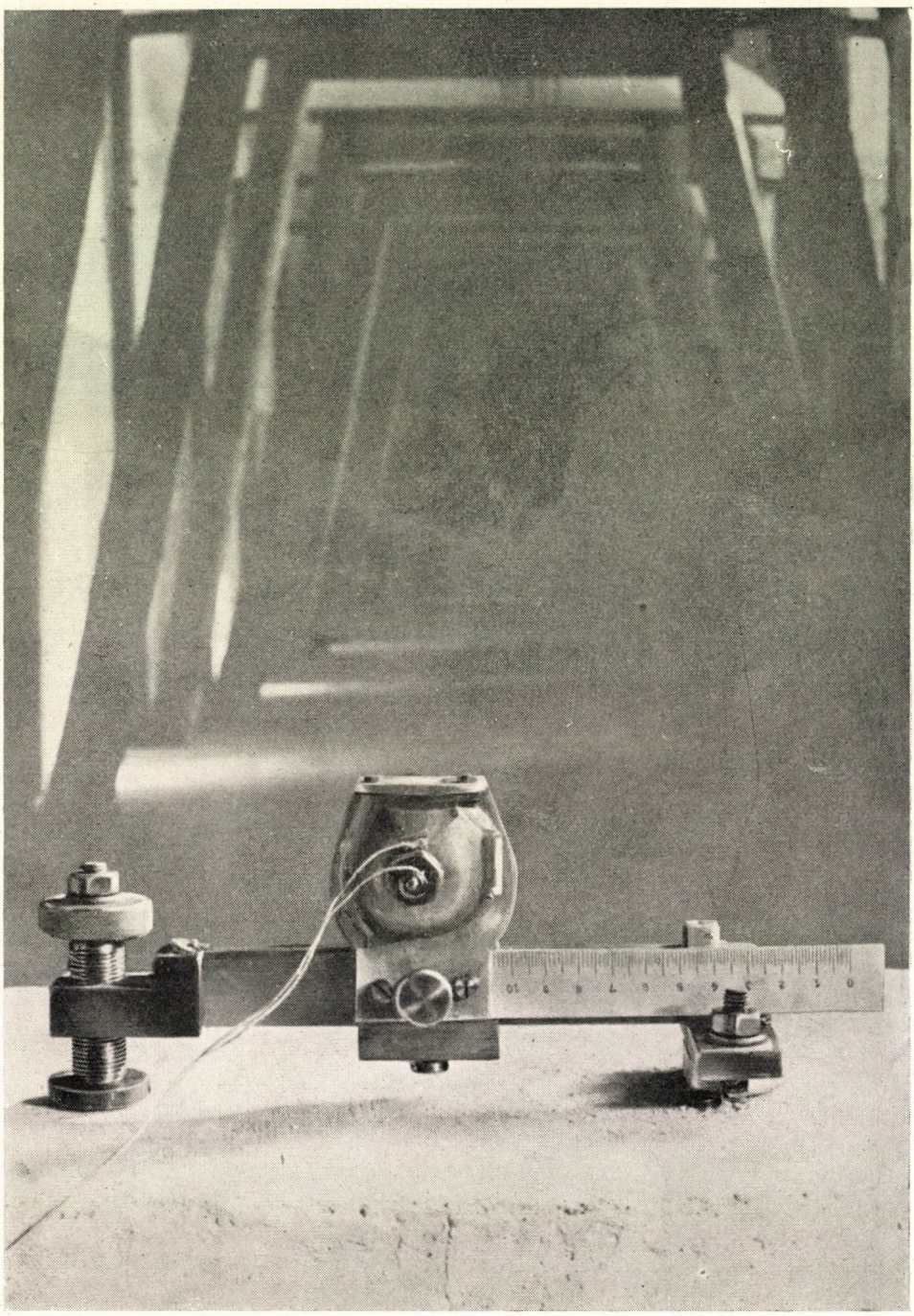


Abb. 18. Das Soproner Richtungsfixiergerät in Rückenansicht auf Pfeiler (beleuchtet)



Abb. 19. Aufstellung des Theodolits unter dem Soproner Richtungsfixiergerät bei Zuhilfenahme eines Schnurlotes

In welcher Weise lässt sich schliesslich das Soproner Richtungsfixiergerät auf Pfeilern verwenden? In die obere Fläche der Pfeiler betoniert man den Abmessungen des Richtungsfixiergerätes entsprechend drei Zapfen ein, die an ihren oberen Enden Schraubengewinde tragen (Abb. 13. und 18.). Zur Lotrechtstellung der Symmetrieachse des Gebildes findet jetzt die frühere Hängelibelle als Reiterlibelle Verwendung (Abb. 14.) und auch die Dosenlibelle wird in verkehrter Stellung benützt. Die Einstellung der Blasen erfolgt teils durch Anziehen der auf die zwei Zapfen aufzusetzenden Schraubenmuttern *a*, teils durch Verdrehen der Hülse *h* vermittels des Kopfes *K*. An die Stelle der Lotschnur tritt hier (Abb. 13.) eine in die Bohrung *f* eingesetzte Spitze *p*; einer Lotschnur bedarf es höchstens an der Verbindungsschraube des Theodolits, falls man sich oberhalb des Pfeilers auf ein Stativ stellt. Aber auch in diesem Falle ist ein nach unten gerichtetes optisches Lot geeigneter (Abb. 15). Noch einfacher aber ist es den Pfeiler hoch genug aufzuführen, sozwar dass der Theodolit mittels eines entsprechenden Untersatzes unmittelbar auf dem Pfeiler aufgestellt werden kann. Hier kann die bekannte, mit einer Libelle versehene Wild'sche Zentrierspitze *lk* (Abb. 16.) gute Dienste leisten. Diesfalls sind die drei Zapfen *n* des Wild'schen Untersatzes durch etwas längere zu ersetzen, damit darunter der Rumpf des Richtungsfixiergerätes Platz findet (Abb. 17.). Zum Beleuchten dienen die vorerwähnten Einrichtungen.

Die vorgenommenen Versuchsmessungen führten zu günstigen Ergebnissen und so dürfen wir hoffen, dass das Gerät auch in der Praxis sich bewähren wird. Es würde zu unserer Freunde gereichen, wenn es uns gelungen sein sollte zur Erhöhung der Genauigkeit der Messungen und Absteckungen unter Tage beigetragen zu haben. Ich möchte auch an dieser Stelle dem an meinem Lehrstuhl tätigen Mechanikermeister *Anton Bummer* für seine ausgezeichneten Leistungen bei der Anfertigung der Versuchsgeräte Dank zu sagen.

SCHRIFTTUM

1. Sokszögelésű alagútkitűzések pontossági vizsgálata (Genauigkeitsuntersuchung von Tunnelabsteckungen mittels Polygonzügen). Magyar Mérnök- és Építész Egylet Közlönye, Jahrg. 1938., S. 1—10.

2. Genauigkeitsvoranschläge bei Durchschlagszügen. Mitteilungen der Berg- und Hüttenmännischen Abt. Sopron, Jahrg. 1933., S. 272—338.

3. Háromszögelésű alagútkitűzések áttörési hibája (Durchschlagsfehler von Tunnelabsteckungen mittels Triangulierung). Magyar Technika, Jahrg. 1949. Nr. 6., S. 41—49.

4. Genauigkeitsvoranschläge bei Durchschlagsketten. Mitteilungen der Berg- und Hüttenmännischen Abt. Sopron, Jahrg. 1944—1947. S. 107—171.,

5. Прсф. Оглоблин: Маркшейдерская съемка горных выработок, 1944.

6. *Johann Lang von Hanstadt:* Anleitung zur Markscheidekunst, Pesth, 1835.

7. *Weisbach:* Die neue Markscheidekunst, Zweite Abteilung, 1859.

8. *Borchers:* Die praktische Markscheidekunst, 1870.

9. *Szentistványi:* Gyakorlati bányaméréstan (Die praktische Markscheidekunst), 1911.

10. *Tichy:* Rationelle Vorgänge der Absteckung bedeutend langer Eisenbahn-Tunnels, Zeitschr. des Österr. Ing. u. Arch. Vereins, Jahrg. 1914. Nr. 47—52.

ZUSAMMENFASSUNG

Ein wichtiges Erfordernis beim Abstecken von Tunnels und Grundstollen ist die genaue Angabe der Tunnelachse. Bei den bislang gebräuchlichen Verfahren war entweder das Abstecken selbst genau, das Hinaufloten auf den First jedoch ungenau, oder es wurde zwar das Abstecken ohne Lotungsfehler auf dem First selbst vorgenommen, aber in ungenauer Weise. Der Vorschlag des Autors zielt auf die Vereinigung der Vorteile der beiden Methoden ab, bei Vermeidung der Nachteile, indem eine Skala am First selbst angebracht und die Lage einer genau einweisbaren Lichtquelle in zwei Fernrohrlagen abgelesen wird. Der Rumpf des Richtungsfixiergeräts wird mit Hilfe einer aufgesetzten Hängelibelle horizontiert. Durch Nachkontrollieren der horizontalen Lage kann man sich auch später darüber vergewissern, ob kein Verrücken stattgefunden hat. Das Aufstellen des Theodolits unter dem Richtungsfixiergerät kann sowohl mit Hilfe eines Schnurlotes, wie auch eines optischen Lotes geschehen ; auch lässt sich das Richtungsfixiergerät auf Pfeilern anbringen, wobei es unter dem Theodolit zu liegen kommt. Das Gerät ist so gebaut, dass Beleuchtungsanlage und Skala nach erfolgtem Einweisen zu dem nächsten Fixpunkt überbracht werden können.

ШОПРОНСКИЙ ФИКСАТОР НАПРАВЛЕНИЯ

А. Тарци—Горнох

Резюме

При пикетаже туннелей и кровель важным требованием является точный пикетаж оси туннеля. При применявшихся до сего времени методах или пикетаж был точным, но отображение на кровлю было не точным, или же пикетаж производился непосредственно на кровлю, но не точно. Предложение автора старается объединить преимущества двух указанных методов без их недостатков, таким образом, что на самой кровле размещает шкалу, и положение одного точно провешиваемого светового источника отсчитывает в двух положениях оптического прибора. Корпус фиксатора направления нивеллируем с помощью уровня, и контроль положения по уровню в дальнейшем нас удостоверяет о стабильности прибора. Под фиксатором направления может быть установлен также и отвес и оптический рефлектор теодолита, фиксатор направления может быть использован даже на столбиках, в то время, когда теодолит оказывается над ним. Оборудование изготовлено таким образом, чтобы после провешивания световое оборудование совместно со шкалой можно было перенести на другое место.

FLEXION DÉVIÉE DE BARRES PRISMATIQUES

PAR PROFESSEUR PAUL CSONKA

Manuscrit présenté le 25 septembre 1951

I.

Calcul de contraintes

L'étude de la résistance des matériaux traite la flexion déviée de pièces prismatiques par des méthodes qui demandent la détermination préliminaire des axes principaux et des moments principaux d'inertie. Cette étude démontrera que les contraintes lesquelles les sections transversales supportent peuvent être calculées sans la détermination préliminaire de ces quantités d'une manière toute simple.

Choisissons pour l'étude le système d'axes rectangulaires $O\,(x,y,z)$ en faisant coincider son origine O avec le centre de gravité de la section transversale de la barre et les axes x et y avec le plan de la section (Fig. 1.). Considérons les contraintes normales auxquelles la section est soumise en cas de compression positive ; les composants situés dans les plans $x\,z$ et $y\,z$ (M_x, M_y) des couples agissant sur le plan de la section seront positifs s'ils tournent dans le sens indiqué sur la fig. 1., c'est-à-dire s'ils produisent compression dans le premier quadrant du plan.

Comme premier pas de la méthode à exposer nous examinerons le cas qui se présente si l'axe neutre est l'axe x de la section transversale. Notre but est de déterminer la trace m_1 du couple M_1 produisant le système de contraintes $\sigma = \text{const.}\ y$. Pour cette opération il nous faut connaître les composants (M_{1y}, M_{1x} respectivement) du couple M_1 situés dans les plans yz et xz. Leurs moments pour des raisons d'équilibre sont égaux aux moments du système de contraintes σ par rapport à l'axe x ou y, c'est-à-dire :

$$M_{1y} = \int \sigma\, y dF = \int \frac{\sigma_1}{y}\, y^2 dF = \frac{\sigma_1}{y} \int y^2 dF = \frac{\sigma_1}{y}\, I_x\,, \tag{1a}$$

$$M_{1x} = \int \sigma\, y dF = \int \frac{\sigma_1}{y}\, xy dF = \frac{\sigma_1}{y} \int xy dF = \frac{\sigma_1}{y}\, I_{xy}\,. \tag{1b}$$

Connaissant les composants M_{1x} et M_{1y}, la direction de la trace du couple M_1 peut déjà être déterminée. En effet, si nous portons l'angle (α_1) entre la trace m_1 et l'axe y dans le sens indiqué sur fig. 2 :

$$tg\,\alpha_1 = \frac{M_{1x}}{M_{1y}} = \frac{I_{xy}}{I_x} .$$

Ce rapport donne un moyen simple de la construction de la trace m_1. Le procédé est le suivant : Nous portons la valeur de I_x sur l'axe y dans le sens positif ; du bout de celle-ci nous portons I_{xy} dans la direction de x en

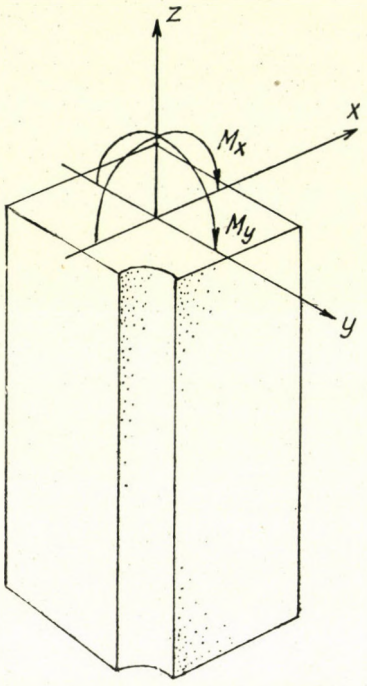


Fig. 1

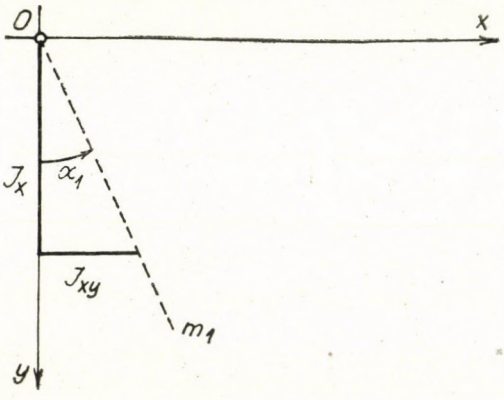


Fig. 2

grandeur et selon son signe en sens positif ou négatif. Ainsi fait, la ligne de clôture reliant l'origine avec le bout de I_{xy} sera la trace cherchée.

De la même manière nous pouvons déterminer la trace m_2 appartenante à l'axe neutre y. Dans ce cas nous procédons du système de contraintes

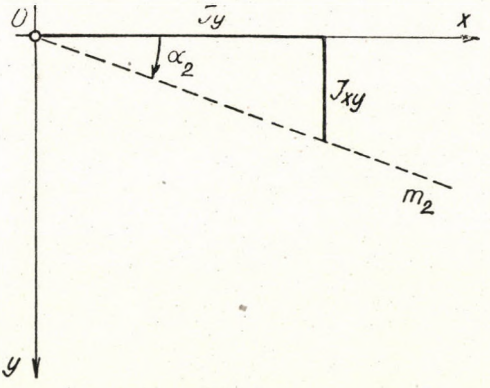


Fig. 3

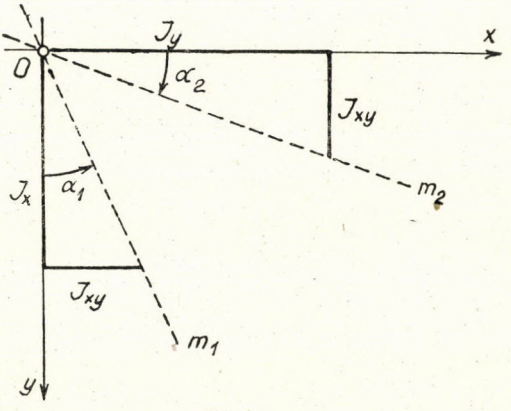


Fig. 4

$\sigma_2 = \text{const} \cdot X$. Les composants du couple M_2 situés dans les plans zx et zy (M_{2x} et M_{2y}) équivalants à ce système sont :

$$M_{2x} = \frac{\sigma_2}{x} I_y \,, \qquad 2a)$$

$$M_{2y} = \frac{\sigma_2}{x} I_{xy} \,, \qquad 2b)$$

ainsi que la trace m_2 peut être construite comme indiquée sur fig. 3. Au cours de la construction I_y est portée sur l'axe x dans le sens positif et I_{xy} dans la direction de y dans le sens positif ou négatif selon son signe.

Ayant trouvé les directions m_1 et m_2 (fig. 4.), nous déterminons comme suit les contraintes σ qui sont produites par un couple fléchissant arbitraire M. Nous portons sur la trace m du plan du couple M une longueur représentant le moment du couple M dans un tel sens que la flèche de ce vecteur pointe vers la partie de la section transversale travaillant en compression. Ce vecteur, lequel n'est pas identique avec le vecteur représentatif des moments comme celui-ci s'entend dans la statique des systèmes matériels, nous l'appellerons vecteur d'action du couple. Puis nous décomposons le vecteur M en composants

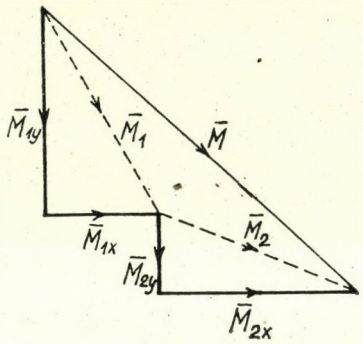


Fig. 5

$\overline{M_1}$ et $\overline{M_2}$ suivant les directions m_1 et m de la manière déjà connue (fig. 5.). Ces vecteurs $\overline{M_1}$ et $\overline{M_2}$ représentent des couples M_1 et M_2 lesquels produisent des systèmes de contraintes σ_1 et σ_2 ayant comme axes neutres x et y. Les

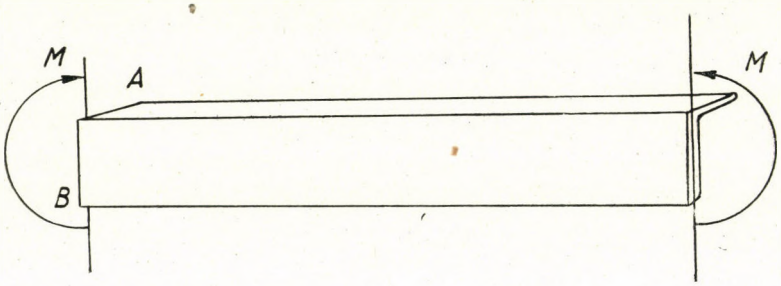


Fig. 6

côtés de la section transversale de la barre, qui subissent une compression par les moments M_1 et M_2, sont indiqués par les flèches des vecteurs $\overline{M_1}$ et $\overline{M_2}$. Or, si nous décomposons M_1 et M_2 suivant les directions x et y en nouveaux composants ($\overline{M_{1x}}$, $\overline{M_{1y}}$, $\overline{M_{2x}}$, $\overline{M_{2y}}$), nous pouvons calculer les contraintes σ_1 et σ_2 tout simplement d'après les formules (1/a) et (2/a) :

$$\sigma_1 = \frac{M_{1y}}{I_x} y \,, \quad \sigma_2 = \frac{M_{2x}}{I_y} x.$$

La contrainte σ est la somme algébrique des contraintes σ_1 et σ_2 :

$$\sigma = \frac{M_{1y}}{I_x} y + \frac{M_{2x}}{I_y} x.$$

Dans ces formules M_{1y} et M_{2x} sont positifs, si leurs vecteurs pointent dans le sens positif de l'axe.

Application numérique

La cornière inégale de 60. 90. 8 mm (voir fig. 6.) est soumise au moment de flexion pure

$$M = 20\,000 \text{ cmkg}$$

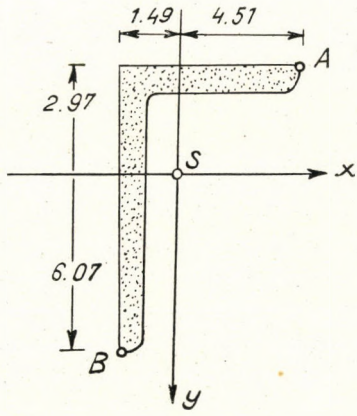


Fig. 7

des couples qui agissent dans un plan parallèle du côté le plus large. Quelle contraintes supportent les fibres extrêmes des coins A et B ?

Les moments du second ordre par rapport aux axes x et y du centre de gravité sont (fig. 7.) :

$$I_x = 92{,}49 \text{ cm}^4,$$

$$I_y = 32{,}96 \text{ cm}^4,$$

$$I_{xy} = -31{,}93 \text{ cm}^4.$$

Le vecteur d'action du couple $\overline{M}$ agissant sur la section est un vecteur qui se dirige vers le haut. Sa grandeur est :

$$M = 20\,000 \text{ cmkg}.$$

Au cours de la solution les directions m_1 et m_2 sont d'abord à construire (fig. 8.). Puis les composants M_{2x} et M_{1y} sont à déterminer (fig. 9.). Selon la construction :

$$M_{2x} = -10\,380 \text{ cmkg},$$

$$M_{1y} = -30\,060 \text{ cmkg}.$$

Ainsi les contraintes sur les points A et B sont :

$$\sigma_A = \frac{(-30\,060)}{92{,}49} \cdot (-2{,}97) + \frac{(-10\,380)}{32{,}96} 4{,}51 = -456 \text{ kg/cm}^2 \text{ (traction)}$$

$$\sigma_B = \frac{(-30\,060)}{92{,}49} \cdot (6{,}03) + \frac{(-10\,380)}{32{,}96} (-1{,}49) = -1492 \text{ kg/cm}^2 \text{ (traction)}$$

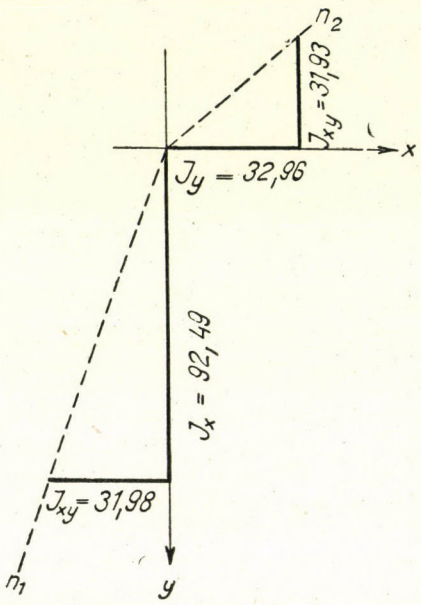


Fig. 8

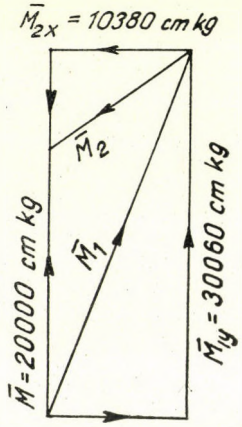


Fig. 9

II.

La position de l'axe neutre

Avec quelque supplément la construction précédente donne aussi la direction de l'axe neutre. En effet la contrainte σ peut être aussi calculée à l'aide des formules 1b) et 2b) :

$$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 = \frac{M_{1x}}{I_{xy}} y + \frac{M_{2y}}{I_{xy}} x \ .$$

Le long de l'axe neutre $\sigma = O$, d'ici l'équation de cet axe :

$$M_{1x} y + M_{2y} x = O$$

Ainsi l'axe neutre est parallèle à la ligne n tracée sur figure 10.

Par exemple, dans l'application numérique ci-dessus, la direction de l'axe neutre coincide avec celle du vecteur $\overline{M}_2$, c'est-à-dire avec la ligne m_2.

Si les directions x et y sont les axes principaux de la section, la construction de l'axe neutre ne réussira pas de la manière expliquée ci-dessus. En cas pareil, dans la théorie de la résistance des matériaux on construit la position de l'axe neutre à l'aide de l'ellipse d'inertie de Culmann. Cette construction est basée sur le fait que la trace du couple sollicitant la section et l'axe de la dernière sont les axes conjugués de l'ellipse. Cette méthode est donc en vérité une construction d'axes conjugués.

Par la suite nous démontrerons que la solution de cette tâche se fait beaucoup plus simplement avec l'exclusion de l'ellipse d'inertie, laquelle est d'ailleurs une création artificielle.

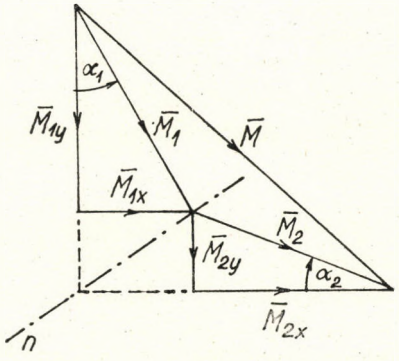


Fig. 10

Supposons que les axes principaux de la section (I. et II.) et les moments d'inertie (I_I, I_{II}) y appartenant soient connus et que la trace m du plan du couple M agissant sur la section soit donnée. Choisissons les axes I. et II. pour axes d'un système plan de coordonnées O (x, y) (fig. 11.) et les composants M_I et M_{II} du couple M, situés dans le plan des axes I. et II. soient positifs s'ils produisent compression dans le premier quadrant du plan. Si nous convenons aussi que les compressions soient positives, la formule des contraintes normales engendrées par le couple M peut s'inscrire comme suit :

$$\sigma = \frac{M_{II}}{I_I} y + \frac{M_I}{I_{II}} x \ .$$

Le long de l'axe neutre $\sigma = O$, ainsi l'équation de l'axe neutre est

$$\frac{M_{II}}{I_I} y + \frac{M_I}{I_{II}} x = O \,,$$

d'où le tangent de direction de l'axe neutre est :

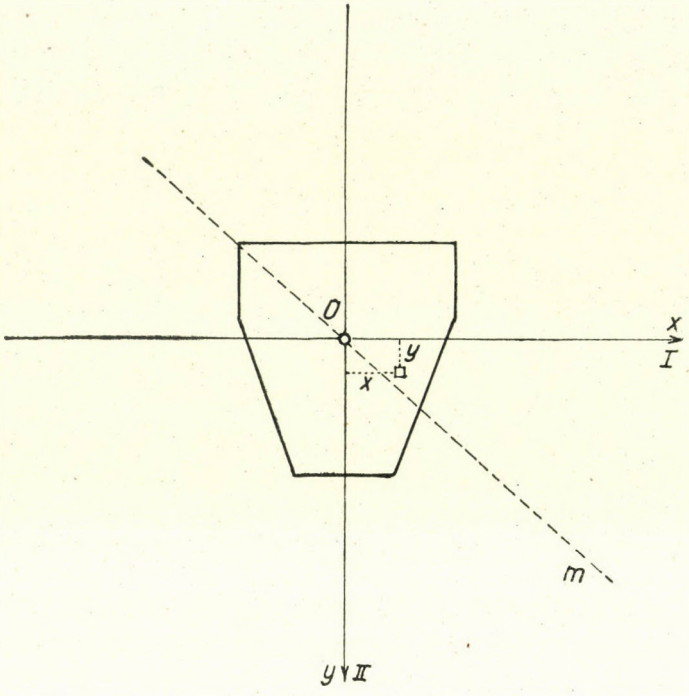


Fig. 11

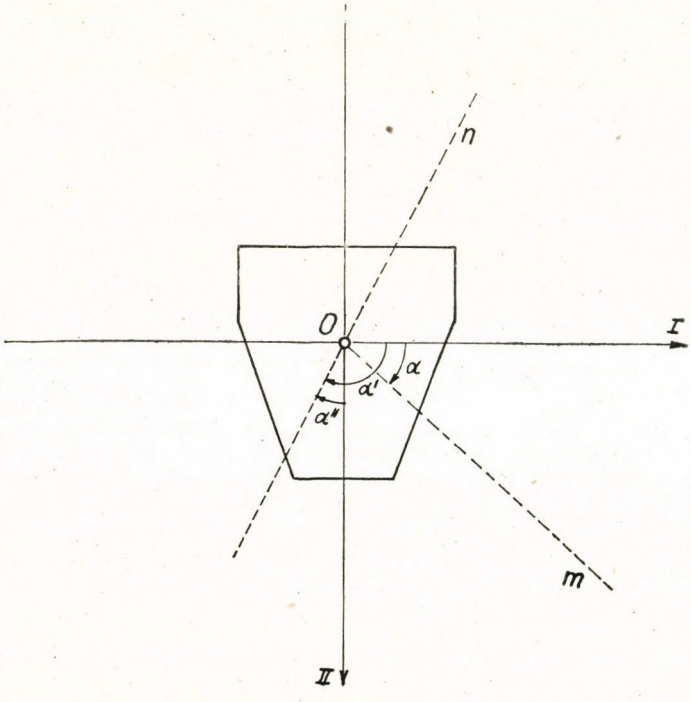


Fig. 12

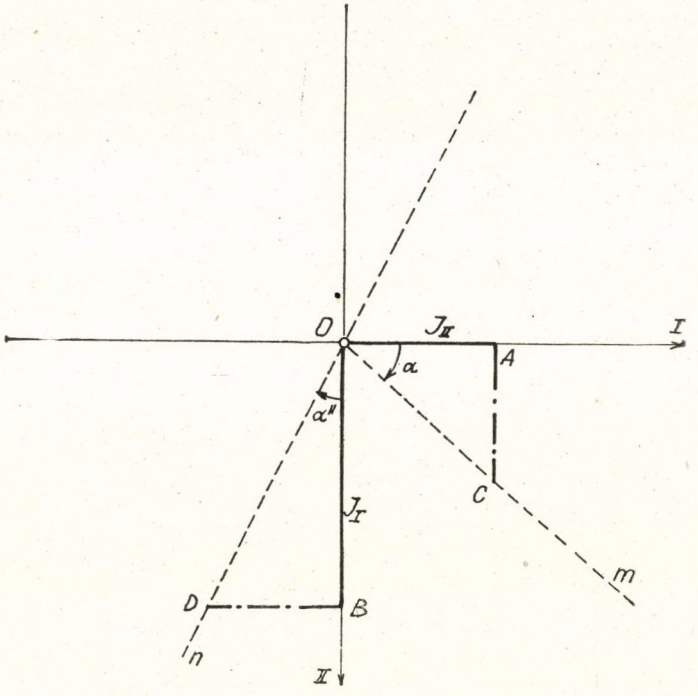


Fig. 13

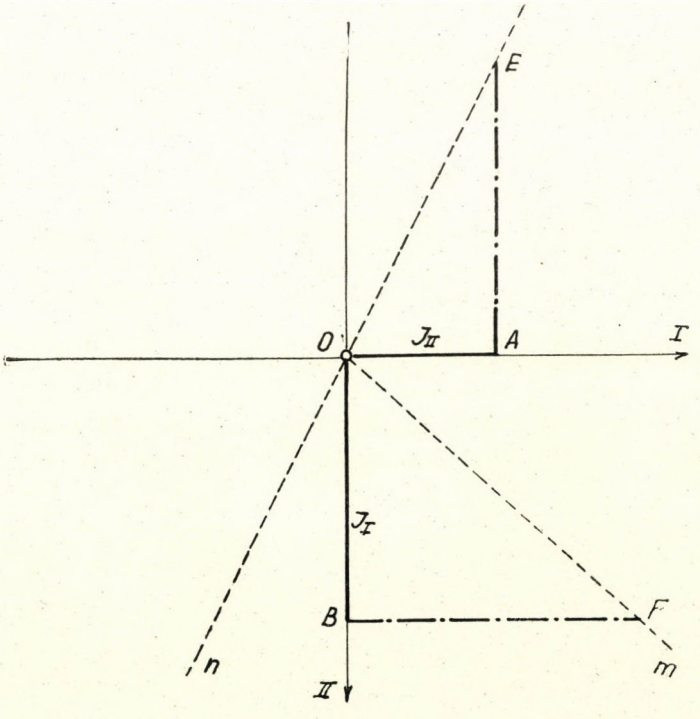


Fig. 14

$$tg\,\alpha' = \frac{M_I}{M_{II}}\,\frac{I_I}{I_{II}} = -\frac{1}{tg\,\alpha}\,\frac{I_I}{I_{II}},$$

si α est l'angle du tangent de direction de la trace m (fig. 12.).

Ainsi

$$I_{II}\,tg\,\alpha = -\frac{I_I}{tg\,\alpha'} = \frac{I_I}{ctg\,\alpha''} = I_I\,tg\,\alpha''. \tag{3}$$

Cette égalité donne le moyen de la construction démontrée (voir fig. 13.). Ici nous avons porté I_{II} et I_I en sens positif sur les axes I et II respectivement d'où :

$$\overline{AC} = I_{II}\,tg\,\alpha\,, \quad \overline{BD} = I_I\,tg\,\alpha''\,.$$

Ces deux longueurs doivent être égales selon l'équation (1.). Cela veut dire que si pour m donné nous mesurons la longueur $\overline{AC}$ et la portons à partir du point B selon la fig. 13., nous obtiendrons un point D de l'axe neutre n. L'axe neutre sera la ligne reliant ce point avec l'origine O.

Cette construction peut se faire aussi selon la variante démontrée su fig. 14. Ici $\overline{AE} = BF$ et l'axe neutre sera la ligne EO.

SOMMAIRE

La Ire partie de l'étude présente une méthode de détermination des contraintes — supportées par des sections transversales de barres prismatiques soumises à flexion déviée — sans la détermination préliminaire des axes principaux et des moments principaux d'inertie. On construit d'abord la trace des plans des moments appartenant à deux directions arbitraires, mais perpendiculaires l'une à l'autre, servant d'axes neutres ; puis on décompose le couple agissant sur la section selon ces directions en deux composants. Enfin on détermine les contraintes cherchées par superposition des contraintes correspondant à ces deux composants.

La IIme partie présente une méthode simple de la construction de l'axe neutre de la flexion déviée, sans se servir de l'ellipse d'inertie. Cette méthode peut servir si les axes principaux et les moments principaux d'inertie sont connus.

КОСОЙ ИЗГИБ ПРИЗМАТИЧЕСКИХ СТЕРЖНЕЙ

П. Чонка

Резюме

Первая часть статьи знакомит нас с таким способом, при котором становится возможным определение напряжений, возникающих на сечении призматических стержней, работающих на косой изгиб, без предварительного определения основных направлений и основных моментов инерций.

Сначала строят эпюру моментов плоскостей двух любых, взаимно перпендикулярных направлений (как к нейтральной оси) плоскости, а затем относят пару сил, действующую на поперечное сечение соответственно этим направлениям, на две образующие линии. Наконец суперпозицией определяют искомые напряжения из напряжений, соответствующих этим двум образующим.

Во второй части статьи автор приводит очень простой способ построения нейтральной оси косого изгиба, и полностью упустив центральный эллипс. Это построение можно применять в том случае, если известны основные оси и основные моменты инерций поперечного сечения.

ОТЧЕТНЫЙ ДОКЛАД О ПРОВОДИМЫХ В ОБЛАСТИ ВЫСШЕЙ ГЕОДЕЗИИ ИССЛЕДОВАНИЯХ*

А. ТАРЦИ—ГОРНОХ

Поступило: 23 сентября 1951 г.

В начале моего доклада разрешите указать на то, что с проблемами высшей геодезии наш институт занимается около 20-ти лет. Мы не можем перед собой ставить задачу, чтобы касаться всех этих проблем, но надо упомянуть те проблемы, которые связаны с настоящими нашими исследованиями. Особенно актуальным делает исследования высшей геодезии то обстоятельство, что стало необходимым создание в Венгрии новых и современных сетей высшего класса, и что по нашему предложению Геодезическая и Геофизическая комиссия Академии Наук Венгрии этот случай использовала для введения у нас международной системы координат Гаусса-Крюгера.

Однако, введение современного эллипсиода и международной системы проекций только частично облегчает решение стоящих перед нами задач. Высшая геодезия, как по своим методам, так и со своими приборами за последние двадцать--тридцать лет прошла такой путь развития (и продолжает это развитие и сейчас), что ее проблемы, несмотря на громадное количество книг и исследований, появившихся в связи с этими нельзя считать завершенными. Наоборот, рядом с геодезией, ставящей математические проблемы, все шире развивается также и геодезия, занимающаяся больше с задачами физического характера, вследствие чего прежние различия между геодезией и геофизикой все более стираются.

Здесь необходимо отметить, что само значение слова геодезия с течением времени претерпело изменение. В продолжении большого периода времени означало совокупность землемерного искусства, что позднее было разделено на низшую и высшую геодезию. В настоящее время во всем деле существует то направление, что землемерное дело начинает охватывать науку, названную низшей геодезией (специальностью), в то время, как слово геодезия начинает охватывать область науки, обозначавшуюся раньше через термин высшая геодезия. В таком понятии при выражении высшая геодезия определение «высшая» становится более чем излишним.

*

Наша новая государственная триангуляция высшего класса делает необходимым произвести современные измерения базиса. Общепринятый

*из серии докладов на сессии Ан Венгрии 30 ноября 1950 г.

метод этих измерений уже в течении нескольких десятилетий является метод измерения длины с помощью едериновых инварных проволок, которые при измерении базиса давали с течением времени все возрастающую точность, начиная с точности 1/500 000 и в настоящее время достигающий точности измерения до 1/5 000 000, и даже более высокой точности, как это показали контрольные измерения длины, произведенные при помощи интерференции света в 1946—1947 гг. во время определения длины финляндского базиса в Нумелла (1. ; стр. 66 и 84). Ввиду того, что измерение базиса при помощи инварных проволок при одинаковой степени точности происходит значительно быстрее, чем измерение интерференцией света, требующее* установки столбов, специального оборудования и исключительно благоприятных и редко встречающихся атмосферных условий, мы считаем, что при нашей новой триангуляции высшего класса измерение с помощью едериновых проволок может и должно быть применено.

Все возрастающая точность измерений с помощью инварных проволок не в малой степени возможна благодаря тому, что стремились к все более точному определению и учету их коррекций. И так, важные коррекции, вытекающие из цепной формы линии проволоки, в начале выводили только из приближения параболы до тех пор, пока в 30-х годах начали исходить из уравнивания точной цепной линии, и возник целый ряд коррекционных формул различных по своему виду, но существенно являющихся аналогичными ; таковыми являются формулы Гарберта (2), Герпфера (3), Эландера 4), Стюарта (5), и Гигаса (6). Последний в 1934 году издал целую книгу об измерениях с помощью инварных проволок ; в этой книге упомянутые выше коррекционное вычисления и относящиеся к ним таблицы занимают значительное место.

В этом же 1934 году мы (Петер Эсто и я) начали совместно заниматься проблемами измерения базиса с помощью инварных проволок, и до сего времени опубликовали 6 совместных трудов (7, 8, 9, 10, 11, 12; последний до сего времени труд опубликовали в этом году). Мы стремились разрешить множество вопросов, связанных с коррекцией инварных проволок, или же подтвердить наши определения, противоречащие определениям, существовавшим до сего времени. Между прочим из наших исследований стало ясным, что примененные до сих пор коррекционные формулы исходили из ошибочных оснований, т. е. из цепной линии постоянного параметра, независимой от разницы высоты конечных точек проволок, в то время, когда при каждой разнице в высоте возникает цепная линия с другим параметром, и то, что этот параметр, по мере роста разницы в высоте конечных точек проволоки, уменьшается. Соответствующая математи-

*Длину базиса в Нумелла длиною в 864 метра удалось определить в полной его длине только в один единственный день, т. е. 27-го сентября.

ческая зависимость между двумя параметрами будет следующая (9; стр. 106):

$$H_h^2 = H_0^2 \left(1 - \frac{h^2}{s^2} - \frac{h^3}{s^2 y_u} + \frac{h^2}{4 y_u^2} + \frac{s^2 h}{4 y_u^3} + \frac{h}{y_u} \cdots\cdots\right),$$

где:

H_0— параметр при равновысоких конечных точках;
H_h — параметр при разнице высоты в h;
y_u — ордината нижней точки;
s — длина проволоки.

Далее нами показано, что необходимо иметь двоякого рода коррекционные формулы, в зависимости от того, что натягивающий груз имеется только на одной стороне, а на другой стороне проволока лишь закреплена, или же, что на каждой стороне применяется натягивающий груз. Нами доказано и то, что при меняющейся разнице высоты часть, связывающая конец проволоки с грузом, также вызывает остклонения. Влияние упомянутых здесь явлений показывается не только в провесе, но и в удлинении проволоки.

На основе всего вышеупомянутого, мы вывели наши коррекционные формулы, как для случая, когда натягивающий груз использован при нижней конечной точке, так и в случае, когда натягивающий груз использован на обоих конечных точках. Эти формулы отличаются от применявшихся до сих пор формул тремя следующими существенными коррекционными членами: изменением провисания, вызванного изменением параметра, изменением удлинения, вызванного изменением параметра, и коррекцией, вызванной связывающей частью в провисании и удлинении.

Уже наше первое исследование, опубликованное на иностранном языке, являющееся вторым в серии наших публикаций, получило международный отклик. Доцент Технического Университета города Грац Линдингер в 1937 году исходя из наших определений, касающихся изменения параметра, считал доказанным нашу формулу, выведенную на случай применения двухстороннего груза с другого рода выводом (13), но согласно его мнению, это было действительным в общем случае также и на случай одностороннего натягивающего груза. В одном из наших дальнейших сообщений (9) мы показали, что исследование Линдингера исходит из выведенной нами формулы для случая двухстороннего натягиавющего груза, и таким образом естественно, что он должен был получить наши результаты, данные нами на случай двухстороннего натягивающего груза. Если, однако, к нашей формуле, введенной для нашего случая одностороннего натягивающего груза, применим метод Линдингера, который без всяких сомнений является остроумным, то в качестве коррекционной формулы получим также наше выражение, данное для случая односторонней натягивающей силы. С этим этот вопрос выяснился, соответственно нашей подлинной точки зрения.

Применение наших коррекционных формул сперва было принято Венгерским Триангуляционным Бюро в 1938 году. (14; стр. 41). Тем интереснее было то, что Геодезический Институт Финляндии еще спустя 4 года, т. е. в 1942 году коррекционные вычисления производил с помощью формул Эландера, исходящего из постоянных параметров (15; стр. 29). Длина сравнительного базиса международного характера в Нумелла была вычислена также с помощью этой формулы (15; стр. 78), к которой приключались как к эталонному базису базисы множества северо-, центрально- и восточно-европейских стран. Это в своем роде и понятно, ведь институт, занимающий очень видное место в международных научных отношениях в области геодезии, не с удовольствием упускает формулу, выведенную одним из выдающихся и заслуженных его членов. Таким образом неоспоримое признание правильности наших формул доказывает то, что недавно опубликованное (осенью 1950 года) последнее издание Финляндского Геодезического Института уже принимает во внимание (согласно нашим исследованиям) влияние на изменения параметра провисания и удлинения, а также деформирующее влияние, вызванное частью связывающей груз, при вычислении окончательной длины международного сравнительного базиса в Нумелла (1; стр. 62).

Однако тщательное изучение вышеупомянутого последнего издания Геодезического Института Финляндии показало, что оно — наряду с очень ценными и имеющими большое значение исследованиями — в области вычисления коррекций все-таки не является совершенно точным, потому что использованная ими в качестве исходной базы формула Эландера и Гигаса не может быть связана без прочего с нашими коррекциями, уже принятыми ими там во внимание. Так как базис в Нумелла в области геодезии — как мы это уже видили — является базисом международного значения и эталонным базисом, я считал своей обязанностью обратить внимание Геодезического Института Финляндии на имеющиеся недорозумения письмом от 11-го сентябрясего года. Геодезический Институт Финляндии в своем письме от 9-го октября объективно и в вежливэй форме признал правильность моих замечаний, и указал на то, что при очень небольшой разнице высоты базиса в Нумелла (между двумя базисными концевыми точками имеется разница высоты всего лишь в 12,3 см) применение ошибочной формулы влияет только на округление базиса, названного ими в их самом последнем издании окончательным; однако гораздо большее влияние имеет на действительные базисы финляндской первоклассной триангуляционной сети; поэтому происшедшие ошибки в вычислениях будут возможно учтены при большом уравнивании финляндских первоклассных сетей. Наконец, письмо — в знак признания благонамеренного предупреждения — выражает благодарность за то, что я обратил внимание Геодезического Института Финляндии на этот важный вопрос.

Актуальность вышеупомянутых проблем измерения базиса поднял давно оспариваемый вопрос о том, что который из способов является наиболее рекомендуемым методом: метод с односторонним или метод с двухсторонним натягивающим грузом. Согласно наших давнишних исследований односторонний натягивающий груз свободен от ошибок, возникающих от неравномерного трения инварных проволок о ролики, однако, недостатком является то, что натягивающий груз во все время измерений целесообразно или же постоянно должен находиться всегда при нижнем или при верхнем конце проволоки, что, соответственно высотному положению точек друг по отношению к другу, делает необходимым периодическое поворачивание проволок во время проведения измерений, и это нарушает непрерывность измерений. В случае вдухстороннего натягивающего груза этот недостаток отпадает, но в противоположность этому возникает ошибка возможной неравномерности трения двух осей, что приводит к значительной неравномерности — как в отношении провисания, так и в отношении удлинения проволоки. Фины старались соединить преимущества двух систем таким образом, что при двухстороннем натягивающем грузе во время измерения, перед отсчетом отсчетчик своим пальцем прижимает передний конец проволоки к шкале, и таким образом этот конец проволоки считается закрепленным (15; стр.). 23 Однако по нашему мнению при этом способе из-за придержания может возникнуть дополнительная сила трения, что в свою очередь может быть результатом другого рода ошибки.

По своему собственному новейшему представлению преимущество системы с односторонним натягивающим грузом и с закрепленным другим концом проволоки, без недостатков этой системы, можем обеспечить наиболее целесообразно таким образом, что, в отличие от обычно практиковавшихся до сего времени измерений в ту и обратную сторону, измерения в обоих направлениях не считаем отдельными измерениями, а считаем средний результат одного измерения в обоих направлениях — как одно измерение. Постоянное расположение одностороннего натягивающего груза на низшей или на высшей конечной точке проволоки делает желаемым корректирующую формулу, действительную только для случая одностороннего натягивающего груза, в которой имеются также и члены растущие с первой степенью разницы высоты конечных точек проволоки, и таким образом для вычисления знак разницы высоты также имеет важное значение. Постояноство этого было нами обеспечено с постоянно низшим или высшим натягивающим грузом. Однако, если для каждой конечной точки проволоки соединить одно измерение в прямую сторону и одно измерение в обратную, если при измерении в ту и обратную сторону натягивающий груз например постоянно располагается на задней или постоянно на передней точке, то тогда при двух измерениях для каждого участка проволоки разница в высоте всегда будет иметь два противоположных знака, и таким образом

влияние его на среднеарифметическую величину будет равно нолью: *среднеарифметическая величина при измерении в ту и обратную сторону по отдельным участкам проволок, в случае использования одностороннего натягивающего груза, свободна от коррекционных членов, содержащих первую степень разницы высоты, и таким образом принятие их во внимание, а также и знаков разницы высоты является излишним.*

В случае одностороннего натягивающего груза коррекционная формула провисания и удлинения, относящаяся к среднеарифметической величине измерения в ту и обратную сторону, согласно вышесказанного, существенно упростится, и у применяющихся 24-х метровых проволок (натягивающий груз 10 кг, собственный вес проволоки 17,4 г/м) принимает следующий вид:

$$\Delta B = -\frac{10^6}{2B} h^2 + 3{,}03\, h^2 - 9{,}042\, h^4 - 218{,}47\, \delta + 868{,}06\, h^2 \delta + \\ + 1{,}13\, h^4 \delta - 9{,}1\, \delta^2 - 36{,}17\, h^2 \delta^2 \ldots .$$

Вышеприведенная формула ΔB дает в микронах, если значения длины (также длину шкалы δ) и высоты подставляем в метрах. Как мы видим, в вычислении не фигурирует также и коррекция части связывающей груз. По этому нашему предложению измерения в ту и обратную сторону также связаны между собой, как и при измерении угла теодолитом в положении: круг вправо и влево. Если примем в расчет отдельным результатом измерения не эти среднеарифметические величины, а измерения в ту и обратную сторону, то тогда величины, полученные от средних ошибок, будут искажены, а именно будут большими, так как отдельные величины содержат и такие систематические ошибки, которые устраняются только в своих среднеарифметических величинах.

По моему предложению Государственный Геодезический Институт включил в свой план использование этого метода при своих измерениях в будущем году. Для имеющегося в Венгрии для этой цели оборудования, необходимы только небольшие технического характера переделки.

*

На точность измерений базиса с инварными проволоками в большой степени влияют ошибки регулярного характера, происходящие от влияния ветра, что увеличивает результаты измерений, и таким образом и длину базиса. Для их численного определения и для принятия их во внимание, перед нашими исследованиями (11, 12), проведенными также совместно с Петером Эсто, наиболее серьезные исследование провел Райхэнедер (16), однако, к сожалению, его выводы из-за многих принципиальных ошибок не оправдались соответствующими действительности, как мы на это указали в нашей первой работе (11) по этому вопросу, появившейся в первом томе Bulletin Géodésique в 1947 году. Так как Райхенэдер, который является

научным сотрудником Геодезического Института берлинской Академии Наук, против наших исследований спустя три года не выразил противомнение, следовательно касающиеся его наши замечания мы должны принять как соответствующие действительности.

Дополненное наше совместное исследование появилось на венгерском языке в этом году (12), и из наших определений здесь подчеркнем следующее: Естественно что голые, песчанные территории из-за восходящих воздушных потоков, для устройства базиса по возможности должны быть обойдены; направление базиса по возможности должно совпадать с господствующим направлением ветра. Так как влияние ветра возрастает с третьей степенью длины, проволоки длинее 24 метров, употребляемые в некоторых странах, — в особенности принимая во внимание систематического характера влияние ветра— в ветристых местностях не могут быть рекомендованы даже и тогда, если вредное влияние этих ошибок может быть частично компенсировано путем одновременного увеличения натягивающих грузов, которые действуют в квадратичном соотношении. Некоторая компенсация может быть достигнута также и путем соответствующего изменения формы натягивающих грузов.

В наших исследованиях показано и то, что в том случае, если предельное значение пренебрежения на каждый конец проволоки примем равным 20 μ, если примем наиболее неблагоприятное направление ветра — действующее перпендикулярно к направлению проволоки, то можем проводить измерение до скорости — 4 м/сек., а в случае 10 μ ветра до 3,5 м/сек. Так как появляющаяся таким образом систематического характера ошибка, все еще составляет 1/1 200 000 или 1/2 400 000 часть длины, при наших все возростающих требованиях в отношении точности еще остается желаемым дальнейшее устранение влияния ветра.

В нашем самом последнем исследовании для исключения влияния ветра я предложил новый способ, примененный мною успешно уже ранее — в другом случае. По сравнению к значениям, свободным от ветра, отклонения длины Δ_1, $\Delta_2 \ldots \Delta_n$, появляющиеся у отдельных концов проволоки, являются функциями влияний ветра, и таким образом могут быть приняты в качестве вспомогательных уравнений влияний ветра, из которых по методу наименьших квадратов могут быть определены постоянные функции влияния ветра. Зная функцию, мы можем устранить влияние систематического характера из результатов измерений, которые возникают при скоростях ветра ниже 4 или 3,5 метров/сек. Из этого нашего определения следует далее, что даже при больших скоростях ветра рекомендуется проводить измерения, но не потому чтобы их использовать в качестве непосредственного результата измерений а для той цели, чтобы для определения функций влияния ветра имелись в нашем распоряжении данные также и для случаев бо́льшей ветровой скорости.

Соответственно нашим соображениям Государственный Геодезический Институт при происходящих сейчас в Мадьяровар измерениях базиса начал измерения необходимых данных, и таким образом имеем надежду, что в скором будущем сможем и практически проверить наш способ.

Надеемся, что с нашими исследования в связи с измерениями с помощью инварных проволок мы тоже способствовали увеличению точности измерений.

*

Другой, очень важной проблемой триангуляций высшего класса является уравнивание триангуляций.

Возникающий здесь первый вопрос, это вопрос о том, насколько присутствие систематического характера угловых ошибок искажают результаты уравнивания, ведь применение способа наименьших квадратов, как известно, предполагает ошибки случайного характера. Мои исследования (17), проведенные в этой области несколько лет тому назад, показали, что присутствие систематического, или постоянного характера угловых ошибок не препятствует точному уравниванию сети, и что уравнивание, после отделения постоянной части угловых ошибок, дает позже конечный результат, как и уравнивание, проведенное без отделения систематической части ошибок. Необходимые в этой области крупного масштаба вычислительные работы Золтан Эсто младший (мой ученик) провел с большим воодушевлением и самоотверженностью. Если желаем привести понятный пример вышеохарактеризованного явления, то мы должны думать о треугольнике в самом простом случае. Как известно, ошибку невязки треугольника можно устранить по методу наименьших квадратов таким образом, что ошибку — предполагая одинаково точные измерения — делим равномерно на три угла. Но если ошибки измерения являются не случайного характера ошибками, а ошибками систематического характера, деформирующие все три угла в одинаковой степени, то распределение ошибки невязки происходит также правильно путем равномерного распределения на три угла. Следовательно, результат в обеих случаях предположения один и тот же.

Поднимаемый здесь второй вопрос касается способа уравнивания сетей высшего класса. Само собой разумеется, что это происходит по методу наименьших квадратов. Крупная проблема заключается не в этом, а в том, чтобы найти соответствующее решение систем уравнений, содержащих, во все возрастающем количестве, много сотен неизвестных. Новое направление высшей геодезии уже добивается не того, чтобы уравнивать сеть первого класса отдельных стран, а чтобы без пробела соединить сети отдельных стран, точно узнать форму Земли, и, для целей определения степени достоверности своих измерений, запланировать совместное уравнивание сетей многих стран, даже целых континентов. Так готовили или готовят уравнивание, например так называемой среднеевропейской и балтийской

сети. Если далее примем во внимание, что исследование определенных астрономическим путем азимутов, географических параллелей и разностей меридианов, для обеспечения гармонии между взятой за основу эллипсоидом и геоидом, принимает все большие масштабы, и что все более и более нам надо считаться также и с непосредственным измерением сторон треугольника с помощью электромагнитных волн, то математическая задача делает необходимым разрешение систем нормальных уравнений тысячного порядка. А для этого классический элиминационный способ Гаусса, не говоря уже о практически вряд ли осуществимой вычислительной работе, уже и потому не является подходящим, что при громадном объеме вычислительных работ, вследствие неточности округления последней цифры острота вычислений постепенно ухудшается, так что эта неточность уже превышает вычисленные поправки. Таким образом уравнивание триангуляционных сетей высшего класса стало наиболее актуальной и наиболее насущной проблемой высшей геодезии. Это подтверждается также и серией появившихся в настоящее время новейших различных объемистых работ, касающихся этой темы.

Здесь не можем себе ставить целью, чтобы всех их, хотя бы в основных чертах, привели бы здесь, так как только для этого самого потребывалось бы несколько лекций. Но я все-таки вынужден упомянуть то, что часть трудов стремится к возможно большему упрощению *метода* вычислений строгого уравнивания, в то время, как другая часть трудов ищет такое рациональное *приближенное* решение, что без большой угрозы точности, достигаемой путем строгого уравнивания дает значительное упрощение вычислений.

Для технического упрощения метода строгого уравнивания уже в 1880 году Гельмерт разработал способ (18); этот способ был еще более упрощен Левалуа (19) в 1947 году. Между прочим, сюда относятся развертывающие и замещающие способы Больтца (20, 21), схема вычислений Грубера (22), метод Холецкого-Рубина (23), вычисления краковиянами (24), способ Фридриха (25), метод Асплунда (26), метод Эггерта (27) и др.

Переходными между строгим и приближенным уравниваниями являются постепенно приближенные методы, каким является метод Нагеля (28), известный уже с 1890-го года, который предлагается вновь также и Бодевигом (29), далее методы Пинкварта (30) и Кржовака (31), а в последнее время исключительно плодотворный и отличного способ Вольфа (32, 33, 34, 35). Все они имеют то преимущество, что постепенно приближенное уравнивание можно прекратить, когда достигнута желаемая точность.

Каковы бы ни были большими эти упрощения по сравнению к подлинному решению Гаусса, необходимые вычислительные работы все еще настолько громадны, что для уравниваний сетей большого размера приближенные методы, желающие достигнуть точности строгого уравнивания,

все еще заслуживают большое внимание, или может быть правильнее сказать заслуживают все большего внимания. Положение таково, что можем использовать способы, означающие упрощение вычислительного метода Гаусса для более быстрого решения уменьшенного, но ввиду большого масштаба все еще большого количества нормальных уравнений приближенных методов, и их в самом деле используем для этого.

Как известно очень старым способом приближенных решений является уравнивание по цепи треугольников, при котором из треугольников сети высшего класса для главного уравнивания выделяем одну сетку, состоящую из взаимозависящих цепей и уравниваем её, и после уравнивания оставшиеся независимые части сети, т. е. заполняющую сеть уравниваем в пробелы сетки. Упущением треугольников пробелов из главного уравнивания число уравнений условий, а таким образом, само собой разумеется, также и вычислительную работу сокращает в очень большом масштабе, однако напротив этому в последующем уравнивании треугольников пробелов результаты главного уравнивания, как неизменимые величины (но однако все-таки не не безошибочные) искажают значения уравнивания пробелов. Цели возможного уменьшения этого искажающего влияния служит предложение Вольфа (32), по которому после уравнивания цепей и после определения узловых точек вычислялись бы между узловыми точками не цепи треугольников, а целые части сетки.

Если мы сейчас для решения систем уравнений, служащих для уравнивания цепей треугольников, применим также приближенные способы, то наш способ будет двухкратно приближенного характера. Однако по причинам целесообразности все еще — правильнее, ввиду больших сетей вновь — эти находятся в предпочтении и наибольшие достижения, достигнуты также с их помощью. Для них всех характерно, что отдельные части цепей уравниваются строго, и приближение состоит из того, что полученные при этом результаты вычислений фигурируют в вяжущем уравнивании, как бы являлись результатами измерений, в то время, когда они являются уже не независимыми друг от друга величинами.

В хронологическом порядке на первом месте упоминаем метод Гельмерта (36) 1886 г., примененный для уравнивания современной сети СССР (37, 38, 39, 40) недавно умершим советским академиком Красовским, и который этот метод предварительно переработал, упростил и пополнил соответственно современным требованиям. По существу этот же способ применил также и Эландер при уравнивании балтийской цепи (41). Эти методы являются уже улучшенными формами методов, использованных (Бови) при уравнивании цепей США в 1927 году (42). Здесь мы упоминаем, что приведенный строгий способ (27) Еггерта ставит себе целью также только строгое уравнивание цепей, также как и метод Вольфа (32), который развивает этот метод дальше.

Необходимо здесь упомянуть еще остроумный метод Урмаева (43, 44). Он с помощью долготы и азимута геодезических линий, вычисленных из цепей, согласно обобщенной задачи точки привязки и сечения дуги, уравнивает принятые как независимые друг от друга величины. Этот метод недавно с некоторым усовершенствованием применил также и Марусси (45).

Это краткое обозрение убеждает нас о том, что по всем имеющимся у нас сведениям, кроме введения цепей, не было предложено другого метода для непосредственного уменьшения громадного числа нормальных уравнений, потому что дальнейшее решение уменьшенных количеств уравнений цепей приближенным или строгим методами, согласно изложенного уже выше, является другим вопросом. Таким образом заслуживало повышенного внимания мысль моего сотрудника, доцента Института др. Иштвана Хазаи (главного инженера Государственного Геодезического Института), касающаяся уменьшения громадного количества треугольников путем соединения определенного количества, например 15—20 треугольников, в один вычисляемый треугольник. Таким образом получаем значительно меньше треугольников. В этом случае вся сеть — и не только сетка, состоящая из цепей — относительно легче может быть уравнена. Этот способ, как приближенный, также заслуживает внимание, но только лишь как приближенный метод, так как углы и стороны вычисленных треугольников являются величинами выведенными из тех же измерений, и таким образом друг от друга не являются независимыми. Это же относится также к углам и сторонам смежных вычисленных треугольников, если данные того же измеренного треугольника фигурируют в нескольких вычисленных треугольниках.

Сейчас вопрос состоит в том, что каким образом можно было бы обеспечить независимость вычисленных величин, и таким образом имевшиеся до сего времени приближенные методы сделать более точными?

Введение парциально эквивалентных фиктивных измерений по Гельмерту (46 ; стр. 293) здесь привело бы к очень сложным уравнениям, и таким образом практически не означало бы упрощения. Однако, если каждый угол отдельных вычисленных треугольников будем вычислять отдельно, т. е. из независимых друг от друга измерений, то желаемую независимость мы уже достигнем. Каким образом можно это решить практически? Если каждый угол каждого треугольника измерим шестикратно, то сведением попарно двух измерений независимо друг от друга уравниваем трижды все измеренные треугольники, падающи на один вычисленный треугольник, с помощью уравнений условий его сторон, а именно так, что в качестве результата измерений всегда должно фигурировать среднее значение в каждом случае другой пары углов. Так как три уравнивания отклоняются друг от друга только чистыми членами, это практически почти не означает дополнительную работу при уравнивании. Из каждого уравнивания из вычи-

сленных треугольников берем только одну величину угла, и таким образом углы вычисленных треугольников остаются независимыми друг от друга.

Следующая проблема такова, что каким образом избрать пару измеренных величин, и то, что какую из трех независимых друг от друга величин, падающих на каждый угол уравненного большого треугольника, оставить для уравнивания сети вычисленных треугольников. При решении первого вопроса исходим из следующего предположения. Углы и в дальнейшем целесообразно измеряем по методу измерения угла по Шрейберу, это, однако, означает то, что в этом случае P должно быть взято 36 вместо 24. Из уравнивания ходов получаем наиболее вероятные величины измеренных углов. Шесть измерений сейчас уже у каждого угла группируем таким образом, чтобы среднее значение каждой пары измерений по возможности в большей степени приближалось к наиболее вероятному вычисленному значению. И таким образом уменьшение точности, происходящее ввиду использования при уравнивании меньшего количества измерений, уравновешивается в значительной степени при сохранении независимости друг от друга величин. Принуждение, вызванное выбором, является не бо́льшим, чем которое получается при упущении резко отличающейся величины серии измерений. Мало того, так как таким образом прогрессивно становится более вероят ным, что большая положительная ошибка измерения совпадает с бо́льшей отрицательной ошибкой, и что меньшая положительная ошибка совпадает с меньшей отрицательной ошибкой, умножительные члены ошибки уже при двух измерениях могут считаться взаимно уничтоженными, и таким образом совокупность ошибок спокойно может быть использована в квадратичных слагаемых средних ошибок. Из трех величин, полученных для каждого угла вычисленного треугольника — из каждого уравнивания другой угол — выбираем таким образом, чтобы он наиболее близко лежал бы к средней величине, вычисленной из соответствующих трех величин. Это является дальнейшей возможностью компенсации уменьшения точности меньшего количества измерений. Так как тоже самое уравнивание при трех вычисленных его углах не имеет ошибки невязки, это же действительно также и для средних величин соответствующих углов трех уравниваний, и таким образом вышеуказанный выбор углов одновременно с независимостью вычисленных углов означает также и наименьшую ошибку невязки. Впрочем из отклонения между тремя величинами можем вывести отдельно по углам и суммированно числовую величину точности измерений, что можем использовать при уравнивании главной сети.

Наконец, что должно произойти с измеренными треугольниками, лежащими на границе двух вычисленных треугольников? Если они фигурируют в обеих вычисленных треугольниках, то вычисленные углы этих не будут независимыми друг от друга. Если резко ограничим измеренные треугольники, и каждый измеренный треугольник будет фигурировать

только в одном вычисленном треугольнике, то отпадают уравнения условий сторон, относящиеся к точкам — как к центрам, лежащим на линии раздела. Мы считаем последнее более целесообразным, потому что при меньшем количестве вычислительных работ обеспечена полная независимость углов главной сети, и таким образом число упущенных уравнений условий сторон (все уравнения условий треугольников фигурируют) несравненно меньше, чем в случае цепей, которые многие считают как строгими уравниваниями, при котором отпадает еще очень значительное количество уравнений условий углов. Однако легко понять, что число упущенных уравнений сторон — по сравнению с использованными при вычислении уравнений условий сторон тем меньше, чем больше треугольников сводим в один вычисленный треугольник, так как первый пропорционален с периметром вычисленного треугольника, а второй, однако, пропорционален с его площадью. Это обстоятельство может иметь значение при уравнивании сетей континентов.

Естественно, что сеть, образовавшаяся из вычисленных треугольников, совместно со всеми уравнениями условий сторон уравнивается дальше, что за счет повышения точности уравновешивает уменьшение количества измерений, проведенных в начале измерений, также и третьим путем. При соответствующем выборе формы треугольников вес углов треугольника в преобладающем количестве случаев можем взять равными, но ничто не препятствует тому, чтобы определить их вес, согласно вышеупомянутого, и использовать их в уравнивании. Предположив каждую сторону равной 150—200 км, каждая триангуляционная точка может быть принята одновременно также за точку Лапласа. Число получающихся уравнений условий даже и в этом случае является очень умеренным, так что для обеспечения минимума отклонения вертикали не имеет особого препятствия, чтобы для цели достижения лучшего совпадения повторили уравнивание главной сети.

После уравнивания главной сети по вышеуказанному методу, с помощью её точек все точки измеренных треугольников будем уравнивать с, естественно, принятием во внимание всех их условий, как это предложил также и Вольф после уравнивания *цепей*.

Наши предположения, высказанные здесь об уравнивании сетей высшего класса, можно считать только как предварительные сообщения, и они будут еще в значительной мере видоизменены исследованиями, происходящими в настоящее время. Сообщение о проводимых работах в настоящей их стадии объясняется тем, что по просьбе Технического Отделения Академии Наук Венгрии уже в настоящее время необходимо сделать мне доклад о происходящих исследованиях по высшей геодезии. Однако мы считаем, что упомянутые идеи заслуживают того, чтобы проводились исследования, так как они содержат не один взгляд и точку зрения, отличающееся от применявшихся до сего времени методов.

*

Согласно вышеупомянутого, современное проведение нашей триангуляции высшего класса требует также и определение географических мест. Для измерения географических широт (параллелей), наряду с использованным до сего времени методом Штернека, Государственный Геодезический Институт ввел также и метод Хоребо-Талкота при котором, как известно, нет необходимости иметь точный вертикальный круг, так как разницу зенитного расстояния между северной и южной звездой измеряем с помощью окулярного микрометра. Для дальнейшего повышения точности — измерение происходит с достаточно большим количеством звездных пар (до 30—50), и это поднимает проблему уравнивания, точное решение которого также способствует для обеспечения точности до порядка точности равной сотых долей угловой секунды.

Исходной формулой вычисления, как известно, является: если δ_D и Z_D означают соответственно деклинацию и зенитное расстояние южной звезды, в то время, как $\delta_{E'}$ и $Z_{E'}$ означают деклинацию и зенитное расстояние северной звезды, то:

$$\varphi = \frac{1}{2}(\delta_D + \delta_{E'}) + \frac{1}{2}(Z_D - Z_{E'}). \tag{1}$$

Если соответственно корригированный отсчет микрометра обозначен через m_D и $m_{E'}$ угловое значение одного поворота винта через R, а коррекция рефракции между двумя зенитными расстояниями через Δr, то получим следующее выражение:

$$\varphi = \frac{1}{2}(\delta_D + \delta_{E'}) + \frac{1}{2}\boldsymbol{R}\,(m_D - m_{E'}) + \Delta r\,. \tag{2}$$

Если сейчас R определим отдельно, и при вычислении вышеприведенной формулы примем как известную величину, тогда у нас остается одна неизвестная — φ, но отдельные величины, вычисленные из различных измерений согласно, (2) не имеют одинакого веса. Из вероятных ошибок, взятых для отдельных звезд из каталога звезд, можем вычислить средние ошибки, как известно, путем умножения на 1,4826 в то время как средние ошибки μ_M полуразности отсчета микрометром стояния отдельных пар звезд могут быть вычислены из отклонения, сравненного с соответствующим средним значением измерения тех же пар звезд, произведенных в различные дни. На основе этого вычисления μ_M уже получаем в угловом значении. Согласно этого для звездной пары i будет:

$$\mu_{M,i} = \pm \sqrt{\frac{[v\,v]_i}{n-1}}\,. \tag{3}$$

Однако в этом случае в последнем уже учтены не только ошибки установки и отсчета, но и колебание рефракции, а также неучтенная неопределенность деклинации от лунной нутации. Следовательно, если $\mu_{D,i}$ и $\mu_{E',i}$

является средней ошибкой деклинации звезд звездной пары i, $\mu_{M,i}$ является средней ошибкой, расчитанной согласно вышеуказанным для звездной пары i, то для всех измерений, относящихся к звездной паре i, это может быть принято равновеликим, и таким образом из простого среднего значения всех уравнений, расчитанных но (2) и относящихся к этой паре звезд, получаем наиболее вероятное значение φ, т. е. значение φ_i, указанной звездной пары, что однако в основном еще нагружено ошибкой от деклинации соответствующей звездной пары.

Какова будет сейчас средняя ошибка среднего значения, относящегося к этой звездной паре?

Если предположим, что при всех измерениях ошибка деклинации двух звезд равна, и ошибки, происходящие только от отсчета показания микрометра, чередуются при отдельных измерениях, то квадрат средней ошибки $\mu_{\varphi,i}$ средней величины φ_i, вычисленной из n измерений звездной пары i, из этого вес $p_{\varphi,i}$:

$$\mu^2_{\varphi,i} = \frac{\mu^2_{D,i} + \mu^2_{E',i}}{4} + \frac{\mu^2_{M,i}}{n} \qquad p_{\varphi,i} = \frac{1}{\frac{\mu^2_{D,i} + \mu^2_{E,i}}{4} + \frac{\mu^2_{M,i}}{n}} \tag{4}$$

По существу таким же образом определил вес уже и Герр и Тинтер (47; стр. 444.). Для всех звездных пар вычисляем (для каждой пары в отдельности) простые средние значения величин φ согласно (2) и из этого также по Герру и Тинтеру получаем окончательную среднюю величину веса из всех звездных пар:

$$\varphi = \frac{[p\,\varphi]}{[p]}. \tag{5}$$

Здесь возникают два вопроса. Первый вопрос, какова была бы формула, если во время измерения изменялась бы также и ошибка деклинации одной и той же звездной пары. Тогда, очевидно, и средняя ошибка этого также уменьшилась бы на величину квадратного корня из числа измерения той же звездной пары, и в $p_{\varphi,i}$ значение n попало бы согласно (4) в числитель. Однако об этом не может быть и речи, так как колебания деклинации имеются также и в отклонениях v от средних величин, и таким образом согласно (3) нагружают $\mu_{M,i}$. Герр и Тинтер также говоря об ошибках деклинации, считают эту ошибку, как константную ошибку, нагружающую все измерения той же пары звезд (47; стр. 444).

Второй вопрос относится к более точному определению $\mu_{M,i}$. Герр и Тинтер не удовлетворяются вычислением $\mu_{M,i}$, относящемуся на одну звездную пару, а желают вычислить более достоверную величину при помощи выражения:

$$\mu^2_M = \frac{[n\,\mu^2_{M,i}]_1^N}{[n]} = \frac{[v\,v]_I + [v\,v]_{II} + \ldots + [v\,v]_N}{[n_I + n_{II} + \ldots + n_N) - N} \tag{6}$$

из вылисленной средней ошибки всех N звездных пар с весом n—1 (или n,) соответствующим n числу измерений. В этом $[vv]_I \ldots [vv]_N$ квадратичная сумма поправок, отнесенных на среднюю величину первой N пары звезд, $n_I, \ldots n_N$ являются измерениями, отнесенными на первую N звездную пару, и N число звездных пар, использованных при измерениях. Однако, так как при небольшом количестве измерений средняя величина их также не является надежной, и взначительной мере может отклониться от действительной величины, следовательно и $[vv]$, отнесенная к такой средней величине, тоже не будет намного надежнее, и таким образом μ_M^2, вычисленная из последних по (6), также не будет существенно точнее. Наоборот, можем также констатировать, что все $[vv]$ меньши чем это необходимо, а именно тем меньши, чем больше отклонение между вычисленным φ_i и величиной, возникающей при бесконечно большом количестве измерений, то есть вообще чем меньше измерений провели по той же звездной паре. Но это частично компенсируется в знаменателе c величиной $(n-1)$ вместо n, однако при очень малом количестве измерений условия законов уменьшения и распространения средних ошибок отсутствуют. Следваотельно, если в самое последнее время швейцарцы произвели измерения для очень многих звездных пар, но по каждой звездной паре провели только два измерения (48 ; стр. 102—103.), то надо считаться с искажением средней ошибки, вычисленной согласно первой формулы (6), и это не изменяется даже и тем, что оно вычислено из очень большого количества звездных пар. И именно поэтому не является убедительным тот результат Энги (47 ; стр 102.), по которому для той же пары звезд он получил меньшие средние ошибки из измерений, произведенных в различные дни, чем как в один и тот же день из различных, но обычно из большего количества звездных пар. На основе вышеприведенного значительная разница между двумя средними ошибками врядли возможна, и причину этого видим в том, что колебание рефракции является величиной одинаковой степени от вычисленной величины для одной и той же пары звезд в различные дни-с деклинационными ошибками различных звездных пар.

Согласно вышеуказанным надежность μ_M может быть повышена наиболее целесообразно путем увеличения количества измерений, падающих на отдельные звездные пары. Однако в это время выражение (3), относящееся к отдельным звездным парам, дает также достаточно надежную величину, и нет необходимости в образовании средней величины согласно формулы (6),которая увеличивает точность в небольшой степени. Это последнее не является очень рекомендованным также и из одной другой причины. Величина рефракции и ее колебание зависит от величины зенитного расстояния, а величина ошибки визирования также от видимости звезды. Итак, средняя ошибка по (3) эти точности может учесть для каждой звездной пары отдельно. Посему мы считаем необходимым не менее чем четырехкратное измерение одной пары звезд. Как нам известно, влияние деклинационной ошибки,

постоянного характера одной и той же пары звезд на φ можем преобразовать в случайного характера ошибку при использовании большего количества звездных пар: однако, эта ошибка уменьшается только как квадратный корень из количества звездных пар, и таким образом свыше 30-ти врядли можно назвать экономически выгодным. Более эффективным является поиск и измерение звездных пар с меньшей средней ошибкой.

Практика показывает, что во многих случаях целесообразно принять в уравнивание также и величину R поворота винта как неизвестную, и определить егё из самого уравнивания. Если в нашу формулу (2) для более целесообразного вычисления искомых неизвестных введем приближенные величины φ_0 и R_o, поправку полусуммы деклинации звездной пары i обозначим через $v_{\delta,i}$ (а в дальнейшем поправка относится только к одному измерению), а разницу отсчета показания микрометра через $v'_{M,i}$, то получим следующее выражение:

$$\varphi_0 + \Delta\varphi = \frac{\delta_{D,i} + \delta_{E',i}}{2} + v_{\delta,i} + \\ + (R_0 + \Delta R)\left(\frac{m_{D,i} - m_{E',i}}{2} + v'_{M,i}\right) + \Delta r_i \,. \tag{7}$$

После соответствующей перестановки и учета того, что

$$\frac{1}{2}(\delta_{D,i} + \delta_{E',i}) + \frac{1}{2} R_0 (m_{D,i} - m_{E',i}) + \Delta r_i = \varphi_i \tag{8}$$

означает географическую широту, вычисленную из i, звездной пары, и далее, что вместо $v'_{M,i}$ целесообразно ввести угловую величину этого $R\, v'_{M,i} = v_{M,i}$, получим следующее выражение:

$$v_{\delta,i} + v_{M,i} - \Delta\varphi + \frac{(m_{D,i} - m_{E',i})}{2} \Delta R + (\varphi_i - \varphi_0) = \varnothing \,. \tag{9}$$

Однако, так как на ту же звездную пару имеем несколько измерений, правильнее будет, чтобы в далее нумерацию звездных пар отличить римскими цифрами и, в пределах последних, каждое измерение звездных пар снабдить нумерацией с арабскими цифрами. Таким образом получим следующие уравнения:

$$\begin{aligned}
&v_{\delta,I} + v_{M,I,1} - \Delta\varphi + \frac{(m_{D,I,1} - m_{E',I,1})}{2} \Delta R + (\varphi_{I,1} - \varphi_0) = \ominus \\
&v_{\delta,I} + v_{M,I,2} - \Delta\varphi + \frac{(m_{D,I,2} - m_{E',I,2})}{2} \Delta R + (\varphi_{I,2} - \varphi_0) = \ominus \\
&\quad\vdots \\
&v_{\delta,I} + v_{M,I,n} - \Delta\varphi + \frac{(m_{D,I,n} - m_{E',I,n})}{2} \Delta R + (\varphi_{I,n} - \varphi_0) = \ominus
\end{aligned} \tag{10}$$

$$v_{\delta,II} + v_{M,II,1} - \Delta\varphi + \frac{(m_{D,II,1} - m_{E',II,1})}{2}\Delta R + (\varphi_{II,1} - \varphi_0) = \ominus$$

$$v_{\delta,II} + v_{M,II,2} - \Delta\varphi + \frac{(m_{D,II,2} - m_{E',II,2})}{2}\Delta R + (\varphi_{II,2} - \varphi_0) = \ominus$$

$$\vdots$$

Как мы видим, здесь имеем дело со случаем еще не измеренных неизвестных различного веса условных измерений, дальнейшее решение которых известно. Вес поправок обратно пропорционален квадрату средних ошибок, следовательно:

$$p_{\delta,I} = \frac{1}{\frac{\mu^2_{D,I} + \mu^2_{E',I}}{4}} \qquad p_{M,I,1} = \frac{1}{\mu^2_{M,I,1}} \,. \tag{11}$$

По существу это же вывел также и наш бывший сотрудник др. Бэла Милашовский — который в настоящее время является преподавателем геодезии Технического Университета Тяжелой промышленности в гор. Мишкольц — в своем труде, находящемся в стадии издания (50). Он же точным логическим анализом показал и то, что определение веса уравнивания (48; стр. 104.), относящееся к географической широте города Берн и Гуртен, изданное Швейцарской Геодезической Комиссией, является ошибочным, так как если $v_{\delta,I} + v_{M,I,1}$ сведем в одну фиктивную поправку $\lambda_{I,1}$, как это сделали швейцарцы, то вес этого из выражения (11) будет:

$$p_{\lambda,I,1} = \frac{1}{\frac{\mu^2_{D,I} + \mu^2_{E',I}}{4} + \mu^2_{M,I,1}} \tag{12}$$

а не выражением (4), данным Герром и Тинтером, что может относиться к средним величинам, полученным для отдельных звездных пар. Мы здесь идем еще дальше, и утверждаем, что не только определение веса является ошибочным, но и сведение поправок в фиктивную поправку также ошибочно, так как поправка одной звездной пары фигурирует также и в нескольких фиктивных поправках, и таким образом, они не являются независимыми друг от друга. Следовательно, при строгом уравнивании эти поправки нельзя сводить.

Число уравнений по выражению (10) равно количеству произведенных измерений, и так как мы имеем еще также и два еще неизмеренных неизвестных $\Delta\varphi$ и ΔR, то количество решаемых уравнений, фигурирующих в выражении (10), больше еще на два уравнения. Для упрощения громадной вычислительной работы у нас имеется несколько способов.

Один приближенный метод получается тогда, если уравнение поправки, относящейся к одной звездной паре, сводим в одно уравнение поправки, так как коэффициенты ΔR и чистые члены отличаются друг от друга только на небольшие величины. Следовательно:

$$v_{\delta,I} + \frac{v_{M,I,1} + v_{M,I,2} + \cdots}{n_I} - \Delta\varphi + \\ + \frac{(m_{D,I,1} - m_{E',I,1}) + (m_{D,I,2} - m_{E',I,2}) \cdots}{2\,n_I} + \\ + \left(\frac{\varphi_{I,1} + \varphi_{I,2} + \cdots}{n_I} - \varphi_0\right) = \ominus \,. \tag{10a}$$

Если мы сейчас введем фиктивную поправку $v_{\delta,I} + \frac{v_{M,I,1} + v_{M,I,2} + \cdots}{n_I} = -\lambda_I$, — так как коррекция одной звездной пары фигурирует только в одном уравнении — вес этого как раз соответствует весу, примененному швейцарцами. В это же время число нормальных уравнений также уменьшится до двух. *Согласно этому швейцарский метод является применимым приближенным методом, если используем его не для каждого измерения звездных пар, а для средней величины измерений отдельных звездных пар.* Милашевский также имеет ввиду такое использование швейцарского веса; здесь мы желаем подчеркнуть его хороший приближенный характер.

Другой метод, использованный Милашевским, также сводит в одну фиктивную поправку коррекции отдельных измерений, следовательно:

$$v_{\delta,I} + v_{M,I,1} = -\lambda_{I,1} \,. \tag{13}$$

Однако, вес этого Милашевский вывел точно — в противоречие с Энги — в значении нашего вышеприведенного уравнения (10a). Это решение также приводит к двум нормальным уравнениям, но предполагается, что отдельные λ друг от друга совершенно независимы, т. е. поправки v_δ той же звездной пары в отдельных уравнениях совершенно отличны, даже более, можем получить поправки с противоположенными знаками. Это имеет то условие, чтобы ошибки деклинации той же звездной пары следовали бы при различных измерениях колокольной кривой Гаусса. То, что это может быть строго допущено, может быть предметом обсуждения. Однако, если предположим, что сумма деклинаций той же звездной пары нагружена при каждом измерении другой ошибкой (потому что они только в этом случае могут получить независимые поправки), то средняя ошибка Герра и Тинтера, приведенная здесь в (4), является ошибочной, так как в этом случае в средней величине измерений n должна также уменьшиться средняя ошибка деклинации.

Упрощение, при сохранении *строгости* уравнивания, по нашему мнению, достигнем самым простым образом так, что и поправки $v_{\delta,I}$, $v_{\delta,II}$ . . .

отдельных звездных пар введем в уравнивание как неизвестные. Ввиду этого получим $N + 2$ неизвестных:

$$
\begin{aligned}
v_{M,I,1} &= -v_{\delta,I} + \Delta\varphi - \frac{(m_{D,I,1} - m_{E',I,1})}{2}\,\Delta R - (\varphi_{I,1} - \varphi_0)\\
v_{M,I,2} &= -v_{\delta,I} + \Delta\varphi - \frac{(m_{D,I,2} - m_{E',I,2})}{2}\,\Delta R - (\varphi_{I,2} - \varphi_0)\\
&\vdots\\
v_{M,II,1} &= -v_{\delta,II} + \Delta\varphi - \frac{(m_{D,II,1} - m_{E',II,I})}{2}\,\Delta R - (\varphi_{II,1} - \varphi_0)\\
v_{M,II,2} &= -v_{\delta,II} + \Delta\varphi - \frac{(m_{D,II,2} - m_{E',II,2})}{2}\,\Delta R - (\varphi_{II,2} - \varphi_0)\\
&\vdots\\
v_{M,N,1} &= -v_{\delta,N} + \Delta\varphi - \frac{(m_{D,N,1} - m_{E',N,1})}{2}\,\Delta R - (\varphi_{N,1} - \varphi_0)\\
&\vdots\\
v_{\delta,I} &= v_{\delta.I}\\
v_{\delta,II} &= v_{\delta.II}\\
&\vdots
\end{aligned}
\qquad (14)
$$

Решение даже и при этом упрощении (52; 249. стр.) несомненно является более продолжительным, чем вычисление двух неизвестных. *Определение широты однако относится к осноным измерениям высшей геодезии, и при многонедельной измерительной работе это уравнивание, продолжающееся несколько дней, не является непропорциональным процессом.* Это в максимальной степени нас предупреждает о том, чтобы не применяли слишком большое количество различных звездных пар, и чтобы точность увеличили скорее путем выбора звездных пар с более надежной деклинацией.

Интересно, что Нитгаммер (51; стр. 74.) считает менее точным определение R путем совместного уравнивания, чем при раздельном и независимом определении ΔR и R, так как у первого разница зенитных растояний нагружается также и ошибками от уровня, в то время как у последнего уровня используются только для контроля возможного изменения стоячей оси прибора. Принципиально Нитгаммер прав, только не принимает во внимание громадное количество излишних измерений, из которых вычисляются $\Delta\varphi$ и ΔR, и при которых влияние ошибки от уровня также уменьшается известным нам образом, в размере квадратного корня из числа измерений. Обычно R определяется непосредственно намного меньшим количеством измерений, чем в упомянутом способе. Но независимо от этого, еще сам Нит-

гаммер определяет, что из-за транспортировки и температурных условий R не может считаться неизменным. Вместо большого количества необходимых специальных измерений, для определения R на каждой станции показывается целесообразнее вычислить величину R из самих измерений широты на каждой станции. Еще далее, для возможно большего искоренения температурных влияний можно было бы думать и о том, что не нужно-ли повечерам ввести уравнивание все новых и новых ΔR, как неизвестных. При достаточно большом количестве ежедневных звездных парах, мы считаем необходимым исследовать это, но в этом случае хороший приближенный метод по (10а) не может быть использован.

В результате вышеприведенного (14) метода уравнивания для деклинаций отдельных звездных пар получаем определенные поправки. *По нашему скромному мнению стоило бы эти поправки, полученные из различных уравниваний, учитывать централизованным порядком, например через Международную Геодезическую Ассоциацию, так как соответствие между поправками, полученными из уравнивания различных мест для одной и той звездной пары, привело бы к улучшению значений деклинаций.* Число звездных комбинаций, использоважеых попарно также не велико. Здесь мы упомянем о том, что все большее распространение принимает тенденция, по которой для уравненных величин, например для развитого базиса, дает поправку при дальнейшем его уравнивании, соответствующую их средней величине, т. е. не считает их неизменными величинами. Этот принцип нашел бы применение также и для дальнейшей поправки деклинаций, вычисленных из измерений.

Впрочем не имело бы никакого препятствия даже и то, чтобы приняли во внимание также и колебания деклинаций, вызванные нутацией луны, если бы это не фигурировало в отсчетах показания микрометра. В этом случае изменяющиеся поправки деклинаций одной и той же звездной пары надо было бы составить из двух поправок:

$$v_{\delta,I,1} = v_{\delta,I} + \mathfrak{v}_{\delta,I,1}. \tag{15}$$

Среди них $v_{\delta,I}$ для той же звездной пары является постоянным и принимает во внимание неопределенность подлинных вычислений деклинаций, в то время, как $\mathfrak{v}_{\delta,I,1}$ является поправкой, соответствующей колебанию. Их вес вычисляем из известных или оцененных средних ошибок двух частей. Этим путем можем избежать отклонение поправки одной и той же звездной пары друг от друга в большей степени, чем по причине колебаний. Такое разделение поправок может иметь принципиальное значение, и, возможно, при других проблемах может иметь большую роль.

*

Как известно, уравненные результаты нам необходимо выразить в какой-либо системе координат, и должны изобразить на плоскости в какой-

либо проекции. С целью гармонии с соседними государствами, для этого рекомендуется выбрать сюзные международные системы, для чего наиболее подходящим является система Гаусса-Крюгера : точнее, она является единственно подходящей системой. Так как Венгрия стоит перед задачей создания независимой от старых измерений современной сети высшего класса ; теперь является наиболее подходящим упустить старую стереографическую и введенную не вполне удачно в 1908 году цилиндрическую проекцию с косой осью, и для новой сети высшего класса, как и для всех дальнейших измерений, приключающихся к этому, ввести систему координат Гаусса-Крюгера, которую Советский Союз уже в 1930 году использовал среди первых. Это является также наиболее подходящим случаем для перехода (вместо старого эллипсоида Бесселя) на современный эллипсоид, который лучше соответствует нашим условиям. Как я уже упомянул в начале моего доклада, по нашему предложению Геофизическая и Геодезическая Комиссия Академии Наук Венгрии в этом году для нашей новой сети приняла современный эллипсоид и систему координат Гаусса-Крюгера. На основе этого без всякого промедления начались необходимые предварительные работы, которые мы производили совместно с др. Иштваном Хазаи, главным инженером Государственного Геодезического Института. Хотя система координат Гаусса-Крюгера имеет довольно большую международную литературу, удалось в этой области, в особенности при перерасчете одной системы координат в другую систему координат, достигнуть значительных новых результатов. Об этом докладывает др. Иштван Хазаи в своем выступлении, и здесь упоминаем лишь то, что мы думаем издать необходимые для вычислений метод и таблицы в течении будущего года. Для этого просим поддержку Академии Наук.

*

Как известно, на границе высшей геодезии и геофизики стоят гравитационные измерения. Высшая геодезия не может обойтись без последних при определении формы Земли, при вычислении наиболее подходящего эллипсоида, и также при других многих случаях, как например в случае вычисления поправки нивелировки. А прикладная геофизика, на основании показания неравномерности распределения подземных масс, видит в них один из важнейших методов для разведки возможных полезных ископаемых. Следовательно, с обеих точек зрения было бы важным существование одной единной государственной гравитационной сети. Однако, для этого, в первую очередь, нам необходимо иметь хотя бы одну главную исходную опорную точку, связанную с международными опорными пунктами. Поэтому Геодезическая и Геофизическая Комиссия Академии Наук дала предложение Академии, чтобы она обеспечила в будущем году, путем международных взаимоотношений возможность соизмерения хотя бы одной венгерской грави-

тационной главной опорной точки с Пулковской и Потсдамской гравитационными опорными точками, чтобы посредством этого гравитационную величину этой исходной опорной точки могли бы вывести с современной точностью.

Как известно, точность измерения с помощью современных гравиметров уже на один порядок величин превосходит вызванные Солнцем и Луной изменения гравитационных величин. Поэтому, сейчас уже стало важным запись времени производства гравитационных измерений, и перерасчет гравитационных величин для целого единного положения, с учетом их изменений. Геодезическая и Геофизическая Комиссия внесла и поэтому поводу свое предложение. Созданием этого мы обязаны также памяти всемирно известного исследователя гравитации Этвеша Лоранда.

При составлении гравитационной карты нашей страны возникнет еще множество других проблем, о которых из-за краткости времени нет возможности здесь упомянуть. Однако, разрешите коснуться еще одного вопроса. Гравитационные аномалии, вычисленные из измерений с помощью маятника Этвеша и гравитационные аномалии, измеренные гравиметрами, во многих местах показывают определенное отклонение, и изогаммы гравитационных аномалий, вычисленные по двум методам, отличаются друг от друга. Мы сделали попытку обеспечить соответствие двух методов путем составления и строгого уравнивания имеющихся между ними уравнений условий. Наши исследования по этому поводу уже появились печатным изданием (53) и таким образом здесь нет необходимости цитировать их. В конце доклада упомяну лишь о том, что, согласно проведенным экспериментам, строгое уравнивание градиентов, измеренных с помощью маятника Этвеша и вычисленные из него изогаммы — даже без принятия во внимание при уравнивании условий, имеющихся между гравиметрическими пунктами — приближает к изогаммам гравиметров гораздо в большей степени, чем перед строгим уравниванием.

Мой схематический доклад не может ставить себе целью, чтобы сообщить о происходящих в нашем институте всех исследованиях по высшей геодезии, и посему этим и заканчиваю мой настоящий доклад. Благодарю за внимание, которое вы мне оказали при слушании моего доклада.

»ОТЧЕТНЫЙ ДОКЛАД О ПРОВОДИМЫХ В ОБЛАСТИ ВЫСШЕЙ ГЕОДЕЗИИ ИССЛЕДОВАНИЯХ«

Антал Тарци—Горнох

Резюме

Исследования в области высшей геодезии, происходящие в настоящее время и частично законченные, охватывают наиважнейшие проблемы новой, высшего класса сети нашей страны, далее измерение государственной базисной линии, уравнивание триангуляционных сетей и, наконец, наши теоретические исследования в связи с введением новой системы проекции — системы проекции Гаусса-Крюгера.

Общепринятым методом измерения государственной базисной линии уже в течении многих десятилетий является измерение базисной линии с помощью инварных проволок. Однако, вычисление необходимых коррекций базировалось на ошибочной теоретической основе, т. е. на цепной линии постоянного параметра. Согласно прежним исследованиям проведенным автором совместно с Петером Эсто, возникающий параметр цепной линии с ростом разницы высоты уменьшается, и коррекционная формула в случае одностороннего натягивающего груза отлична от формулы для случая двухстороннего натягивающего груза. На основе наших новейших исследований, необходимые новые коррекционные члены были приняты во внимание также и Геодезическим институтом Финляндии при новейшем вычислении базисной линии в Нумелла ; с этой базисной линией соизмерены базисные линии многих других стран. Докладчик в своем новейшем исследовании показывает, что опубликованное недавно вычисление базисной линии в Нумелла даже и с такой поправкой недостаточно, далее, что применение одностороннего натягивающего груза является наиболее правильным ; в этом случее один результат измерения должен состоять из измерения в одну и вдругую сторону. С целью устранения систематического характера ошибок от влияния давления ветра, ранние исследования дополнены тем, что уравнение влияния давления ветра определяется из уравнивания отклонений, появляющихся при измерениях, и с этим из результатов измерений исключаются ошибки также и системического характера.

При обсуждении проблемы строгого уравнивания триангуляционных сетей высшего класса докладчик показывает, что результат уравнивания не искажается присутствием систематического характера угловых ошибок и уравнивание и в этом случае может быть произведено также, как и в случае, если возникшие от измерения ошибки были бы только случайного характера.

При строгом уравнивании больших сетей — для уменьшения количества очень большого числа нормальных уравнений, докладчик считает необходимым исследовать замещение многих треугольников одним производным, более крупным треугольником, а именно так, чтобы для обеспечения независимости углов, отдельные углы вычислялись бы из различных измерений.

По предложению докладчика Геодезическая и Геофизическая Комиссия Академии Наук Венгрии решила — в этом году ввести в Венгрии систему координат Гаусса-Крюгера. Необходимые предварительные работы, с целью введения новой системы координат, докладчик проводит совместно со своим сотрудником др. Иштваном Хазаи (главным инженером Государственного Геодезического Института). О проведенных в этой области исследованиях и достигнутых результатах отчитывается в своем специальном докладе др. Иштван Хазаи.

Kurze Zusammenfassung der Studie von Dr. A. Tárczy—Hornoch :

»BERICHT ÜBER IM GANG BEFINDLICHE UNTERSUCHUNGEN AUF DEM GEBIET DER HÖHEREN GEODÄSIE«

Die derzeit im Gang befindlichen, bezw. abgeschlossenen Untersuchungen auf dem Gebiete der höheren Geodäsie umfassen die wichtigsten Probleme des neuen Netzes höherer Ordnung der Landesvermessung Ungarns und erstrecken sich auf die Messung der Grundlinien, auf die Ausgleichung der Dreiecksnetze höherer Ordnung und schliesslich auf theoretische Untersuchungen in Verbindung mit der Einführung der Gauss-Krüger'schen Koordinaten.

Das allgemein eingeführte Verfahren für die Messung von Grundlinien ist seit einigen Jahrzehnten das Messen mit Hilfe von Invardrähten. Die Berechnung der nötigen Korrektionen ging jedoch bislang von einer Kettenlinie mit konstantem Parameter aus. Zufolge früherer, in Gemeinschaft mit Peter Esztó ausgeführter Untersuchungen des Vortragenden vermindert sich aber der Parameter der entstehenden Kettenlinie mit dem Anwachsen der Höhendifferenz

und es ist auch die anzuwendende Korrektionsformel im Falle beiderseitiger Spanngewichte eine andere, als im Falle eines einseitigen Spanngewichtes. Die gemäss unseren Untersuchungen notwendigen neuen Korrektionsglieder sollen in letzter Zeit auch vom finnländischen Geodätischen Institut bei der Neuberechnung der Länge der Grundlinie von Nummela berücksichtigt werden mit welcher die Grundlinien einer Anzahl anderer Länder verbunden wurden. Auj Grund seiner jüngsten Untersuchungen hat der Vortragende nachgewiesen, dass die Anwendung eines einseitigen Spanngewichtes das richtigere Verfahren ist, wobei jedes Messungsresultat aus je einer Messung hin und zurück zu bestehen hat. Zwecks Ausmerzung der durch Winddruck verursachten regelmässigen Fehler hat der Vortragende die früheren Untersuchungen derart ergänzt, dass er die Gleichung für die Wirkung des Winddruckes aus den bei den Messungen sich ergebenden Abweichungen durch Ausgleichung bestimmt und derart die Messungsergebnisse auch von diesen systematischen Fehlern befreit.

Zum Problem der Ausgleichung der Dreiecksnetze höherer Ordnung hat der Vortragende den Nachweis erbracht, dass das Vorhandensein von Winkelfehlern regulären Charakters das Ergebnis der Ausgleichung nicht verzerrt und die Ausgleichung auch in solchem Falle in gleicher Weise ausgeführt werden kann, wie wenn die begangenen Messfehler lediglich Zufallscharakter gehabt hätten.

Zur Ausgleichung ausgedehnter Netze schlägt der Vortragende zwecks Minderung der sehr grossen Zahl der Normalgleichungen vor, Versuche zum Ersatz mehrerer Dreiecke durch resultierende grössere Dreiecke vorzunehmen, wobei zwecks Gewährleistung der Unabhängigkeit der Winkel die einzelnen Winkel der gerechneten Dreiecke aus eigenen Messungen zu berechnen wären.

Auf Antrag des Vortragenden hat sich die Kommission für Geodäsie und Geophysik der Akademie dafür entschiedenen, dass das Gauss-Krüger'sche Koordinatensystem im laufenden Jahre in Ungarn eingeführt werde. Die Vorarbeiten zu dieser Einführung werden vom Vortragenden und seinem Mitarbeiter, Dr. Stephan Hazay, dem Oberingenieur des Landesvermessungsinstituts vorgenommen. Über die auf diesem Gebiete ausgeführten Untersuchungen und die dabei erzielten Ergebnisse berichtet der letztgenante in einem besonderen Vortrag.

ОБЗОР КНИГ

BUCHUBESPRECHUNG — BOOK REVIEW — COMPTE-RENDU DE LIVRES

M. Póczy : Die Berechnung des Eisenbahnoberbaues.

М. Поци: Расчет железнодорожных надстроек.

K Oltay : Budapester Messungen unter Verwendung vom Invardraht. Von St. Hazay.

К. Олтаи: Измерения инварной проволокой в Будапеште.

M. Zilahy : Theory of Drawing Fibrous Materials. By B. Gangli.

М. Зилахи: Теория вытяжки волокнистых материалов.

Hazay-Tárczy-Hornoch : Berechnung Gauss-Krüger'scher Koordinaten. Von E. Regőcz.

Хазаи, А. Тарци—Горнох: Расчет координат Гаусса-Крюгера.

M. N. Letosnev Théorie, calcul et construction de machines agricoles.

М. Н. Летошнев: Сельскохозяйственные машины. Теория, расчет, проектирование и испытание.

M. A. Pavlov : The metallurgy of Pigiron. By E. Cotel.

М. А. Павлов: Металлургия чугуна.

Й. Верэ: Испытание материалов в железоделательной и металлической промышленности.

J. Verő : Industrielle Materialprüfung von Eisen- und Nichteisenmetallen. Von A. Schleicher.

Технология полуфабрикатов цветных металлов. Под ред. Ш. Гелеи.

Die Technologie der Halbfabrikate aus Nichteisenmetallen. Red. A. Geleji. Von A. Schleicher.

И. Е. Муравев, А. П. Крылов: Эксплоатация нефтяных месторождений.

I. J. Muraviev—A. P. Krilov : Exploitation du pétrole. Par Z. Gyulai.

Г. Шлезингер: Испытание станков.

Dr. M. PÓCZY : »DIE BERECHNUNG DES EISENBAHNOBERBAUES«

Akademischer Verlag, Budapest, 1950. (Ungarisch)

Diese Studie dient zur Bestimmung der auf die Querschnitte von Schienen und Schwellen wirkenden grössten resultierenden Kräfte und Momente, wobei von der Analyse der kleinen elastischen Bewegungen ausgegangen wird, die sich beim Eisenbahnoberbau unter Belastung entwickeln. Es wird die Ableitung von Formelreihen vorgeführt, in denen jeder elastische Widerstand entsprechend seiner, das Ergebnis beeinflussenden Wirkung zum Ausdruck gebracht wird. Deshalb wird dieses Rechenverfahren auch »Methode der elastischen Widerstande« genannt.

Von diesen elastischen Widerständen spielt bei der Beansprechung von Schiene und Schwelle jenes *Widerstandsmoment* eine hervorragende Rolle, das die Bettung gegenüber der freien Verdrehung der Schwellensohle ausübt. Der grösste Teil der seit gegen 80 Jahren im technischen Schrifttum veröffentlichten Oberbauberechnungsmethoden berücksichtigt zwar den an der Schwellensohle auftretenden Bettungsdruck, der während der elastischen Einsenkung der Schwellen entsteht, doch wurde dieser Druck immer nur als Resultierende eines symetrisch angeordneten Kräftesystems, als eine zentrisch wirkende Reaktionskraft in Betracht gezogen und dabei die Exzentrizität der letzteren ausser Acht gelassen, die auch ein Widerstandsmoment erzeugt.

Der Verfasser erbringt den Beweis, dass jene bedeutende Differenz, die zwischen den auf Grund der bisher gebräuchlichen Verfahren berechneten Werten und den Versuchsergebnissen bestand, auf die Vernachlässigung dieses Widerstandsmomentes zurückzuführen ist.

Zur Berechnung der *Schienen* wird die übliche »stellvertretende Langschwellenmethode« angewendet, nach entsprechenden Umgestaltungen gemäss obigen Grundprinzipien. Demgemäss kommt in der abgeleiteten neuen Formelreihe die Wirkung des Widerstandsmomentes in der Einführung von zwei neuen »Grundwerten« zum Ausdruck. Deshalb ist zur praktischen Anwendung dieser Methode die Kenntnis von zwei experimentellen Konstanten notwendig, während in den Formeln der bisher gebräuchlichen Rechenverfahren nur ein einziger Faktor (C kg/cm³) von der Elastizität der Bettung abhängt. Gerade in diesem scheinbaren Nachteil liegt aber der Vorteil der Widerstandsmethoden gegenüber den anderen Rechenverfahren, da es nämlich mit dieser Methode leichter ist, die Versuchsergebnisse zu verfolgen, d. h., dass sie geeigneter ist, das wirkliche Kräftespiel der Schiene zum Ausdruck zu bringen, weil sie elastischer und schmiegsamer ist als die bisher gebräuchlichen Rechenverfahren.

Die zur Berechnung der *Schwellen* ausgearbeitete neue Methode berücksichtigt zwei neue Gesichtspunkte. Der eine ist auch hier der Gesichtspunkt, dass ein richtiges Ergebnis nur erzielt werden kann, wenn die Wirkung des Widerstandsmomentes in Betracht gezogen wird; in diesem Falle ist — bei Berechnung von Schwellen — mit einem Widerstandsmoment zu rechnen, das aus den in der Sohlenebene senkrecht zur Schiene verteilten Reaktionsschwellendrücken entsteht. Der zweite neue Gesichtspunkt ist der, dass die Form der Bettungsdruckverteilungen — in der Bettung von körnigen Material — einer *glockenförmigen* Kurve entspricht. Die Richtigkeit der auf Grund dieser zwei neuen Prinzipien abgeleiteten Formelreihe wird durch die Ergebnisse einer Versuchsserie bestätigt, und schliesslich wird die praktische Anwendung der neuen Rechenmethode an mehreren Beispielen vorgeführt.

МИХАЙ ПОЦИ: »РАСЧЕТ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ НАДСТРОЕК«

(Изд. АН Венгрии, 1950.)

Труд, исходя из анализа микросдвигов, возникающих при действии нагрузки на железнодорожные надстройки, может быть использован для определения наибольших равнодействующих сил и моментов, действующих на поперечные сечения рельсов и крестовин. Он знакомит нас с выводом серии формул, в которых каждое упругое сопротивление отражается соответственно воздействию на результат. Поэтому называем этот метод расчета »методом упругих сопротивлений«.

Между этими упругими сопротивлениями важную роль играет момент сопротивления, образующий напряжения в рельсах и крестовине, который развивается балластировкой против свободного перемещения лапы крестовины. Большинство методов расчета надстроек, опубликованных за последние 80 лет в технической литературе, учитывает балластовое давление, возникающее на нижней поверхности лап во время упругого осаждения крестовины, однако, это давление всегда учитывалось только как результатирующая системы сил с симметричным распределением, как сосредоточенная противодействующая сила. Таким образом не учитывалась ее эксцентричность, из которой вытекает также и момент сопротивления.

Автор показывает, что та существенная разница, которая получалась до сего времени между величинами, расчитанными употребляющимися до ныне методами, и экспериментальными данными, следует из пренебрежения этим моментом сопротивления.

Для расчета рельс автор применяет уже введенный метод »замещающий прогон« с преобразованием этого метода по вышеуказанным принципам. Соответственно этому в выведенной серии формул действие момента сопротивления выражается введением двух новых »основных величин«. Поэтому для практического использования этого метода необходимо знать две экспериментальные постоянные причем в формулах, применявшихся прежде расчетов, только один фактор (C кг/см³) зависит от упругости балластировки. Именно в этом кажущемся недостатке заключается преимущество метода сопротивлений в сравнении с другими методами. С помощью этого метода легче следовать за экспериментальными данными, он является более подходящим для выражения действительной работы рельсов, т. к. является более гибким, чем применявшиеся до сих пор методы расчетов.

Разработанный для расчета крестовины новый метод содержит два новых принципа.

Один из них состоит из того, что точный результат может быть получен только при учете действия моментов сопротивления, т. е. когда — при расчете крестовины — необходимо учитывать моменты сопротивления противодействующих давлений лап, распределяющихся на плоскости лап, перпендикулярных к оси пути. Вторым новым принципом является то, что форма распределения этих давлений на плоскости лап — в балластировке зернистой структуры — соответсвует колоколообразной кривой.

Правильность серии формул, выведенной на основе упомянутых двух новых принципов, подтверждается автором путем использования результатов одной серии опытов. Автор, наконец, приводит несколько примеров и показывает практическое применение нового метода расчетов.

KARL OLTAY: »BUDAPESTER MESSUNGEN UNTER VERWENDUNG VON INVARDRAHT«

Akademischer Verlag, Budapest, 1951. (Ungarisch)

Nachdem die aus älterer Zeit stammende Vermessung der Hauptstadt Budapest als bereits veraltet erschien, wurde eine neue, zeitgemässe Vermessung angeordnet. Zu der im Jahre 1932 begonnenen neuen Vermessung hat das damalige Triangulationsamt der Staatlich Ungarischen Feldmessung (die Vorgängerin der Abteilung für höhere Geodäsie des heutigen Landesinstituts für Vermessungskunde) ein selbständiges Triangulationsnetz entwickelt, dessen Basislinie unter der Leitung des Professors der Technischen Hochschule Karl Oltay von den Mitarbeitern seines Lehrstuhles vermessen wurde. Die vorliegende Arbeit von Karl Oltay hat diese Vermessung der Basislinie und die hiebei gewonnenen wertvollen Erfahrungen zum Gegenstande.

Teil I. beinhaltet die Beschreibung der Basislinie und der verwendeten Geräte. Ungarn verfügte damals über keine Invardrahtausrüstung, die erforderliche Einrichtung wurde von Finnland leihweise beigestellt. Interessant sind die, über die Instabilität der Drähte angestellten Untersuchungen.

Teil II. berichtet über die Ausführung der Messung der Basislinie. Das Komparieren und die Messgeschwindigkeit werden ausführlich behandelt. Es wird über die Reduktion der Messergebnisse berichtet, so über die Horizontalreduktion der in schiefer Wichtung gemessenen Entfernung, und über verschiedenen Reduktionen, notwendig gemacht durch die Einbiegungsänderung der vom Draht angenommenen Seilkurve, durch Temperaturveränderungen, Aenderungen der Gravitationsbeschleunigung und schliesslich Reduktionen wegen Dehnung der Skalen. Bei der Biegung und der Drahtkurvendeformierung zum ersten Male die, von zwei ungarischen Professoren: Peter Eszto und Anton Tárczy-Hornoch abgeleitete Formel zur Anwendung, welche Formel seither auch mehrere andere Länder verwendeten.

Teil III. berichtet über das Endergebnis der Basislinienmessung und über Genauigkeitsuntersuchungen. Aus der verschiedenen Gruppierung der Messungsergebnisse lassen sich verschiedene interessante Feststellungen ableiten. So verdient z. B. ganz besondere Aufmerksamkeit die Untersuchung der persönlichen Fehler der Beobachter.

Das Werk eröffnet einen genauen Einblick in jede einzelne Phase der wichtigen Arbeit der Basislinienmessung. Aus den mitgeteilten Ergebnissen geht hervor, dass bei der Budapester Basislinienmessung besonders sorgfältige Arbeit geleistet wurde und fügt sich in würdiger Weise den übrigen Arbeitsphasen der zeitgemässen Triangulation der Hauptstadt ein.

Obwohl die Technik der Basislinienmessung während der fast 20 Jahre, die inzwischen seit der Budapester Basislinienmessung verstrichen sind, schon eine weitere Entwicklung durchgemacht hat, so sind die bei der Budapester Messung gemachten Erfahrungen dennoch geeignet, die weitere Entwicklung wesentlich zu fördern und kann das Buch berechtigten Anspuch auf das Interesse der Fachleute machen.

Stephan Hazay

К. ОЛТАИ: ИЗМЕРЕНИЯ ИНВАРНОЙ ПРОВОЛОКОЙ В БУДАПЕШТЕ

(Изд. Академии Наук Венгрии, 1951 г.)

Когда старая съёмка Будапешта оказалась устаревшей, было отдано распоряжение о новой современной съёмке столицы. Для начавшейся в 1932-ом году новой съёмки, бывшее Государственное Землемерное Триангуляционное Упрувление Венгрии (предшественник Отдела Высшей Геодезии теперешнего Государственного Геодезического Института) развило самостоятельную триангуляционную сеть, основная базисная линия которой была измерена под руководством профессора К. Олтаи сотрудниками его кафедры. В настоящей книге К. Олтаи опысывает измерение основной базисной линии и приобретенный при этом ценный опыт.

В первой части содержится описание основной базисной линии и примененных при измерении приборов. В то время Венгрия еще не располагала оборудованием для

измерения инварной проволокой и поэтому оно было взаимообразно получено из Финляндии. Весьма интересны проведенные исследования относительно неустойчивости проволок.

Во второй части дается отчет о проведении измерения основной базисной линии. Приводится подробное описание компарирования и скорости измерения. Подробно сообщается о редукции результатов измерений, так, например, о редукции криволинейно измеренных расстояний на горизонталь, и о редукциях, применение которых сделалось необходимо из-за видоизменения прогиба веревочной кривой принятой проволокой, изменения температуры, изменения постоянных величин проволоки и силы натяжения, изменения ускорения силы тяжести и наконец удлинения шкал. При этих расчетах впервые нашло применение выведенная венгерскими профессорами — И. Эсто и А. Тарци-Горнох — формула для решения влияний уклона и деформации кривой проволоки, которая с тех пор применялась также в нескольких других странах.

В III-ей части сообщается о конечных результатах измерения основной базисной линии и исследований точности. Из различных группировок результатов измерений можно вывести различные интересные определения. Так, например, особое внимание заслуживает исследование индивидуальных ошибок наблюдателей.

В труде подробно освещается каждая отдельная фаза важных работ при измерении основной базисной линии. По сообщенным результатам видно, что будапештские измерения основной базисной линии были проведены с особой тщательностью и что эти измерения достойным образом включаются в остальные фазы работ современной триангуляции столицы.

Несмотря на то, что техника измерения основной базисной линии сильно выросла за последние 20 лет, прошедших со времени измерений в Будапеште, то все-таки приобретенный опыт при будапештских измерениях значительно может способствовать дальнейшему их развитию и поэтому эта книга имеет несомненный интерес для специалистов этой области.

И. Хазаи.

The book of Prof. Márton *Zilahi* »*Theory of Drawing Fibrous Materials*«, published by the Hungarian Academy of Sciences in 1951, treats on 250 pages the biggest problem of textile manufacture : drawing. (Hungarian.)

The greatest change of external features of textile fibres is observed in spinning. The process of transformation is assured principally by frawing, the desired alignment of fibres by subsequate drawing. Parts of spinnery equipment designed for this purpose are called drawers which serve their purpose far from perfection.

In spinning machinery design the problem of drawing has cropped up more and more. After tentative experiments machinery has made limited development ; there have been faint notions of the process of drawing available. Experiments and research has gone on for tens of years without even reaching an agreement upon a univocal definition of such a simple feature as the unevenness of fibres to check the efficiency of drawing. There has been no knowledge whatever of how elemental fibres of different frequency of the different textile fibres behave during drawing. It has to be pointed out that a renowned textile specialist like Johannsen, whose work was known to every spinner, understood the staple diagram as if it were the alignment of elemental fibres along the contact lines of two pairs of drawing rolls in the field of stretching, whereas the elemental fibres of any eventual cross section of the yarn show the long ago known form of »demie barbe« (half beard) in longitudinal alignment right and left of either pair of drawing rolls.

Investigations in drawing are many-sided and many researchers have made great progress in the course of experiments. Reports on experiments disclose two shortcomings : on the one hand they do not recapitulate results of previous research, on the other hand they approach the reader with such apparatus of higher mathematics that the latter shrinks back from studying previous literature, or from catching up with higher mathematics. Moreover, all researchers are working on entirely independent lines ; there has been no coordination of efforts yet, because of the vastness of the field to be covered by research and the numerous yet unsolved problems of drawing. Neither abroad, nor in this country has any book presented the problem of drawing fibres to the specialist coherently. Considering all this reader of the book will find that Prof. M. Zilahi has filled a gap existing in literature.

Spinning experts have known little or nothing on the external and internal, short and long distance unevenness of yarns. They have expected an explanation of the results of drawing from the misleading form of the retainning effect of thread on elemental fibres or the part of bouble or single-belted drawing gear in rough drawing. Nor has it been known that drawing. Nor

has it been known that drawing processes have their final limits calculable by Poisson's statistical distribution method, and that a yarn more even than thus calculated cannot be obtained by any means whatever. The book points out this in detail.

In the build-up of the book are found the theories of drawing in their coherence, methods of testing the effect of drawing, different kinds of drawers and their parts and finaly methods of higher mathematics to study the effect of drawing.

In the above build-up of the book it might have been perhaps more advantageous to turn after preliminary general explanation of drawing to mathematic-statistical methods on which the theories of drawing are based. The interrupted treatment of the theories of drawing necessitates in some places to turn back to previous chapters, but this does not detract from the value of the book, which enlightens fields of research diverging, not in connection with one another, difficult to understand in details, in a way that it will remain a useful textbook for spinning specialists for many years to come. M Zilahi's work will no doubt encourage much future research. At present we arrive at the goal of spinning, the yarn with the aid too many mechanisms, we still have numerous devices of which we do not know whether they are good or bad. This book will give a good basis for starting to decide on such matters.

Boldizsár Gangli

ПРОФ. МАРТОН ЗИЛАХИ: ТЕОРИЯ ВЫТЯЖКИ ВОЛОКНИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ

(Изд. АН Венгрии Будапешт, 1951 г.)

В этой книге автор на 250 страницах занимается крупнейшей проблемой текстильного производства — вытяжкой.

Наибольшая степень внешнего характера изменений сырья текстильного производства наблюдается во время прядения. Процесс переработки обеспечивается в основном вытяжкой. А предписанное размещение элементарных волокон обеспечивается соответствующей вытяжкой их друг за другом. Узлы прядильной машины, сконструированные специально для этой цели, мы называем вытяжным аппаратом, и при помощи их эта задача решается в меньшей или большей степени удовлетворительно.

При конструировании текстильных машин все более и более выдвигалась на первый план проблема вытяжки. После проведенных ощупью экспериментальных опытов наши машины имеют относительно органиченное развитие, а о самом процессе вытяжки у нас имеются лишь догадки. Опыты и исследования проводятся уже в течении десятилетий, но и для такого простого параметра, как переслежистость, не имелось соответствующего однозначного определения, при помощи которого можно было бы измерять эффективность вытяжки. А в отношении поведения элементарных волокон различной частоты отдельных видов текстильного сырья, у нас совершенно не было познаний. Здесь например необходимо указать на то, что такой известный специалист по текстильной промышленности, как Иогансен, труд которого был известен для всех прядильщиков, штапель-диаграмму понимал таким образом, как-будто она отображает распределение элементарных волокон на линии сопрокосновения двух вытяжных пар в сфере вытяжения, в то время, как элементарные волокна, имеющиеся в поперечном сечении нити, имеют форму распределения вдоль длины нити уже по давно известному образу — в виде полубороды »demie barbe« —, вправо и влево от линии соприкосновения любой вытяжной пары.

Исследования в области вытяжки являются очень сильно разветвляющимися, и многие исследователи достигли больших успехов при своих исследованиях. Сообщения, опубликованные о результатах исследований, имеют два следующих недостатка. С одной стороны в них не резюмируются проводившиеся в прошлом исследования, а с другой, вопрос трактуется читателю на таком высоком математическом уровне, что большинство читателей отпугивает от трудоемкой работы, которая вытекает из необходимости дополнительного изучения предыдущей спецлитературы и высшей математики. Независимо от вышеперечисленных, каждый исследователь ведет свои исследования по совершенно самостоятельным направлениям. Для координации этих исследований еще не настала очередь, т. к. область, требующая исследования — еще очень большая, и проблема вытяжки имеет еще множество неразрешенных вопросов. Ни в иностранной технической литературе, и ни в венгерской не встретилась такая книга, которая перед специалистом единообразно раскрыла бы проблему вытяжки волокнистых материалов. Если мы все перечисленное будем иметь ввиду и исходя из этого будем изучать эту книгу, то нам станет очевидным что проф. Мартон Зилахи своей работой восполнил пробел, имеющийся в этой области

Специалисты по прядению мало или вовсе ничего не знали о внешней и внутренней, короткой и длинной переслежистости ниток. От вводящего в заблуждение формы штапель-диаграммы ожидали объяснения результатов исследования вытяжки. Не было известно задерживающее действие элементарного волокна пряди, не была известна также и та роль, которую играют одно или двухременные вытяжные аппараты при высокой вытяжке. Прядильщики не знали далее и того, что процессы вытяжки имеют такие конечные границы, которые могут быть вычислены на основе статистического распределения Пуассона, и что более равномерную нить, как это может быть расчитано таким путем, никакими методами нельзя получить. Со всеми вышеперечисленными вопросами книга занимается с надлежащей подробностью.

В книге (в соответствующей очередности) можно найти теории вытяжки в их взаимосвязи, методы исследования действия вытяжки, различные вытяжные аппараты и их элементы, и, наконец, анализ действия вытяжки. методами Высшей математики.

Быть может было бы более выгодно построить структуру книги в отношении расположения материала таким образом, чтобы введения, после общего ознакомления с понятием вытяжки, непосредственно перешло бы к рассмотрению методов математического статистического анализа. Теории вытяжки, как известно, в основном опираются на эти методы. Прерывистый ход трактовки теорий вытяжки делает необходимым возвращаться к уже изученным главам книги, это однако не снижает ценность книги, т. к. разветвляющиеся, не связанные друг с другом и даже в отдельности трудно понимаемые области исследований освещаются таким образом, что для наших специалистов — прядильщиков эта книга в течении многих лет будет служить в качестве руководства.

Труд Мартона Зилахи несомненно даст толчок для многих дальнейших исследований. В настоящее время для достижения цели прядения — получение нити, мы используем исключительно много прядильных элементов; мы имеем еще множество таких механизмов, о которых не знаем, что они удовлетворительны или нет. Для решения этих вопросов эта книга служит отличным исходным материалом.

Больдижар Гангли.

BERECHNUNG GAUSS-KRÜGERISCHER KOORDINATEN

Von *István Hazay* und *Antal Tárczy-Hernoch* (Akadémiai Kiadó = Akademischer Verlag, Budapest; 1951, 358 Seiten. Ungarisch)

In Ungarn wird derzeit ein neues Triangulierungsnetz erster Ordnung entwickelt. Es besteht hierbei die Absicht die Punkte des neuen Netzes bereits mit Hilfe von Gauss-Krügerschen Koordinaten zu bestimmen. Von den bisher bekannten geodätischen Darstellungsweisen ist nämlich diese die einzige, die internationalen Charakter besitzt. Zu dieser Darstellungsweise sind ganz allgemein alle Länder welche den Ausbau eines zeitgemässen Triangulierungsnetzes verfolgen entweder übergegangen oder sind im Begriffe überzugehen. Die Darstellungsweise hat Anspruch auf die Bezeichnung »international«, weil bei ihrer Anwendung die Oberfläche des die Erde repräsentierenden Ellipsoids durch Meridiane von gleichem Abstande in Zweiecke aufgelöst wird und die den einzelnen Zweiecken entsprechenden, auf die Ebene projizierten Streifen geeignet sind die ganze Oberfläche des betreffenden Zweiecks, vom Nordpol bis zum Südpol, ohne Rücksicht auf die Landesgrenzen darzustellen. Die einander benachbarten Streifen werden auf der Anschlussseite durch den gleichen Meridian, bezw. dessen Abbildung begrenzt, wodurch der gegenseitige Anschluss zwischen den Streifen in einer, jedem geodätisch Gesichtspunkt genügenden Weise gelöst werden kann. Als ein sehr grosser Vorteil dieser Darstellungsweise erscheint der Umstand, dass der Einteilung der Projektionsstreifen entsprechend, die für einen Streifen festgestellten Zusammenhänge und ausgearbeiteten Tabellen für sämtliche übrigen Streifen in gleicher Weise verwendbar sind.

Die Autoren haben durch die Verfassung des in Rede stehenden Buches und durch die Anfertigung der für die Berechnungen erforderlichen Tabellen den Fachgenossen einen grossen Dienst erwiesen, indem sie die Theorie der Darstellungsmethode klargemacht und einen Rechenbehelf geliefert haben, durch den die Projektionsberechnungen vereinfacht und das Fortschreiten der geodätischen Arbeiten wesentlich beschleunigt wird.

Das erste Kapital des Buches gibt einen geschichtlichen Überblick über die Entwicklung der Projektionen und setzt hierbei die grosse Bedeutung des Gauss-Krüger'schen Systems in ein helles Licht. Die folgenden Kapitel behandeln die Theorie der Darstellungsmethode in aller Ausführlichkeit, wobei noch auf einen besonderen Vorteil des Buches hingewiesen werden soll, nämlich auf die eingehende Behandlung auch jener allgemeinen Begriffe der Projuktionslehre, von denen die Ableitungen des Gauss-Krüger'schen Systems ihren Ausgang nehmen; so wird das

Buch auch für diejenigen leicht verständlich, die nur mit den Anfangsgründen der Projektionslehre vertraut sind. Neben den mathematischen Ableitungen von hohem Niveau finden sich stets auch Zusammenstellungen der gewonnenen Ergebnisse, was eine grosse Hilfe für diejenigen bedeutet, die keine Zeit haben den mathematischen Ausführungen zu folgen.

Im Vorwort, bezw. im ersten Kapital erwähnen die Autoren, dass sie von den bisherigen Ergebnissen der Fachliteratur sorgfältig Gebrauch machten und besonders grossen Nutzen aus dem Werk von Krüger, dem Handbuch von Jordan-Eggert und vor allem den Werken und tiefschürfenden Forschungen von Hristow zogen. Hierbei haben aber die Autoren eigene Forschungen in ausgedehntem Masse angestellt und bedeutende theoretische und praktische Ergebnisse erzielt. Besonders hervorzuheben sind die neuartigen und den bisher bekannten Verfahren praktisch überlegenen, viel vorteilhafteren und die erforderliche äusserste Genauigkeit gewährleistenden Lösungen der verschiedenen Umrechnungsaufgaben. So haben die Autoren neue Verfahren ausgearbeitet für Umrechnungen zwischen benachbarten Streifen, für Umrechnungen, die von den engeren Streifen der grossmassstäblichen Darstellung zu den breiteren Streifen der kleinmassstäblichen Darstellung überleiten, demnach zwischen Streifen verschiedener Breite vermitteln, sowie für Verknüpfungen, die zwischen Projektionsstreifen bestehen, die verschiedenen Ellipsoiden angehören. Die angegebenen Lösungen sind sowohl in mathematischer, wie in praktischer Beziehung besonders sinnreich. Die an letzter Stelle erwähnte Umrechnungsart stellt die Lösung einer Aufgabe vor, die auf dem Gebiete der internationalen geodätischen Anschlüsse von Wichtigkeit sein dürfte und wodurch — unserer Meinung nach — die Lösung des Problemkreises der Gauss-Krüger'schen Projektionen vollständig wurde.

Von den den Erdkörper vertretenden Ellipsoiden sind die beiden am meisten zeitgemässen das den Namen des grossen russischen Forschers tragende Krassowskij'sche Ellipsoid und das Hayford'sche Ellipsoid, das auch »internationales Ellipsoid« genannt wird. In der Nachbarschaft unseres Heimatlandes sind beide in Gebrauch. Es ist dem in Rede stehenden Buch als besonderes Verdienst und als bahnbrechend anzurechnen, dass es die zur Lösung sämtlicher Projektionsaufgaben erforderlichen Tabellen für beide zeitgemässen Ellipsoide angibt und überdies auch die Tabellen bringt, die zu den Umrechnungen zwischen den zu den zwei Ellipsoiden gehörenden Systemen benötigt werden. Beim Durchblättern des Buches gewinnt man ein Gefühl dafür, welch mühevoller Rechnungsarbeit es bedurft haben muss die pro Ellipsoid je 20 Tabellen, die ingesamt 224 Seiten umfassen, auszurechnen.

Es ist besonderer Erwähnung wert, dass das Werk Rechenbeispiele für die Lösung sämtlicher Aufgaben der Projektionsrechnung und aller Varianten dieser Aufgaben angibt; der Erlernung der verschiedenen Berechnungsarten durch die interessierten Werktätigen dienen insgesamt 41 zahlenmässig ausgerechnete Beispiele.

Wir glauben, dass das neue Buch — abgesehen von der Weiterentwicklung der Theorie der Geodäsie, die es bietet — sich auch bei der praktischen Arbeit als eines der am meisten benutzten Handbücher erweisen wird und uns bei unseren dem Aufbau des Sozialismus dienenden geodätischen Arbeiten wertvolle Dienste leisten wird.

Dr. Emil Regőczi

И. ХАЗАИ И А. ТАРЦИ-ГОРНОХ: РАСЧЕТ КООРДИНАТ ГАУССА—КРЮГЕРА

(Изд. АН Венгрии Будапешт, 1951 г, 358 стр, 42 рис., 40 таблиц, 85 форинтов.)

В Венгрии мы начинаем развертывать новую первоклассную триангуляционную сеть. Опорные точки новой триангуляционной сети мы желаем определить уже при помощи координат Гаусса—Крюгера. Среди известных до сих пор методов геодезического отображения этот метод является единственно международным, и на его пользование перешли или же переходят все те страны, которые развивают современную триангуляционную сеть. Этот метод отображения можно назвать международным, т. к. поверхность представляющего Землю эллипсоиды разбивается им при помощи меридиан с одинаковыми расстояниями на эллипсоидальные двуугольники, и на плоскости проекционные пояса, соответствующие отдельным двуугольникам, можно отображать невзирая на государственные границы, всю площадь двуугольника, начиная от северного полюса и кончаю южным полюсом. С соседними поясами граничит на привязке тот же меридиан или то же отображение меридиана и таким образом привязка между меридианами может быть решена с удовлетворением всех требований геодезии. Большим преимуществом этого метода отображения является то, что соответственно масштабу проекционных поясов соотношения, определенные для одного из поясов, и составленные таблицы, могут быть использованы для всех поясов.

Большую службу авторы оказали составлением своей книги с необходимыми для вычислений таблицами т. к. этим они ознакомили нас со всеми подробностями теории метода отображения и дали нам такое средство для вычислений, которое упрощает проекционные вычисления и в значительной степени ускоряет прогресс в области геодезии.

Первая глава книги занимается историческим обзором развития проекции и освещает большое значение системы Гаусса—Крюгера. В остальных главах подробно излагается теория метода отображения. Здесь необходимо указать на то преимущество данной книги, что она глубоко освещает и те общие понятия проекций, из которых исходят выводы системы Гаусса—Крюгера и таким образом книга становится легко понятной и для тех, которые знакомы лишь с основными элементами учения о проекции. Наряду с математическими выводами, стоящими на высоком уровне, всегда можно увидеть также и составление результатов, что оказывает большую помощь тем, которые не имеют времени для того, чтобы проследить за математическим анализом.

В предисловии, т. е. в первой главе авторы замечают, что добросовестно использовали имеющиеся до сего времени достижения в спецлитературе и в особенности большую помощь оказала им работа Крюгера, также и справочник Иордана—Эггерта и в основном книга Христова и его глубокие исследования. Однако, при этом авторы производили широкие самостоятельные исследования и достигли значительные теоретические и практические результаты. Необходимо особо подчеркнуть метод решения задач по пересчету, который является новшеством и практически является на много лушим методом, чем применявшиеся до сих пор, и обеспечивающим требуемую крайнюю точность. Таким образом авторы разработали новый метод для пересчета между соседними поясами, далее для пересчета с более узких поясов крупного масштаба отображения на более широкие пояса картографии с меньшим масштабом, следовательно, для пересчетов между различной широты поясами и привязки между проекцинными поясами, относящимися к различным эллипсоидам. Решения как математически, так и практически являются очень остроумными. Упомянутый метод пересчета дает решение такой задачи, которая может быть с успехом использована в области международной геодезической привязки и которая — как нам кажется — сейчас уже полностью исчерпала вопрос решения проблемы проекции Гаусса—Крюгера.

Среди эллипсоид Земли, наиболее современными эллипсоидами являются два: связаный с именем крупного русского ученого — эллипсоид Красовского и эллипсоид Гайфорда, называемый международным эллипсоидом. В нашей стране мы всречаемся с обоими эллипсоидами. Таким образом книга имеет то большое преимущество, и в этом отношении как бы является пионером, что в ней необходимые для разрешения всех задач по проекциям таблицы даются для обоих современных эллипсоид и кроме этого дается таблица также и для пересчета между системами проекций, относящимися к двум современным эллипсоидам. Если перелистаем книгу, то становится ясным, что сколько труда требовало составление таблиц занимающих всего 224 стр., т. е. для каждого эллипсоида по 20 стр.

Необходимо особо отметить, что в книге дается пример вычислений для решения всех задач по проекциям, а также их видоизменений. В книге дается 41 пример числового решения и этим оказывает помощь работающим в освоении производства вычислений.

Нам кажется, что эта новая книга кроме дальнейшего развития в области теории геодезии станет одним из наиболее часто используемых справочников и окажет помощь геодезическим работам строительства социализма.

Эмиль Регэци

M. N. LETOSNEV : THÉORIE, CALCUL ETCONSTRUCTION DE MACHèNES AGRICOLES

Budapest 1951, Édition de l'Acad mie, 793 pages, 480 figures. Traduction en hongrois de la seconde édition de l'originale russe, parue en 1949.

Le livre traite en sept chapitres la théorie de machines agricoles et les principes de leur construction.

Les différents chapitres traitent la théorie des appareils de motoculture, surtout des charrues, ensuite les charrues à disques, les cultivateurs, les herses, puis les semoirs et distributeurs d'engrais chimique ; les principes théoriques de la construction des moissoneuses, des faucheuses ; l'appareillage moissoneur des moissonneuses-batteuses ; la théorie des éléments de construction des batteuses : tambour, secoueur de paille et de paillis, ventilateur ; les principes de construction des moissoneuses-batteuses, la théorie de machines à récolter les plantes industrielles, surtout le lin ; la théorie de triage des grains de semence est discutée en détail, enfin sont exposés les principes de l'appareillage de locomotion des machines d'agriculture.

Imre Rázsó

М. Н. ЛЕТОШНЕВ: СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫЕ МАШИНЫ. ТЕОРИЯ, РАСЧЕТ, ПРОЕКТИРОВАНИЕ И ИСПЫТАНИЕ

(Москва—Ленинград, 1949 г), появ. перев. на венгерском яз. в издании Изд. АН Венгрии.

M. A. PAVLOV: THE METALLURGY OF PIGIRON

Pubished by the Academy of Sciences in Budapest. February 1951 II. Vol. 496 pages

An excellent edition of one the most valuable publications of the renowned Sovjet scientists M. A. Pavlov, one time professor of metallurgy at the University of Leningrad, has now been issued for use by Hungarian metallurgists.

This book, which Pavlov has written in three volumes, has now appeared in six editions but the second volume of this great work is quite self contained and can be used as a single unit seeing that it embraces the whole field of the metallurgy of raw (pig) iron. For this reason Hungarian metallurgists will give it great welcome knowing as they do that a real knowledge of the progress made in metallurgical science is based on the full knowledge of the smelting of cast-iron.

The first chapter deals with the downward flow of the molten metal and the upward flow of the gases. Details are given of the different machines used in feeding the ore to the furnace, and the methods of using them, as also the changing form of the layers during smelting.

It is explained, and clearly proved, how important the upward flow of the gases is for a regular downward flow of the column of the charge and details are given as to how a regular distribution is to be attained.

The second chapter deals with the physical and chemical properties of the alloy materials used in blast furnaces and the effects and influences they have on the finished products. This is one of the most extensive and important chapters of the book seeing that it deals with the methods of burning the fuel, the reduction of oxidation, and the carbonization processes and especially valuable are the results of experiments made in some of the works of the Sovjet Union. The writer clearly explains, and proves numerically, that by far the greater share of the indirect reduction by means of CO does not always mean a positive advantage. The two kinds of reduction each asare and take part in an optimum degree in the total reduction and Pavlov states definitely that »not a total ideal reduction by CO is necessary from the standpoint of temperature and the amount of fuel used, but that the best results in reduction are obtained by a moderate to high degree of heat and an almost uniform reduction«. (page 92).

In the same chapter details and data of the viscosity of slag and dross taken from a number of Sovjet Union blast furnaces are given and these show such excellent results that only with great difficulty can their equals be found in any of the foreign blast furnaces. Similarly much detailed original material is to be found in this chapter with reference to the examination depth, and size or extent of the oxidation zones of the furnaces.

The third chapter deals with the temperatures and pressures of the upward flowing gases together with their chemical analysis as well as much other very valuable information and data.

The fourth chapter deals with the »heat balance« i. e. the relationship between the taking over of the heat and the giving out of it and explains how these measurements are made in a number of different ways. In spite of this being one of those branches of the study where very little change has taken place, Pavlov's work on the subject shows a number of new points and calls attention to details which may develop in the division of the heat masses on one of the heat turnover items. The turnover of the blast-furnace material is given attention to and a number of items and details are brought to the attention of the reader.

The most important part dealt with in this chapter is: »The question of heat-balance details in the manufacture of pig-iron in theory and practice« and here the author deals with it in a special paragraph in which he mentions that the use of a dried blast is considered very desirable in the Sovjet Union because, besides some slight economy in the use of coke, the amount of pig-iron produced is increased by more than ten percent which can be considered as being quite considerable.

In the last chapter of this valuable work the question of the most economical use of fuel is dealt with and the question of the use of a blast rich in oxygen is gone into. Results attained with a cylindrical blast-furnace 12,5 metres high in the Csernorecsenszki Works are compared to those attained with one of a foreign country and the results speak for themselves in every way and prove without doubt the great advantages of a blast rich in oxygen.

This book can be universally recommended and, not only the practical smelter but also

the scientific researcher will find a sure and useful guide in it. The publishers and author will be pleased to let interested metallurgists have any practical help within the circle of their possibilities.

The volume includes a number of very interesting and useful tables and illustrations which will prove very valuable for readers.

The editors and translators are to be congratulated on the clearness and exactness with which they have carried out their work.

Ernest Cotel

М. А. ПАВЛОВ: МЕТАЛЛУРГИЯ ЧУГУНА

(6-ое изд., Москва, 1949 г), появ. перев. на венгерском яз. в издании Изд. АН Венгрии.

ЙОЖЕФ ВЕРЭ: ИСПЫТАНИЕ МАТЕРИАЛОВ В ЖЕЛЕЗОДЕЛАТЕЛЬНОЙ И МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

(Учиздат, 1951 г., 216 стр., 47,60 фор.)

Книга в первую очередь написана для студентов ВУЗ-ов, но она может быть отлично использована также и на практике работниками лабораторий по испытанию материалов. При рассмотрении методов механических испытаний занимается как с статическими, так и с динамическими методами испытаний; далее с испытаниями при высокой температуре, с испытанием на усталось, с технологическими пробами, с методами испытаний не производящими разрушения материалов и, наконец, с основными правилами передаточных испытаний. Приложением дает полный текст венгерского стандарта MNOSZ 105.

Хотя исходя из характера книги вряд ли можно было ожидать ее оригинальности, т. к. книга ставит целью ознакомить читателя с общеизвестными методами и способами испытаний, всетаки нужно определить, что метод изложения этого материала имеет во многих отношениях оригинальный характер. Книга имеет красивое внешнее оформление, большая часть чертежей являются оригинальными чертежами, изготовленными под руководством автора.

О содержании книги у нас сложилось наилучшее мнение. Автор превосходно знает эту тему, он прекрасно владеет методикой сообщения читателю своих знаний в легкодоступной форме. По нашему убеждению заслуживает того, чтобы была переведена на какой-нибудь широкораспространенный иностранный язык.

DR. J. VERŐ: INDUSTRIELLE MATERIALPRÜFUNG VON EISEN- UND NICHTEISENMETALLEN

(»Vas- és fémipari anyagvizsgálat«) Budapest, Tankönyvkiadó. 1951. 216 S., 8°.

Dieses in ungarischer Sprache verfasste Buch ist in erster Linie für die Studierenden bestimmt, doch wird es auch dem tätigen Materialprüfer gute Dienste leisten. Es berücksichtigt nicht nur das einschlägige Schrifttum bis in die neuere Zeit, sondern unterzieht auch die allgemein bekannten und angewandten Verfahren einer sorgfältigen kritischen Betrachtung, was dem Buch eine gewisse Selbstständigkeit und Ursprünglichkeit verleiht. Eine schöne Ausstattung, klar und treffend gewählte Figuren und Bilder, vielfach Originalzeichnungen, tragen wesentlich zur Erhöhung seines Wertes bei. Es ist nur zu bedauern, dass das Buch infolge der überaus beschränkten Verbreitung seiner Sprache lediglich auf einen verhältnismässig kleinen Leserkreis rechnen darf, und somit soll es mit ein Ziel dieser Besprechung sein, die Öffentlichkeit der grossen Sprachgebiete darauf aufmerksam zu machen und eventuell seine Übersetzung in eine der Weltsprachen anzuregen.

A. S.

DIE TECHNOLOGIE DER HALBFABRIKATE AUS NICHTEISENMETALLEN

Akadémiai Kiadó (Akademischer Verlag), Budapest, 1952. 8°, 434 S., 417 Abb. Preis: 60 forint

Redaktion: *Dr. Alexander Geleji*

Das vorliegende Buch ist eine umgearbeitete und ergänzte Sammlung von Vorträgen, die am Institut für Fortbildung von Ingenieuren im Frühjahr 1949 gehalten wurden. Die 14 Kapitel des Buches entsprechen demnach 14 Vorträgen und stammen aus der Feder von zwölf Autoren, die zu den besten Fachleuten der betreffenden Wissensgebiete gehören.

Das erste Kapitel aus der Feder von Zoltán Skriba behandelt die Rohstoffe der aus Nichteisenmetallen verfertigten Halbfabrikate und die in der Technik gebräuchlichen Buntmetallegierungen. In Kapitel 2. gibt Paul Réti eine Beschreibung der mechanischen und technologischen Eigenschaften der Nichteisenmetalle. In Kapitel 3. behandelt Johann Schey die Schmelzeinrichtungen der Nichteisenmetallgiessereien. In Kapitel 4. berichtet Eduard Bella über das Giessen von Walz- und Pressblöcken. In Kapitel 5. gibt Martin Solti eine eingehende Behandlung des Formgiessens. In Kapitel 6. beschreibt Dr. Joseph Verő die metallographischen Verhältnisse beim Schmelzen und Giessen von Nichteisenmetallen. In Kapitel 7. behandelt Dr. Alexander Geleji die Operationen der bildsamen Formgebung, das Schmieden, Pressen, Walzen und Kaltziehen. In Kapitel 8. legt Dr. Joseph Verő die metallographischen Beziehungen der Operationen der bildsamen Formgebung dar. In Kapitel 9. berichtet Elemér Köves über Öfen, für die Wärmebehandlung, in Kapitel 10. über das Beizen. In Kapitel 11. berichtet Dr. Nándor Hajtó über die inneren Spannungen verformter Metalle. In Kapitel 12. befasst sich Palma Széki mit der Korrosion. In Kapitel 13. bespricht Joseph Heeringer die elektrische Leitfähigkeit der Metalle. In Kapitel 14. berichtet Nikolaus Pogány über das Schweissen und Löten von Nichteisenmetallen.

An jedes Kapitel schliesst sich eine umfangreiche Literaturübersicht an. Der Gebrauch des Buches wird durch ein reichhaltiges Sachregister unterstützt.

Dem Schriftleiter und den Mitarbeitern hat bei der Zusammenstellung und Bearbeitung des Materials das Ziel vorgeschwebt ein Werk zu schaffen, in dem jeder, der sich mit der Fabrikation von Buntmetallhalbfabrikaten befasst, alles das zusammengefasst auffinden könne, wessen er bei seiner Arbeit bedürfen könnte. Unserer Ansicht nach ist es gelungen dieses Ziel zu erreichen und ein Werk zu schaffen, für das in der ungarischen technischen Literatur seit langem Bedarf war, so dass das Erscheinen dieses Buches als eine wertvolle Bereicherung der erwähnten Literatur angesehen werden darf.

Die Ausstattung des Buches ist gut und gereicht dem Akademischen Verlag zum Lob.

ПОД РЕД. Ш. ГЕЛЕИ: ТЕХНОЛОГИЯ ПОЛУФАБРИКАТОВ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ

(Изд. АН Венгрии, Будапешт, 1952, 434 стр., 417 рис., 60 форинтов.)

Эта книга является сборником переработанных и дополненных лекций, гитанных в Институте по повышению квалификации инженеров весною 1949 года. 14 глав, которые были в действительности четырнадцать лекций, написаны двенадцатью авторами, которые в этих областях относятся к числу лучших специалистов.

Первая глава, автором которого является Золтан Скриба, занимается вопросом сырья полуфабрикатов, изготовленных из цветных металлов, и используемыми на практике сплавами цветных металлов. Во второй главе Пал Рети занимается вопросом механических и технологических свойств цветных металлов. В третьей главе Я. Шей обсуждает плавильники литейных цехов по цветным металлам. В четвертой главе Э. Белла занимается вопросом литья болванок и чушек для прокатного производства и штамповки. В пятой главе М. Шолти глубоко занимается вопросом фасонного литья. В шестой главе Й. Верэ описывает металлографическую связь между плавкой и литьем цветных металлов. В седьмой главе Ш. Гелеи обсуждает вопросы пластической обработки, ковки, штамповки, прокатки, холодной протяжки. В восьмой главе Й. Верэ занимается вопросом металлографии пластической обработки. В девятой главе Э. Кэвеш излагает вопросы устройства и работы различных печей для термообработки, а в десятой главе проблемы декапирования. В одиннадцатой главе Н. Хайто занимается вопросом внутренних напряжений, возникающих в металлах, обработанных штамповкой, прокаткой, протяжкой и пр. В двенадцатой главе П. Секи занимается вопросом коррозии. В тринадцатой главе Й. Хеерингер обсуждает вопросы электрической проводимости металлов. В четырнадцатой главе М. Погань знакомит с вопросом сварки и пайки цветных металлов.

Все эти главы снабжены обширным списком литературных источников. Пользование книги облегчается богатым предметным указателем.

Редактор и сотрудники при составлении и переработки материала книги ставили перед собою ту цель, чтобы создать такой труд, в котором каждый, занимающийся с производством полуфабрикатов цветных металлов, мог бы найти все в одной книге, что может встретиться на практике. По нашему мнению эта цель достигнута. В такой книге венгерская техническая литература уже давно нуждалась, и таким образом появление этой книги означает обогащение венгерской технической литературы.

I. J. MURAVIEV—A. P. KRILOV: EXPLOITATION DU PÉTROLE

(Nehézipari Könyv- és Folyóiratkiadó Vállalat, Budapest, 1950. Edition de livres et revues sur l'industrie lourde.)

700 p., 384 fig., 72 tables, 36 exemples.

Le livre original russe porte le titre :

Эксплоатация Нефтяних Месторождений, Москва, 1950. Ses auteurs sont des professeurs du »GINI« (Institut GUBKIN pour la science du pétrole, Moscou). L'ouvrage est destiné à servir de manuel aux hautes écoles de l'exploitation pétrolifère. Selon l'avant-propos le livre comble une lacune la dans littérature de livres universitaires de l'Union Soviétique. L'edition d'une traduction hongroise est de grande importance parce que c'est le premier manuel admis à la faculté d'exploitation pétrolifère de l'Université de l'Industrie Lourde, à Sopron ; puis c'est *le premier manuel en langue hongroise* de ce genre. Chez nous ce livre non seulement comble une lacune dans notre littérature, mais il est d'une *importance décisive.*

L'ouvrage recueille toute la connaissance relative à l'exploitation du pétrole; c'est une synthèse profonde et complète, moderne et de haut niveau, de la science à peine d'une vingtaine d'années de l'exploitation pétrolifère.

L'introduction présente le développement de l'exploitation du pétrole dans l'Union Soviétique, les plus importantes innovations techniques et technologiques de l'exploitation pétrolifere soviétique et résume les tâches prochaines de cette industrie.

Le livre est divisible en deux grandes parties : la premiere est *l'étude du régime d'écoulement du pétrole dans les roches magasins*, la seconde est l'étude de son *écoulement aux puits de pétrole et l'exploitation de ces puits.*

Apres l'exposé des caracteristiques physiques des roches magasins et de leur contenu fluide, l'écoulement de ces fluides (huile, gaz, eau) dans les couches est traité, puis les ressources naturelles d'énergie des gisements pétrolifères, l'économie de ces ressources et les systèmes de drainage du gisement sont discutés. Puis les équations du bilan de matière, les méthodes de maintien de pression et les méthodes d'exploitation secondaire sont présentées.

Le seconde partie introduit le lecteur dans l'aménagement des puits pour l'exploitation, les essais de débit et la fixation des normes de production. Puis le régime d'écoulement du pétrole au puits est étudié avec les conditions de cooperation entre gisement et puits ; les méthodes d'exploitation avec jaillissement et pompage ou avec injection de gaz sont exposées. L'étude s'étend au matériel et l'appareillage de production du puits, du fond jusqu'au séparateur. Les atoliers de compression de gaz de l'explitation sont présentés.

Finalement les méthodes de traitement chimique et physique du fond des puits pour améliorer l'écoulement de l'huile et du gaz, opérations de remédiement et de curage des puits sont traitées.

Au cours du traitement du thème, beaucoup des théories de la science de l'exploitation pétrolifère sociétique hautement developpée et jusqu'ici inconnue chez nous, les resultats scientifiques des recherches très importants de Leibenzon, Stchelkatshev, Krilov, Tcharniy, Virnovsky, Kolodiajniy, Yakovliev, de nouvelles méthodes et machines de l'exploitation pétrolifère soviétique se présentent au lecteur. L'ouvrage qui prète une aide décisive au personnel de l'exploitation pétrolifère en Hongrie ouvre une longue série de livres soviétiques sur l'exploitation du pétrole, lesquels seront traduits en langue hongroise.

Zoltán Gyulai

И. Е. МУРАВЕВ, А. П. КРЫЛОВ: ЭКСПЛОАТАЦИЯ НЕФТЯНЫХ МЕСТОРОЖДЕНИЙ

(Москва, 1949 г.), появ. перев. на венг. языке в издании Изд. Тяжпром, Будапешт, 1950 г., 700 стр.

G. SCHLESINGER: PRÜFBUCH FÜR WERKZEUGMASCHINEN

(Die Arbeitsgenauigkeit der Werkzeugmaschinen) 5. Aufl., 102 S., 99 Einzelfig. u. 63 Figurengruppen. Middelburg, 1951. Varlag G. W. den Beer. Preis Fl. 20.

Г. ШЛЕЗИНГЕР: ИСПЫТАНИЕ СТАНКОВ

(точность работы станков), 5 изд., 102 стр., Миддельбург 1951.

Les Acta Technica paraissent en russe, français, anglais et allemand et publient des mémoires du domaine des sciences techniques.

Les Acta Technica sont publiées sous forme de cahiers qui seront réunis en volumes de 500 à 600 pages. Il paraît, en général, deux volumes par an.

Les manuscrits, écrits à la machine, doivent être envoyés à l'adresse suivante:

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

Toute correspondance doit être envoyée à cette même adresse.

Le prix de l'abonnement est 110 forints (6·50 $) par volume.

On peut s'abonner dans l'intérieure du pays chez l'éditeur »Akadémiai Kiadó« (Budapest, V., Alkotmány-utca 21. Compte courant 04-878-111-48.) à l'étranger chez l'Entreprise de Commerce Extérieur des Livres et Journaux »Kultúra« (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Compte courant No.: 45-790-057-50-032.) ou chez tous les représentants ou dépositaires.

The Acta Technica publish papers on technical subjects in Russian, English, French and German.

They appear in parts of varying size, making up volumes of 500—600 pages. On the average, two volumes are published yearly.

Manuscripts should be typed and addressed to:

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

Correspondence with the editors and publishers should be sent to the same address.

The rate of subscription to the Acta Technica, is 110 forints (6·50 $) a volume. Orders may be placed at home with »Akadémiai Kiadó« (Budapest, V., Alkotmány-utca 21. Account No. 04-878-111-48.), abroad with »Kultúra« Foreign Trade Company for Books and Newspapers (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Account No. 45-790-057-50-032) or with representatives abroad.

Die Acta Technica veröffentlichen Abhandlungen aus dem Gebiete der technischen Wissenschaften in russischer, französischer, englischer und deutscher Sprache.

Die Acta Technica erscheinen in Heften wechselnden Umfanges. Mehrere Hefte bilden einen Band von etwa 500—600 Seiten. Im allgemeinen erscheinen jährlich zwei Bände (75 Bogen).

Die zur Veröffentlichung bestimmten Manuskripte sind, mit Maschine geschrieben, an folgende Adresse zu senden:

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

An die gleiche Anschrift ist auch jede für die Schriftleitung und den Verlag bestimmte Korrespondenz zu senden.

Abonnementspreis pro Band 110 Forint (6·50 $). Zu bestellen für das Inland bei dem Verleger «Akadémiai Kiadó« (Budapest, V., Alkotmány-utca 21. Bankkonto Nr. 04-878-111-48), für das Ausland bei dem Buch- und Zeitungs-Aussenhandels-Unternehmen »Kultúra« (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Bankkonto Nr. 45-790-057-50-032) oder bei seinen Auslandsvertretungen und Kommissionären.

Ára: 74·— Ft

INDEX

Scheffer, V., Kántás, K.: Regionale Geophysik von Transdanubien. II. Teil. — В. Шеффер и К. Канташ: Региональная геофизика задунайской области. ч. II. 1

Tárczy-Hornoch, A.: Über die Berechnung der magnetischen Deklination im Karpatenbecken. — А. Тарци-Горнох: О вычислении магнитной деклинации в котловине Карпат 23

Ronkay, F.: Earthing Problems. — Ф. Ронкаи: Заземление 53

Botka, I.: Interference of General Involute Gearing. — И. Ботка: Интерференция общего развертывающего зацепления 99

Jáky, J.: Strebendruck in kohärenten Böden. — Др. Й. Яки: Давление грунта, обладающего кохезией, на распорки 121

Németh, E.: Model Studies of Water Seepage. — Е. Немет: Опыты по исследованию просачивающихся движений 131

Korányi, I.: Verstärkungen von Stahlbrücken gemischten Systems. — И. Корани: Повышение грузоподъемности мостов 179

Tárczy-Hornoch, A.: Das Soproner Richtungsfixiergerät. — А. Тарци-Горнох: Шопронский фиксатор направления 223

Csonka, P.: Flexion déviée de barres prismatiques. — П. Чонка: Косой изгиб призматических стержней 247

А. Тарци-Горнох: Отчетный доклад о проводимых в области высшей геодезии исследованиях. — *Tárczy-Hornoch, A.:* Bericht über im Gang befindlichen Untersuchungen auf dem Gebiet der höheren Geodäsie 257

ОБЗОР КНИГ
BUCHBESPRECHUNG — BOOK REVIEW — COMPTE-RENDU DE LIVRES

M. Póczy: Die Berechnung des Eisenbahnoberbaues. — М. Поци: Расчет железнодорожных надстроек.

K. Oltay: Budapester Messungen unter Verwendung vom Invardraht. Von St. Hazay. — К. Олтаи: Измерения инварной проволокой в Будапеште.

М. Зилахи: Теория вытяжки волокнистых материалов. — *M. Zilahy:* Theory of Drawing Fibrous Materials. By B. Gangli.

Хазаи—Тарци-Горнох: Расчет координат Гаусса-Крюгера. — *Hazay—Tárczy-Hornoch:* Berechnung Gauss-Krüger'scher Koordinaten. Von E. Regőczi.

M. N. Letosnev: Théorie, calcul et construction de machines agricoles. — М. Н. Летошнев: Сельскохозяйственные машины. Теория, расчет, проектирование и испытание.

M. A. Pavlov: The metallurgy of Pigiron. By E. Cotel. — М. А. Павлов: Металлургия чугуна.

J. Verő: Industrielle Materialprüfung von Eisen- und Nichteisenmetallen. Von A. Schleicher.

Die Technologie der Halbfabrikate aus Nichteisenmetallen. Red. *A. Geleji.* Von A. Schleicher. — Технология полуфабрикатов цветных металлов. Под ред. Ш. Гелеи.

I. J. Muraviev—A. P. Krilov: Exploitation du pétrole. Par Z. Gyulai. — И. Е. Муравев, А. П. Крылов: Эксплоатация нефтяных месторождений.

G. Schlesinger: Prüfbuch für Werkzeugmaschine. — Г. Шлезингер: Испытание станков.

Akadémiai Kiadó (Budapest, V., Alkotmány-u. 21.) Felelős: Mestyán János

Akadémiai nyomda V., Gerlóczy-u. 2. — 16420/52 — Felelős vezető: ifj. Puskás Ferenc

ACTA TECHNICA

ACADEMIAE SCIENTIARUM HUNGARICAE

ADIUVANTIBUS
S. GELEJI, L. GILLEMOT, I. RÁZSÓ

REDIGIT
GY. HEVESI

TOMUS III. FASCICULI 3—4

MAGYAR TUDOMÁNYOS AKADÉMIA
BUDAPEST, 1952

ACTA TECHNICA

A MAGYAR TUDOMÁNYOS AKADÉMIA
MŰSZAKI TUDOMÁNYOK OSZTÁLYÁNAK
KÖZLEMÉNYEI

SZERKESZTŐSÉG ÉS KIADÓHIVATAL: BUDAPEST, V., ALKOTMÁNY-UTCA 21.

Az Acta Technica orosz, francia, angol és német nyelven közöl értekezéseket a műszaki tudományok köréből.

Az Acta Technica változó terjedelmű füzetekben jelenik meg, több füzet alkot egy kötetet.

A közlésre szánt kéziratok, géppel írva, a következő címre küldendők:

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

Ugyanerre a címre küldendő minden szerkesztőségi és kiadóhivatali levelezés.

Az Acta Technica előfizetési ára kötetenként belföldre 80 forint, külföldre 110 forint. Megrendelhető a belföld számára az »Akadémiai Kiadó«-nál (Budapest, V., Alkotmány-utca 21. Bankszámla 04-878-111-48), külföld számára pedig a »Kultúra« Könyv- és Hirlap Külkereskedelmi Vállalatnál (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Bankszámla; 45-790-057-50-032 sz.), vagy külföldi képviseleteinél és bizományosainál.

»Acta Technica« публикует трактаты из области технических наук на русском, французском, английском и немецком языках.

»Acta Technica« выходит отдельными выпусками разного объёма. Несколько выпусков составляют один том.

Предназначенные для публикации рукописи (в напечатанном на машинке виде) следует направлять по адресу:

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.
(Венгрия, Будапешт 62, п/я 440.)

По этому же адресу направлять всякую корреспонденцию для редакции и администрации.

Подписная цена »Acta Technica« — 110 форинтов за том. Заказы в стране принимает Akadémiai Kiadó (V., Alkotmány-utca 21. Текущий счёт № 04-878-111-48), а для заграницы, предприятие по внешней торговле книг и газет »Kultúra« (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Текущий счёт № 45-790-057-50-032), или его заграничные представительства и уполномоченные.

EVALUATING COAL WASHERY PERFORMANCE ON CURVES OF WASHABILITY WITH THE AID OF TROMP'S DISTRIBUTION CURVE

By Prof. G. TARJÁN

(Manuscript received 22nd June 1951)

I.

By separating raw coal with high density solutions and determining percentages of yield and ash of the different products on dry basis, data for plotting washability curves are obtained. Washability curves show the variation of specific gravity (δ), of the primary curve (A), of average ash in clean coal (c), of average ash in refuse (b) with yield (v). The primary curve is a continuous curve obtained from the »block diagram« of percentages of yield and of ash of the different products determined by direct weighing, according to the principle of equal areas ; this curve gives for different yields the ash content of the *layer separating* clean coal from refuse.

For instance, to curves δ, A, c and b, graphed in *fig. 8 b.*, belong the following tabulated data, with round figures chosen for percentage yields :

δ	% Weight	% A	% v	% c	% b
— 1,275	0	3,2	0	3,2	29,24
1,344	40	6,6	40	6,60	44,33
1,387	10	11,2	50	7,52	50,96
1,460	10	16,2	60	8,97	59,65
1,587	10	29,2	70	11,86	69,80
1,800	10	55,6	80	17,32	76,90
2,200	10	72,8	90	23,38	81,00
+ 2,200	10	81,0	100	29,24	?

The first three columns contain direct experimental determinations. (At the test δ values may be chosen arbitrarily so that percentage weights will in general not be round figures).

Tromp's distribution curve (courbe de partage, Verteilungskurve) is characteristic for the efficiency of coal washing. Curve T of *fig. 1.* is the Tromp curve showing what percentages of the particles of different sp. g. of the raw coal have passed into clean coal or into refuse. Density of separation (δ_p, densité de partage, Teilungswichte) is the specific gravity at which the coincident ordinate of the Tromp curve is 50 percent ; of material of such sp. g. 50 percent pass into clean coal and 50 percent into refuse. Of particles of lower specific gravity than this more go into clean coal than into refuse ; of grains of higher sp. g. than the density of separation less go into the cleaned coal and more into the discard. Of grains of much lower sp. g. than the density of separation 100 percent go into clean coal ; of products of much higher specific gravity 100 percent are discharged in refuse. The washery is working the more efficiently

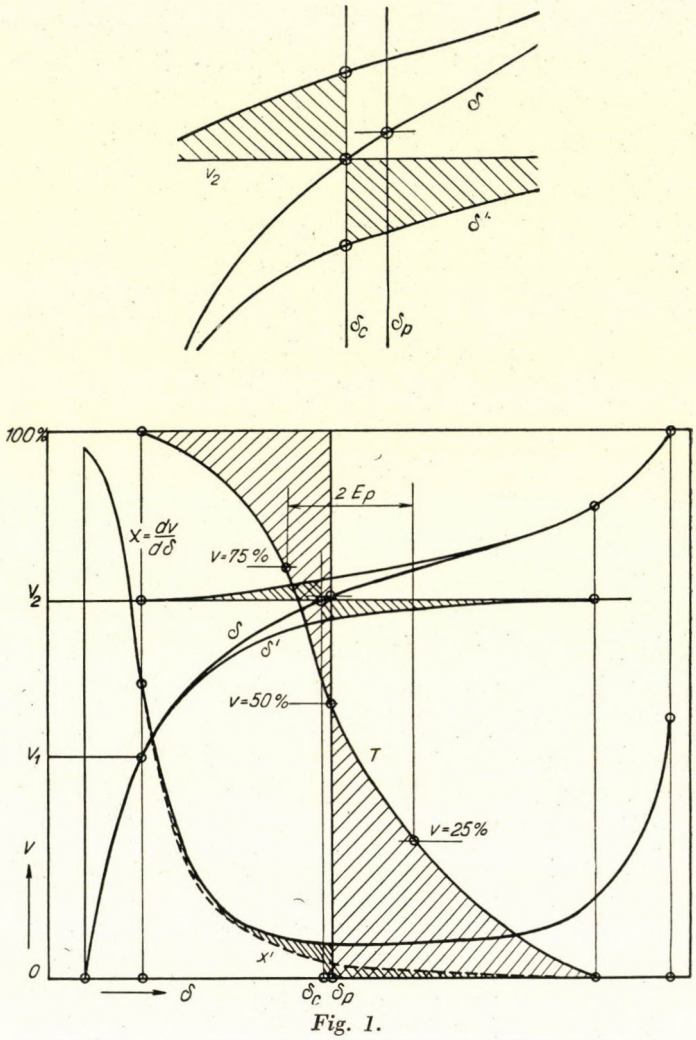


Fig. 1.

the steeper the trend of the Tromp curve ; then the bulk of material of sp. g. near the density of separation already passes into the products of coresponding sp. g. : grains of lower sp. g. into clean coal, those of higher sp. g. into refuse.

Float tests on raw coal in high density solutions give perfect separation gravity ; their Tromp curve is a vertical line drawn from the abscissa point corresponding to the sp. g. of the solution, continuing in a horizontal at the height of the 100 percent ordinate for specific gravities lower than that of the solution and at the height of 0% for higher specific gravities than this. Results similar to perfect gravity separation are obtained by heavy media processes ; the Tromp curve of these approaches the vertical line. More »wrong« (incorrectly classified) grains go into products not corresponding to their gravity classes in jig washers, still more in Rheo washeries.

Fig. 8 a. gives Tromp curves of a heavy media separator, of a Baum washbox, acoarse Rheo trough, and a hydrocyclone, after the paper of *H. F. Yancey* and *M. R. Geer :* Evaluating Washery Performance.[1]

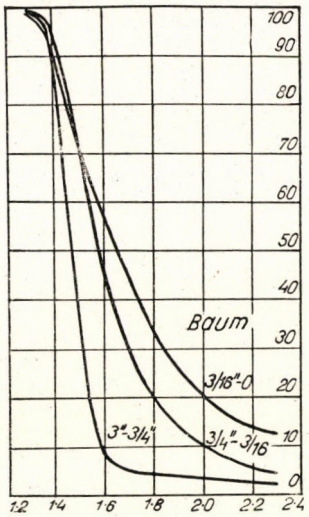


Fig. 2.

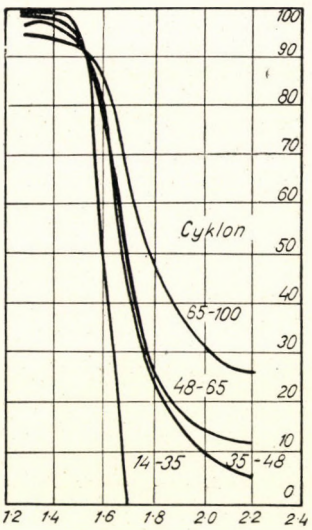


Fig. 3.

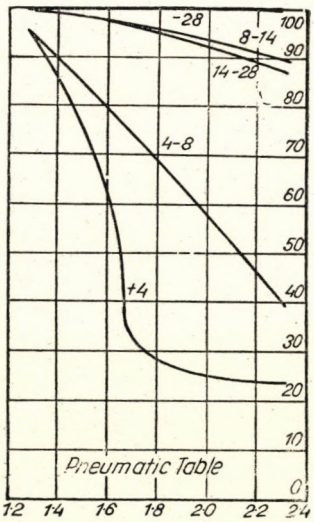


Fig. 4.

The Tromp curves of the first three devices are on coals of about the same (coarse) size ; these are directly comparable. The hydrocyclone is designed to treat slack; the favourable trend of its Tromp curve is to be appreciated accord-

[1] The Colliery Guardian. Vol. *181*, No. 4677, Sept. 14, 1950.

ingly ; fines are a difficult feed to the washery. This is also evident from *fig. 2—4.*, which give Tromp curves of the Baum washbox, of the hydrocyclone and the pneumatic table for different sizes. These charts show that for all three devices the density of separation is lower and the trend of the Tromp curve is more favourable for coarse coal than for fines. French authors (Terra ; Belugou and associates) considering the Tromp curve to fit the integral curve of a Gaussian bell-shaped curve of error, apply to it the figure of dispersion used in Statistics, stating as a yardstick of the efficiency of coal preparation the half of the difference of the abscissae (sp. g.) corresponding to the 25 and 75 percent ordinates. The lesser this figure (E_p = probable error, écart probable, voraussichtliche Abweichung) the steeper the Tromp curve, that is, the more perfect the preparation. On several Tromp curves taken, Belugou found the E_p value for the different washeries to depend on the sp. g. of separation, that is, on the yield as well ; higher E_p values corresponding to higher sp. g. But in his opinion the value of imperfection : $I = \frac{E_p}{\delta_p - \gamma}$ is constant, where γ is the sp. g. of the *medium.* (For water $\gamma = 1$; for air $\gamma \cong 0$).

Fig. 5. is also after Yancey and Geer's paper ; it shows Tromp curves of

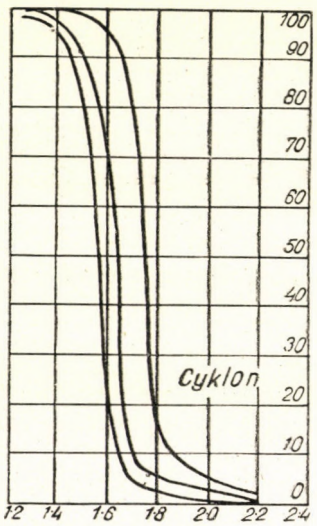


Fig. 5.

hydrocyclone tests at different sp. g. Contrary to statements of Belugou, the trend of the curves remains essentially the same for separations at different densities ; the curve is even less steep by a shade for lower than for higher δ_p. Density of separation (δ_p), sp. gravities corresponding to 25 and 75 percentage weights, E_p and I values (calculated by formula $I = \frac{E_p}{\delta_p - 1}$) are the following for the three curves:

δ_p	δ_{25}—δ_{75}	E_p	I
1,565	1,600—1,520	0,040	0,0708
1,635	1,655—1,585	0,035	0,0551
1,740	1,780—1,710	0,035	0,0473

That is, not values I, but rather values E_p are about constant if the density of separation varies!

Curves 2—4 have shown that finer sizes of raw coal are separated at higher δ_p values than are coarser grains simultaneously, and the Tromp curve of finer grades is less steep, that is a higher E_p value corresponds to a greater δ_p. However, the »imperfections« computed for different screen scales will not remain constant here either, as shown by the following table :

Device	Size	δ_p	δ_{25}—δ_{75}	E_p	I
Baum	3″—3/4″	1,475	1,535—1,415	0,060	0,126
	3/4″—3/16″	1,585	1,740—1,485	0,1275	0,218
	3/16″—0	1,655	1,915—1,485	0,215	0,328
Cyclone	14—35*	1,595	1,660—1,550	0,050	0,0840
	35—48	1,670	1,790—1,600	0,095	0,1418
	48—65	1,685	1,810—1,620	0,095	0,1386
	65—100	1,770	2,5 —1,66	0,420	0,5452
Dry table	+4*	1,655	2,03 —1,50	0,265	0,160
	4—8	2,14	2,54 —1,685	0,4275	0,200

Values of I were calculated for the pneumatic table by formula : $I = E_p/\delta_p$, for the Baum washer and the hydrocyclone by : $I = E_p/\delta_p - 1$. (Heavy density fluid is used in the hydrocylone so that the sp. g. of the medium is not 1.)

For the pneumatic table formula $I = \dfrac{E_p}{\delta_p - 1}$ gives values I of 0,244 and 0,375 respectively.

The Tromp curve itself is obtained by fractionating two products separated by some washing process into different sp. g. classes by means of heavy density solutions. The calculation is shown on the following numerical example : Let the ash content of raw coal, of washed coal and of dirt be : $a = 25$ percent, $c = 10$ percent and $b = 60$ percent respectively ; then the recovery in weight will be :

$$v = 100\ \frac{b - a}{b - c} = 100\ \frac{60—25}{60—10} = 70 \text{ percent.}$$

Columns 2. and 3. of the following table show percentage weights of fractions of different sp. g. of clean coal and of refuse respectively. Column 4. is the product of figures of column 2. and of v ; column 5. is the product of data of column 3. and of $(100 - v)$; column 6. is the sum of columns 4. + 5.; column 7. gives as quotients of corresponding figures of columns 4. and 6. values necessary for

1	2	3	4	5	6	7
δ	Percentage weight of		$2.\times v$	$3\times(100-v)$	$4+5$	$4/6=T$
	Clean coal	Dirt				
— 1,3	60	—	4200	—	4200	100
1,4	25	3	1750	90	1840	95
1,5	10	7	700	210	910	77
1,6	3	15	210	450	660	31,8
1,8	2	45	140	1350	1490	9,4
+ 1,8	—	30	—	900	900	—
	100	100				

plotting the Tromp curve. Placing these between the corresponding sp. g. limits (for instance, between sp. g. 1,3—1,4 the horizontal line corresponding to 95 percentage weight ; between sp. g. 1,4—1,5 the horizontal corresponding to 77 percentage weight will fall) and connecting their points of bisection by a continuous curve, the Tromp curve is obtained. Drawing the curve for the above example, the following values can be read off : $\delta_p = 1{,}51$, $\delta_{25} = 1{,}585$, $\delta_{75} = 1{,}46$; from these values $E_p = 0{,}063$, $I = 0{,}123$ are obtained.

It is apparent from *fig. 1.* that density of separation δ_p is in general not identical with sp. g. δ_c corresponding to yield v_2 on the sp. g.-curve. On basis of the sp. g. - curve and the Tromp curve can be calculated or drawn for a certain value of δ_p : the probable yield v_2, δ_c and Heidenreich's »error triangles« from which the quantity and quality of »wrong grains« passing into clean coal or discharged in refuse can be read off. According to *fig. 1.* the steps of construction are as follows : The differential curve $x = dv/d\delta$ of specific gravity curve δ is first plotted. From this, with use of Tromp's curve, by reducing ordinates of x to corresponding values of T, curve x' is drawn. The integral curve of x' will be δ' the sp. g.-curve of washed coal. The horizontal line passing through the terminal point of δ' will determine yield v_2, and the intersection of this line with curve δ will determine values δ_c. Ordinate sections between δ and δ', or between horizontal v_2 and δ' laid off above v_2 or curve δ will give the sp. g.-curve of dirt. Shading denotes error triangles ; the size of the latter gives direct information on the perfection of coal washing : percentage weight h measured off on the vertical intercept of δ_c between v_2 and δ', referred to the weight of the original raw coal input taken for 100 percent, gives the amount of grains of higher sp. g. than required that passed into washed coal ; of course, the quantity of grains of lower specific gravity than required, which found its way into the refuse, is of the same magnitude. The horizontal extension of the error triangles gives at the same time information, which may be read off the Tromp curve as well, up to what extreme sp. g. wrong grains will pass into the products.

Knowing quantity h of false grains corresponding to δ_c, and yield v_2, the efficiency of coal washing can be calculated after the analogy of the formula expressing technical efficiency of ore dressing :

$$\eta = 100\,\frac{m - v}{100 - v_{opt}},$$ where m is the yield of metal.

As now $v_{opt} = a = v$ and $m = \dfrac{v - h}{v}$, $\eta = \dfrac{v\,(100 - v) - 100\,h}{v\,(100 - v)}$

Against other suggested standards of coal washing this formula possesses the advantage that, approaching yield $v = 100$ percent, its value does not approach 100 percent like the formula of Fraser and Yancey, the »rendement organique« of the French, or Heidenreich's »Mengenwirkungsgrad« = Leistungsgrad bei konstantem $c = 100\ v/v_t$, where v is the actual washery recovery and v_t is the yield read of the washability curves of a washed coal sample of ash content c identical with that of the clean coal obtained under operating conditions, that is, the yield of perfect separation. Conversely, the formula proposed above for »efficiency« approaches O value with $v = 100$ percent, in accordance with the fact that at 100 percent yield there is no reduction of ash, and the amount of washed coal equals that of the raw coal input.

Another advantage of the proposed formula of efficiency against other standards is that for its calculation no determination of ash is necessary.

The calculation is shown on a simple numerical example: Let be $v = 70$ percent and the quantity of false grains $h = 10$ percent. In this case :

	Raw coal a%	Clean coal c%		Refuse b%		v%	m%	η%
$< \delta_c$	70	60	85,72	10	33,33	70	85,72	52,45
$> \delta_c$	30	10	14,28	20	66,67	30	66,67	52,45
	100	70	100,00	30	100,00			

H. Heidenreich[2] also suggests a method in many respects similar to the above for precalculating results likely to be achieved in washing, with help of Tromp's curve.

Heidenreich executes calculation or construction on a sp. g.-curve where the yield scale is with even distances, but the sp. g. scale is log $(\delta - 1)$, and on Tromp curve whose sp. g. scale is log $(\delta - 1)$, whereas its percentage yield scale is, for identification of the Tromp curve with that of the Gaussian error integral, the anamorphous distorted scale used in probability calculations as well; in which the error integral appears as a straight Hazen's line. Choosing the scale of sp. g. for the jig to be log $(\delta - 1)$, for the pneumatic table to be log δ, for the heavy media separator to be δ, according to Heidenreich or Belugou, a Hazen straight line is obtained for Tromp's curve. With different δ_p values and a sp. g.-scale of log $(\delta - 1)$, Tromp curves of the same I value will be parallel Hazen lines. *Fig. 6.* was copied after fig. 7. of Heidenreich's paper where, for $\delta_p = 1{,}5$ and $\delta_p = 1{,}9$, Tromp curves of $I = 0{,}18$ appear. The Tromp curve drawn in broken line on fig. 6. is taken from Yancey & Geer's tests. It is evident that even with the scales chosen the curve has not degenerated to straight line.

According to the author's opinion, there is no sense in forcing some mathematical formula on curves plotted after test results or even correct such results to check with the mathematical relationship supposed as correct. Already

[2] *H. Heidenreich :* Die Kennzeichnung der Trennschärfe von Kohlenaufbereitungsanlagen. Glückauf, *87* (1951), S. 447—456.

Prof. *J. Finkey* [3] pointed out that dressing washability curves in mathematical formulae, attempted for the primary curve by *Hancock* [4] or *Huber-Panu* [5] had proved wrong in *principle*, upon closer analysis.

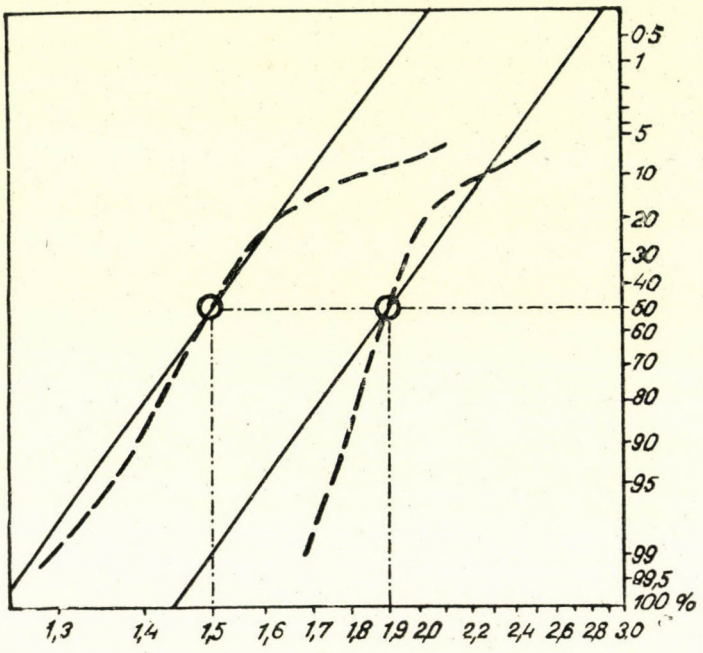


Fig. 6.

Tromp's curve too, is an experimental curve upon which no general mathematical formula must be forced. The author does not know the original papers of Belugou and associates, but from references it appears that besides »*normal*« curves obeying the »*rules*« set up by these authors, Tromp curves of »*abnormal*« trend were also obtained by them. Anyhow, the fact that neither curve of the paper of Yancey and Geer proved to be normal, calls for reflection on the matter. That Tromp's curve be a Gaussian error integral curve was disapproved by Tromp himself and other authors *(Mayer, Grumbrecht)*.

II.

Coal washery performance can best be evaluated on the relationship of ash in washed coal and of ash content obtainable by perfect separation. Washeries themselves are most interested in the degree to which coals can be bettered by various devices.

[3] *J. Finkey :* Rechnerische Ermittlung der Aufbereitungskurven. Glückauf, 1933. Nr.26.

[4] Min. Mag. 1930. p. 16.

[5] *I. Huber-Panu :* Betrachtungen über die Grundkurven der Aufbereitungsprozesse. Metall und Erz. *28* (1931), S. 549, 551.

The yield of washed coal is obtained by the above described method, by drawing curve δ'. The ash content is determined by the method depicted in *fig. 7*. With help of corresponding values of A and of δ, curve A' belonging to curve δ' is plotted.

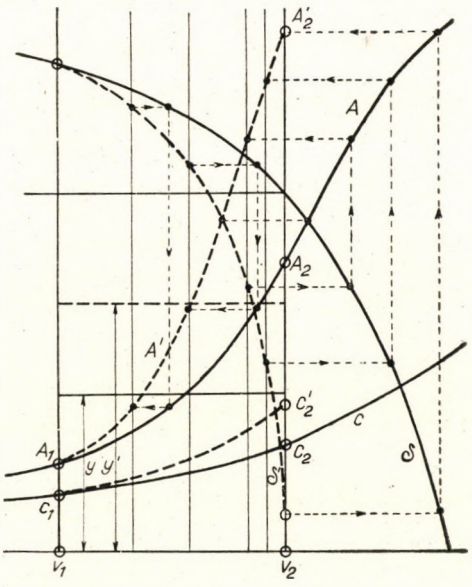


Fig. 7.

The following may be written :

$$v_2 c_2 = v_1 c_1 + \int_{v_1}^{v_2} A \; dv$$

$$v_2 c_2' = v_1 c_1 + \int_{v_1}^{v_2} A' dv$$

$$v_2(c_2' - c_2) = \int_{v_1}^{v_2} A' \, dv - \int_{v_1}^{v_2} A \, dv = \int_{v_1}^{v_2} (A' - A) \, dv = A_1 A_2 A'_2 = (y' - y)(v_2 - v_1)$$

That is : $c_2' = c_2 + \dfrac{(y' - y)(v_2 - v_1)}{v_2}$

III.

Fig. 8 b. shows the application of the above described methods. On the basis of Tromp curves depicted in *fig. 8 a.* construction and calculation was made with the curves of the Baum washbox and the Rheo washer at

$\delta_p = 1{,}5$; with the curve of the Baum washer at $\delta_p = 1{,}8$ as well. $dv/d\delta$ curves were drawn by parts of ordinates corresponding to abscissa sections determined by the tangent to curve δ. It is not essential that abscissa sections remain the same until the end. (For instance, there is a leap at sp. g. $= 1.4$; at higher sp. g. five times larger abscissa sections were taken. At 1,7 sp. g. there is a jump in curve $dv/d\delta$ drawn in broken line ; this curve is the differential curve of curve δ' remaining after separation in the Baum washer at 1,8 sp. g. Namely if dirt is removed at 1,8 sp. g. not the original raw coal will be retreated for the separation of middlings and clean coal at 1,5 sp. g., but coal of composition according to curve δ' from which dirt has already been removed.)

The chart also shows curves x' that can be drawn from curve $x = dv/d\delta$ of the raw coal at its separation at sp. g. of 1,5 and 1,8 in the Baum washer,

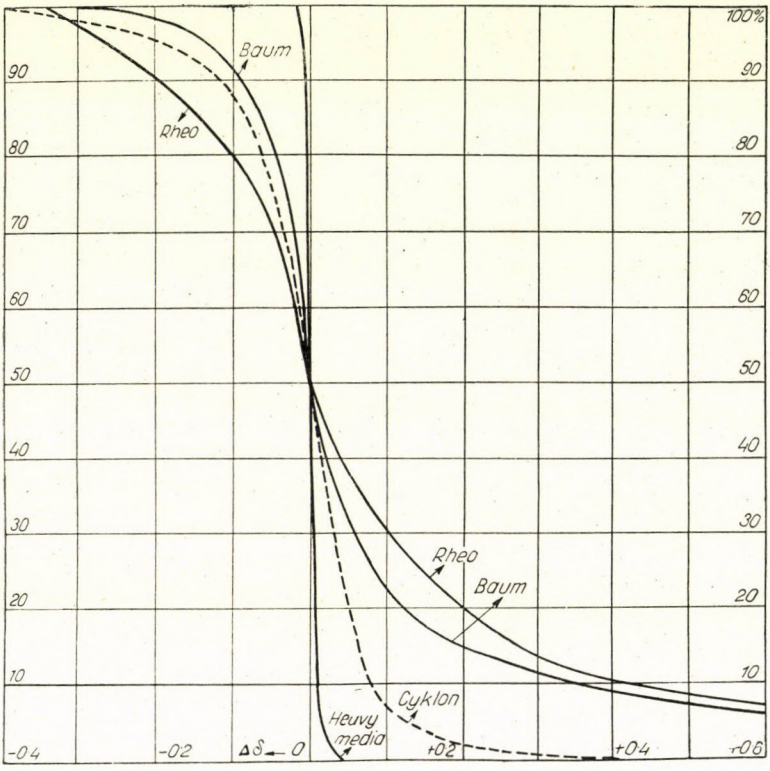


Fig. 8a.

through the integration of which the corresponding curves were obtained. (x curves of the Rheo trough and of the Baum washer retreating material, already purified of dirt, at 1,5 sp. g. were wiped off the chart after calculation, for too many curves would have interfered with lucidity).

The course of drawing or calculation is shown on an example of washing the raw coal in the Baum washbox and the Rheo trough at 1,5 sp. g. (tables 1.—4.) and of its treatment in the Baum washer at 1,8 sp. g. (tables 5,6.)

Column 1. of table 1. gives sp. g. δ ; its second column ($\triangle\delta$) the difference of sp. g. from its chosen value δ_p, that is, the abscissa of the Tromp curve. Column 3. (T_B) gives ordinates of the Tromp curve of the Baum washer corresponding to values of $\triangle\ \delta$ of column 2. ; column 4. contains average values of the Tromp curve falling between limits of sp. g. indicated in column 1. Column 5. shows average heights of curve $x = dv/d\delta$ between sp. g. limits indicated in column 1. Column 6. yields »average« values of curve x' as products of columns 4. and 5. Column 7. contains quotients of part sums formed from values of col. 6. and 5. falling between arbitrarily chosen sp. g. limits. Column 8. contains weight yields corresponding to these chosen sp. gravities. Column 9. gives as differences of these yields percentage weights of raw coal between the chosen sp. g. limits. Column 10. gives as products of corresponding values of col. 7. and

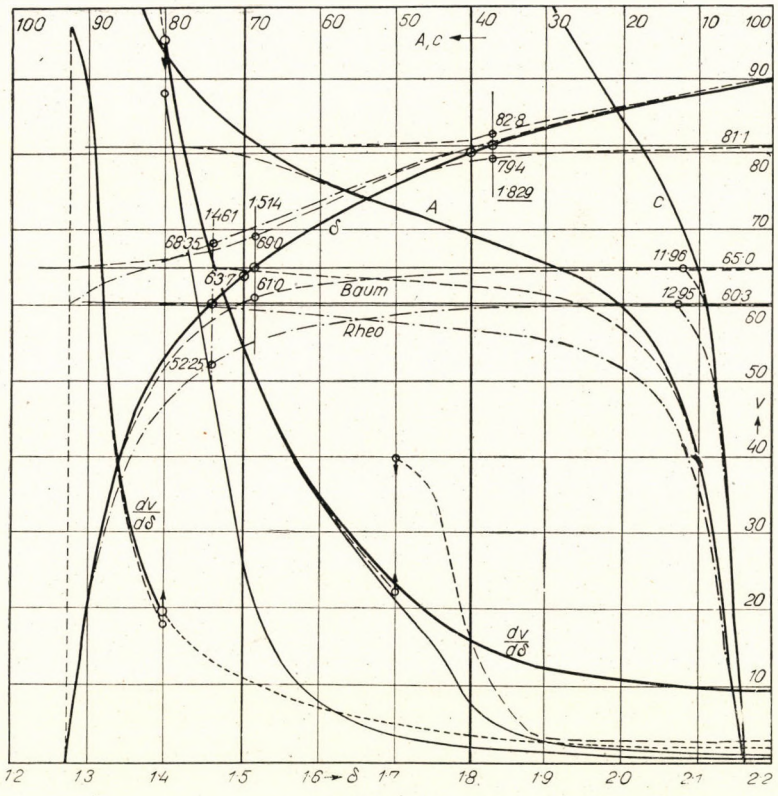


Fig. 8b.

9. quantities passing into clean coal of parts of the raw coal indicated in col. 9. falling between the chosen sp. g. limits. Finally col. 11. shows weight yields v' of curve δ' and col. 12. percentage weights v'' corresponding to the δ' curve of refuse.

The latter values are obtained by adding to the calculated yield of 65 percent values $v - v'$ or the differences between the values of column 8. and 11.

The Tromp curve is not zero at 2,2 sp. g. (that is, at $\triangle \delta = +0{,}7$) either ; therefore some of the grains of higher sp. g. yet pass into the clean coal, and the percentage weight of washed coal will be somewhat above 64,95 percent attained at 2,2 sp. g. With the accuracy of one decimal a yield of 65,0 percent will be obtained in the Baum washer on clean coal separated at 1,5 sp. g.

TABLE 1.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
δ	$\triangle\delta$	T_B	$T_{B\text{aver}}$	$\frac{dv}{d\delta}_{\text{aver.}}$	$T_B \cdot \frac{dv}{d\delta}_{\text{aver}}$		v	$\triangle v$	$\triangle v'$	v'	v''
1,275	—0,229	99					0				
1,3	—0,2	98,8	98,9	94	93						
1,325	—0,175	97,8	98,3	74	72,8						
1,35	—0,15	96,3	97,05	41,5	40,35	254,55					
1,375	—0,125	94,1	95,2	29,2	27,8			52,2	50,97		
1,4	—0,1	92,0	93,05	22,1	20,6	260,8	52,2			50,97	66,23
1,425	—0,75	87,7	89,85	87,5	78,53						
1,45	—0,05	81,6	84,65	74,6	63,2						
1,475	—0,025	71,2	76,4	65,0	49,6	226,25		11,7	9,30		
1,5	—	50,0	60,6	57,6	34,92	284,7	63,9			60,27	68,63
1,55	+0,05	31,5	40,75	47,5	19,38	29,65		7	2,42		
1,6	+0,1	22,1	26,8	38,3	10,27	85,8	70,9			62,69	73,21
1,65	+0,15	17,5	19,8	31,7	6,29	10,51		5,1	0,93		
1,7	+0,2	14,8	16,15	26,1	4,22	57,8	76,0			63,62	77,38
1,8	+0,3	11,4	13,1	19,7	2.58		80,0	4	0,52	64,14	80,80
1,9	+0,4	9,0	10,2	14,1	1,44	2,40		6	0,56		
2,0	+0,5	7,5	8,25	11,6	0,96	25,7	86,0			64,70	86,30
2,1	+0,6	6,0	6,75	10,4	0,70	1,23		4	0,25		
2,2	+0,7	5,0	5,5	9,6	0,53	20,0	90,0			64,95	90,05
										65,0	

TABLE 2.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
v	$\triangle v$	A	$A\triangle v$	Σ	c	A'	$A'\triangle v$	Σ	c'
0	0	3,2	0	0	3,2	3,2	0	0	3,2
40	40	6,6	264	264	6,6	6,6	265	265	6,6
50	10	11,2	112	376	7,52	11,5	115	380	7,60
60	10	16,2	162	538	8,97	17,77	177,7	557,7	9,30
65	5	23,5	117,5	655,5	10,10	44,0	220	777,7	11,96

TABLE 3.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
δ	$\triangle\delta$	T_R	T_R aver	$\frac{dv}{d\delta}$ aver	$T_R \frac{dv}{d\delta}$ aver		v	$\triangle v$	$\triangle v'$	v'	v''
1,275	—0,225	93									
1,3	—0,2	91	92	94	86,5		19,2	19,2	7,67	17,67	61,83
1,325	—0,175	88,7	89,85	74	66,5	102,8					
1,35	—0,15	86,2	87,45	41,5	36,3	115,5	41,6	22,4	19,93	37,60	64,30
1,375	—0,125	83,5	84,85	29,2	24,8	42,6					
1,4	—0,1	80,4	81,45	22,1	17,8	51,3	52,2	10,6	8,82	46,42	66,08
1,425	—0,075	76,4	78,4	87,5	68,5						
1,45	—0,05	71	73,7	74,6	55,0						
1,475	—0,025	62	66,5	65,0	43,2	198,9					
1,5	0	50	56,0	57,6	32,2	284,7	63,9	11,7	8,19	54,61	69,59
1,55	+0,05	38,1	44,05	47,5	20,95	34,1					
1,6	+0,1	30,6	34,3	38,3	13,15	85,8	70,9	7,0	2,79	57,40	73,80
1,65	+0,15	24,8	27,7	31,7	8,80	14,65					
1,7	+0,2	20,0	22,4	26,1	5,85	57,8	76,0	5,1	1,29	58,69	77,61
1,8	+0,3	13,8	16,9	19,7	3,33		80,0	4	0,77	59,36	80,94
1,9	+0,4	10,6	12,2	14,1	1,49	2,61					
2,0	+0,5	8,7	9,65	11,6	1,12	25,7	86,0	6	0,61	59,97	86,33
2,1	+0,6	6,8	7,75	10,4	0,81	1,42	g				
2,2	+0,7	5,9	6,35	9,6	0,61	20,0	90,0	4	0,28	60,25	90,05
										60,3	

TABLE 4.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
v	$\triangle v$	A	$A\triangle v$	Σ	c	v'	$A'\triangle v$	Σ	c'
0	0	3,2	0	0	3,2	3,2	0	0	3,2
30	30	5,83	175	175	5,83	6,0	180	180	6,0
40	10	8,9	89	264	6,60	9,5	95	275	6,88
50	10	11,2	112	376	7,52	13,6	136	411	8,22
55	5	14,3	71,5	447,5	8,15	21,95	109,8	520,8	9,49
60,3	5,3	18,0	95,5	543,0	9,0	49,0	260	780,8	12,95

Table 2. presents the calculation of ash in clean coal. Column 1. gives percentage yields, column 2. weight percentages between the chosen yield values, column 3. the average magnitude (ash content) of the primary curve between the chosen weight percentage limits. Column 4. gives the »ash number« or the product of corresponding figures of columns 2. and 3., column 5 is the

TABLE 5.

1	2	3	4	5	6	7	8	9
δ	x	x'		v	$\triangle v$	$\triangle v'$	v'	v''
1,5				63,9			63,9	81,1
1,55	47,5	47,35	85,3					
1,6	38,3	37,95	85,8	70,9	7	6,95	70,85	81,15
1,65	31,7	30,98	55,61					
1,7	26,1	24,63	57,8	76	5,1	4,91	75,76	81,34
1,75	21,3	18,7	30,9					
1,8	17,8	12,2	39,1	80,0	4,0	3,16	78,92	82,18
1,9	14,1	4,6		83,4	3,4	1,11	80,03	84,47
2,0	11,6	2,1		86,0	2,6	0,47	80,50	86,60
2,1	10,4	1,9		88,1	1,9	0,35	80,85	88,35
2,2	9,6	1,0		90,0	1,9	0,20	81,05	90,05
							81,1	

TABLE 6.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
v	$\triangle v$	A	$A\triangle v$	Σ	c	A'	$A'\triangle v$	Σ	c'
70	70	11,86	830	830	11,86	11,86	830	830	11,86
75	5	49,1	246	1076	14,33	49,4	247	1077	14,34
80	5	62,1	310 5	1386,5	17,31	63,5	317,4	1394,4	17,43
81,1	1,1	67,4	74,1	1460,6	18,01	73,5	80,9	1475,3	18,20

cumulation of the preceding column, column 6. gives as quotients of corresponding figures of columns 5. and 1. the average ash contents of perfectly separated clean coal at percentage yields of col. 1. Column 7. shows average ash contents of curve A' drawn after *fig.* 7. Columns 8, 9, 10 correspond in their turn to columns 4., 5., 6. substituting values of A' to those of A. It may be seen that the separation of raw coal at 1,5 sp. gravity in the Baum washer will give at 65,0 percent recovery a clean coal with 11,96 percent ash instead of 10,1 percent attainable with perfect separation.

Tables 3. and 4. present the calculation of results attainable by separation in the Rheo trough at 1,5 sp. g. ; data are arranged like in tables 1. and 2. The attainable result is 60,3 percent recovery with 12,3 percent ash against 9 percent ash of perfectly prepared coal.

Tables 5. and 6. present the calculation of treatment in the Baum washbox at 1,8 sp. g. Column 1. of table 5. gives sp. gravities, col. 2. average $x = dv/d\delta$ values between sp. g. values of col. 1. Col. 3. contains values of x', that is, those of x reduced according to the Tromp curve. Col. 4., 5., 6., 7., 8., and 9. correspond in their turn to col. 7., 8., 9., 10., 11., and 12. of table 1. With accuracy of one decimal 81,1 percent weight of »washed coal« will be recovered in separation at 1,8 sp. g.

Table 6. is built up analogously to table 2 : at 81,1 percent recovery 18,20 percent of ash will be obtained in the Baum washer against 18,01 percent attainable by perfect separation.

From chart 8b. may be read off δ_c values corresponding to percentage yields of 60,3, 65,0, and 81.1 respectively as well as the quantity of »wrong« (incorrectly separated) grains. Ash in raw coal is 29,24 percent ; from this and from corresponding values of v and c, using formula $b = \frac{100\,a - cv}{100 - v}$, derived from formula $v = 100\,\frac{b - a}{b - c}$ percent, corresponding b values (average ash in refuse) can be calculated. Table 7. and 8. contain these and other values computed from them.

TABLE 7.

	δ_c	Percentage weight of					v%	m%	η%
		Raw coal	Clean coal		Refuse				
Rheo	—1,461	60,3	52,25	86,67	8,05	20,26	60,3	86,67	65,5
	+1,461	39,7	8,05	13,33	31,65	79,74	39,7	79,74	
		100,0	60,30	100,00	39,70	100,00			
Baum	—1,514	65,0	61,0	93,85	4,0	11,42	65	93,85	82,5
	+1,514	35,0	4,0	6,15	31,0	88,58	35	88,58	
		100,0	65,0	100,00	35,0	100,00			
Baum	—1,829	81,1	79,4	97,905	1,7	9,00	81,1	97,905	88,9
	+1,829	18,9	1,7	2,095	17,2	91,00	18,9	91,00	
		100,0	81,1	100,00	18,9	100,00			

TABLE 8.

$a = 29,24\%$	δ_c	v	c	b	v_t	c_t	b_c	$\triangle v$	$100\frac{v}{v_t}$	$100\,\frac{a-c}{a-c_t}$
Rheo	1,461	60,3	12,95	54,0	72,1	9,00	60,05	11,8	83,6	80,5
Baum	1,514	65,0	11,96	61,4	70,1	10,10	64,9	5,1	92,7	90,2
Baum	1,829	81,1	18,20	76,5	81,4	18,01	77,3	0,3	99,6	98,4

$\triangle v'$ values of col. 10. of tables 1. and 3. were obtained by forming products of corresponding values of columns 9. ($\triangle v$) and 7. Col. 7. is the quotient of col. 6. and 5. giving values $(T\,dv/d\delta)/(dv/d\delta) = T$. That is : $\triangle v' = \triangle v \frac{T\frac{dv}{d\delta}}{\frac{dv}{d\delta}} = \triangle v \cdot T$, ther eforethe calculation or graphing of $x' = \frac{dv}{d\delta}$ and of $x' = T\frac{dv}{d\delta}$ is superfluous

for computing v'! The v' values sought can thus be obtained with average values of the Tromp curve and of curve : $v = f(\delta)$ (this is δ curve of fig. 8b.) within arbitrarily chosen sp. g. limits without graphing curve $dv/d\delta$.

The calculation with Tromp curves of the Baum, the Rheo and the cyclone washers at sp. g. $\delta_p = 1{,}5$ is given in table 9. ; at 1,8 δ_p in table 10., and at $\delta_p = 1{,}5$ of material from which dirt was discarded at 1,8 sp. g., in table 11.

TABLE 9.

δ	$\triangle\delta$	v	$\triangle v$	T			$\triangle v\, T$			v'		
				B	R	C	B	R	C	B	R	C
1,275	—0,225	0	0	—	—	—	0	0	0	0	0	0
1,3	—0,2	19,2	19,2	99	92	95,8	19,01	17,67	18,20	19,01	17,67	18,20
1,35	—0,15	41,5	22,3	97,7	88,8	94,2	21,81	19,82	21,03	40,82	37,49	39,03
1,4	—0,1	52,2	10,7	94,3	83,4	91,0	10,10	8,91	9,74	50,92	46,40	48,77
1,45	—0,05	58,9	6,7	87,1	76,0	83,4	5,84	5,10	5,59	56,76	51,50	54,36
1,5	0	63,9	5,0	68,7	61,3	66,6	3,44	3,06	3,34	60,20	54,56	57,70
1,6	+0,1	70,9	7,0	32,3	38,1	22,3	2,26	2,67	1,56	62,46	57,23	59,26
1,7	+0,2	76,0	5,1	17,5	25,0	4,0	0,89	1,28	0,20	63,35	58,51	59,46
1,8	+0,3	80,0	4,0	13,1	16,8	1,3	0,52	0,67	0,05	63,87	59,18	59,51
1,9	+0,4	83,4	3,4	10,1	11,9	0,5	0,34	0,41	0,02	64,21	59,59	59,53
2,0	+0,5	86,0	2,6	8,1	9,5	0,2	0,21	0,25	0,01	64,42	59,84	59,54
2,1	+0,6	88,2	2,2	6,8	7,8	—	0,15	0,17	—	64,57	60,01	
2,2	+0,7	90,0	1,8	5,5	6,3	—	0,10	0,11	—	64,67	60,12	
										64,75	60,25	59,54

TABLE 10.

δ	$\triangle\delta$	v	$\triangle v$	T			$\triangle V.\, T$			v'		
				B	R	C	B	R	C	B	R	C
1,4	—0,4	52,2	52,2	100,0	100,0	100,0	52,2	52,2	52,2	52,2	52,2	52,2
1,5	—0,3	63,9	11,7	100,0	99,6	99,1	11,7	11,65	11,60	63,9	63,85	63,8
1,6	—0,2	70,9	7,0	99,6	94,9	97	6,98	6,64	6,79	70,88	70,49	70,59
1,7	—0,1	76,0	5,1	96,3	86,1	92,8	4,91	4,40	4,74	75,79	74,89	75,33
1,8	0	80,0	4,0	77,9	68,6	75,0	3,11	2,74	3,00	78,90	77,63	78,33
1,9	+0,1	83,4	3,4	32,3	38,0	22,3	1,10	1,29	0,76	80,00	78,92	79,09
2,0	+0,2	86,0	2,6	17,5	25,0	4,0	0,46	0,65	0,10	80,46	79,57	79,19
2,1	+ 0,3	88,2	2,2	13,1	16,8	1,3	0,29	0,37	0,03	80,75	79,94	79,22
2,2	+0,4	90,0	1,8	10,1	11,9	0,5	0,18	0,21	0,01	80,93	80,15	79,23
										81,1	80,35	79,23

Tables 9—11 show, for instance, that $v'_{B,\ 1{,}5} = 64{,}75$ percent calculated by the »rapid« method against 65,0 percent obtained by the more accurate but cumbersome method ; $v'_{R\ 1{,}5}$ is 60,25 percent against 60,3 percent by the »more accurate« method, while $v'_{B\ 1{,}8}$ is the same as by the more precise method. Considering that the Tromp curves had not yet decreased to zero at 2,2 sp. g., v' values computed up to this sp. g. were increased by an »estimated« small amount ; values thus obtained are therefore not absolutely accurate even if the more precise method is adopted. Surely, inevitable errors in plotting Tromp curves and the sp. g. curve at the test introduce more uncertainty into the end result than the difference of the »more rapid« and of the »more precise« methods. Therefore the application of the latter has not much sense in practice.

The probable ash content of products of separation can be obtained without »graphing« by mechanical computation, if the average A values of column. 3. of tables 2., 4., 6., at chosen yields v, can be obtained as arithmetical means of A values read off the charts, that is, if the corresponding sector of curve A may be replaced by straight lines between the chosen yield values. (Where the curvature of curve A is more abrupt yields are chosen closer to one another ; else, instead of arithmetical means, average A values can be obtained easily and quickly on basis of the equality of areas).

Table 12. contains values v corresponding to sp. g. limits used in previous tables. In col. 2. values A read off the primary curve at coincident v values are shown ; their arithmetical means are the average A values of col. 3. 29,24 percent ash in raw coal resulted in perfect conformity with the actual value.

Tables 13. and 14. present the calculation of ash contents of washed coals obtained according to tables 10. and 11. by separation at 1,8 and 1,5 sp. g. respectively. (Coal previously separated from dirt at 1,8 sp. g. was retreated at 1,5 sp. g).

TABLE 12.

1	2	3	4	5	6	7	8
	$\overline{A}$%	A%	v%	$\triangle v$	A • $\triangle v$	Σ	c = Σ/v
1,275	3,3		0				
1,3	6,4	4,85	19,2	19,2	93,1	93,1	4,85
1,35	10,2	8,3	41,5	22,3	185,1	278,2	6,70
1,4	14,0	12,1	52,2	10,7	129,3	407,5	7,80
1,45	19,2	16,6	58,9	6,7	111,2	518,7	8,81
1,5	26,2	22,7	63,9	5,0	113,5	632,2	9,91
1,6	43,8	35,0	70,9	7,0	244,8	877,0	12,38
1,7	58,5	51,15	76,0	5,1	261,4	1138,4	14,97
1,8	66,7	62,6	80,0	4,0	250,5	1388,9	17,36
1,9	71,1	68,9	83,4	3,4	234,0	1622,9	19,49
2,0	73,7	72,4	86,0	2,6	188,1	1811,0	21,05
2,1	76,1	74,9	88,2	2,2	164,7	1975,7	22,40
2,2	77,9	77,0	90,0	1,8	138,5	2114,2	23,48
+ 2,2		81,0	100,0	10,0	810,0	2924,2	29,24
				100,0	2924,2		

TABLE 13.

δ	A	v'			$\triangle v'$			A • $\triangle v'$		
		B	R	C	B	R	C	B	R	C
1,4		52,2	52,2	52,2	52,2	52,2	52,2	407,5	407,5	407,5
1,5	19,25	63,9	63,85	63,8	11,7	11,65	11,60	225,5	224,5	223,4
1,6	35,0	70,88	70,49	70,59	6,98	6,64	6,79	244,4	232,2	237,9
1,7	51,15	75,79	74,89	75,33	4,91	4,40	4,74	251,8	225,3	242,5
1,8	62,6	78,90	77,63	78,33	3,11	2,74	3,00	194,9	171,6	188,0
1,9	68,9	80,00	78,92	79,09	1,10	1,29	0,76	75,7	88,8	52,4
2,0	72,4	80,46	79,57	79,19	0,46	0,65	0,10	33,3	47,0	7,2
2,1	74,9	80,75	79,94	79,22	0,29	0,37	0,03	21,7	27,7	2,2
2,2	77,0	80,93	80,15	79,23	0,18	0,21	0,01	13,8	16,2	0,8
+ 2,2	81,0	81,10	80,35	79,23	0,17	0,20	—	13,8	16,2	—
								1482,4	1457,0	1361,9

TABLE 11.

δ	$\triangle\delta$	B					R					C				
		v	$\triangle v$	T	$\triangle v.T$	v'	v	$\triangle$	T	$\triangle v.T$	v'	v	$\triangle v$	T	$\triangle v.T$	v'
1,4	0,1	52,2	10,7	94,3	10,1	50,92	52,2									
1,45	—0,05	58,9	6,7	87,1	5,84	56,76	58,9				51,5	58,9				54,36
1,5	0	63,9	5,0	68,7	3,44	60,2	63,85	4,95	61,3	3,03	54,53	63,8	4,9	66,6	3,27	57,63
1,6	+0,1	70,88	6,98	32,3	2,26	62,46	70,49	6,64	38,1	2,53	57,06	70,59	6,79	22,3	1,51	59,14
1,7	+0,2	75,79	4,91	17,5	0,86	63,32	74,89	4,4	25,0	1,1	58,16	75,33	4,74	4,0	0,19	59,33
1,8	+0,3	78,9	3,11	13,1	0,41	63,73	77,63	2,74	16,8	0,46	58,62	78,33	3,0	1,3	0,04	59,37
1,9	+0,4	80,0	1,1	10,1	0,11	63,84	78,92	1,29	11,9	0,15	58,77	79,09	0,76	0,5	—	
2,0	+0,5	80,46	0,46	8,1	0,04	63,88	79,57	0,65	9,5	0,06	58,83	79,19	0,1	0,2	—	
2,1	+0,6	80,75	0,29	6,8	0,02	63,9	79,94	0,37	7,8	0,03	58,86	79,22	0,03	—	—	
2,2	+0,7	80,93	0,18	5,5	0,01	63,91	80,15	0,21	6,3	0,01	58,87	79,23	0,01	—	—	

TABLE 20.

	v Actual	Theoretic		Actual		Theoretical		Actual Theoret.		η actual / η theoretic.	$100\,\frac{a-c_{actual}}{a-c_{theoretical}}$
	% weight	ash %		coal yield (m)	ash yield	coal	ash yield	$\eta = \frac{m-a}{v}$			
	63,91	11,47	9,91	79,97	25,04	81,37	21,66	54,98	59,63	92,0	92
B	17,19	43,55	48,15	13,70	25,58	12,58	28,30				
	18,90	76,30	77,40	6,33	49,38	6,05	50,04	43,07	44,00	98,0	97,7
	100,00	29,24	29,24	100,00	100,00	100,00	100,00	49,02	51,81	95,0/94,8	94,85
R	58,87	11,93	8,81	72,27	24,01	75,98	17,72	45,84	58,51	78,3	84,7
	21,48	35,13	25,38	19,69	25,82	17,75	30,46				
	19,65	74,60	77,10	7,04	50,17	6,37	52,82	43,05	46,90	92,0	95,1
	100,00	29,24	29,24	100,00	100,00	100,00	100,00	44,45	52,71	85,15/84,2	89,9
C	59,37	10,32	8,91	75,24	20,96	76,41	18,08	54,32	58,35	93,0	93,1
	19,86	37,69	40,97	17,50	25,58	16,61	27,77				
	20,77	75,36	76,38	7,26	53,46	6,98	54,15	46,17	47,11	97,9	97,9
	100,00	29,24	29,24	100,00	100,00	100,00	100,00	50,50	52,73	95,45/95,8	95,5

$$c'_B = \frac{1482,4}{81,10} = 18,27\% \quad c'_R = \frac{1457,0}{80,35} = 18,13\% \quad c'_C = \frac{1361,9}{79,23} = 17,19\%$$

$c'_B = 18,27$ percent instead of 18,20 percent as per table 6.

TABLE 14.

δ	A	v'			$\triangle v'$			$A \cdot \triangle v'$		
		B	*R*	*C*	*B*	*R*	*C*	*B*	*R*	*C*
1,275		0	0	0						
1,3	4,85	19,01	17,67	18,20	19,01	17,67	18,20	92,1	85,7	88,3
1,35	8,3	40,82	37,49	39,03	21,81	19,82	21,03	181,1	164,4	174,8
1,4	12,1	50,92	46,40	48,77	10,10	8,91	9,74	122,1	107,9	117,9
1,45	16,6	56,76	51,50	54,36	5,84	5,10	5,59	97,0	84,6	92,9
1,5	22,7	60,20	54,53	57,63	3,44	3,03	3,27	78,1	68,9	74,4
1,6	35,0	62,46	57,06	59,14	2,26	2,53	1,51	79,0	88,5	52,9
1,7	51,15	63,32	58,16	59,33	0,86	1,10	0,19	44,00	56,4	9,7
1,8	62,6	63,73	58,62	59,37	0,41	0,46	0,04	25,7	28,8	2,5
1,9	68,9	63,84	58,77	59,37	0,11	0,15	—	7,6	10,3	—
2,0	72,4	63,88	58,83	59,37	0,04	0,06	—	2,9	4,4	—
2,1	74,9	63,90	58,86	59,37	0,02	0,03	—	1,5	2,2	—
2,2	77,0	63,91	58,87	59,37	0,01	0,01	—	0,8	0,8	—
+ 2,2	81,0	63,91	58,87	59,37	—	—	—	—	—	—
								731,9	702,9	613,4

$$c'_B = \frac{731,9}{63,91} = 11,47\% \quad c'_R = \frac{702,9}{58,87} = 11,93\% \quad c'_C = \frac{613,4}{59,37} = 10,32\%$$

Tables 15—17 exhibit data for evaluating washery performance, which are obtained by calculation or graphically from results of tables 9—11. The upper graphs of chart 9. are drawn with numerical values of tables 9—11.; data read of these are contained in columns »Washed coal« and »Refuse« of tables 15—17.

TABLE 15.

	δ_c	Percentage weights of					η%
		Raw Coal	Washed coal		Refuse		
B	1,510	64,75	60,62	93,62	4,13	11,71	82,0
		35,25	4,13	6,38	31,12	88,29	
		100,00	64,75	100,00	35,25	100,00	
R	1,4605	60,25	52,40	86,98	7,85	19,74	67,2
		39,75	7,85	13,02	31,90	80,26	
		100,00	60,25	100,00	39,75	100,00	
C	1,4485	59,54	55,00	92,39	4,54	11,21	81,1
		40,46	4,54	7,61	35,92	88,79	
		100,00	59,54	100,00	40,46	100,00	

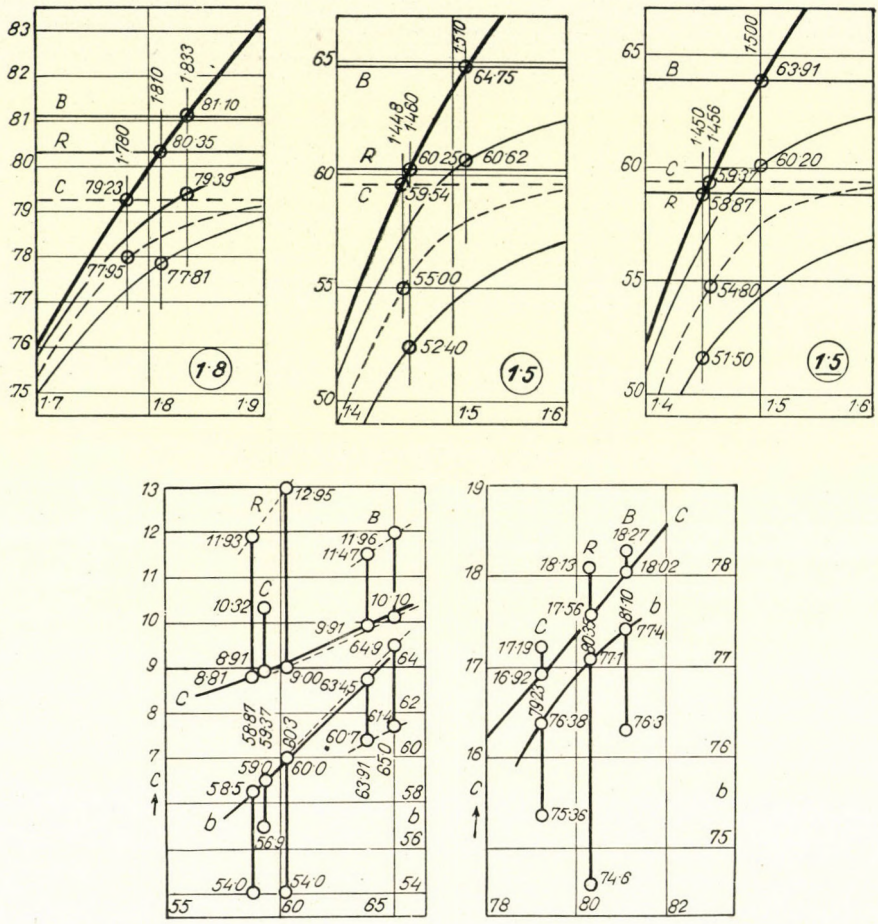


Fig. 9.

TABLE 16.

	δ_c	Percentage weights of					δ %
		Raw coal	Washed coal		Refuse		
B)	1,833	81,10	79,39	97,89	1,71	9,05	89,0
		18,90	1,71	2,11	17,19	90,95	
		100,00	81,10	100,00	18,90	100,00	
R)	1,810	80,35	77,81	96,84	2,54	12,93	83,9
		19,65	2,54	3,16	17,11	87,07	
		100,00	80,35	100,00	19,65	100,00	
C)	1,780	79,23	77,95	98,33	1,28	6,16	92,3
		20,77	1,28	1,67	19,49	93,84	
		100,00	79,23	100,00	20,77	100,00	

TABLE 17.

	δ_c	Percentage weights of					$\eta\%$
		Raw coal	Washed coal		Refuse		
B)	1,500	63,91	60,20	94,20	3,71	10,28	84,0
		36,09	3,71	5,80	32,38	89,72	
		100,00	63,91	100,00	36,09	100,00	
R)	1,450	58,87	51,50	87,49	7,37	17,90	69,6
		41,13	7,37	12,51	33,76	82,10	
		100,00	58,87	100,00	41,13	100,00	
C)	1,456	59,37	54,80	92,28	4,57	11,23	81,2
		40,63	4,57	7,72	36,06	88,77	
		100,00	59,37	100,00	40,63	100,00	

Instead of efficiency values of table 7.: *R* 1,461 = 65,5 percent, *B* 1,514 = = 82,5 percent, and *B* 1,829 = 88,9 percent obtained by the more precise method, here: *R* 1,4605 = 67,2 percent, *B* 1,510 = 82,0 percent, and *B* 1,833 = = 89,0 percent were obtained, but the discrepancy is not important.

From tables 16. and 17. was made table 18., which contains values for refuse, middlings and washed coal separated at 1,8 and at 1,5 sp. g.

Tables 19. and 20. show ash contents; table 20. includes middlings as well. (Ash in middlings can be computed from the ash contents of washed coal, of discard and of raw coal and from the percentage weights of products.) The two bottom graphs of chart 9. depict ash data of table 19. as well as of tables 20. and 8. respectively.

TABLE 18.

Specific gravity			Percentage weights of							η {clean middl dirt	η aver
			Raw coal	Washed coal		Middlings		Refuse			
B)	1,500	— 1,500	63,91	60,20	94,20	3,71	21,60	—	—	84,0	
		— 1,833	17,19	3,60	5,63	11,88	69,09	1,71	9,05	62,6	78,53
		+ 1,833	18,90	0,11	0,17	1,60	9,31	17,19	90,95	89,0	
			100,0	63,91	100,00	17,19	100,00	18,90	100,00		
R)	1,450	— 1,450	58,87	51,50	87,49	7,37	34,29	—	—	69,6	
		— 1,810	21,48	7,14	12,12	11,80	54,97	2,54	12,93	42,6	65,37
		+ 1,810	19,65	0,23	0,39	2,31	10,74	17,11	87,07	83,9	
			100,00	58,87	100,00	21,48	100,00	19,65	100,00		
C)	1,456	— 1,465	59,37	54,80	92,28	4,52	22,78	0,05	0,24	81,2	
		— 1,780	19,86	4,56	7,70	14,07	70,82	1,23	5,92	63,5	79,00
		+ 1,780	20,77	0,01	0,02	1,27	6,40	19,49	93,84	92,3	
			100,00	59,37	100,00	19,86	100,00	20,77	100,00		

TABLE 19.

δ_c		$v\%$	c'	b'	c	b	v_t	v	$100\frac{v}{v_t}$	$100\frac{a-c'}{a-c}$
B)	1,500	63,91	11,47	60,70	9,91	63,45	70,0	6,09	91,3	91,9
	1,833	81,10	18,27	76,30	18,02	77,40	81,6	0,50	99,4	97,9
R)	1,450	58,87	11,93	54,0	8,81	58,5	69,9	11,03	84,2	84,6
	1,810	80,35	18,13	74,6	17,56	77,1	81,2	0,85	99,0	95,0
C)	1,456	59,37	10,32	56,9	8,91	59,0	65,2	5,83	91,1	93,1
	1,780	0 79,23	17,19	75,36	16,92	76,38	79,7	0,47	99,4	97,6

Calculating by formula $\eta = 100\frac{m-v}{a}$ on basis of ash contents, no good standards of rating washery performance are obtained; values η theor. referring to perfect separation do not give 100 percent either. However, the quotient of actual and of theoretical efficiencies already gives satisfactory yardsticks for checking the performance.

For comparison values $100\frac{a - c_{\text{actual}}}{a - c_{\text{theoretical}}}$ are also included in the table. For the Baum washer and the hydrocyclone these values almost check to exact values of $\frac{\eta_{\text{actual}}}{\eta_{\text{theoretical}}}$; for the Rheo trough there is a slight discrepancy between the two kinds of figures.

There are two figures at each of the cumulated values of the quotients of actual and of theoretical »efficiencies«: one is the arithmetical mean of the two figures above it, the other is the quotient of the corresponding sums of values found in the two preceding columns. The discrepancy between the values calculated in two different ways is slight.

SUMMARY

With knowledge of washability curves and of Tromp's distribution curve the probable performance of washery devices, yield and ash of cleaned coal, of middlings and of refuse can be predetermined.

Principles of this method are exposed, and its application is presented on numerical examples and test curves.

For rating washery performance the author proposes a formula essentially identical with the technical efficiency of ore dressing ($\eta = \frac{100\,m - v}{100 - v_{opt}}$ percent, where m is the metal yield).

The proposed formula is:

$\eta = \frac{v\,(100-v) - 100\,h}{v\,(100-v)}$, where v is the weight yield and h the amount of »wrong« (incorrectly classified) grains carried by the products.

РАСЧЕТ ОЖИДАЕМЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ ОБОГАЩЕНИЯ УГЛЯ ПО КРИВЫМ ОБОГАТИМОСТИ, НА ОСНОВЕ КРИВОЙ РАССЕЯНИЯ ТРОМПА

Др. Г. Тарьян

Р е з ю м е

Зная кривые обогатимости и кривые рассеяния Тромпа, можно предварительно расчитать ожидаемые результаты обогащения на различных видах обогатительных установкок, в частности — выходы концентрата и породы (или концентрата, промпродукта и породы), а также их зольность.

Изложив теоретические основы расчета, автор освещает способ его применения на числовых примерах и примерных кривых.

В качестве показателя эффективности обогащения автор предлагает использовать формулу

$$\eta = \frac{v\,(100-v)\,100\,h}{v\,(100-v)}\ \%$$

(которая по существу аналогична формуле

$$\eta = 100\,\frac{m-v}{100-v_{opt}}\ \%$$

технического к. п. д. обогащения руды),

где v — выход в весовых %%,

h — количество »трудных зерен«, попавших в несоответствующий продукт.

DIE GEWINNUNG DES ANTIMONS AUS EDELMETALL-HALTIGEN ANTIMONSCHLICHEN DURCH VERFLÜCHTIGENDE RÖSTUNG

Prof. J. SZÉKI

(Eingegangen am 23. Juli 1951.)

Es sind gegen zehn Jahre her, dass der Verfasser im Laboratorium des Soproner Lehrstuhles für Metallhüttenwesen der Budapester Technischen Universität Versuche betreffs der Verhüttung von edelmetallreichen Antimonschlichen durchführte. Hierbei waren es die in diese Gruppe gehörigen Produkte des damals vom ungarischen Staat käuflich erworbenen Antimonbergbaubetriebes von Csucsom im Gömör-Zipser Erzgebirge, die vom Gesichtspunkt der Verhüttung einer genaueren Prüfung unterzogen wurden. Die durchschnittliche Zusammensetzung dieser staubförmigen Erzaufbereitungsprodukte ergab folgendes Bild: Sb = 57%, Pb = 0,3%, S = 25%, As = 2,5%, Fe = = 4,5%, Cu = 0,2%, SiO_2 = 10%, Au = 20-30 g/t, Ag = 15-35 g/t.

Die erste Aufgabe bestand darin, nach Abwägung der bekannten Verhüttungsmethoden ein Verfahren in Vorschlag zu bringen, nach welchem die Verhüttung des Erzes in Ungarn möglich war. Zu dieser Zeit bestand nämlich in Ungarn keine Möglichkeit zur Verhüttung solcher Erze. Deshalb war das damalige ungarische Industrieministerium als Leiter der Angelegenheiten des Csucsomer Grubenbesitzes gezwungen gewesen, betreffs der Verhüttung des Antimonschlichs ein Abkommen mit einem slowakischen Unternehmen zu schliessen, welches das Erz in seiner eigenen Antimonhütte verarbeitete. Beim Abschluss des Verhüttungsvertrages hatte sich der Staat gewissermassen in einer Zwangslage befunden, die denn auch vom erwähnten Unternehmen, das hierbei keineswegs seine kapitalistische Mentalität verleugnete, bei der Berechnung der Metallverluste und Verhüttungsspesen prompt ausgenützt wurde. Die folgenden auszugsweisen Angaben aus dem Vertrag sollen den damaligen »Geschäftsgeist« veranschaulichen:

a) Die Hütte verpflichtete sich zur Ausbringung und Rücklieferung von 86% des im Erz erhaltenen Antimons.

b) Die Hütte gab 75% des mit dem Erz übernommenen Goldes zurück, wenn der Goldgehalt des Erzes zumindest 20 g je metrische Tonne betrug, 50% im Falle eines Goldgehaltes von zumindest 10 g/t und überhaupt nichts, wenn der Goldgehalt weniger als 10 g/t ausmachte.

c) Für die Ausbringung des Antimons aus 1 t Erz — unter der Voraussetzung eines Sb-Gehaltes des Erzes von 57% — rechnete die Hütte Verhüttungsspesen im damaligen Werte von 28 g Gold auf.

d) Für je 1 kg von der Hütte gelieferten Goldes belastete sie die Grube mit Verhüttungsspesen in der Höhe von 251 g Gold.

e) Das im Erz enthaltene Silber wurde von der Hütte ohne jede Gegenleistung ihrerseits übernommen.

f) Im Falle, dass der Antimongehalt des Erzes unter 50% fiel bzw. der Arsengehalt über eine gewisse Grenze anstieg, erhöhten sich die je 1 t Erz zu zahlenden Verhüttungsspesen in unverhältnismässigem Ausmass.

Unter diesen Bedingungen gab also die Hütte nach jeder Tonne einer Erzlieferung, die z. B. 47% Sb und je Tonne 22 g Gold enthielt, 404 kg Antimon (mit einem As-Gehalt von 0,3%) und 16,5 g Gold der Grube zurück, wobei sie Verhüttungsspesen im damaligen Wert von 32,5 g Gold aufrechnete.

Die Unkosten der Verpackung und des Transportes des Erzes mit der Eisenbahn zur Hütte fielen gleichfalls zu Lasten des Grubenbesitzers.

Unter den beschriebenen Umständen war es nicht verwunderlich, dass sich das Industrieministerium mit dem Gedanken befasste, zur Verarbeitung der aus den Produkten der Csucsomer und der in der Zwischenzeit durch Kauf erworbenen Antimongrube von Jászómindszent, gleichfalls im Gömör-Zipser Erzgebirge, gewonnenen Konzentrate eine eigene Hütte zu erstellen. So ergab sich denn die Aufgabe, für die in Rede stehenden Erze das geeigneteste Verhüttungsverfahren zu wählen, und zwar womöglich ein Verfahren, das ausser der Gewinnung des Antimons auch eine je vollkommenere Ausbringung des Goldes und vielleicht auch noch des Silbers ermöglichte.

Der diesbezügliche Vorschlag des Verfassers bot eine kritische Übersicht über die in Anwendung stehenden oder früher angewendeten, sowie der vorgeschlagenen, aber noch nie praktisch erprobten Verfahren zur Behandlung von goldhaltigen Antimonerzen. Obwohl das elektrolytische Antimonraffinationsverfahren der Firma Norddeutsche Affinerie, Hamburg, bei dem mit einem durch Schwefelsäure angesäuerten antimonfluoridhaltigen Elektrolyt gearbeitet wird, neben der Scheidung des Antimons vom Gold auch die Herstellung eines sehr reinen Antimons ermöglicht hätte, kam dieses Verfahren, bzw. diejenige Art der Verhüttung, bei der Antimon als Ansammlungsmittel für das Gold dient, solange nicht an erster Stelle in Betracht, als Hoffnung bestand, ein Verfahren anzuwenden, das schon in der Anfangsphase des Verhüttungsvorgangs die Trennung des Goldes vom Antimon mit guter Wirkung ermöglicht.

Für den fraglichen Zweck wäre die Anwendung von zwei bekannten, in der Praxis bereits erprobten Verfahren in Betracht gekommen. Das eine von diesen, das sogenannte *Herrenschmidt*sche Verfahren, arbeitet mit stückigen Erzen von einem Sb-Gehalt von 15—20%, die mit einem 5—15prozentigen Zuschlag von stückigem Koks in einem Röstschachtofen geröstet werden, wobei sich das Antimon als Oxyd zusammen mit den ausströmenden Gasen oben entfernt, während die Edelmetalle in dem aus dem unteren Teil des Ofens herausgezogenen festen Rückstand des Röstgutes zurückbleiben. Aus diesem Rückstand können dann die Edelmetalle — am einfachsten durch Verschmelzen mit Blei-oder Kupfererzen — zugutegemacht werden. Obzwar durch das Herrenschmidtsche Verfahren bei Anwendung auf antimonarme, stückige Erze diese Aufgabe gut gelöst wird, so wäre es bei dem pulverförmigen, antimonreichen Schlich von Csucsom nur nach gewissen, wirtschaftlich nachteiligen Abänderungen anwendbar gewesen, beispielsweise hätte man das Konzentrat mit der doppelten bis dreifachen Menge tauben Gesteins verdünnen und danach dieses Gemisch brikettieren müssen.

Das andere Verfahren, das der Grubenbesitzer zu übernehmen geneigt gewesen wäre, war jenes, das bei einer slowakischen Antimonhütte, eben zur Verhüttung des in Rede stehenden Erzes, bereits in Anwendung stand. In dieser

Hütte wurde der getrocknete Antimonschlich nach dem Vorbild der Kohlenstaubfeuerung im Fluge derart geröstet, dass der Schlich zusammen mit der notwendigen Luft in eine auf 700—800° C erhitzte, glühende Kammer eingeblasen wurde ; diese Kammer musste nur am Anfang mit fremden Brennstoffen, z. B. mit Öl erhitzt werden, später wurde sie durch die Hitze, die sich bei der Oxydation des Schliches bildete, auf der nötigen Temperatur gehalten. Das sich im Laufe der Röstung gebildete, Sb_2O_3 verliess zusammen mit den Röstgasen den Ofen durch eine oben befindliche Öffnung, worauf die von den Gasen getrennten Antimonoxyde in weiteren Arbeitsgängen zu Antimonmetall verarbeitet wurden. Die nichtflüchtigen Produkte des Röstens (Quarz, Gesteinkörner, Eisenoxyd usw.), sowie die sich nicht verflüchtigten Antimonverbindungen sanken zusammen mit den Edelmetallen auf den Boden der Röstkammer, von wo sie zeitweise entfernt und in einem Schachtofen zu antimonhaltigem Werkblei verschmolzen wurden. Trotzdem sich diese Art der Trennung der Edelmetalle vom Antimon als überaus einfach erwies, wurde die Anwendung dieses Verfahrens dennoch nicht empfohlen, weil es in Wirklichkeit mit grossen Goldverlusten verbunden war. Ein grosser Teil des Goldes gelangte nämlich, statt sich auf den für diesen Zweck bestimmten Boden des Ofens abzusetzen, in die zum Auffangen von Sb_2O_3 bzw. Sb_2O_4 dienenden Verdichtungs- und Filtriervorrichtungen, kam sodann während der weiteren Verarbeitung des Staubes in das aus Antimonoxyd reduzierte Antimon und ging auf diese Weise vom Gesichtspunkt der Ausbringung verloren. Dieser Umstand kam denn auch im Verhüttungsvertrag zwischen dem Industrieministerium und der slowakischen Hütte insofern zum Ausdruck, als die Hütte auch im besten Fall nur 75% des ihr gelieferten Goldes zurückschickte und den Rest als Metallverlust in Abzug brachte. Derart hohe Goldverluste — denen gegenüber sich die Hütte vertraglich sicherstellte — waren bei der Verhüttung des Erzes auf diese Weise gewiss übertrieben, doch besteht kein Zweifel darüber, dass es bei diesem Verfahren zu grosser Flugstaubbildung, also zu Goldverlusten kommen muss.

Da sich die bekannten, den trockenen Weg benützenden Verfahren vorläufig zur Erreichung des gesteckten Ziels als ungeeignet erwiesen, wurde auch die Möglichkeit einer Anwendung von hydrometallurgischen Methoden erwogen. Zu dieser Zeit waren nämlich einerseits die diesbezüglichen Mitteilungen *V. Engelhardts* [1] und andererseits die Ergebnisse der von den sowjetischen Forschern *N. A. Isgarisew* und *S. A. Pletenew* im Moskauer Institut für NE-Metalle durchgeführten erfolgreichen Versuche über die Ausbringung des Antimons aus seinen Erzen auf elektrolytischem Wege bekannt [2]. Aus diesen Mitteilungen und Versuchsergebnissen konnte ersehen werden, dass einerseits das Sb_2S_3 sich sowohl in Alkalisulfiden und -hydroxyden als auch in einer wässerigen Lösung von $Ca(HS)_2$ gut löst, und dass andererseits das Antimon aus diesen Lösungen mittels Elektrolyse bei gutem Wirkungsgrad, rein ausgebracht werden kann.

Im Laufe der von ihm durchgeführten Laboratoriumsversuche stellte dann auch der Verfasser fest, dass das Antimon aus dem Csucsomer Antimonschlich sowohl mit Kalziumhydrosulfid als mit Natriumhydroxyd — praktisc genommen — vollkommen ausgelaugt werden kann, während sich der gesamte Gold-, Silber-, Kupfer-, Blei-, Pyrit- und Quarz- bzw. Silikatgehalt des Erzes im festen Rückstand des Auslaugens anreichert. Es wäre am zweckmässigsten gewesen, diesen an Edelmetallen nahezu dreifach angereicherten, antimonfreien Rückstand nunmehr mit Bleierzen weiter zu verhütten. Da die Reduktion des Antimongehaltes der Lösungen auf elektrolytischem Wege als bereits gelöstes

Problem betrachtet wurde, unterzog der Verfasser diesen Teil der Verhüttung keiner neuen Prüfung, sondern machte seinem Auftraggeber den Vorschlag, sich bezüglich der Einzelheiten der soeben geschilderten Erzverhüttung an die Berliner Firma Siemens & Halske zu wenden, die — auf Grund der Angaben des Schrifttums — über reiche Erfahrung auf diesem Gebiet verfügen musste. Es stellte sich jedoch heraus, dass auch diese Firma nur dann eine meritorische Antwort in bezug auf das Auslaugen und die Elektrolyse zu geben imstande war, nachdem sie zuvor Versuche mit dem fraglichen Erz durchgeführt hatte. Zu diesen Versuchen kam es aber — nach bestem Wissen des Verfassers — nicht, zumindest nicht im Auftrag des erwähnten Ministeriums.

In der Zwischenzeit hatten die mit einem anderen Verfahren, auf trockenem Weg durchgeführten Laboratoriumsversuche des Verfassers derart günstige Ergebnisse gezeitigt, dass er im Januar des Jahres 1941 den Vorschlag machte, dieses Verfahren in der Praxis auszuprobieren. Dieses Verfahren ähnelte sowohl dem bereits geschilderten Herrenschmidtschen als auch dem in der erwähnten slowakischen Antimonhütte bei der Verarbeitung der Csucsomer Antimonschliche angewendeten Verfahren darin, dass sich auch beim Verfahren des Verfassers das Antimon schon im Laufe der ersten Verhüttungsphase — des Röstens — verflüchtigte, während das in der Filtriervorrichtung aufgefangene Antimonoxyd zu Antimon hätte verarbeitet werden können und der feste Röstrückstand, der praktisch das gesamte Gold enthielt, mittels Verschmelzung mit Bleierzen weiter zur Verarbeitung gekommen wäre. Dieses Verfahren ermöglichte — im Unterschied zum Herrenschmidtschen Verfahren — die verflüchtigende Röstung auch von pulverförmigen Erzen von sehr hohem Antimonitgehalt, während es — im Vergleich zur Verblaseröstung, die in der erwähnten slowakischen Hütte angewendet wurde — nur einen minimalen, infolge der Flugstaubbildung auftretenden Goldverlust aufwies.

Dieses Verfahren wurde im Jahre 1942 in Deutschland von der Firma Fried. Krupp-Grusonwerk AG., Magdeburg-Buckau, zur Patentierung angemeldet [3]. Über sein Wesen geben die untenstehenden Patentansprüche der Patentanmeldung Aufschluss:

»1. Verfahren zur Verhüttung antimonitreicher, Edelmetalle führender Erzschliche mittels Verflüchtigung des Antimons, dadurch gekennzeichnet, dass die Schliche in Mischung mit pulverförmigen Zuschlägen, die weder schmelzen noch mit Antimon Verbindungen bilden, in einem mit zusätzlicher Wärme auf 700° bis 900° C Temperatur gehaltenen Ofen gebracht und in ihm oxydierend geröstet werden.

2. Verfahren nach Anspruch 1, dadurch gekennzeichnet, dass als Zuschläge dem zu verarbeitenden Schliche nichtbackende, pulverförmige Kohle oder Kokspulver beigemischt werden.

3. Verfahren nach den Ansprüchen 1 und 2, dadurch gekennzeichnet, dass die zu behandelnde Mischung von gewöhnlicher Temperatur dem Ofen nur in solchen Mengen zugeführt wird, dass die Durchschnittstemperatur im Ofen nicht unter die zur Antimonverflüchtigung erforderliche Mindesttemperatur sinkt.

4. Verfahren nach den Ansprüchen 1 bis 3, dadurch gekennzeichnet, dass die Temperatur unter etwa 850° C gehalten wird, so dass auch das vorhandene Silber im Rückstand verbleibt.

5. Verfahren nach den Ansprüchen 1 bis 4, dadurch gekennzeichnet, dass das Gemisch während und bis zur Beendigung des Vorganges bei tunlichster Vermeidung der Staubbildung gerührt wird.«

Zur Ausarbeitung des in den Punkten 1—5 skizzierten Verfahrens hatte der auf Seite 706 des III. Jahrganges der Zeitschrift »Metallurgie« vom Jahre 1906 veröffentlichte kurze Artikel, der sich mit der Trennung des Antimons vom Gold befasst, den Ansporn gegeben. Dieser kurze Artikel ist eigentlich ein Referat einer von *F. H. Mason* stammenden Abhandlung, die in der Nummer

vom 28. April 1906 der Zeitschrift »Mining and Scientific Press« erschienen war. Nach dem Referat war die Zusammensetzung des Erzes, mit dem *F. H. Mason* seine Versuche durchgeführt hatte, folgende: *Sb* (in Gestalt von Sulfiden und Oxysulfiden) = 30%, Sb (in Gestalt von Metall) = 8,99%, Pb = 3,75%, Zn = 0,53%, As = 0,21%, Fe = 7,35%, Al_2O_3 = 2,15% MnO = 1,65%, CaO = 3,11%, MgO = 0,43%, S = 16,33%, CO_2 = 2,86%, in Säure unlöslicher Teil (hauptsächlich SiO_2 und wenig Schiefer) = 19,90% — zusammen 97,26%.

Das Referat berichtet dann im weiteren darüber, dass dem Schlich von obenstehender Zusammensetzung 20% seines Gewichts entsprechender Anthrazitstaub beigemengt wurde, worauf er unter kräftigem Umrühren geröstet wurde, wobei der grösste Teil des Schwefels verbrannte. Danach wurde die Temperatur des Gemisches auf die Zündungstemperatur der Kohle erhöht, die Menge der einströmenden Luft vermindert und im Gemisch nur nach je einigen Minuten eine Umrührung vorgenommen. Sobald die Entwicklung der Sb_2O_3-Dämpfe nachliess, wurde unter kräftigem Umrühren die Beirührung des Anthrazitstaubes zeitweise wiederholt, bis die Entwicklung von Sb_2O_3-Dämpfen gänzlich aufhörte. Bei den mit Mengen von 400—500 g durchgeführten Versuchen erreichte das beigemengte Anthrazit gegen 40% des Erzgewichtes. Der Anthrazitgehalt des Gemisches konnte auch erfolgreich durch Koksgrus ersetzt werden. Im Röstungsrückstand blieb 97—99% des Goldes zurück, während der Sb-Gehalt des Rückstandes in den meisten Fällen auf 1—1,5%, in günstigen Fällen sogar auf 0,6% fiel.

Die gemäss den Vorschriften des soeben beschriebenen Verfahrens durchgeführten Versuche auf dem Soproner Lehrstuhl für Metallhüttenwesen mit den Csucsomer Antimonschlichen wollten aber in keiner Weise glücken, solange die beschriebenen Vorschriften streng eingehalten wurden. Wenn man nämlich laut den Vorschriften vorging, also mit nur der Hälfte des Brennstoffzuschlages und bei verhältnismässig niederer Temperatur begann, gelang es einerseits nur einen relativ geringen Teil des Antimons flüchtig zu machen, andererseits schmolz das Gemisch während des Röstens fortwährend zusammen, was zur Folge hatte, dass das Material wiederholt aus dem Versuchsofen herausgenommen werden musste. Die neuerliche Röstung des nach der Abkühlung pulverisierten und wiederum mit Koksgrus vermengten Materials hatte gleichfalls nicht den gewünschten Erfolg, weil das Ausmass der Antimonverflüchtigung auch diesmal ungenügend war und das Schmelzen des Gemisches von neuem auftrat.

Angesichts der Tatsache, dass die Verflüchtigungsversuche gemäss den von *F. H. Mason* angegebenen Vorschriften nicht den erwarteten Erfolg aufwiesen, gelangte der Verfasser zur Feststellung, dass die Verflüchtigungsverfahren zur Verhüttung des Csucsomer Antimonschliches auf trockenem Wege, beziehungsweise zur Trennung des Antimons vom Gold, nicht geeignet sind. Danach hatte es also den Anschein, dass — wenn man beim trockenen Weg bleiben wollte — nur noch jene Verhüttungsmöglichkeit zur Verfügung stand, bei der das Antimon als Ansammlungsmittel für das Gold diente. Danach wurde nunmehr das Hauptgewicht auf die Abklärung der Frage gelegt, unter welchen Umständen die *nichtverflüchtigende Röstung* bei weniger vorsichtiger Temperaturführung, in schnellerem Tempo als gebräuchlich und bei Vermeidung des Auftretens von Schmelzerscheinungen durchgeführt werden könne. Im Laufe dieser Versuche hoffte der Verfasser den Erfolg dadurch sichern zu können, dass er die Antimonschliche mit Zuschlägen von verschiedenem taubem Material (CaO, MgO, Dolomit) röstete. Auf diese Weise gelang es auch in einzelnen Fällen

das Schmelzen des Röstgutes zu vermeiden, beispielsweise wenn das Rösten bei Beirührung von genügenden Mengen von fein verteiltem, basischem Magnesiumkarbonat, Dolomitpulver, Magnesitstaub zum Antimonschlich vorgenommen wurde ; dagegen verflüchtigte sich bei diesen Versuchen selbst bei Zuschlag von Koksgrus nur ein sehr geringer Teil des Antimons, das zum grössten Teil in der Gestalt von antimonsauren Kalzium- und Magnesiumsalzen im Rückstand verblieb. Auch der grösste Teil des Schwefels blieb im Röstrückstand zurück, und zwar in Gestalt von Sulfaten, an die verhältnismässig starken Basen Kalzium- und Magnesiumoxyd gebunden. Da aber letzterer Umstand im Laufe der Verhüttung des Rückstandes, des reduzierenden Schmelzens, die unerwünschte Bildung von Stein verursacht hätte, so musste der Gedanke, die oxydierende Röstung des Schliches mittels basischer Zuschläge zu beschleunigen, ebenfalls verworfen werden.

An Stelle von basischen Zuschlägen wurde nunmehr bei den Versuchen quarzhaltiges Material, also Zuschläge, die sich den beim Rösten bildenden Antimonoxyden, Schwefeldioxyd und Schwefetrioxyd gegenüber neutral verhielten (z. B. zerkleinertes taubes Gestein von Csucsom), ausprobiert. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe können dahin zusammengefasst werden, dass bei grösseren Mengen von quarzhaltigen Zuschlägen (gegen 100%), besonders wenn das Röstgut dabei auch umgerührt wurde, die Röstung auch bei fast heller Rotglut des Ofens begonnen und durchgeführt werden konnte, ohne dass an dem der Röstung u rworfenen Schlich das Rösten verzögernde, ins Gewicht fallende Schmelzerschei ungen aufgetreten wären.

Auffallend war es, dass bei einem Teil der Versuche, als die Röstung von allem Anfang an in einem auf Rotglut erhitzten Ofen vorgenommen wurde, sich ein verhältnismässig grosser Teil des Antimons, gegen 60%, verflüchtigte, so dass die Menge des Rückstandes — den Quarzzuschlag nicht mit inbegriffen — auf die Hälfte des Gewichtes des Schliches sank. Die Verflüchtigung des Antimons konnte noch dadurch gesteigert werden, dass der mit Quarzzuschlag gewonnene Rückstand nach Mischung mit Holzkohlen- oder Kokspulver neuerdings zum Rösten in den glühenden Ofen zurückging. Noch auffallender und noch grösser war jedoch das Ausmass der Verflüchtigung, wenn der rohe Schlich ausser mit Quarzpulver auch noch mit Holzkohlen- oder Kokspulver vermengt in den hellrot glühenden Ofen zur oxydierenden Röstung gebracht wurde.

Die zuletzt skizzierten Versuche ergaben zwar, dass mit den Csucsomer Antimonschlichen bei Zuschlag von verhältnismässig viel quarzhaltigem Gestein die verflüchtigende Röstung erfolgreich durchgeführt werden kann — doch wäre eine Anwendung dieses Röstverfahrens nicht vorteilhaft gewesen, weil bei der weiteren Verhüttung des so gewonnenen Rückstandes auf trockenem Wege die Verschlackung des Quarzzuschlages bedeutende Unkosten verursacht hätte. Eben deshalb bildete es nun das Ziel der hierauf folgenden Versuche, festzustellen, inwieweit die Menge sowohl des Quarzpulvers als auch des Holzkohlenpulvers bzw. Koksgruses — wenn auch die Röstung von Anbeginn an weiterhin an einem Gemisch von rohem Schlich und Quarzpulver mit Holzkohlenpulver oder Koksgrus vorgenommen wurde — gesenkt werden könne, ohne dass das Gemisch während des Röstens zu schmelzen anfange und sich das Ausmass der Verflüchtigung des Antimons verringere. Aus den diesbezüglich durchgeführten Versuchen ergaben sich nachstehende Folgerungen :

Die verflüchtigende Röstung des Antimonschliches kann auch ohne Zuschlag von quarzhaltigem Gut erfolgreich durchgeführt werden, wenn der

Schlich mit dem Staub eines Brennstoffes von geeigneter Zusammensetzung vermischt wird — wobei der Brennstoffzuschlag dem Gewicht von ungefähr 40% des Schliches zu entsprechen hat — und das Gemisch sodann in einen Muffelofen von ungefähr 700—900° C gelangt, wo es, auf dieser Temperatur gehalten und ständig umgerührt, der oxydierenden Wirkung der durchströmenden Luft so lange ausgesetzt wird, als das Röstgut noch oxydierbare Elemente enthält. Das Umrühren des Gemisches ist zwar nicht unbedingt notwendig, doch ist es im Interesse einer Beschleunigung des Vorganges zweckdienlich, das Röstgut zeitweise umzuschichten. Vom Gesichtspunkte einer erfolgreichen Abröstung ist es aber wichtig, dass das Gemisch in einen hellrot glühenden Ofen gelange, und zwar nur in derartigen Mengen, dass dadurch die Temperatur des Ofens nicht sichtlich vermindert wird und dass die Temperatur des Ofens am Ende des Röstprozesses, wenn im Röstgut nur mehr wenig oxydierbares sulfidisches Material enthalten ist, noch immer so hoch sei, dass eine Verflüchtigung des Sb_2O_3 gewährleistet werde. Unter diesen Umständen kann erreicht werden, dass die Röstung des Schliches ohne wahrnehmbares Schmelzen so vor sich geht, dass sich das Antimon in Gestalt von Trioxyd fortwährend verflüchtigt, bis dann am Ende des Prozesses der Rückstand kaum mehr Antimon enthält, während der Pyritgehalt des Schliches zu Fe_2O_3 und Fe_3O_4 umgewandelt zusammen mit dem gesamten Quarz und mit praktisch dem gesamten Gold im Rückstand zu finden ist. Aus 100 Gewichtsteilen Csucsomer Antimonschliches blieb ein Rückstand von gegen 24—28 Gewichtsteilen zurück, wobei die Asche des Brennstoffes mit inbegriffen ist. Bei den auf dem Soproner Lehrstuhl für Metallhüttenwesen durchgeführten Versuchen verflüchtigte sich infolge der angewendeten hohen Temperatur auch 60—70% des Silbergehaltes des Schliches ; die späteren, in der Magdeburger Anlage der Fried. Krupp-Grusonwerke im grösseren Massstabe vorgenommenen Versuche ergaben jedoch, dass das Silber zum grössten Teil gle hfalls im Rückstand zurückbleibt, wenn die Temperatur des Röstvorganges unter 850° C gehalten wird.

Zur Vermischung mit dem Schlich kann eigentlich auch roher, staubförmiger Brennstoff verwendet werden, vorausgesetzt, dass er unter der grossen Hitze nicht stückigen, zusammengebackenen Koks ergibt ; es ist jedoch zweckdienlich an Stelle von Brennstoffen, die während der grossen Gasentwicklung rasch verbrennen (z. B. Braunkohlen- oder Steinkohlenstaub, Sägespäne usw.), Materialien zu benützen, die bereits der trockenen Destillation unterzogen wurden, am vorteilhaftesten Koksgrus, da dieser infolge seiner langsamen Verbrennung auch im Endstadium des Röstungsprozesses noch in einer derartigen Menge im Gemisch enthalten ist, die das Zusammenfliessen der flüssigen Antimonitteilchen verhindert. Der im festen Rückstand des Röstungsvorgangs zurückbleibende Koks bedeutet übrigens keinen Verlust, da er bei der späteren Verarbeitung des die Edelmetalle enthaltenden Rückstandes, beispielsweise beim Sinterrösten zusammen mit Bleierzen im Dwight-Lloyd-Apparat, als Brennstoff gut verwertet werden kann.

Will man nun eine Erklärung dafür finden, welche Umstände es sind, die eine zufriedenstellende Verflüchtigung des Antimons, z. B. bei Anwesenheit einer entsprechenden Menge Koksgruses im Gemisch, ermöglichen, so muss vor allem das Betragen jener Antimonverbindungen untersucht werden, die im Laufe des Vorgangs eine bedeutendere Rolle spielen. Eines der wesentlichen Bestandteile des Gemisches ist von Anfang an der Antimonglanz (Antimonit, Sb_2S_3). Dieser schmilzt bei ungefähr 548° C und verdampft bei der Temperatur

des Verflüchtigungsvorgangs bei 700—900° C in beträchtlichem Ausmass; der Druck seines Dampfes entspricht bei Atmosphärendruck und 850° C Temperatur jenem einer Quecksilbersäule von 244 mm [4]. Das bei der Oxydation der Antimonitdämpfe gemäss der Reaktionsgleichung

$$Sb_2S_3 + 4\ {}^1/_2\ O_2 = Sb_2O_3 + 3\ SO_2$$

entstehende primäre Oxydationsprodukt, das Antimontrioxyd (Sb_2O_3), bleibt bei der hohen Temperatur des Verflüchtigungsvorgangs in der Dampfphase und strömt zusammen mit den den Verflüchtigungsraum verlassenden Gasen (SO_2, N_2, O_2, CO_2) in die Kondensationsanlage. Wenn man bei den Berechnungen von obenstehender Reaktionsgleichung ausgeht, so kann die theoretische Menge des im Reaktionsraum entstehenden Röstgases bei der Verwendung von Luft höchstens 5,82 Volumprozent Sb_2O_3 enthalten; dieser Wert wird natürlich sinken, wenn ausser dem Antimonglanz auch andere Metallsulfide, bzw. Koksteilchen oxydiert werden, oder wenn der Prozess in einem Luftüberschuss stattfindet. Wenn hingegen der Verflüchtigungsraum mittels Durchströmung von Rauchgasen, die von der Verbrennung fremden Brennstoffes stammen, auf der zur Durchführung des Verflüchtigungsvorganges notwendigen Temperatur gehalten wird, so schwillt das Volumen des den Ofen verlassenden Gasgemisches gewaltig an und die darin befindliche Sb_2O_3-Konzentration vermindert sich bedeutend. Es wäre zweckmässig, die Menge der durchströmenden Gase nicht nur im Interesse der Gewinnung von womöglich Sb_2O_3-reichen Gasen auf ungefähr dem theoretischen Wert des Röstgases zu halten, sondern auch in dem einer guten Energiewirtschaft, denn die Erhitzung einer grösseren Menge Gases als notwendig auf die Temperatur des Verflüchtigungsprozesses, beziehungsweise das Durchströmenlassen einer solchen übergrossen Menge durch die Kondensationsanlage steigert den Bedarf des Prozesses an Wärme- bzw. mechanischer Energie. Zur Durchführung dieses Verfahrens wird also, bei Berücksichtigung dieser Gesichtspunkte, eine Ofenkonstruktion am geeignetsten sein, bei der sich die Heizungsgase nicht mit den Röstungsgasen vermischen.

Bei Berücksichtigung dieser Überlegung kommt man zur Feststellung, dass im Schlichkoksgemisch, das zur Röstung gelangt, der Koksgrus nicht die Rolle des Brennstoffes spielt, sondern im Grunde genommen dazu dient, zu verhindern, dass sich der bei der Temperatur des Röstvorganges in flüssigem Zustande befindliche Antimonglanz in der Gestalt eines homogenen Steinbades aus dem Gemische ausscheide. Der Koksgrus erfüllt diese Aufgabe in der Weise, dass die Oberfläche seiner Teilchen vom flüssigen Antimonglanz mit einem dünnen Film überzogen wird. Wenn nun dafür gesorgt wird, dass im Gemisch eine Koksoberfläche zur Verfügung steht, die es ermöglicht, dass sich der gesamte Antimonglanz in Gestalt einer derartigen flüssigen Schicht verteile, so wird damit eine Zusammenballung des Antimonits zu Tropfen und deren Abtrennung in Form eines gesonderten Bades verhindert. Mit anderen Worten: es müssen im Interesse eines glatten und raschen Verlaufes der Verflüchtigung derartige Verhältnisse geschaffen werden, dass die zwischen den Koksteilchen und dem flüssigen Antimonglanz wirkende Adhäsionskraft grösser ist als die Kohäsionskraft, welche die flüssigen Teilchen zu einer selbständigen Phase zusammenzuschliessen trachtet.

Schon auf Grund einer einfachen Überlegung kann ersehen werden, dass die Verteilung des flüssigen Antimonits auf der Oberfläche der Koksteilchen desto vollkommener sein wird, je mehr Koks in je dispergierterer Korngrösse

zur Aufnahme einer gewissen Menge Antimonit zur Verfügung steht. Um ein Bild über die Dicke des die Koksteilchen einhüllenden Antimonitfilmes zu erhalten, soll jetzt die Dicke dieser Hülle für den Fall der Verflüchtigung eines Gemisches aus Schlich in einer in der Einleitung dieser Abhandlung angegebenen Zusammensetzung und aus 40% dessen Gewichtes entsprechendem Koksgrus berechnet werden.

Demnach wird also 100 kg 57% Sb, bzw. 72,2 kg Sb_2S_3 enthaltender Schlich mit 40% Koksgrus vermischt. Es soll angenommen werden, dass das spezifische Gewicht des Kokses 1,4, das des Antimonglanzes ohne Rücksicht auf seinen Aggregatzustand 4,6 beträgt, weiters soll angenommen werden, dass der Koksgrus aus kugelförmigen Körnchen besteht, deren Durchmesser d mm beträgt, und dass der Antimonglanz die Oberfläche dieser Kügelchen in einer Dicke von v mm umhüllt. Unter diesen Bedingungen wird jedes Koks-

kügelchen von einem Volumen von $\frac{d^3\pi}{6}$ mm³, bzw. von einem Gewicht von $\frac{d^3\pi}{6} \cdot 1{,}4$ mg von einer Antimonithülle von $\frac{[(d+2v)^3 - d^3]\pi}{6}$ mm³ Volumen, d. h. von $\frac{[(d+2v)^3 - d^3]\pi}{6} \cdot 4{,}6$ mg Gewicht umgeben. Die in diesem Falle zugegebene Koksgrusmenge von 40 kg besteht daher aus $\frac{40 \cdot 10^6}{\frac{d^3\pi}{6} \cdot 1{,}4}$ Kügelchen, also muss sich an deren Oberfläche Antimonit im Gewichte von $\frac{[(d+2v)^3 - d^3]\pi}{6} \cdot 4{,}6 \cdot \frac{40 \cdot 10^6}{\frac{d^3\pi}{6} \cdot 1{,}4}$ mg ansetzen. Da jedoch diese Antimonit-

menge mit dem in 100 kg Schlich befindlichen $72{,}2 \cdot 10^6$ mg Sb_2S_3 gleich sein muss, kann folgende Gleichung aufgestellt werden:

$$\frac{[(d+2v)^3 - d^3]\pi}{6} \cdot 4{,}6 \cdot \frac{40 \cdot 10^6}{\frac{d^3\pi}{6} \cdot 1{,}4} = 72{,}2 \cdot 10^6,$$

woraus sich für die Dicke (v) des die einzelnen Kokskügelchen umhüllenden Antimonitfilmes folgender, in Millimeter ausgedrückter Wert ergibt:

$$\frac{\sqrt[3]{\frac{1{,}4}{4{,}6} \cdot \frac{72{,}2}{40} + 1} - 1}{2} \cdot d = 0{,}078\, d$$

Das so erzielte Resultat ist für die Praxis nur insofern von Wert, als es die auf Grund einer einfachen Überlegung weiter oben gezogenen Folgerungen bestätigt. Wenn also im Falle des Csucsomer Schliches das für den Antimonglanz und den Koksgrus experimentell festgestellte Verhältnis beibehalten und der Koks als aus Kügelchen von 1 mm Durchmesser bestehend vorausgesetzt wird,

so würden diese von einem 78 μ dicken Antimonitfilm umhüllt werden ; bestünde jedoch der Koks aus lauter Körnchen von 0,1 mm Durchmesser, so würde an diese ein 7,8 μ dicker Film haften. In Wirklichkeit besteht aber der Koksgrus nicht aus Kugeln von gleicher Grösse, sondern aus eckigen Teilchen von verschiedener Grösse und unregelmässiger Gestalt, desgleichen ist auch ihre Oberfläche nicht glatt, sondern es befinden sich auf ihr Poren und Sprünge, welche die Oberfläche vergrössern. Deshalb kommt der obenstehenden Rechnung auch nur eine theoretische Bedeutung zu, so dass in der Praxis für jede Erz- und Koksart das günstigste Mischungsverhältnis auf experimentellem Wege festgestellt werden muss.

Auch in bezug auf die Wahl des laut Punkt 1. des Patentantrages dem Antimonitschlich beizumengenden »nicht schmelzenden und sich mit dem Antimon nicht mischenden, pulverförmigen Zuschlag« gibt die obenstehend für v aufgestellte Formel gewisse Anhaltspunkte. Der Wert von v verändert sich nämlich nicht, wenn in der unter dem Wurzelzeichen befindlichen Multiplikation

$$\frac{1{,}4}{4{,}6} \cdot \frac{72{,}2}{40}$$

der Zuschlag in bezug auf sein spezifisches Gewicht zweimal so gross ist, wenn also der Wert $2 \cdot 1{,}4 = 2{,}8$ eingesetzt wird, und gleichzeitig auch die Zahl, welche die Menge des Zuschlages ausdrückt, mit 2 multipliziert wird, d. h. wenn an ihrer Stelle $2 \cdot 40 = 80$ stehen wird. Vom Gesichtspunkt der Durchführung des Prozesses bedeutet dies, dass bei Verwendung eines Zuschlages, der ein grösseres spezifisches Gewicht hat als der ein spezifisches Gewicht von 1,4 aufweisende Koks, zur Erzielung einer genau so dicken Antimonithülle hinsichtlich des Gewichts um so viel mehr Zuschlag beigemischt werden muss, als der Quotient beträgt, der sich aus der Division der Zahl des grösseren spezifischen Gewichtes durch die des kleineren spezifischen Gewichtes ergibt. Mit anderen Worten, im Falle einer Verwendung von Quarzgriess von einem spezifischen Gewicht von 2,8 müssten einer Menge von 100 kg des hier beschriebenen Csucsomer Antimonschliches 80 kg Quarzpulver von einer ähnlichen Korngrösse wie der Koksgrus beigemengt werden, um einen ungestörten Ablauf der Verflüchtigung zu sichern. Der Zuschlag von so viel quarzhältigem Material würde aber die Weiterverarbeitung des Verflüchtigungsrückstandes (z. B. durch Verschmelzen mit Bleierzen) wesentlich verteuern.

Zu einer halbbetrieblichen Erprobung der obenstehend geschilderten Laboratoriumsversuche kam es zum erstenmal im Sommer 1941, in der staatlichen Metallhütte in Alsófernezely. Da die nötigen Versuchsmittel nur ungenügend zur Verfügung standen, hatten diese Versuche insofern nicht den erwarteten Erfolg, als es nicht gelang, selbst im besten Fall mehr als 70% des Antimons zu verflüchtigen. Diese Versuche missglückten hauptsächlich deswegen, weil kein Versuchsofen vorhanden war, bei dem die Wirkungen einer Temperatur von 700—900° C auch noch am Ende des Prozesses bestanden hätten. Die Erstellung eines vom Verfasser konstruierten Ofens in der Alsófernezelyer Metallhütte gelangte nicht mehr zur Ausführung, da in der Zwischenzeit die Firma Friedr. Krupp-Grusonwerke AG., Magdeburg-Buckau, die Durchführung von halbbetrieblichen Versuchen übernommen hatte. Die Zusammensetzung der aus Ungarn der Firma Krupp zu Versuchszwecken gelieferten Antimonschlichs von Csucsom und Jászómindszent war folgende :

	Csucsomer Schlich	Jászómindszenter Schlich
Au	33,66 g/t	9,33 g/t
Ag	5,60 g/t	33,20 g/t
Sb	54,06%	48,78%
As	1,70%	1,97%
S	27,89%	23,99%
Fe	5,31%	7,38%
Pb	0,015%	in Spuren
SiO_2	10,02%	13,84%
Al_2O_3	1,85%	4,36%

Die bei den Versuchen als Zuschlag zu den Antimonschlichen verwendeten Kokssorten werden durch nachfolgende Angaben gekennzeichnet:

	Halbkoks aus Doroger Braunkohle	Koks der Gaswerke Magdeburg
Fester Kohlenstoff	66,4 %	82,3 %
Flüchtige Teile	13,2 %	1,9 %
Asche	16,8 %	13,52%
H_2O	3,56%	3,51%
S	3,58%	1,20%

Bei den Versuchen wurden 2 Gewichtsteile Csucsomer und 1 Gewichtsteil Jászómindszenter Schlich mit 1,2 Gewichtsteilen (40%) Gaskoks bzw. — mit Rücksicht auf den geringeren Karbongehalt — mit 1,5 Gewichtsteilen (50%) Halbkoks vermischt, d. h., die einzelnen Gemische enthielten die wichtigeren Bestandteile in folgendem Verhältnis:

	A) Koksgemisch	*B)* Halbkoksgemisch
Sb	36,70%	35,5 %
As	1,18%	1,1 %
C	20,9 %	22,8 %
Au	16,6 g/t	15,1 g/t
Ag	8,7 g/t	6,0 g/t

Die Versuche wurden in der Magdeburger Anlage der Firma Krupp in einem 5 m langen Drehtrommelofen von 380 mm innerem Durchmesser durchgeführt. Es kam jedoch nur der 1 m lange, mit einem Stauring versehene untere Teil der mit einem Neigungswinkel von 1—2% aufgestellten Trommel in Benutzung, um auf diese Weise in diesem Teil der Trommel bestimmt eine Temperatur von 800—900° C aufrechterhalten zu können. Der Ofen wurde mit dem Gas des städtischen Gaswerkes angeheizt und auf der gewünschten, durch ein Thermoelement kontrollierten Temperatur gehalten. Die Trommel vollführte ungefähr eine Umdrehung je Minute. Die vorbereitete Mischung wurde mittels eines

Eisenlöffels mit der Hand in den von innen geheizten Arbeitsraum eingefüllt. Es wurde etwa 10 kg des Gemisches *A* bzw. 12 kg des Gemisches *B* auf einmal alle $^3/_4$ bis 1 Stunde eingetragen; auf diese Weise gelang es, die Temperatur des 1 m langen Arbeitsraumes so zu regulieren, dass sie selbst unmittelbar nach der Einfüllung des Gemisches nicht unter 800° C sank. In dem Moment, wo das Gemisch in den Ofen gelangte, trat sofort die Verflüchtigung des Antimonsulfids und seine Oxydation in der Dampfphase lebhaft auf. Das Antimonoxyd verliess mit den von der Heizung der Trommel stammenden Rauchgasen und den anderen Teilen des Röstgases vermischt den Ofen. Das entsprechend abgekühlte Gasgemisch wurde zum Auffangen des Sb_2O_3 mit Hilfe eines Ventilators durch einen mit einem Sackfilter versehenen Apparat hindurchgepresst. Der feste Röstrückstand wurde ungefähr alle vier Stunden aus dem unteren Ende des Ofens ausgetragen.

Über das Ergebnis der soeben geschilderten Versuche [5] wurde von der Firma Krupp ein Bericht abgefasst, der nachstehend auszugsweise wiedergegeben wird:

»Bei der Verarbeitung der Mischungen mit 40% Koksgrus wurden sehr gute Verflüchtigungsergebnisse, bezogen auf den Antimongehalt des aufgegebenen Materials, erzielt, die zwischen 98,5 und 99,09% lagen. Dabei hatten die Austräge im Durchschnitt 2,46% Sb, was einer Antimonverflüchtigung von 98,57% entspricht.

Dieser erste Versuchsteil hat klar gezeigt, dass das Verfahren nach den Vorschlägen von Herrn Professor Széki mit Erfolg durchgeführt werden kann. Es ist anzunehmen, dass in einem gut eingespielten Grossbetrieb die Antimongehalte ständig unter 2% im Austrag gehalten werden können.

Im zweiten Versuchsteil wurde ungarischer Schwelkoks an Stelle von Koksgrus der Konzentratmischung zugegeben. Mit Rücksicht auf den geringeren Gehalt an festem Kohlenstoff und der geringeren Porosität gegenüber dem Koksgrus wurde die zugemischte Menge von 40 auf 50 % erhöht.

Die Verflüchtigungszahlen waren gegenüber dem ersten Versuchsteil etwas niedriger und schwankten zwischen 96,34 und 98,88%. Im Durchschnitt des Versuchsteils mit Schwelkohle lag die Verflüchtigung des Antimons bei 97,59%.

Einmal dürfte dieser Rückgang auf eine geringere Reaktionsfähigkeit des Schwelkoks zurückzuführen sein, und zweitens darauf, dass die Temperatur im Durchschnitt etwas niedriger lag als beim ersten Versuchsteil. Gegebenenfalls ist bei Verwendung der Schwelkoks mit etwas höherem Brennstoffanteil in der Mischung zu arbeiten, so dass auch bei Verwendung dieses Brennstoffes noch bessere Resultate zu erwarten sind.

Der in den Ofenausträgen verbliebene Kohlenstoffanteil, der bei den Versuchen bei etwa 25% C lag, kann bei der Weiterverarbeitung der Austräge zur Gewinnung der darin enthaltenen Edelmetalle weiter ausgenutzt werden, so dass er nicht als verloren zu betrachten ist.

Eine Bilanz über das Antimonausbringen lässt sich bei dem Versuch nicht aufstellen, da das zur Verfügung stehende Filterschlauchmaterial, das kein Antimonspezialfilter ist, die bekanntermassen sehr feinen Antimonoxyde nicht restlos auffangen kann. Ein erheblicher Teil des Antimons ist daher verloren gegangen. Auf Grund unserer Erfahrungen in Antimon-Betriebsanlagen ist aber bei Verflüchtigungsziffern von etwa 98% mit einem Ausbringen von etwa 93—95% zu rechnen.

Wie die Analysen zeigen, ist eine Vorflüchtigung der Edelmetalle praktisch nicht eingetreten. Das fertige Antimonoxyd enthält im Durchschnitt nur 1,5 g Au/t und 0,4 g Ag/t. In den Austrägen ist eine weitgehende Anreicherung erfolgt. So weisen die Austräge des Versuchsteiles mit Koksgrus 47,5 g Au/t und 33,0 g Ag/t auf, während in den Austrägen der Arbeit mit Schwelkoks 49,3 g Au/t und 26,5 g Ag/t enthalten sind. Ohne Berücksichtigung des Kohlenstoffgehaltes ist eine Anreicherung auf über 60 g Au/t und 40 g Ag/t erzielt worden.

Interessant ist bei diesen Versuchen, dass es wider alles Erwarten möglich ist, auch das Silber in den Austrägen anzureichern und restlos zu gewinnen. Es dürfte sich dabei nur um eine Temperaturfrage handeln, d. h. eine zu starke Überhitzung ist zu vermeiden.

Erfahrungsgemäss ist ein Ausbringen

an Gold von 95,7%
und an Silber von 95,2%

erreicht worden. Mit diesen Zahlen wird auch in der Grossanlage gerechnet werden können.

Der Versuch hat zusammenfassend ergeben, dass das von Herrn Professor Széki vorgeschlagene Verfahren durchführbar ist, so dass nach unserer Ansicht seiner praktischen Anwendung in grossem Massstab nichts im Wege stehen dürfte.«

Als Ergänzung zu obenstehendem soll noch festgehalten werden, dass ein damaliger Direktor der Firma, *Dr.-Ing. F. Johannsen* — zur Zeit Professor für Metallhüttenwesen an der Bergakademie von Clausthal — eine ganz andere Idee in bezug auf die verflüchtigende Verarbeitung der Csucsomer und ähnlicher Antimonschliche hatte. Er war der Meinung, dass diese Schliche mit Pyrit vermengt nach dem von ihm ausgearbeiteten und von der Firma Krupp ausgeführten sog. »Rennverfahren« hätten verarbeitet werden können, wobei sich das Antimon und das Arsen verflüchtigt hätten und das Gold und Silber mit dem reduzierten Eisen legiert in die mit dem Magneten getrennten Eisenstücke gekommen wären. Zu einer Erprobung dieser Idee kam es aber überhaupt nicht, weil sich der vom Verfasser vorgeschlagene kurze Weg bereits anlässlich der im Herbst 1941 von der Firma Krupp durchgeführten Vorversuchen als völlig gangbar erwies.

Zum Abschluss soll noch erwähnt werden, dass die Firma Krupp im Februar 1942 dem Industrieministerium das Angebot machte, die Einrichtung für eine Antimonhütte zu liefern, die bei Anwendung des Verfahrens des Verfassers gegen 10—12 t Antimonschlich je 24 Stunden hätte verarbeiten können. Der die Verflüchtigung bewerkstelligende Drehtrommelofen wäre für Kohlenstaubfeuerung eingerichtet gewesen. Die im Drehtrommelofen gewonnenen Oxyde wären — laut der dem Plane beigefügten Beschreibung — zuerst in eine Flugstaubkammer und von hier durch einen Kühlapparat in eine mechanische Filtriervorrichtung gelangt. Das sich in der Flugstaubkammer und in einem Teile des Kühlapparates niedergesetzte Antimonoxyd (von der Firma Krupp »Voroxyd« genannt) wäre, da es noch nicht genug rein gewesen wäre, im Grossbetriebe in das Schlichkoksgemisch zurückgekommen und mit diesem zusammen in den Drehtrommelofen. Gleichfalls in dieses Gemisch wäre nach entsprechendem Mahlen auch die antimonhaltige Schlacke gekommen, die bei der im Flammofen erfolgenden reduzierenden Verschmelzung des in der Filtriervorrichtung aufgefangenen Antimonoxyds angefallen wäre.

Die Hütte hätte in der damaligen Währung 2 Millionen Pengő oder, auf Gold umgerechnet, den damaligen Preis von 200 kg Gold gekostet. Aus verschiedenen Gründen kam es aber nicht zur Erstellung dieser Hütte. Unter diesen Gründen wogen — laut dem offiziellen Eingeständnis — die verhältnismässig hoch erscheinenden Investitionskosten und die unverbindlich mit 20 Monaten angegebene Lieferfrist am schwersten. Dazu kam noch, dass in der Zwischenzeit — vielleicht zwecks Erzielung von rascheren Ergebnissen — Betriebsversuche von anderen Sachverständigen begonnen wurden, welche die Verhüttung der Csucsomer Schliche in einer vom Verfahren des Verfassers abweichenden Weise, billiger durchführen zu können hofften [6]. Die Angelegenheit der von der Firma Krupp für das Verfahren des Verfassers eingereichten deutschen und tschechoslowakischen Patentanmeldungen wurde — nach bestem Wissen des Verfassers — bis zum Ende des Weltkrieges nicht erledigt.

Im Heft 4 des I. Bandes des Jahrganges 1948 der »Zeitschrift für Erzbergbau und Metallhüttenwesen«, erschien auf Seite 103—109 ein »Die Antimonanlage der Herzog Juliushütte« betitelter Aufsatz aus der Feder Otto Hermann *Schützes*, aus welchem ersichtlich ist, dass nach der Beendigung des Weltkrieges zur Verarbeitung von antimonsulfidhaltigen Erzen mittels Verflüchtigung im

Drehtrommelofen ein Verfahren angewendet wurde, das gewisse Ähnlichkeiten mit dem oben geschilderten Verfahren des Verfassers hat, anscheinend aber nichts anderes ist — zumindest nach der Beschreibung — als das normale Wälzverfahren zur Verarbeitung von Sb-armen Erzen.

Wie eingangs erwähnt, liegen die oben beschriebenen Versuche um mehr als 10 Jahre zurück, nichtsdestoweniger soll vorliegender Aufsatz im Interesse der historischen Treue der Geschichte der Hüttenkunde dazu beitragen, eine vom technologischen Gesichtspunkt nicht sehr bedeutende, entwicklungsgeschichtliche Episode festzuhalten.

ZUSAMMENFASSUNG

Im Laufe des Jahres 1939 erwarb der ungarische Staat durch Kauf die Antimongruben von Csucsom und von Jászómindszent im Gömör-Zipser Erzgebirge. Zur weiteren Verarbeitung der Schlichen, die aus den dortigen Erzen durch Anreicherung mittels Flotation gewonnen wurden, beschloss das damalige Industrieministerium die Erstellung einer eigenen Hütte. Die so gewonnenen Schliche zeichneten sich ausser ihrem hohen Antimongehalt auch durch einen verhältnismässig grossen Goldgehalt aus. So ergab z. B. die durchschnittliche Zusammensetzung des im Flotationsbetrieb von Csucsom hergestellten Schliches folgendes Bild: Sb = 57%, Pb = 0,3%, S = 25%, As = 2,5%, Fe = 4,5%, Cu = 0,2%, SiO_2 = 10%, Au = 20—30 g/t, Ag = 15—35 g/t.

Bei der Verhüttung dieses Erztyps zur Trennung des Antimons vom Gold wollte der Verfasser jene Variante der verflüchtigenden Röstung anwenden, bei welcher sich das Antimon infolge oxydierender Röstung des Erzes laut der Reaktionsformel

$$Sb_2S_3 + 4\frac{1}{2}\,O_2 = Sb_2O_3 + 3\,SO_2$$

verflüchtigt, während das Gold und das Silber im festen Rückstand des Röstungsvorganges angereichert zurückbleiben.

Die Trennung wäre jedoch in bezug auf das Antimon mit den in Verwendung stehenden ähnlichen Verfahren (Herrenschmidtsches Verfahren, Verblaseröstung usw.) selbst im günstigsten Falle nur unvollkommen gewesen. Im Interesse einer Vervollkommung des Verfahrens wurden Laboratoriumsversuche durchgeführt, die folgende Ergebnisse zeitigten:

a) Eine der Schwierigkeiten der verflüchtigenden Röstung besteht darin, dass dies, da der Sb_2S_3-Gehalt des Schliches sich bei den beim Arbeitsgang erforderlichen Temperaturen in geschmolzenem Zustand befindet, bei grösseren Antimongehalten von Sb_2S_3 in der Gestalt einer gesonderten, das Tempo der Verflüchtigung behindernden flüssigen Phase am Boden des Röstofens in Erscheinung tritt.

b) Zur Verhinderung des Auftretens einer gesonderten flüssigen Phase müssen dem Erz bei der verflüchtigenden Röstung so viel pulverförmige, fremde Zuschläge beigegeben werden, als notwendig ist, um das Verbleiben des Antimonsulfids in der Gestalt eines geschmolzenen Films an der Oberfläche der einzelnen Teilchen der Mischung zu sichern.

c) Als Zuschlagstoffe sind diejenigen am geeignetsten,

1. die ein geringes spezifisches Gewicht aufweisen,
2. die porös sind und
3. die mit dem Antimonoxyd nicht derweise reagieren, dass dabei antimonsaure Salze gebildet werden.

Unter den mit dem Csucsomer Schlich durchgeführten Laboratoriumsversuchen ergab diejenige Art der verflüchtigenden Röstung die günstigsten Ergebnisse, die bei einem Zuschlag von 40% Koksgrus durchgeführt wurde. Hierbei ergab sich nämlich ein Röstrückstand, der die gesamte Goldmenge enthielt und praktisch von Antimon frei war. Die von der Fried. Krupp-Grusonwerk A.-G. im Jahre 1942 in ihrem Werk in Magdeburg mit den Schlichen von Csucsom und Jászómindszent durchgeführten halbbetrieblichen Versuche, die den Zweck verfolgten, die Brauchbarkeit des Verfahrens des Verfassers zu prüfen, erbrachten eine vollkommene Bestätigung der vom Verfasser angestellten Laboratoriumsversuche. Nach der betreffenden Mitteilung der Firma Krupp gelang es, bei einem Zuschlag von 40% Koksgrus das Antimon durch Behandlung im Drehrohrofen bei 850° C zu 98,5—99,09% zu verflüchtigen, so dass ein Rückstand von einem Sb-Gehalt von 2,46% zurückblieb. In diesem Rückstand sammelte sich auch 95,7% des Goldes und 95,2% des Silbers an.

Die von der Firma Krupp in bezug auf dieses Verfahren im Jahre 1942 eingereichte deutsche Patentanmeldung Nr. K-164396. VI.a/40 ist bis zum heutigen Tage nicht erledigt.

ANMERKUNGEN UND SCHRIFTTUM

1. *Engelhardt, V.* : Zur Frage der elektrolytischen Verhüttung von sulfidischen Antimonerzen. Ztschr. f. Elektrochemie, 1931. Bd. 37. S. 813.

2. Die deutsche Übersetzung der diesbezüglichen, in russischer Sprache publizierten Abhandlung erschien in der Zeitschrift für Elektrochemie, 1931, Bd. 37, S. 363. ff.

3. Deutsche Patentanmeldung Nr. K-164396 VIa/40 vom 17. April 1942.

4. *Lehmann, Dr. Ing. H.* : Über die Trennung des Antimons vom Kupfer in Fahlerzen durch Verflüchtigung. Metall und Erz, 1936. S. 353.

5. Diese Versuche wurden vom 17. bis 20. Februar 1942 in Gegenwart von Prof. *J. Széki* und Prof. *Dr. A. Schleicher* durchgeführt.

6. *Nahoczky, Dr. A.* : A hazai aranyos antimonércek kohászatának megteremtése (Die Gründung der Verhüttung der ungarischen goldhaltigen Antimonerze). Bányászati és Kohászati Lapok, *76*, (1943) S. 149. ff.

ОТГОНКА СУРЬМЫ ОБЖИГОМ ИЗ СУРЬМЯНИСТЫХ ШЛИХОВ БЛАГОРОДНЫХ МЕТАЛЛОВ

Секи Я.

Резюме

Венгрия в 1939 г. купила сурьмянистые рудники сначала в Чучоме, а затем Ясоминдсенте. Для дальнейшей обработки шлиха, получающегося при обогащении этих руд Флотацией, Министерство Промышленности приняло решение о постройке специального собственного завода. Этот шлих характеризовался кроме его пылеобразности и большого процентного содержания сурьмы, также и относительно большим процентным содержанием золота. Так например, среднее процентное содержание шлиха, полученного на Флотационном заводе в Чучоме, было:

Sb — 57%, Pb — 0,3%, S — 25%, As — 2,5%, Fe — 4,0%
Cu — 0,2%, SiO_2 — 10%, Au — 20—30 гр/т, Ag — 15—35 гр/т

Автор желал использовать при металлургической переработке этого вида руды в целях отделения сурьмы от золота метод отгонки, при котором сурьма улетучивается по уравнению

$$Sb_2S_2 + 4^1/_2\ O_2 = Sb_2O_3 + 3SO_2,$$

вследствие окислительного обжига руды, а золото и серебро обогатившись, остаются в твердых продуктах обжига.

Однако, отгонки сурьмы, применением подобных методов (метод Герреншмидта, обжиг в печи с дутьем и т. д.), нельзя достигнуть в совершенстве даже в оптимальном случае. Для усовершенствования этого метода были проведены лабораторные опыты, которые показали следующие результаты:

а) Одно из затруднений отгонки обжигом заключается в том, что содержащаяся в шлихе Sb_2S_3 (при температурах, необходимых для поддержания процесса,) находится в расплавленном состоянии, что при большом содержании сурьмы выявляется в виде отдельной жидкой фазы Sb_2S_3 (штейн) на дне обжигательной печи, наличие которой тормозит скорость улетучивания.

б) Чтобы препятствовать появление отдельной жидкой фазы при отгонке обжигом, необходимо добавлять к руде пылеватый посторонний присадочный материал в количестве, обеспечивающем всплывание трехсернистой сурьмы на поверхность отдельных компонентов шихты в виде расплавленной пленки.

в) В качестве присадочного к шлиху найболее пригодны материалы:
1. имеющие небольшой удельный вес;
2. обладающие пористостью и
3. не образующие при реакции с окисью сурьмы сурьмянокислых солей.

Среди проведенных лабораторных опытов со шлихом месторождения Чучом, оптимальный результат получился при использовании в качестве присадки коксовой мелочи в количестве 40%, поскольку в этом случае был получен продукт обжига который содержал все количество золота и практически был свободен от сурьмы. Проведенные в 1942-ом году в Магдебурге на заводе Fried. Krupp—Grusonwerk AG. полузаводские опыты, целью которых было проверить пригодность метода автора, полностью подтвердили результаты проведенных автором лабораторных опытов. Согласно сообщению фирмы Крупп, во время этих опытов удалось достигнуть при добавке к шлиху 40% коксовой мелочи (с обработкой в барабанной печу при температуры ок. 850° C) отгонку сурьмы до 98,5—99,09% и получить продукт обжига с содержанием Sb 2,46%; этот же продукт содержал 95,7% всего золота и 95,2% всего серебра.

Заявленный в 1942-ом году фирмой Крупп германский патент под номером K—164 936. VI a/40 до сегодняшнего дня не нашел окончательного решения.

ÜBER DIE WASSERSTOFFBESTIMMUNG IM ALUMINIUM*

Dr. E. PAPP, Dr. L. ZOMBORY, Dr. I. MAGYAROSSY

(Eingegangen am 10. Aug. 1951.)

I.

EINLEITUNG

Es ist bekannt, dass die Eigenschaften der Metalle durch die in den Metallen anwesenden Gase in zahlreichen Fällen schädlich beeinflusst werden. Im letzten halben Jahrhundert ist ein eigener Wissenszweig entstanden, welcher sich mit der Wirkung der Gase auf die Metalle, mit deren Entgasung und mit der Bestimmung des Gasgehaltes der letzteren beschäftigt [1].

Die schädliche Wirkung der in den Metallen enthaltenen Gase besteht hauptsächlich darin, dass die an der Oberfläche des Metalls anwesenden Verunreinigungen (Fette, Wasser usw.) beim Schmelzen zersetzt werden und hierbei verschiedene Gasprodukte ergeben, welche vom Metall in irgendeiner Weise gebunden werden und welche bei der Verarbeitung der Metalle verschiedene nachteilige Veränderungen (Blasen, Poren usw.) hervorrufen. Laut den im Laboratorium und im Betriebe gemachten Erfahrungen ist das schädlichste Gas der Wasserstoff, hauptsächlich weil seine Löslichkeit in den Metallen im Vergleich zu den anderen Gasen verhältnismässig gross ist [2]. Die Aufnahme des Wasserstoffs erfolgt im allgemeinen aus dem Wasserdampf der Atmosphäre, der durch das Aluminium reduziert wird.

Über die Beschaffenheit des Wasserstoffs im Stahl und im Kupfer, sowie über die Wasserstoffbestimmung in diesen Metallen sind zahlreiche Mitteilungen erschienen, die einwandfreie Werte liefern [3].

Das H_2-Al-System wurde in den letzten dreissig Jahren ebenfalls ausführlich untersucht. Die Ergebnisse waren bei den ersten Versuchen voneinander ziemlich abweichend [2], manchmal sogar einander widersprechend, in den letzten Jahren jedoch haben die Untersuchungen durch die Vervollkommnung der Forschungsmethoden grosse Fortschritte gemacht.

Die Gase können im Metall im allgemeinen vorhanden sein wie folgt:

1. als Gaseinschlüsse (Blasen, Lunker);
2. als echte Lösung;
3. chemisch gebunden.

Das einzige Gas, welches vom geschmolzenen und festen Aluminium und seinen Legierungen in echter Lösung aufgenommen wird, ist der Wasserstoff, da die anderen gasförmigen Verunreinigungen des Aluminiums — wie O_2, N_2, CO, CO_2, CH_4 — fast ausschliesslich als Verbindungen, die mit den Metallen gebildet wurden, anwesend sein können. Laut den neuzeitlichen Feststellungen bildet das Aluminium auch Hydride. Nach den früheren Forschungen bedeutet die Bezeichnung »Hydrid« keine engere Verbindung, sondern sie deutet bloss an, dass der Wasserstoff durch das Metall irgendwie gebunden wurde [1].

* In ungarischer Sprache veröffentlicht in »Kohászati Lapok«, Jg. 84., Beilage »Aluminium« 1951, Heft 7. u. 8., S. 149. ff. bzw. S. 178. ff.

Laut den neuesten Forschungsergebnissen [4] wird die Porosität und die Blasigkeit des Aluminiums in erster Linie durch den Wasserstoff hervorgerufen, welcher beim Giessen des Rohblocks vom Metall absorbiert wird. Infolgedessen wird das Metall beim Erstarren porös, dagegen werden bei der Wärmebehandlung (Schweissen usw.) Blasigkeit, Risse usw. hervorgerufen.

Die Löslichkeit des Wasserstoffs im geschmolzenen Aluminium wurde von vielen Forschern untersucht [5]. Laut den übereinstimmenden Resultaten besteht zwischen der aufgenommenen Gasmenge Q und der Temperatur T bzw. dem über dem Metall herrschenden Gasdruck pH_2 folgender Zusammenhang:

$$Q = C\sqrt{pH_2}, \text{ wo } \log C = -\frac{a}{T} + b, \text{ also}$$

$$\log Q = -\frac{a}{T} + b + 0{,}5 \log pH_2$$

Dies ist das *Sievertss*che Gesetz [1], welches für jedes Gas gültig ist. T ist die absolute Temperatur, pH_2 der partielle Druck des Gases über dem Metall, a und b sind durch Versuche bestimmbare Konstanten.

Die Wasserstoffaufnahmefähigkeit des festen Aluminiums ist kleiner, als die des flüssigen Aluminiums. Die obige Gleichung ist für beide Fälle gültig, nur die Konstanten weichen voneinander ab.

Da der Wasserstoff bei der Aluminiumerzeugung durch das Metall aufgenommen wird und die Ergebnisse der Metallverarbeitung durch das aufgenommene Gas wesentlich beeinflusst werden, ist die Bestimmung des Wasserstoffgehaltes im Aluminium von grosser Bedeutung [6].

II.

BESPRECHUNG DER BESTIMMUNGSMETHODEN

ALLGEMEINES

Die Bestimmung des Gasgehaltes der Metalle besteht wesentlich aus drei Teilen:

1. Vorbehandlung der Metalle;
2. Austreiben des durch das Metall aufgenommenen Gases;
3. Analyse des aus dem Metall ausgetriebenen Gases.

Die diesbezüglichen Ergebnisse im H_2-Al-System lauten, wie folgt:

1. *Vorbehandlung des Aluminiums*

Die Mengen des Wasserstoffes im Aluminium sind laut den früheren, die Bestimmung des Wasserstoffgehaltes behandelnden Mitteilungen sehr schwankend (1,9 — 125 cm^3 in 100 g Al). *Steinhäuser* [7], sowie später *Röntgen* und *Koch* [8] wiesen darauf hin, dass die früheren verhältnismässig hohen Werte zum grössten Teil auf gasabgebende, an der Oberfläche haftende Verunreinigungen (Fette, Ölspuren usw.) zurückzuführen sind. Die genannten Autoren wiesen nach, dass das Metall bei sorgfältiger Reinigung mittels entfettender Lösungen noch auf 350° C aufzuwärmen ist. Wird das Metall bloss mit fett-

lösenden Mitteln behandelt, so wird bei einer erneuerten Bestimmung wieder eine messbare Wasserstoffmenge vorhanden sein. Die sich mit diesem Problem sehr ausführlich beschäftigenden neuesten Mitteilungen stellen fest, dass »das richtige Ergebnis von der während der Vorbehandlung der Oberfläche beobachteten ausserordentlichen Vorsicht abhängt. Man muss die Benützung anfettender Mittel sorgfältig vermeiden und man darf das Metall nicht mit der Hand berühren« [6].

Sehr interesseant sind jene Versuche, bei welchen der Wasserstoffgehalt des gewalzten Aluminiums untersucht wurde. Die Ergebnisse zeigen, dass im gewalzten Aluminium grössere Wasserstoffmengen vorzufinden sind, als in den Gussprobestücken. Auf Grund dieser Versuchsresultate wurde der Schluss gezogen [5], dass der Wasserstoff vom Aluminium auf zweierlei Art aufgenommen wird:

a) durch eine irreversible Aufnahme der Gase in Form einer äusserst festen Bindung, welche sehr schwer gespaltet werden kann und welche die sogenannte »Walzblasigkeit« verursacht;

b) durch eine reversible Aufnahme, welche die »Gussporigkeit« des Aluminiums hervorruft.

2. *Das Austreiben des Wasserstoffes aus dem Aluminium*

Das Austreiben des Wasserstoffes kann im wesentlichen mittels dreier Verfahren durchgeführt werden:

a) durch mechanische Zerkleinerung des festen Metalles;

b) durch Lösen des Metalles mittels chemischer Reagenzien und Austreiben der freigewordenen Gase mittels eines neutralen Gases;

c) durch Schmelzen des Aluminiums und Austreibung der Gase aus der Schmelze

α) mittels Vakuum,

β) mittels Ausspülung mit einem neutralen Gase.

Diese Methoden sollen nun ausführlich beschrieben werden.

a) Mechanische Zerkleinerung. Diese Methode gehört zu den ältesten Gasbestimmungsverfahren. Das Metall wird unter einer Flüssigkeit zerkleinert (Zerspänen, Bohren) und die freigewordenen Gase werden analysiert [1]. Sehr interessant sind die diesbezüglichen Ergebnisse von *J. F. Kolobnew* [9], einem sowjetrussischen Forscher, der den Gasgehalt des Aluminiums mittels Zerspänen des Metalls im Vakuum freigemacht hat. Solcherweise hat er in 100 g Aluminium 25 cm^3 Wasserstoff gefunden.

Dieses Verfahren ist zwar von praktischer Bedeutung, doch kann zweifelsohne nur der in der Form von Gaseinschlüssen vorhandene Wasserstoff mittels dieser Methode freigemacht und bestimmt werden.

b) Chemische Lösung. Das Wesen dieser Methode besteht darin, dass das zu analysierende Metall mittels eines chemischen Reagens in Lösung — gewöhnlich in wässerige Lösung — gebracht wird und dann die freigewordenen Gase gesammelt und analysiert werden [10]. Bei der Bestimmung des Wasserstoffes kann eine wässerige Lösung selbstredend nicht in Betracht kommen. Es muss deshalb ein Reagens gesucht werden, welches keinen Wasserstoff enthält, andererseits ist auch das wässerige Medium zu vermeiden.

Das Aluminium wird durch $HgCl_2$ — bei gleichzeitigem Entstehen von $AlCl_3$ — gelöst. Die Reaktion geht bei Erwärmung sehr rasch vor sich, jedoch

auf so heftige Weise und in einer so komplizierten Reaktionsreihe, dass deswegen diese Methode zur gesonderten Bestimmung des Wasserstoffes ungeeignet erscheint. Dasselbe ist bei Verwendung von Schwefelchlorür [2] der Fall.

Gute Ergebnisse bekommt man bei der Lösung des Aluminiums durch Brom. Die entstandenen Bromide werden durch Äthyläther [11], Tetrachlorkohlenstoff [12] und Schwefelkohlenstoff [13] — in Form komplexer Verbindungen — gelöst, worauf der Wasserstoff aus der Lösung verdrängt und bestimmt werden kann. Zur Bestimmung des Wasserstoffgehaltes im Aluminium wurde von *Chretien* und Mitarbeitern [2] eine Mischung von Br und CS_2 als das geeignetste Lösungsmittel gefunden. Bei Verwendung dieser Mischung bleiben die bei anderen Mitteln auftretenden störenden Erscheinungen aus.

Dieses Verfahren wird auch in der Betriebspraxis benützt. Im Wesen besteht es im folgenden: Das Aluminium wird in einem mittels Stickstoffs luftfrei gemachten Apparate durch die Mischung von Brom und CS_2 gelöst. Der freigewordene, chemisch gebundene Wasserstoff bildet mit Brom Bromwasserstoff, welcher in Silbernitratlösung eingeleitet einen Silberbromidniederschlag gibt. Letzterer wird gravimetrisch bestimmt. Der nicht chemisch gebundene Wasserstoff wird zu Wasser verbrannt und als solches gewogen. Aus den Angaben von *Chretien* und Mitarbeitern [2] kann festgestellt werden, dass die ganze gebundene Wasserstoffmenge der untersuchten Aluminiumproben als Bromwasserstoff bzw. Silberbromid ausgeschieden und so bestimmt werden kann.

Bei Auswertung der oben beschriebenen Methode sei erwähnt, dass — da zu diesen Untersuchungen Feilspäne verwendet werden — jene Wasserstoffmenge, die in Form von Gasblasen vorhanden ist, sich der Bestimmung entzieht. Andererseits wird aber auch der chemisch fest gebundene Wasserstoff bei diesem Verfahren frei und bestimmbar. Ein Nachteil dagegen ist, dass Reagenzien verwendet werden, die eine grosse Übung und Vorsicht erfordern.

c) Schmelzverfahren. Sowohl in der Fachliteratur als auch in der Praxis werden zur Entgasung der Metalle am häufigsten die Schmelzverfahren angewendet. Das Aluminium schmilzt bei niedriger Temperatur (658° C), welche Tatsache im Vergleich zu den Stählen sehr vorteilhaft ist. In der analytischen Praxis stehen, wie erwähnt, zweierlei Methoden in Anwendung: die Verdrängungsverfahren und die Heissextraktionsmethoden.

α) Verdrängungsverfahren. Diese Verfahrensart beruht darauf, dass die aus dem geschmolzenen Metalle freigewordenen Gase mittels Durchblasens mit einem in der Schmelze nicht oder sehr schwer löslichen Gase (Gasmischung) ausgetrieben werden.

Bei der Untersuchung des Aluminiums haben *Tullis* und später *Rosenhain* und Mitarbeiter [14] Chlor und verschiedene Chloride ($TiCl_4$, CCl_4, $SiCl_4$) verwendet, die flüssigen Stoffe wurden in die Schmelze mittels Stickstoffs eingeblasen. *Hanson* und *Slater* [15] haben bei ähnlichen Versuchen eine Gasmischung von gleichen Volumteilen Stickstoff und Chlor als das beste gefunden, dasselbe wurde auch von *Koch* [16] festgestellt. *Chretien* und Mitarbeiter [2] trieben den Wasserstoff aus der Aluminiumschmelze mittels getrockneten Stickstoffes aus.

Das Verdrängungsverfahren ist weit verbreitet und laut vielen Forschern ist dieses zur Entgasung der Metalle am meisten geeignet [17]. Wenn diese Methode zur Analyse angewendet wird, muss man die Möglichkeit berücksichtigen, dass die zur Verdrängung benützten Gase mit dem Metall Verbindungen bilden können. Im letzteren Falle stellen dann die Vergleiche der spezifischen

Gewichte der ursprünglichen und der entgasten Metallproben natürlich kein Mass für den Gasgehalt dar.

β) Heissextraktionsverfahren. Das in der Fachliteratur meist erwähnte Verfahren zur Entfernung der Gase aus der Metallschmelze ist die Vakuummethode. Auch in der Praxis wird dieses Verfahren am öftesten angewendet. Die ersten Bestimmungen [18] — von den letzten Jahren des vorigen Jahrhunderts bis ca. 1930 — haben für den Wasserstoffgehalt des Aluminiums ziemlich abweichende Ergebnisse geliefert. Diese Schwankungen sind — laut neuerer Untersuchungen — auf die ungenügend sorgfältige Vorbereitung der Metallproben zurückführen [7]. Die Versuchsergebnisse der letzten Jahre hingegen sind innerhalb der üblichen Fehlergrenzen im wesentlichen gleich [6].

Das Wesen dieser Methode ist, dass die Gase aus dem geschmolzenen Aluminium mittels Vakuums abgesaugt werden, worauf der Wasserstoffgehalt nach irgendeiner der weiter unten beschriebenen Verfahren bestimmt wird.

Wenn der Druck an der Oberfläche des Metalls gleich oder kleiner als der innere Gasdruck ist, entfernen sich die im geschmolzenen Metall befindlichen Gase aus der Schmelze als Blasen. Unter Berücksichtigung der für diese Erscheinung gültigen physikalischen Gesetze kann folgendes festgestellt werden : [17]

nur ein Teil der im Metall gelösten Gase wird durch die gleich nach dem Vakuumschmelzen entstehenden Blasen entfernt, der andere Teil ist erst nach längerer Evakuation auszupumpen ;

die Entgasung ist desto wirksamer, je kleiner die Höhe der Schmelze ist ;

die Entgasung geht mit dem besten Erfolg in der Nähe des Schmelzpunktes vor sich.

Mit Hilfe von entsprechenden Versuchseinrichtungen scheint das Vakuumverfahren zur Entfernung der in Metall gelösten Gase auch vom praktischen Gesichtspunkte aus das Beste zu sein und es wird auch, wie schon erwähnt, in der Praxis angewendet.

3. *Methoden zur Analyse der Gase*

Die Bestimmung des Wasserstoffgehaltes im Aluminium kann laut des Fachschrifttums nach den folgenden Methoden vorgenommen werden :

a) Die im Vakuum abgesaugten Gase werden mit einem Kompensations-Manometer volumetrisch gemessen.

b) Die aus dem Metall entfernten und gesammelten Gase werden nach den bekannten gasanalytischen Methoden bestimmt.

c) Der partielle Druck des aus dem Metall entfernten Gases wird über dem Metall gemessen und daraus wird nach dem *Sievertsschen* Gesetz [1] ein Schluss auf den inneren Druck des im Metall gelösten Wasserstoffs bzw. auf den Wasserstoffgehalt gezogen.

d) Das Aluminium wird in einer Mischung von Br und CS_2 gelöst und der freigewordene, chemisch gebundene Wasserstoff wird als HBr bzw. als AgBr, der nicht gebundene Wasserstoff nach Verbrennung als H_2O bestimmt.

Ausser den oben beschriebenen, allgemein benutzten Methoden können noch die folgenden, seltener angewendeten Verfahren erwähnt werden.

e) Technologische Verfahren. Nach diesen Verfahren zieht man von der Oberfläche, vom spezifischen Gewicht und vom Röntgenbilde des geschmolzenen,

dann erstarrenden Metalls einen Schluss auf den Gasgehalt. Diese Methoden [19] sind von grosser praktischer Bedeutung, sie geben aber kein getreues Bild der im erstarrenden Metall noch zurückgebliebenen Gasmenge, welche sich bei einer weiteren Verarbeitung (Umschmelzen, Walzen) aus dem Metall ausscheiden lässt.

f) Ein bedeutungsvolles und in der Zukunft gewiss immer mehr verwendbares Verfahren ist die spektralanalytische Bestimmung des Wasserstoffes [20]. Der Wasserstoff ist sehr schwer erregbar, bei grosser Stromdichte und vermindertem Drucke kann jedoch auch der Wasserstoff mittels entsprechender Versuchseinrichtung spektralanalytisch bestimmt werden.

Aus den obigen Literaturangaben kann festgestellt werden, dass 80—82% der aus dem Aluminium freigewordenen Gase Wasserstoff ist, die übrigen Gase sind CO, CO_2, N_2, eventuell CH_4. Die von den Verfassern durchgeführten Versuche ergaben ähnliche Ergebnisse.

III.

VORVERSUCHE

Bei Berücksichtigung der oben aufgezählten Schrifttumsangaben wurden zur Bestimmung des im Aluminium vorhandenen Wasserstoffes Vorversuche durchgeführt.

In einer ersten Versuchsreihe wurde das Aluminium in einem Alundum-Rohrtiegel, welcher in ein senkrecht aufgestelltes Quarzrohr gelegt wurde, mittels einer Heizspirale geschmolzen, durch die Schmelze wurde Stickstoff geblasen und die ausgetriebenen Gase in ein auf 400° C erwärmtes Jäger-Röhrchen eingeleitet. Die Gewichtsverminderung des Jäger-Röhrchens wurde gemessen.

In einer anderen Versuchsreihe wurde als Schmelzofen ein horizontales Quarzrohr verwendet, in welchem das in einem Graphittiegel befindliche Aluminium mittels einer Heizspirale geschmolzen wurde. Nach dem *Sievertsschen* Gesetz tritt der Wasserstoffs solange aus dem Aluminium aus, bis die partiellen Drücke des Wasserstoff im Aluminium und im Gasraume über dem Aluminium gleich werden [1]. Der ausgetretene Wasserstoff wurde mittels Stickstoffstroms durch ein Jäger-Röhrchen geleitet.

Bei beiden Verfahren ergab sich als gemeinsame Fehlerquelle, dass sich zwischen dem strömenden Stickstoff und dem Kupferoxid im Jäger-Röhrchen bei 400° C Gleichgewichtszustände entwickelten, durch welche die Bestimmung des Wasserstoffs gestört wurde. Zur Beseitigung der störenden Wirkung wurde der Wasserstoff in einem nach dem Jäger-Röhrchen eingeschaltenen P_2O_5-Röhrchen als Wasser gemessen. Die erhaltenen Ergebnisse waren auch im letzteren Falle nicht befriedigend.

Auf Grund der Vorversuche wurden die ursprünglichen Pläne abgeändert, und zur Entgasung des Aluminiums wurde das *Vakuumschmelzverfahren*, zur Bestimmung des freigewordenen Wasserstoffes das sog. »Hitzdraht«-Verfahren gewählt, welch letzteres auf der *verschiedenen Wärmeleitfähigkeit der Gase* beruht und — soweit den Verfassern bekannt — für diesen Zweck bisher nicht angewendet wurde.

Die theoretische Grundlage der verwendeten Versuchseinrichtung ist, wie folgt :

1. Nach den oben geschilderten theoretischen Überlegungen wurde metallisches Aluminium in einer Stickstoffatmosphäre bei ca. 800° C geschmolzen und 2—3 Stunden lang in einem Hochvakuum gehalten. Die Schmelze wurde im Vakuum abgekühlt und die abgesaugten Gase wurden beim Erstarrungspunkt des Aluminiums mittels getrockneten Stickstoffs aus dem Schmelzapparate ausgetrieben. Diese Manipulation wurde solange wiederholt, solange der weiter unten beschriebene Messapparat einen Wasserstoffgehalt anzeigte.

2. Die »Hitzdraht«- Methode beruht auf den bei den automatischen Gasanalysatoren gemachten folgenden Überlegungen [21]:

Wenn elektrischer Strom durch einen dünnen Draht geleitet wird, der in einem Metallrohr von irgendeinem Gase umgeben, isoliert eingeschmolzen ist, erwärmt sich der Draht gemäss der Formel:

$$Q = c \; i^2 \; w \; t$$

Die Temperatur des Drahtes bleibt solange beständig, solange der Verlust von Wärmeenergie mit der eingeleiteten elektrischen Energie gleich ist. Der Verlust von Wärmeenergie kann durch Leitung, Strahlung, Abkühlung der Drahtenden und durch Konvektion entstehen. Wenn die letzten drei Faktoren ausgeschaltet werden, so hängt die Temperatur des Drahtes von der Wärmeleitfähigkeit des den Draht umgebenden Gases ab. Wenn man zum Hitzdraht, welcher in dem umgebenden Grundgas (z. B. Stickstoff) mit ständiger Stromstärke geheizt und der vor Einwirkung der äusseren Temperatur sorgfältig geschützt wird, ein Gas zuleitet, welches eine bessere Wärmeleitfähigkeit als das Grundgas besitzt, kühlt sich der Draht ab. Die Temperatur des Drahtes kann durch den Widerstand gegenüber dem Heizstrom gemessen werden. Bei der Abkühlung hat sich der Widerstand des Drahtes geändert und diese Änderung kann mittels eines empfindlichen elektrischen Messapparats angezeigt werden.

Die Bestimmung des Wasserstoffgehaltes auf Grund der Wärmeleitfähigkeit erweist sich im Falle des Aluminiums infolge der beiden nachstehenden Tatsachen als sehr geeignet:

a) Wie schon erwähnt, enthalten die aus dem Aluminium freigewordenen Gase mehr als 80% Wasserstoff, die übrigen Gase sind hauptsächlich CO und geringe Mengen CO_2 und N_2.

b) Die relative Wärmeleitfähigkeit der aus dem Aluminium freigewordenen Gase ist folgende [22]:

H_2	4,19
O_2	0,58
N_2	0,57
CO	0,53
CO_2	0,34

Demnach besitzen alle jene Gase, die sich neben dem Wasserstoff im Aluminium befinden, annähernd die gleiche Wärmeleitfähigkeit wie der als Grundgas verwendete Stickstoff. Deshalb verursachen die neben dem Wasserstoff anwesenden Gase in der vorkommenden Menge keine Abweichung von Belang am Messapparat. Im Wesen wird also der Ausschlag des Messapparates durch den Wasserstoff hervorgerufen, und so eignet sich der Ausschlag auch zur Bestimmung des Wasserstoffgehaltes.

Beschreibung des Apparates

Der zur Wasserstoffbestimmung verwendete Apparat besteht aus drei Hauptteilen:

1. Quarzrohr zum Vakuumschmelzen;

2. Hitzdrahtapparat ;

3. Elektrisches Messinstrument (Mikroampèremeter) für das Anzeigen der im Hitzdrahtapparat entstandenen Widerstandsänderung.

Die einzelnen Bestandteile der Einrichtung sind auf *Abb. 1.* dargestellt.

1. Schmelzrohr

Zum Schmelzen im Vakuum wurde ein glattes, aus Gussquarz hergestelltes Rohr von 500 mm Länge, 65 mm äusserem und 60 mm innerem Durchmesser verwendet. Das eine Ende des Quarzrohres setzt sich in einem Quarzrohr von 10 mm Durchmesser fort, woran ein entsprechendes, mit einem Glashahn versehenes Glasrohr angepasst wurde. Die Anschlussstellen wurden mit Pizein abgedichtet, was in jedem Falle eine einwandfreie Abdichtung ergab. Das andere Ende des Quarzofens wird durch einen 6 cm langen eingeschliffenen Quarzstöpsel abgeschlossen, welcher genau so wie am Gegenende, in einem mit Pizein abgedichteten Glasrohre endigt. Der äussere Anschlussteil des Quarzofens zwischen dem eingeschliffenen Quarzstöpsel

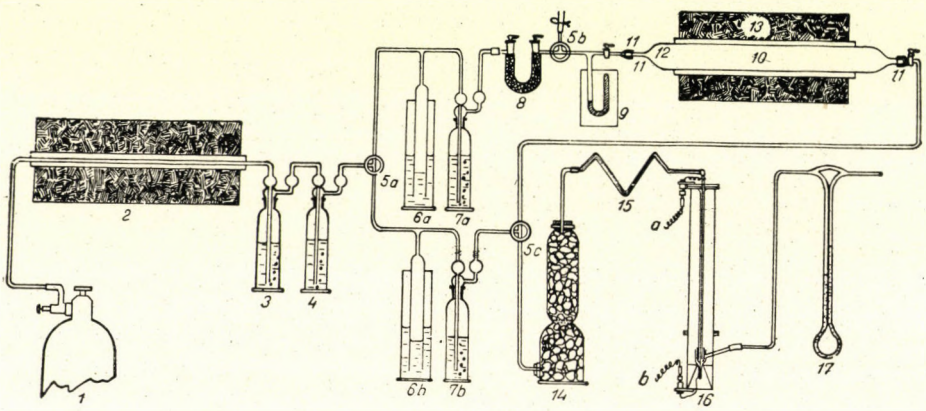


Abb. 1.

1. Stickstoffbombe. *2* Röhrenofen. *3* Waschflasche mit NaOH. *4.* Waschflasche mit H_2SO_4. *5.* a, b, c, Dreiwegehähne. *6.* a, b, Druckregler. *7.* a, b, Puffergefässe. *8.* P_2O_5-Rohr. *9.* Quecksilbermanometer. *10* Schmelzrohr aus Quarz. *11.* Pizeindichtung. *12.* Quarzstöpsel *13.* Rohrenofen. *14.* Trockenturm. *15.* Kapillare zum Drosseln. *16.* Hitzdrahtapparat. *17.* Gasgeschwindigkeitsmesser.

und dem Rohr wurde ebenso mit Pizein abgedichtet und die Abdichtung während des Schmelzens gekühlt. Die Heizung wurde von einem gut isolierten Widerstandsofen geliefert und die Schmelztemperatur (ca. 800° C) mit einem Pyrometer kontrolliert.

Die Evakuierung wurde mit einer Leibold-Ölvakuumpumpe durchgeführt. Das Vakuum betrug ca. 0,05 mm.

2. Hitzdrahtapparat

Der Apparat *(Abb. 2.)* besteht aus einem 300 mm langen Nickelwolframdraht[1] von 0,1 mm Durchmesser, welcher in einem Messingrohr von 7 mm Durchmesser zentral eingesetzt wird. Das obere Ende des Hitzdrahtes wird an die obere Schlussdeckplatte des Messingrohres angelötet. Diese Deckplatte ist auch mit einem 50 mm langen Gasleitungsrohr aus Messing von 2 mm Durchmesser versehen. Der untere Teil des Hitzdrahtes setzt sich in einem Kupferdraht von 1 mm Durchmesser fort. Der letztere ist mit einem Schraubengang versehen und wird durch eine kleine Flügelschraube an ein an das Messingrohr mit Pizein geklebtes Glasröhrchen fixiert. Das andere Ende des Kupferdrahtes ragt in ein mit einer Verlängerung ver-

[1] Ein gleich grosser Platindraht würde gleichfalls entsprechen.

s ehenes Glasgefässchen hinein, welches an das oben erwähnte Glasröhrchen gleichfalls mittel Pizeins fixiert ist. In der Verlängerung des Glasgefässchens befindet sich Quecksilber, in welches der Kupferdraht hineinragt. Das Glasgefässchen ist für die Leitung der Gase mit einem Seitenrohr versehen. Die Zuleitung des elektrischen Heizstromes wird durch den Anschluss einerseits zum Leitungsrohr des den Hitzdraht enthaltenden Messingrohres, andererseits zu dem dass im unteren Glasgefässchen anwesende Quecksilber berührenden Platindraht durchgeführt.

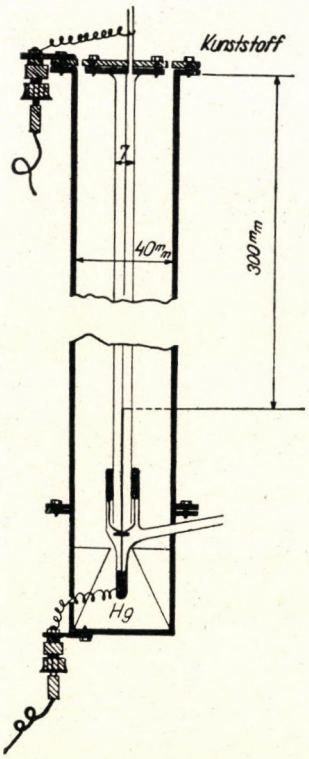


Abb. 2.

Das den Hitzdraht enthaltende Messingrohr wird in ein äusseres grösseres Metallrohr isoliert eingestellt, der untere Teil dieses äusseren Metallrohres kann zwecks Einstellung des Quecksilbergefässchens abgeschraubt werden.

Die Fixierung des Hitzdrahtes wird derart durchgeführt, dass der Draht sich bei dem durch die verschiedene Wärmeleitfähigkeit der Gase verursachten Ausdehnungen nicht so ausbiegen kann, dass er mit der inneren Wand des Messingrohres in Berührung kommt.

Der ganze Apparat ist zum Schutz gegen die äusseren Temperaturschwankungen mit einer mehrfachen Asbestschicht umgeben und ausserdem mit einer passenden Kartonhülle versehen.

Die Einleitung der Gase geschieht von oben, durch das dünne Gasleitungsrohr des inneren Messingrohres, die Ausleitung durch das Seitenrohr des unteren Glasgefässchens. Dieses Seitenrohr ist mit einem Flüssigkeit enthaltenden Gasströmungsmesser verbunden, der mit einer empirischen Skala versehen ist. Die Einschaltung des Heizstromes wird mittels des an den Apparat angelöteten, speziell gesicherten Bananensteckers durchgeführt.

3. *Elektrischer Messapparat*

Der Hitzdraht wird mit Akkumulatorstrom geheizt. Während der Vorversuche wurde festgestellt, dass die Stromstärke für die geplanten Bestimmungen am zweckmässigsten 1 A ist. Da die Vorbedingung für eine erfolgreiche Durchführung der Bestimmungen die beständige Gleichmässigkeit der Intensität des Heizstromes ist, wurde nach den Erfahrungen der Vorversuche die Heizung des Hitzdrahtes mit 4 Akkumulatoren von je 2 V Spannung durchgeführt. Je zwei Akkumulatoren waren parallel und dann paarweise in Reihe geschaltet. Da die Akkumulatoren bei den Bestimmungen stark in Anspruch genommen werden, muss der Aufladung der Akkumulatoren grosse Aufmerksamkeit geschenkt werden. Die Schaltung der elektrischen Einrichtung ist auf *Abb.* 3 im einzelnen ersichtlich.

Es wurde bereits darauf hingewiesen, dass die Geschwindigkeit des durch den Hitzdrahtapparat strömenden Gases ebenso wie die Intensität des elektrischen Heizstromes schwankungslos gleichmässig gehalten werden müssen. Die Geschwindigkeit des durchströmenden Gases kann zweckmässig durch Messen des Gasdruckes kontrolliert werden.

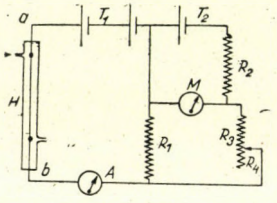


Abb. 3.

T_1 Heizakkumulator. T_2 Kompensationsakkumulator. *H* Hitzdrahtapparat. *A* Ampèrometer R_1 ca 1 Ohm. R_2 300 Ohm. R_3 ca 240 Ohm. R_4 0—15 Ohm. *M* Mikroampèremeter.

Während der Vorversuche, bei welchen die Empfindlichkeit des Messaparates (Mikroamperemeter) den erwarteten Gasmengen entsprechend eingestellt wurde, wurde die durch den Apparat durchströmende Gasmenge mit ca. 10 l/st festgesetzt; diese Gasmenge muss selbstverständlich in ständig gleischmässigem Strom durch den Apparat geleitet werden. Die Gasgeschwindigkeit wurde so eingestellt, dass die Niveaudifferenz in dem oben erwähnten empirischen Gasströmungsmesser immer dieselbe (bei den vorgenommenen Versuchen z. B. 16 mm) war.

Da die Wichtigkeit der Gleichmässigkeit des Gasstromes in den Vorversuchen erwiesen wurde, wurde diese durch in den Gasströmungskreis eingeschaltete Druckregulatoren (mit konzentrierter Schwefelsäure gefüllte Glaszylinder, Puffergefässe, Kapillare usw.) gesichert.

Als Grundgas wurde Stickstoff verwendet, welcher zwecks Befreiung von den eventuellen Verunreinigungen durch ein auf 600° C erwärmtes Kupferdrahtnetz geleitet und darauf mittels konzentrierter Schwefelsäure und 20% iger Natronlauge gewaschen wurde. Der Stickstoff wurde zur Entfernung der eventuellen Säuretröpfchen und Wasserspuren durch ein mit P_2O_5 gefülltes U-Rohr geleitet.

Nach dem Wesen der gestellten Aufgabe muss der Stickstoff durch das Messingrohr d. h. um den Hitzdraht, auch dann mit konstantem Druck geleitet werden, wenn das Schmelzrohr ausgeschaltet ist (z. B. während der Evakuierung), und auch dann, wenn die aus dem Aluminium freigewordenen Gase mittels des Stickstoffstromes aus dem Schmelzrohre ausgetrieben und auf den Hitzdraht geleitet werden. Dieses Problem wurde mittels der auf *Abb.* 1., dargestellten Dreiwegehähne gelöst. Nach den verschiedenen Einstellungen dieser Hähne geht der Stickstoff entweder durch einen Druckregler, ein Puffergefäss und einen Trockenturm, welcher mit $CaCl_2$ und mit in Co-Salz getränkten Silikagel gefüllt ist, zum Hitzdrahtapparat oder durch einen anderen Druckregler, ein Puffergefäss und ein P_2O_5-Rohr zum Schmelzrohr und nimmt daraus dessen Gasgehalt zum obenerwähnten Trockenturm usw. mit.

Die Einschaltung des P_2O_5-Rohres in diesen Gaskreislauf ist auch deshalb wichtig, weil die im Schmelzofen eventuell anwesenden Wasserdämpfe unter der Wirkung des geschmolzenen Aluminiums dissoziieren und die Bestimmung des Wasserstoffs unmöglich machen.

Die Verbindung der einzelnen Teile des Apparates wurde womöglich unmittelbar mittels angeschmolzener Glasrohre durchgeführt. Als unbedingt notwendige Gummiverbindungen dienten in Paraffin getränkte Vakuumschlauchstücke, die nach den gemachten Erfahrungen eine tadellose Abdichtung ergaben.

Die Evakuierung wurde mittels des mit *5 b* bezeichneten Hahnes (*Abb. 1.*) durchgeführt, derselbe Hahn hatte auch zur Einleitung des eingemessenen Wasserstoffes während der Vorversuche gedient.

4. *Gebrauch des Apparates*

Die ganze Versuchseinrichtung wurde vor den Versuchen zur vollkommenen Entfernung der Luft mittels getrockneten Stickstoffes durchgespült. Parallel mit dieser Manipulation wurden die Akkumulatoren zur Heizung des Hitzdrahtes eingeschaltet. Der Mikroampèremeter gelangt, wenn der dem Stickstoffstrom entsprechende Wärmezustand eingestellt wird, in Ruhezustand. Dies geschieht aber nur bei einem Heizstrom von konstanter Stromstärke und bei gleichmässigem Gasdruck. Sobald das ganze System vollkommen mit Stickstoff gefüllt war, wurde der Zeiger des Mikroampèremeters auf den Nullpunkt gestellt und der Apparat war dann zur Bestimmung des Wasserstoffgehaltes bereit.

IV.

VERSUCHE MIT EINGEMESSENEN WASSERSTOFFMENGEN

Durch den mit 5 b bezeichneten Vakuumhahn (*Abb. 1.*) wurde getrockneter Wasserstoff mit kleinem Überdruck in den Apparat eingeleitet. Mehrere Versuchsreihen wurden durchgeführt. Der Wasserstoff wurde zuerst rasch und ununterbrochen, später langsamer und in mehreren Dosen eingeleitet. Das Schmelzrohr war während eines Teiles der Versuche kalt, bei anderen Versuchen wurde es auf 800° C erwärmt.

Die auf dem Messapparat beobachtete Wirkung des Wasserstoffs wurde von zwei Gesichtspunkten aus geprüft:

a) Welcher Zusammenhang besteht zwischen der Menge des eingemessenen Wasserstoffs und dem grössten Ausschlag des Mikroampèremeters?

b) Welcher Zusammenhang besteht zwischen der Menge des eingemessenen Wasserstoffs und dem Flächeninhalt der Kurve, die sich aus der graphischen Darstellung des Ausschlages in Funktion der bezüglichen Zeit ergibt?

Die Menge des eingemessenen Wasserstoffes wurde jedesmal auf normales Gasvolumen umgerechnet.

a) Zusammenhang zwischen der Menge des Wasserstoffs und dem maximalen Ausschlag. Im Laufe von Versuchsreihen wurde festgestellt, dass das normale Volumen des eingemessenen Wasserstoffes *linear* mit dem von der Wärmeleitfähigkeitsdifferenz der Gase verursachten maximalen Ausschlag des Messinstruments zusammenhängt. Es wurde aber auch festgestellt, dass die Gegenwerte nach dem Rauminhalt des Schmelzrohres verschieden sind. Um diese Fragen zu entscheiden, wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt: 1. mit einem kleineren Schmelzrohre (ca. 300 cm^3) und 2. mit einem grösseren Schmelzrohre (ca. 300 cm^3).

Die Versuchsdaten sind in Tabelle I zusammengestellt.

Wie aus den Angaben ersichtlich ist, besteht zwischen dem Volumen des eingemessenen Wasserstoffes und dem durch die Wärmeleitfähigkeitsdifferenz (Stickstoff und Wasserstoff) hervorgerufenen maximalen Ausschlag des Messapparats ein *linearer* Zusammenhang.

Dieser Zusammenhang wurde nach den Durchschnittswerten graphisch dargestellt *(Abb. 4.)*. Das Graphikon muss aber für jeden Apparat — auch bei gleicher Stromstärke und gleicher Gasgeschwindigkeit — getrennt festgestellt werden. Die Abweichung der in den verschiedenen Schmelzrohren durchgeführten Bestimmungen ist auf Abb. 4. gut ersichtlich.

TABELLE I.

Eingem. H_2 cm³	H_2 norm. cm³	Maxim. Auschlag	Aus Durchschnitt errechn. H_2 cm³	Differenz cm³
	a) Versuche im kleinen Quarzrohr.			
1,0	0,90	1,7	0,84	— 0,06
4,5	4,08	8,4	4,14	+ 0,06
6,0	5,44	10,9	5,37	— 0,07
11,0	9,96	20,0	9,85	— 0,11
12,5	11,30	23,0	11,33	+ 0,03
18,2	16,38	33,0	16,26	— 0,12
21,5	19,43	38,9	19,16	— 0,27
25,8	22,96	47,0	23,15	+ 0,19
33,8	30,45	62,0	30,54	+ 0,09
	120,90	244,9		

1 cm³ H_2 = 2,03 Skalenteil.

b) Versuche im grossen Quarzrohr.

3,0	2,80	3,1	2,77	— 0,03
9,4	8,48	9,8	8,75	+ 0,27
12,0	10,80	12,0	10,71	— 0,09
14,3	12,90	14,4	12,86	— 0,04
19,0	17,16	19,2	17,14	— 0,02
19,5	17,70	20,1	17,95	+ 0,25
25,1	22,66	25,2	22,50	— 0,16
	92,50	103,8		

1 cm³ H_2 = 1,12 Skalenteil.

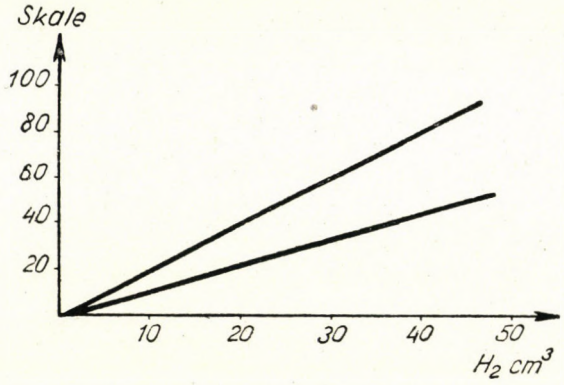


Abb. 4.

b) *Zusammenhang zwischen dem grössten Ausschlag des Messapparates und dem Flächeninhalt der sich aus dem Verhältnis zwischen Wasserstoffmenge und entsprechender Zeit ergebenden Kurve.* Der in das Schmelzrohr eingeleitete Wasserstoff wurde mittels eines Stickstoffstromes auf den Hitzdraht getrieben.

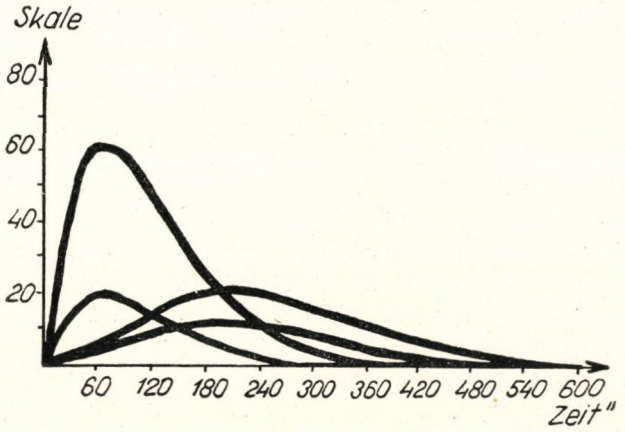


Abb. 5.

Der Ausschlag des Messinstrumentes wurde vom Ausgang des Zeigers bis zur Wiedereinstellung auf den O—Punkt (kein Wasserstoff mehr in der Gasmischung) in genauen Zeitabständen (anfänglich 5, später 10 Sekunden) aufgezeichnet. In der graphischen Darstellung wurden die Ausschläge auf der Ordinatenachse und die entsprechenden Zeitpunkte auf der Abszissenachse dargestellt. In jedem Falle, wenn der Wasserstoff in einer einzigen Dosis eingemessen wurde, ergab sich eine erst schnell ansteigende, dann langsam sinkende Kurve. Die Kurven der mit dem grösseren Quarzschmelzrohr durchgeführten Versuche sind niedriger, dagegen ausgedehnter als die Ergebnisse der mit dem kleineren Rohre durchgeführten Versuche *(Abb. 5)*. Im Zusammenhange mit

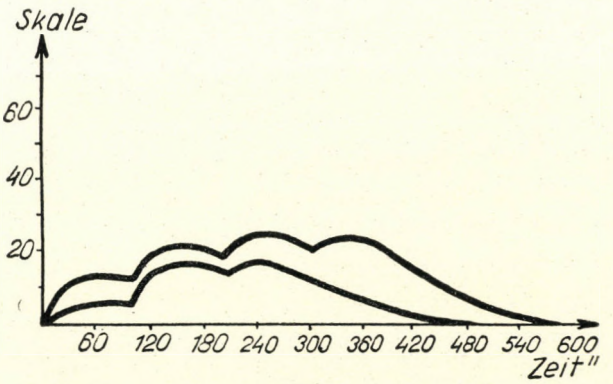


Abb. 6.

dem Durchblaseverfahren, wobei die Berührung des Wasserstoffes mit dem Hitzdraht in verschiedenen Konzentrationen und längere Zeit erfolgen kann, wurden Versuche in der Weise durchgeführt, dass der eingemessene Wasserstoff in mehreren aufeinander folgenden Dosen in das System eingeleitet und der die summierte Wirkung zeigende Ausschlag des Messapparats wie oben beschrieben aufgezeichnet und dargestellt wurde *(Abb. 6.)*.

Der Flächeninhalt der Kurve wurde mittels eines Planimeters gemessen. Die Ergebnisse sind in Tabelle II zusammengestellt.

TABELLE II.

Eingem. H_2 cm^3	H_2 norm. cm^3	Fläche cm^2	Aus Durchschnitt errechn. H_2 cm^3	Differenz cm^3
	a) Versuche in kleinem Quarzrohr.			
1,0	0,90	15,0	0,92	+ 0,02
4,5	4,08	68,5	4,20	+ 0,12
6,0	5,44	81,0	4,96	— 0,48
11,0	9,96	156,0	9,56	— 0,40
12,5	11,30	178,8	10,91	— 0,49
18,2	16,38	267,6	16,36	— 0,02
21,5	19,43	304,5	18,66	— 0,77
25,8	22,96	388,0	23,77	+ 0,81
33,8	30,45	506,5	31,04	+ 0,59
	120,90	1965,9		
	1 cm^3 H_3 = 16,26 cm^2			
	b) Versuche in grossem Quarzrohr.			
3,0	2,80	46,6	2,86	+ 0,06
9,4	8,48	140,0	8,58	+ 0,10
12,0	10,80	168,6	10,33	— 0,47
14,3	12,90	212,6	13,03	+ 0,13
19,0	17,16	281,4	17,24	+ 0,08
19,5	17,70	295,5	18,11	+ 0,41
25,1	22,66	376,0	23,04	+ 0,38
	92,50	1520,7		
	1 cm^3 H_3 = 16,44 cm^2			
	c) Versuche mit intermittender Dosierung des Wasserstoffs.			
9,1	8,21	135,6	8,31	+ 0,10
14,3	12,98	209,0	12,81	— 0,17
19,7	17,91	296,4	18,14	+ 0,23
21,7	19,68	322,0	19,73	+ 0,05
29,7	26,94	440,0	26,96	+ 0,02
32,5	29,50	478,0	29,29	— 0,21
	115,42	1881,0		
	1 cm^3 H_2 = 16,30 cm^2			

Wie aus den Angaben ersichtlich ist, stehen die sog. »Flächen-Gegenwerte« mit der entsprechenden Wasserstoffmenge — abweichend von den Ergebnissen der maximalen Ausschläge — bei gleicher Stromintensität und gleichem Gasdruck immer in *linearem* Verhältnis, unabhängig von der Grösse des Schmelzrohres. Die Versuchsangaben weichen etwas mehr voneinander ab als die auf Grund der maximalen Ausschläge erhaltenen Resultate. Das ist in erster Linie darauf zurückzuführen, dass die handgezeichneten Kurven beim Planimetrieren innerhalb kleiner Fehlergrenzen gewisse Verschiebungen zeigen können. Das betreffende Diagramm wurde auf Grund des ermittelten Durchschnitts der Versuchsergebnisse entsprechend dem Zusammenhang

$$1 \text{ cm}^3 \text{ H}_2 = 16{,}32 \text{ cm}^2$$

dargestellt, und diese Gleichung bildete die Grundlage für die Ausrechnung der Bestimmungen des Wasserstoffgehaltes in den metallischen Aluminiumproben *(Abb. 7.)*.

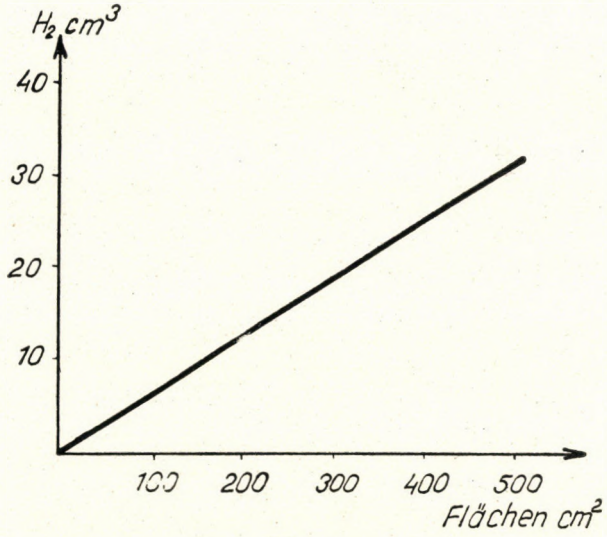


Abb. 7.

V.

WASSERSTOFFBESTIMMUNGEN AUS METALLISCHEN ALUMINIUMPROBEN

Die zu den Bestimmungen dienenden Aluminiumproben waren zum Teil Muster für die allgemeine Analyse, zum Teil waren es einige von den Betrieben direkt zur Wasserstoffbestimmung ausgewählte und eingesandte Probestücke.

Die einzelnen Bestimmungen wurden, wie folgt, durchgeführt.

a) *Die Vorbereitung der Metallprobe.* Es wurde schon erwähnt, dass die wichtigste Vorbedingung für richtige Ergebnisse eine entsprechende Vorbereitung der Metallproben ist. Aus der Aluminiumprobe wurde ein 10—12 cm langes,

2—3 cm breites und ca. 1½ cm hohes Prisma ausgeschnitten, und zwar aus jenem Teil der Oberfläche, wo die von den Gasen verursachte Blasigkeit sichtbar war. Wenn ein solches Prisma aus dem Metalle nicht auszuschneiden war, wurden Teilstücke in entsprechendem Gewicht vorbereitet. Die Einwaage war ca. 100 g. Die Oberfläche der Probe wurde abgefeilt, poliert, dann wurden die Stücke in einer Alkohol-Benzol-Mischung wiederholt sorgfältig entfettet. Das entfettete Metall wurde im Trockenschrank bei 120° C schnell getrocknet.

b) *Schmelzschiffchen.* Zum Schmelzen der Metallproben diente ein 15 cm × × 2 cm × 4 cm grosses, halbzylinderförmiges Alundumschiffchen, welches vor den Bestimmungen, ähnlich wie die Metallproben, jedesmal gereinigt und zusammen mit der eingewogenen Aluminiumprobe bei 120° C getrocknet wurde.

c) *Die Vorbereitung des Apparats zum Schmelzen.* Wie schon früher erwähnt, wurde der ganze Apparat von den Bestimmungen mit getrocknetem Stickstoff durchgespült, um die Luft und die eventuell anwesenden Wasserspuren zu entfernen. Während der Vorbereitung wurde das Schmelzrohr ca. 1 Stunde lang auf 250° C erwärmt gehalten, inzwischen wurde der Stickstoff durch das dem Quarzstöpsel entgegengesetzte Rohrende in den Apparat eingeleitet (*Abb. 1.*) Dann wurde der Quarzstöpsel entfernt, das Schiffchen mit der gewogenen Aluminiumprobe rasch in das Rohr eingeschoben und das Rohr mit dem Quarzstöpsel geschlossen. Inzwischen wurde der Stickstoff selbstverständlich ununterbrochen in den Apparat eingeleitet. Nachdem der Quarzstöpsel mittels Pizeins rasch abgedichtet worden war, wurde das Schmelzrohr auf 350° C erwärmt und bei dieser Temperatur durch den Hahn *5 b* in Zeitabständen von je 30 Minuten dreimal evakuiert. Nach jeder Evakuierung wurde der Gasdruck im Schmelzrohr mittels des Vakuumhahnes *5 a* ausgeglichen, dann der Gasinhalt des Schmelzrohres durch entsprechende Einstellung der Hähne *5 a* und *5 c* mittels Stickstoffes zum Hitzdraht getrieben und der Ausschlag des Messinstruments registriert. Bei den Vorversuchen wurde in keinem Falle beobachtet, dass das Messinstrument einen grösseren Ausschlag gezeigt hätte als beim Blindversuch (s. unten), d. h., während des Vorvakuums wurde kein Wasserstoff entwickelt.

d) *Das Schmelzen.* Nach der dritten Evakuierung wurde das Schmelzrohr wieder evakuiert, dann mittels eines Widerstandspiralofens auf 800° C erwärmt. Die Temperatur des Schmelzrohres wurde unter Vakuum ca. 2 Stunden lang auf 800° C gehalten, dann wurde nach der Ausschaltung des Heizstromes die Schmelze auf den Erstarrungspunkt abgekühlt. Beim Erstarrungspunkte wurde der Gasdruck im Apparat wie oben ausgeglichen. Die im Schmelzofen befindlichen Gase wurden mittels getrockneten Stickstoffes in den Hitzdrahtapparat getrieben und der von den freigewordenen Gasen verursachte Ausschlag wurde gemessen.

e) *Messung.* Die Wirkung der durch die verschiedene Wärmeleitfähigkeit aus dem Metalle abgesaugten Gase wurde mittels der schon oben beschriebenen elektrischen Einrichtung gemessen. Der Ausschlag des Mikroampèremeters wurde auch bei diesen Bestimmungen von zwei Gesichtspunkten aus beobachtet: es wurden nämlich sowohl die maximalen Ausschläge festgestellt als auch die einzelnen Ausschläge an den entsprechenden Zeitpunkten aufgezeichnet und daraus die bereits besprochenen »Flächeninhalts«-Kurven dargestellt.

f) *Wiederholung des Schmelzens.* Nach Beendigung der Messung der Wasserstoffwirkung, d. h., als das Mikroampèremeter wieder auf den Nullpunkt zurückgegangen war, wurde das Schmelzen wiederholt. Diese Manipulation

wurde solange fortgesetzt, solange das Messinstrument einen Ausschlag gab, d. h. einen Wasserstoffgehalt anzeigte. Bei den durchgeführten Versuchen waren drei Schmelzungen immer genügend, bei weiteren Schmelzungen zeigte sich nur noch die Wirkung des unten beschriebenen Blindversuches.

g) *Blindversuch.* Wie bei allen Apparaten desselben Prinzips und bei ähnlichen Versuchen im allgemeinen ist es auch bei der vorliegend beschriebenen Einrichtung unerlässlich, Blindversuche durchzuführen. Zu diesem Zwecke wurde der ganze geschilderte Bestimmungsvorgang ohne Aluminiumprobe ausgeführt. Die aus den wiederholten Blindversuchen erhaltenen Angaben stimmen gut miteinander überein, der Mittelwert der Ergebnisse wurde bei der Auswertung der Bestimmungsangaben berücksichtigt.

h) *Zeitdauer der Bestimmungen.* Nach den gemachten Erfahrungen soll ein Bestimmungsvorgang — von der Vorvakuummanipulation bis zu den letzten Messungen — womöglich in einem Gang, *ohne Unterbrechungen* durchgeführt werden.

i) *Berechnung der Bestimmungsangaben.* Beim Berechnen der Versuchsdaten wurde von den auf Abb. 4. und 7. dargestellten Diagrammen Gebrauch gemacht. Die aus den maximalen Ausschlägen (*Abb. 4.*) bzw. aus den Flächeninhaltskurven (*Abb. 7.*) erhaltenen Werte geben natürlich die Normalvolumina des Wasserstoffs. Diese Werte werden — unter Berücksichtigung der entsprechenden Drücke und Temperaturen — auf das wirkliche Gasvolumen umgerechnet.

Bei der Bestimmung des Wasserstoffgehaltes sind die aus dem maximalen Ausschlag erhaltenen Daten massgebend, aber auch die aus der Flächeninhaltsberechnung erhaltenen Angaben zeigen eine ziemlich gute Übereinstimmung und sind zur Kontrolle der Grössenordnung unbedingt geeignet.

Die untersuchten Aluminiumproben waren folgende:

I. Ein ca. 6 cm langer, durchbohrter Aluminiumzylinder von ca. 2 cm Durchmesser (99,5 Reinheitsgrad).

II. Aus ausländischem Aluminium (99,99) geschnittene viereckige Stücke, je ca. 30 g.

III. Aus einem Aluminiumblock unbekannten Ursprungs und unbekannter Zusammensetzung ausgeschnittene Prismen.

IV. Betriebsprobekuchen (99,5). Die Oberfläche zeigt Blasigkeit.

TABELLE III.

Probe	Einmessung g	H_2cm^3 norm. aus max. Ausschlag	H_2cm^3 aus Kurvenfläche	H_2cm^3 tatsächlich aus 100 g Al.
I.	165	8,2	7,9	5,47
II/a	103	2,1	2,1	2,26
II/b	102	2,0	2,0	2,10
III/a	97	8,0	7,0	9,26
III/b	94	7,7	8,4	9,02
IV.	120	6,0	5,6	4,82
V.	121	4,3	3,8	5,46
VI.	101	9,0	8,6	9,89
VII.	101	5,0	4,5	5,46
VIII.	102	6,3	5,8	6,80
IX.	103	6,5	6,0	6,91

V. Betriebsprobekuchen (99,7). Die Oberfläche ist blasiger als bei Probe IV.

VI—IX. Aus Betriebsaluminiumblöcken (99,0) geschnittene Prismen. Die Oberfläche der Blöcke war löcherig.

Die Versuchsangaben sind in Tabelle III. zusammengestellt.

Wie aus den obigen Angaben ersichtlich, sind die Versuchsergebnisse auch bei den parallelen Bestimmungen im Betrieb gut verwertbar. Die Abweichungen der parallelen Bestimmungen dürften daher stammen, dass die Verteilung der Gase im Metall nicht gleichmässig ist.

Es muss auch hier betont werden, dass die beschriebenen Anforderungen eines jeden zur Bestimmung verwendeten Apparates bei der Konstruierung, bei den Versuchen, d. h. bei der praktischen Verwendung immer berücksichtigt werden müssen. Die Bedingungen der Bestimmungen müssen jedesmal festgestellt und die Bestimmungen bei streng eingehaltenen gleichen Versuchsverhältnissen durchgeführt werden.

VI.

VERSUCHSERGEBNISSE

1. Nach der Auswertung des Schrifttums und den Erfahrungen der von den Verfassern angestellten Vorversuche wurde ein Apparat zur Bestimmung des Wasserstoffgehaltes des metallischen Aluminiums konstruiert. Zur Entfernung der Gase aus dem Metall wurde das Vakuumschmelzverfahren und zur Bestimmung der freigewordenen Gasmenge das auf die verschiedene Wärmeleitfähigkeit der Gase beruhende Hitzdrahtverfahren angewendet.

2. Die Ergebnisse der mit den eingemessenen Wasserstoffmengen durchgeführten Versuchsreihen sind folgende:

a) Die Benützung der Hitzdrahteinrichtung liefert, wenn die Wirkung der äusseren Temperatur ausgeschaltet wird und die Intensität des den Hitzdraht heizenden elektrischen Stromes, sowie der Druck des den Hitzdraht umgebenden Gases genau konstant gehalten wird, bei Anwendung von Stickstoff als Grundgas gute Werte zur Bestimmung der eingemischten Wasserstoffmenge.

b) Das Volumen des eingemessenen Wasserstoffes steht in linearer Proportion zu dem Flächeninhalt der Kurve, die sich aus der graphischen Darstellung der Ausschläge des verwendeten Messapparates (Mikroampèremeter) in Funktion der bezüglichen Zeit ergibt. Diese Proportion ist vom Rauminhalt des Schmelzapparates unabhängig.

c) Das Volumen des eingemessenen Wasserstoffes steht gleichfalls in linearer Proportion zu dem im Messapparat verursachten maximalen Ausschlag; dieser Zusammenhang ist jedoch je nach dem Rauminhalt der Schmelzrohre abweichend.

d) Die Bestimmungen des Wasserstoffgehaltes von metallischem Aluminium liefern im Betrieb zufriedenstellende Ergebnisse. Massgebend sind die gemäss Punkt *c)* erhaltenen Angaben; die gemäss Punkt *b)* erzielten Daten eignen sich zur Kontrolle der Grössenordnung.

Bei den Vorversuchen wirkte auch Dipl. Ing. chem. Adrian Antonescu mit, der jedoch vor Beendigung der Versuche das Institut verlassen hat.

VII.

ZUSAMMENFASSUNG

Nach der Besprechung der auf das H_2-Al- System bezogenen Schrifttumsangaben wird ein Verfahren beschrieben, welches die Anwendung einer anderwärts bereits bekannten Methode zur Bestimmung des H_2-Gehaltes im Aluminium darstellt. Die im Aluminium befindlichen Gase werden durch Schmelzen im Vakuum entfernt, und die abgesaugten Gase werden mittels eines Stickstoffstromes durch einen »Hitzdraht«-Apparat geleitet, welcher im Wesen ein durch elektrische Messung der verschiedenen Wärmeleitfähigkeit der Gase wirkender Analysator ist.

Auf Grund der mit Hilfe des beschriebenen Apparates durchgeführten Versuche konnte bestätigt werden:

1. dass das Volumen des eingemessenen Wasserstoffgases in linearer Proportion zu dem am Messapparat (Mikroampèremeter) verursachten Ausschlag, bzw. zu dem Flächeninhalt der Kurve steht, die sich aus der graphischen Darstellung des Ausschlags in Funktion der bezüglichen Zeit ergibt;

2. dass die Bestimmungen des H_2-Gehaltes aus metallischen Al-Proben nach dem beschriebenen Verfahren zufriedenstellende Ergebnisse liefern.

Institut für industrielle Metallforschung, Budapest.

SCHRIFTTUM

1. *A. Sieverts:* Z. Metallk. *21* (1929) 37.; *W. Hessenbruch:* Z. Metallk. *21* (1929) 46.
2. *P. E. Chretien, H. A. Nipper* und *E. Piwovarsky:* Al. Arch. *23* (1939) 1.
3. *N. Allen:* J. Inst. Metalls, 1930. 43. 81.; *H. Schenck, L. Luckemeyer-Hasse:* Arch. Eisenhüttenw. 1932—33. 6, 209.; *C. Zapffe, C. Sims:* Trans. A. I. M. E., 1941., 145, 225.; *J. F. Carter:* J. Met. 188, 1950, 30; *C. E. Sims* und *G. A. Moore:* Trans. A. I. M. E. 6, 1948; *G. Derge, W. Pfeifer* und *J. H. Richards:* Trans. A. I. M. E. 176, 1948, 218.
4. *C. Ransley* und *Neufeld:* J. Inst. Met. *74* (1948) 561; *W. R. Opie* und *N. J. Grant:* J. Met. *188* (1950) 1237.
5. *P. Röntgen* und *H. Braun:* Metallw. 1932, 459; *P. Röntgen* und *F. Möller:* Metallw. *13* (1934) 81; *L. L. Bircumshaw:* Trans. Farad. Soc. XXXI (1935) 1439; *H. Winterhager:* All. Arch. 12, 1938; *B. Bauckloh* und *F. Oesterlen:* Z. Metallk *30* (1938) 386; *Y. Dardel:* Met. Trans. Act. *185* (1949) 868.
6. *R. Eborall* und *C. Ransley:* J. Inst. Met. *71* (1945) 525; *J. Sloman:* J. Inst. Met. *71* (1945) 391; *Y. Dardel:* Met. Ind. *76* (1950) 203.
7. *K. Steinhäuser:* Z. Metallk *26* (1934) 136.
8. *P. Röntgen* und *W. Koch:* Z. Techn. Phys. *15* (1934) 280.
9. *J. F. Kolobnew:* Zwietnie Met. 5, 6, (1936) 110, 115.
10. *P. Klinger:* Stahl und Eisen, *46* (1926) 1245.
11. *J. Nicklés:* Compt. rend. 52, (1861) 869.
12. *A. Krakau, Gustavson:* Bull. Soc. Chim. 34, (1880) 322.
13. *W. Plotnikov:* Z. Anorg. Ch. *31* (1902) 127.
14. *D. R. Tullis:* Z. Metallk *21* (1939) 100; *W. Rosenhain, J. D. Grogan* and *T. H. Shoefield:* J. Inst. Met. *44* (1930) 305.
15. *D. Hanson* and *J. G. Slater:* J. Inst. Met. *46* (1931) 187.
16. *W. Koch:* Z. Metallk. *23* (1931) 95; Metallwirt, 10, (1931) 69.
17. *Verő J.:* Bányászati és Kohászati Lapok, IV. (1949) 473.
18. *Dumas:* Compt. rend. 90, (1880) 1027; *B. Delachenal:* Compt. rend. *148* (1909) 561; *M. Guichard* und *P. Jourdain:* Bull. Soc. Chim. *11* (1912) 921; *L. L. Bircumchaw:* Phil. Mag. 7, (1926) 1510; *L. Guillet* und *A. Roux:* Compt. rend. *184* (1927) 727; *W. Hessenbruch:* Z. Metallkunde *21* (1929) 46; *Roebeling*, Dipl. Arbeit, Aachen, (1929); *H. Nipper:* Z. Metallk. *25* (1933) 65.
19. *J. Cochralski:* Z. Metallk. *14* (1922) 277; *E. Scheuer:* Metallwirtschaft, *10* (1931) 947; *R. Sterner-Rainer:* Z. Metallk. *23* (1931) 247; *E. Scheuer:* Schw. Arch. Wiss. Techn. *4—6*

(1934); *G. Gürtler:* Giesserei, *25* (1938) 88.
20. *K. Pfeilstricker:* Spektrochim. Acta *1* (1940) 424.
21. *G. Wagner:* Gasanalitisches Prakt. III. (1946) 94.
22. *Biebesheimer-Schuster:* Laboratoriumsbuch für Gaswerke, (1949) 57.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВОДОРОДА В МЕТАЛЛИЧЕСКОМ АЛЮМИНИИ

Э. Папп, Л. Зомбори и И. И. Мадьяроши

Резюме

После обсуждения данных литературы относительно системы H_2—Al, авторы описывают применение другого (в некоторых странах уже известного) метода для определения содержания H_2 в алюминии. Находящиеся в алюминии газы удаляются плавкой в вакууме и отсасываемые газы отводятся струей азота через измерительный тепловой прибор, представляющий по существу анализатор, измеряющий электрическим путем различные коэффициенты теплопроводности.

На основании опытов, произведенных этим прибором, было установленно:

1. Объем измеренного количества водорода прямо пропорционален отклонениям стрелки, появляющимся в измерительном приборе (микроамперметр), т. е. площадью ограничения кривой, образующейся из графического изображения отклонений стрелки в функции соответствующего времени.

2. Описанный метод для определения содержания H_2 в металлических образцах алюминия дал удовлетворительные результаты.

UNTERSUCHUNG EINER ALTEN STROMSAMMELSCHIENE

Prof. Dr. A. ROMWALTER und F. MACHER

(Eingegangen am 21. Aug. 1951.)

Vor etwa fünfzig Jahren erstellte die Stadt Sopron in Ungarn ihr Elektrizitätswerk. Damals plante man Gleichstrom von 135 V abzugeben. Die vorgesehenen Dynamomaschinen lieferten den Strom durch eine gemeinsame Sammelschiene. Rund dreissig Jahre später erfolgte der zeitgemässe Umbau des Werkes auf Wechsel-, bzw. Drehstrom. Anlässlich des Umbaues erbat einer von uns beiden (Romwalter) vom Werksdirektor *Ferenc Köves* das eine Endstück der alten Stromsammelschiene *(Abb. 1.)*, weil dessen Teil »a« und die Ableitung »b« dreissig Jahre lang vom Gleichstrom des städtischen

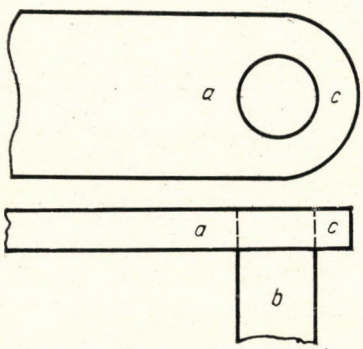


Abb. 1.

Verteilungsnetzes durchflossen war, während sein Teil »c« stromlos blieb. Es bot sich die seltene Gelegenheit, einen Metallkörper zu untersuchen, dessen Material Jahrzehnte lang Gleichstrom hoher Intensität leitete, während der unmittelbar benachbarte Teil des gleichen Materials am selben Stück stromlos im Gebrauche stand. So konnte dieses alte Material nachträglich und kostenlos als Ergebnis eines zwar unbeabsichtigten, aber wirklich »grosszügigen« Dauerversuches verwertet werden, um nachzuprüfen, ob eine derartige Beanspruchung irgendwelche stoffliche-, oder Gefügeveränderung am Material herbeiführt.

Auf Grund der hundertjährigen elektrotechnischen Erfahrung und der Elektronentheorie metallischer Leitung war vorweg anzunehmen, dass die besagte Beanspruchung keinerlei Veränderung des Materials herbeiführt.

Immerhin sollte die zufällige Gelegenheit wahrgenommen werden, diese wohlbegründete Annahme auf Stichhältigkeit nachzuprüfen. Alle Bedingungen zur restlosen Bereinigung der Frage boten sich im Rahmen unserer früher in Sopron domizilierten alten Fakultät von selbst an, es waren nämlich die

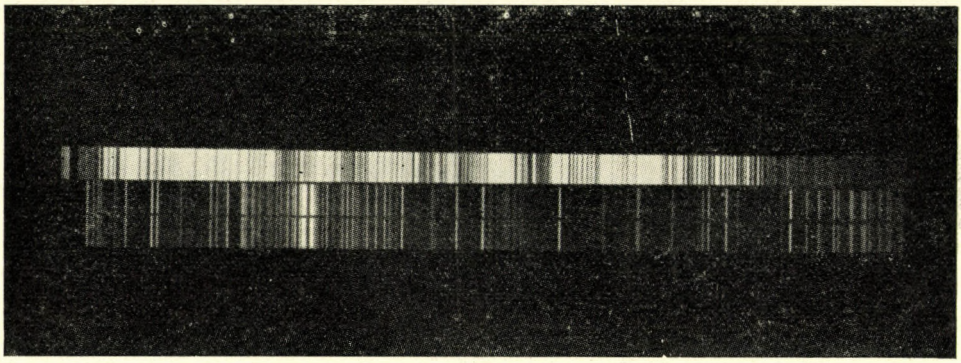


Abb. 2.

analytischen u, die metallographischen Lehrkanzel mit ihren Fachleuten und Einrichtungen noch örtlich beeisammen. Der Arbeitsplan unserer Forschungsgemeinschaft war einfach. Die analytische Lehrkanzel konnte mit dem verfüglichen Zeiss-schen Emissionsspektrographen »Q 12« Spektralaufnahmen des Materials aus »a« und »c«, die metallographische Lehrkanzel, mit ihrer zeitgemässen photographischen Einrichtung Anschliffbilder vom Materialteile »a« und »c« herstellen.



Abb. 3.

Diese günstigen Umstände bestanden erst jetzt, weil vor zwanzig Jahren anlässlich des Werkumbaues die beiden genannten zeitgemässen Hilfsmittel noch fehlten, während sie einstweilen hier verfüglich waren, ehe die Aufteilung der über zwei Jahrhunderte alten Hochschule, nebst Verlegung der hüttenmännischen Abteilung nach Miskolc praktisch erfolgte.

Aus dem beigefügten Spektrogramm *(Abb. 2.)* ist ersichtlich, dass die alte Stromsammelschiene aus technisch reinem Kupfer bestand. Die beiden übereinstimmenden Spektren entsprechen einerseits dem 30 Jahre lang vom Gleichstrom der Stadt durchflossenen Teile »a«, anderseits dem stromlos gebliebenen Teil »c«. Das darunter ersichtliche Eisenspektrum dient zur Identifizierung der einzelnen Spektrallinien.



Abb. 4.

Erwartungsgemäss beweisen die Aufnahmen, dass die Spektren des Teiles »a« und »c« streng übereinstimmen, insbesondere im Spektrum des Teiles »a« keine neue Linie gegenüber dem Spektrum des Teiles »c« vorkommt.

Die beigefügten Gefügebilder zeigen überdies, dass auch das Gefüge des Teiles »a« mit jenem des Teiles »c« übereinstimmend blieb *(Abb. 3. und 4.)*

Für die sachgemässe Herstellung der erforderlichen Anschliffbilder möchten wir hier unserem Kollegen Dr. Ing. *N. Hajtó* verbindlichst danken.

ZUSAMMENFASSUNG

Ein glücklicher Zufall ermöglichte den Vergleich zweier Stücke jener Sammelschiene, welche im alten Elektrizitätswerk der Stadt Sopron im Gebrauch war. Während das eine Stück derselben dreissig Jahre lang den Gleichstrom der Stadt zum Verteilungsnetze leitete, blieb das andere Stück derselben Schiene immer stromlos. Spektren und Anschliffbilder der beiden Stücke beweisen übereinstimmend, dass die Dauerbeanspruchung keine stoffliche, bzw. keinerlei Gefügeveränderung herbeiführte.

ИССЛЕДОВАНИЕ СТАРОЙ ТОКОСБОРНОЙ ШИНЫ

Др. А. Ромвальтер и Ф. Махер

Резюме

Счастливая случайность сделала возможным сравнить участок токосборной шины, который в течении 30 лет находилась под напряжением 135 в. постоянного тока на электростанции в г. Шопрон, с другим участком этой же шины, которая не находилась под напряжением. Как спектр так и шлиф показывают, что продолжительная нагрузка не вызвала изменений ни в составе металла, ни в его страктуре.

VORSCHLAG ZUM ENTWURF EMPFINDLICHER MELDEGERÄTE DER EXPLOSIONSGEFAHR IN KOHLENBERGWERKEN

Prof. Dr. A. ROMWALTER

(Eingegangen am 21. August 1951.)

Unglücksfälle der Jüngstvergangenheit warfen die Frage auf, ob es möglich wäre 0,01 Volum % Methangas, oder schwebende Kohlenstaubmengen gleichen Heizwertes in Grubenwettern durch selbstättige Geräte nachzuweisen. Dieser Frage liegt der Gedanke zugrunde, dass es die Grubenwetterung ermöglicht, durch das abziehende Gas das gesamte bewetterte Gebiet von diesem einzigen Ort aus zu überwachen und dass hierzu die soeben angegebene Grenzkonzentration genügen dürfte. Liegt die Gefahrmeldung vor, so kann und muss sofort die planmässige Ausforschung des Ortes der Gefahrenquelle einsetzen.

Methan und schwebender, brennbarer Staub haben gemeinsam, dass im Falle ihrer Verbrennung Wärme entbunden wird, welch letztere auch zum Nachweis der Brennstoffe in der Grubenluft herangezogen werden könnte. Vorweg soll geschätzt werden, welche Erwärmung 0,01 Volum % CH_4 in der Luft herbeizuführen vermag. Diese Konzentration bedeutet z. B. je Liter Grubenluft 0,1 ml CH_4. Ein Normalliter CH_4 ergibt 8562 cal, falls dampfförmiges Wasser und CO_2 Gas entstehen, der Druck aber gleich bleibt. Also ergibt 0,1 ml CH_4 unter diesen Umständen 0,8562 cal. Sieht man von Wärmeverlusten durch Leitung und Strahlung ab, so ist ein Höchstwert der miteinhergehenden Erwärmung schätzbar. Zulässig ist ferner die Annahme, dass nach der Verbrennung von 0,1 Volum % CH_4 praktisch Luft vorliegt mit der Wärmekapazität von

$S = 0{,}303 + 0{,}000054$ t cal/Normalliter, wo t die Verbrennungstemperatur bedeutet.

Selbstverständlich kann die Verbrennung nur erfolgen, wenn die Entzündungstemperatur im Gemische überall gewährleistet ist. Da auch schwebender Kohlenstaub angezeigt werden soll, müsste als verlässliche Entzündungstemperatur 600 ° C gewährleistet sein, wobei die Wärmekapazität je Normalliter Luft

$0{,}303 + 0{,}000054{,}600 = 0{,}335$ cal. beträgt. Somit wäre der Höchstwert der unter solchen Umständen zu erwartenden Erwärmung $0{,}856 : 0{,}335 = 2{,}55°$ C. Als Heizwert des schwebenden Staubes ungarländischer Kohlengruben wären höchstens 5000 cal/g zu setzen. Demgemäss entsprechen 0,01 Volum % CH_4 etwa 0,00017 g solchen Staubes je Normalliter Grubenluft. Grundsätzlich ergibt sich folgende Lösung (siehe auch *Abb. 1*):

Ein dünner Platindraht sei innerbalb eines lotrechten, engen Glasrohres axial gespannt, läuft unten über zwei Rollen R_1 und R_2, und ist am Ende durch das Gewicht G belastet. Das Glasrohr mündet unten bei luftdichtem Anschluss in das gleichfalls lotrechte Ansatzstück, A_1 der scheibenförmigen Metallbüchse

B, welche die darinnen gelagerte Rolle R_1 umschliesst und unten links in das waagrechte Ansatzstück A_2 ausläuft. Dieses Ansatzstück dringt durch das Wasserbad W_1 und umschliesst den darinnen axial laufenden Platindraht, welcher austretend über die Rolle R_2 läuft. Das Glasrohr trägt oben ein gläser-

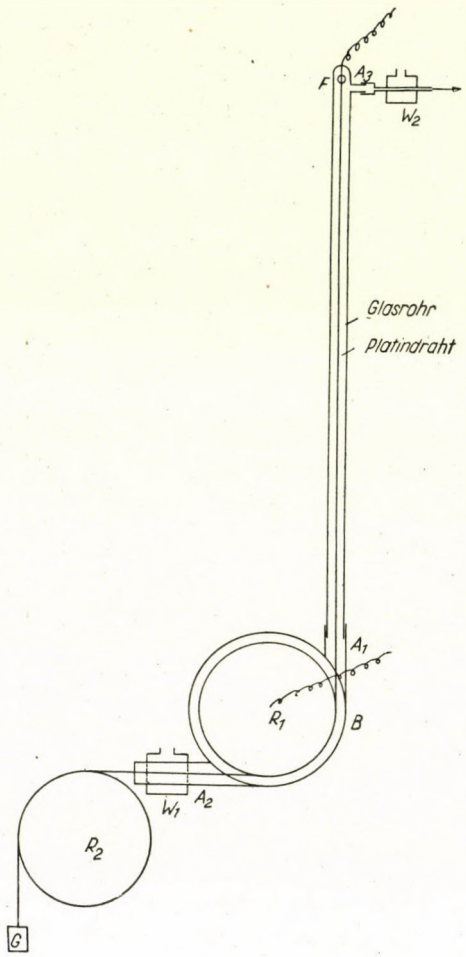


Abb. 1.

nes Ansatzrohr A_3, an welches sich wieder luftdicht ein Metallrohr anschliesst. Auch das letztere dringt durch ein Wasserbad W_2.

Die soeben beschriebene Einrichtung ermöglicht die elektrische Erhitzung des Platindrahtes über R_1 und Festpunkt F, anderseits die stetige Spülung des erhitzten Drahtes mittels Grubenluft, welche von A_2 aus über A_3 fortdauernd angesaugt wird. Die Wasserbäder W_1 und W_2 kühlen den Gasstrom soweit ab, dass durch den erhitzten Draht, selbst bei explosivem Grubenwetter, ausserhalb der Vorrichtung keine Zündung erfolgen kann.

Falls der Draht im stetigen Wetterstrom durch elektrische Beheizung bis zur Rotglut (z. B. bis 600° C) erhitzt wird, so müsste mit Brennstoffhältiger Luft bei gleicher Spülstromgeschwindigkeit und gleicher Beheizung höhere Temperatur erreicht werden, weil auch der Heizwert des Brennstoff-

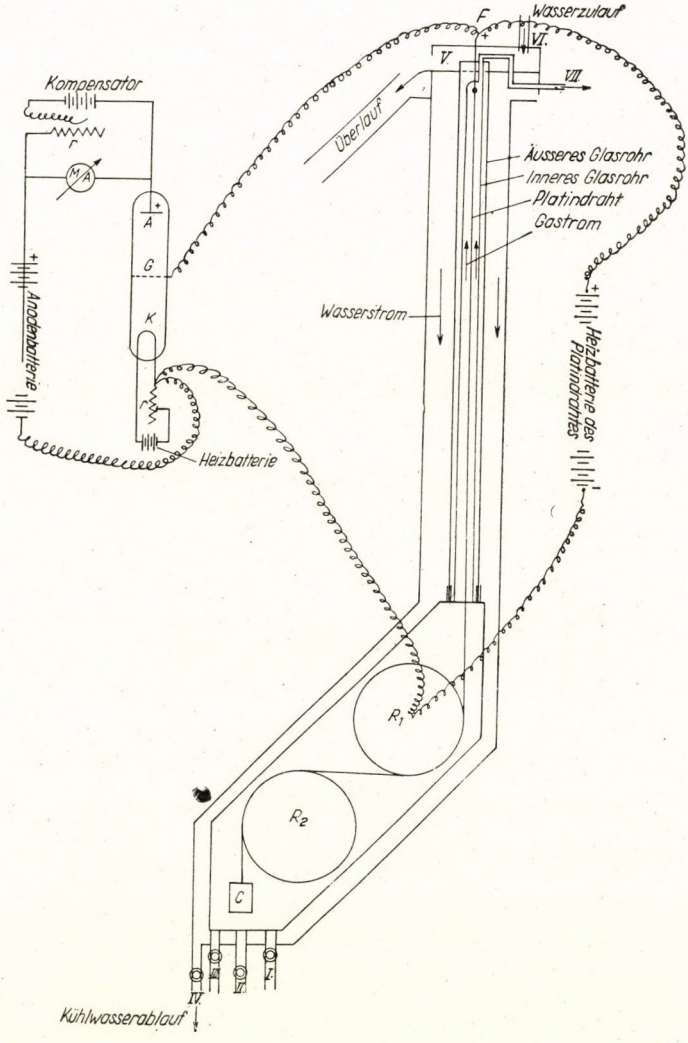


Abb. 2.

gehaltes hinzukommt. Der Nachweis des Brennstoffes in der untersuchten Grubenluft kann also durch die besagte Temperaturerhöhung erfolgen. Als Thermometer wäre der glühende Draht selbst tauglich, z. B. im Wege der Messung seines jeweiligen Widerstandes.

Unbedingt auszuschliessen ist der Einfluss der Ortstemperatur und vor allem ist die Vergleichstemperatur des stationären Zustandes bei Spülung mit reiner Luft verlässlich festzulegen. Diese Voraussetzungen gewährleisten folgende Massnahmen: (siehe auch *Abb. 2.*)

1. Das Glasrohr wird mit einem etwas weiterem Glasrohr umgeben, um einen Luftmantel zwischen beiden Glasrohren festzuhalten.

2. Das grundsätzlich bereits besprochene Gerät wird in eine Hülle eingebaut, durch welche von oben nach unten in lebhaftem Strom Kühlwasser gleichbleibender Temperatur fliesst. Die Rollen R_1 und R_2 sind nun in einen gemeinsamen Behälter untergebracht, welcher die mit Hähnen versehenen (die Wand des Wasserbades durchdringenden) drei Ansatzrohre I., II., III. trägt. Durch I. bezw. II. kann reine bezw. brennstoffhältige Grubenluft eingesaugt, durch III. kann möglicherweise erscheinendes Kondenswasser zeitweilig abgelassen werden. Der Kühlwassertrog trägt unten den ständig offenen Kühlwasserablauf IV. oben ist ein Überlauf V. vorgesehen, damit durch überschüssigen Zulauf aus VI. der obere Wasserspiegel trotz ständigem Ablauf immer auf gleicher Höhe bleibe. Durch das Rohr VII. wird die Luft aus dem Verbrennungsrohr herausgesogen. Es besteht aus dem gläsernen Ansatzrohr und dem luftdicht angeschlossenen Metallrohr, welch letzteres in das Kühlwasser taucht und durch die Wand des Kühltroges austritt. Diese wirkungsvolle Kühlung schliesst die Gefahr der Zündung explosiver Grubenwetter am Standorte aus.

Die stetige Temperaturmessung des glühenden Platindrahtes, welcher zugleich als Zünder und Widerstandsthermometer wirkt, erfolgt an F und R_1. Es wurde bereits angedeutet, dass der Heizstrom durch die Achse der Metallrolle R_1 in den Platindraht ein- und am Festpunkte F aus dem Platindraht abfliesst. Der Potentialabfall längs des Drahtes hängt vom Widerstand, bezw. von der Temperatur des Platindrahtes ab. Liefert eine Stromquelle konstanter Spannung (z. B. eine Akkumulatorenbatterie) den Heizstrom, dann genügt die Potentialmessung zur Widerstand-, bezw. Temperaturmessung des Platindrahtes. Zur Potentialmessung taugt eine Röhre, deren Anschlussweise auf *Abb. 2* schematisch ersichtlich ist. Die zu Messende Spannung wirkt am Gitter der Röhre und steuert den Anodenstrom, dessen jeweilige Stärke am Milliampèregerät (MA) sichtbar ist, erforderlichen Falls auch registriert, oder hörbar gemacht werden kann.

Die Arbeit am Meldegerät gestaltet sich folgend. Sobald der Platindraht bei fortdauerndem Kühlwasserstrom rotglühend ist, saugt man von I. zu VII. reine Luft durch das Verbrennungsrohr. Die reine Luft kann in einer Bombe komprimiert bereitgestellt sein und muss mittels Reduzierventiles, Druckreglers und durch ein im abfliessendem Kühlwasser liegendes Schlangenrohr mit 1 Atmosphäre Druck und Kühlwassertemperatur bei I. eintreten. Erforderlich ist allerdings, dass auch die Saugkraft bei VII. immer gleich bleibe. Diese Bedingung erfüllt am sichersten ein elektrisch betriebener Ventilator gleichbleibender Leistung. So findet man die der Vergleichstemperatur entsprechende Zeigerstellung am Milliampèregerät. Hernach schliesst man den Hahn I. und öffnet den Hahn II. Enthält die Grubenluft Methan, oder schwebenden Staub, so stellt sich alsbald die der höheren Drahttemperatur entsprechende Zeigerstellung am Milliampèregerät ein.

Es ist auch möglich, das Meldegerät für verschiedene Kühlwassertemperaturen empirisch zu eichen, also aus der Stromstärkeangabe des Milliampèregerätes mittels der Eichkurven die fraglichen Heizwerte zu schätzen.

Es liegt ausserhalb der mir verfüglichen Möglichkeiten, das grundsätzlich dargelegte Meldegerät tatsächlich zu erstellen. Diese Mitteilung soll nur den Weg zur Schaffung dieses Gerätetyps ebnen. Verheissungsvoll für den Versuch ist, dass sich Geräte im Gebrauch bewährten, welche den eben dargelegten Baugrundsätzen entsprechen. Z. B. der »Methanedetector« *W*-8 der »Mine Safety Appliances Co«, welcher 0,05—2, bzw. 2—5 Vol. % CH_4 in Grubenluft anzeigt.[1] Nicht minder verheissungsvoll ist das auf Wärmeleitfähigkeitsunterschiede von Gasen gegründete, gleichfalls durch Widerstandmessung gelöste Gerät *Dr. K. Kántás's*, welches sich zur Methan-Messung von 0,01 Vol. % an in Luftgemischen aus Bohrschlämmen bewährt.[2]

LITERATUR

[1] Mines Circular 33 des United States Department of the Interior Bureau of Mine vom Jahre 1948, Seiten 37—42.

[2] Bányászati és Kohászati Lapok, II. (LXIII.—1947) Seiten 80—88.

Für die leihweise Überlassung eines Exemplares der Drucksache [1] durch das Landesamt für Arbeits-Gesundheitswesen sei hier Dr. József Bánsági und für die freundliche Vermittlung Dipl. Berging. Miklós Esztó verbindlichst gedankt.

ZUSAMMENFASSUNG

Wenn es gelingt, sehr geringe Mengen brennbarer Gase, oder brennbaren, schwebenden Staubes in Grubenwettern durch Meldegeräte selbsttätig und stetig nachzuweisen, so wäre auch die Anzeige der Gefahr im ausziehenden Wetterstrom, also die Überwachung des gesamten bewetterten Gebietes von einem einzigen Ort aus möglich. Jedoch nur dann, wenn das eingesetzte Meldegerät hochempfindlich ist. Werkserfahrung legte nahe, Meldegeräte zu schaffen, welche 0,01 Volum % Methan, oder Staubmengen gleichen Heizwertes anzeigen.

Der Verfasser schlägt vor, den Heizwert der besagten geringen Brennstoffmengen zur Anzeige zu verwerten und zeigt grundsätzlich den Bauplan eines sochen Meldegerätes. Liegt Gefahrmeldung einmal vor, so kann und muss sofort die planmässige Ausforschung des Ortes der Gefahrenquelle beginnen.

Der vorgeschlagene Gerätetyp arbeitet mit einem lotrecht stehenden, engen Glasrohr, welches entlang seiner Achse einen gespannten Glühdraht aus Platin als Zünder und Widerstandsthermometer enthält. Die Temperaturmessung erfolgt im stetigen Gasstrom der Grubenwetter, bei Ausschluss des Einflusses der Standortstemperatur, mittels eines Röhrenvoltmeters und ist am letzteren sichtbar, kann registriert und auch hörbar gemacht werden.

ПРЕДЛОЖЕНИЕ ПО ПРОЕКТИРОВАНИЮ ЧУВСТВИТЕЛЬНОЙ АППАРАТУРЫ ДЛЯ СИГНАЛИЗАЦИИ ВЗРЫВООПАСНОСТИ В УГОЛЬНЫХ ШАХТАХ

Др. А. Ромвальтер

Резюме

В случае возможности определения присутствия в рудничном газе весьма небольшого количества метана или соответственно-угольной пыли во взвешенном состоянии одинаковой калорийности, сигнализацию опасности можно установить в вытяжном воздушном потоке, в одном месте. Иначе говоря, сигнальная служба может быть распространена на всю вентилируемую площадь шахты. По мнению специалистов, сигнализация содержания метана в атмосфере шахты не более 0,01% вполне удовлетворительна для вышеуказанной цели. В случае поступления сигнала место опасности должно системати-

чески разыскиваться. По предложению автора сигнальная аппаратура может быть осуществлена на термохимическом принципе. В качестве конструктивного решения сигнальной аппаратуры предложено пропускать через вертикальную трубку небольшого диаметра, внутри которой — вдоль оси ее — натянута накаленная платиновая проволока, вентиляционный воздух шахты. Последний воспламеняется под действием упомянутой накаленной платиновой проволоки, причем содержащиеся в нем газы сгорают. Выделяющееся при этом тепло немного повышает температуру платиновой проволоки. Если устранить искажающее влияние температуры отбоя и одновременно использовать платиновую проволоку в качестве контактного термометра, то падение потенциала можно измерять при помощи лампового вольтметра; замер может регистрироваться с помощью миллиамперметра или сигнализироваться при помощи громкоговорителя.

ОТСАДКА ЖЕЛЕЗНЫХ РУД МЕСТОРОЖДЕНИЯ РУДАБАНЯ В ТЯЖЕЛОЙ СУСПЕНЗИИ

ГУСТАВ ТАРЬЯН и ГАБОР ПАЛФИ

1.

В данной статье занимаемся с теми опытами, которые проводились нами в целях определения результатов отсадки в тяжелой суспензии лимонитов и сидеритов месторождения Рудабаня.

Толчком к производству этих опытов послужило сообщение Э. Бирбауера: »Развитие метода отсадки шлама и его значение для производства обогащения железной руды»,[1] согласно этой статьи удалось с очень хорошим результатом обогатить железную руду месторождения Эрцберг (в Штирии), которая до некоторой степени сходна по характеру с железными рудами месторождения Рудабаня. В основном железная руда месторождения Эрцберг отличается от железной руды месторождения Рудабаня тем, что не содержит барит, следовательно, в этом случае удельный вес растет пропорционально процентному содержанию железа, в то время, как в железной руде месторождения Рудабаня наибольший удельный вес имеет барит (барит 4,5; сидерит 3,85; лимонит 3,8; анкерит 3,0; доломит 2,85; известняк 2,7. Сидерит месторождения Рудабаня не является чистым $FeCO_3$, а кальциево-магниевым карбонатом железа, постепенно приближающимся к анкериту, так что соответственно этому изменяется и его удельный вес). Между прочим о хороших результатах отсадки в суспензии сообщает также и Л. А. Розе в 1935 году в своей статье: »Use of suspensions in or dressing.«[2]

При наших опытах в качестве утяжелителя применялись: глина с удельным весом около 2,4, ферросилиций с удельным весом 3,10 и окалина с удельным весом 4,48. На рис. 1 изменение вязкости дано в сантипуазах. Из диаграмм видно, что, например, вязкости суспензии глины с удельным весом 1,3 соответствует вязкость суспензии ферросилиция с удельным весом 1,76 или вязкость суспензии окалины с удельным весом 2,23.

Вязкость измерялась нами вискозиметром Энглера. Отметка »со смешиванием« и »без смешивания« означает, что применяется ли или не применяется перемешивание суспезии во время меняется ее выпуска. Процентное содержание класса тоньше 0,05 мм было 96,6 %, а грубее 0,1 мм — 0,5 % (у ферросилиция), а у окалины соответственно 87,4 % и 2,0 %. При отдельных опытах в качестве суспензионной среды использовали смесь глины и окалины, для того чтобы одновременно достигнуть как большой удельный вес, так и высокую вязкость.

Опыты проводились с лимонитом и сидеритом различной крупности в воде и тяжелых суспензиях с различным удельным весом и вязкостью, при различном числе хода сита. Ситовой анализ руды-сырца дал следующее содержание железа и барита:

Обогащение классов тоньше 20 мм производилось на опытной поршневой отсадочной машине с площадью сита 10×12 см, обогащение же клас-

сов грубее 20 мм на опытной беспоршневой (диафрагмовой) отсадочной машине с ситом диаметром — 25 мм. (Рис. 2. и фотография № 1.). В этой

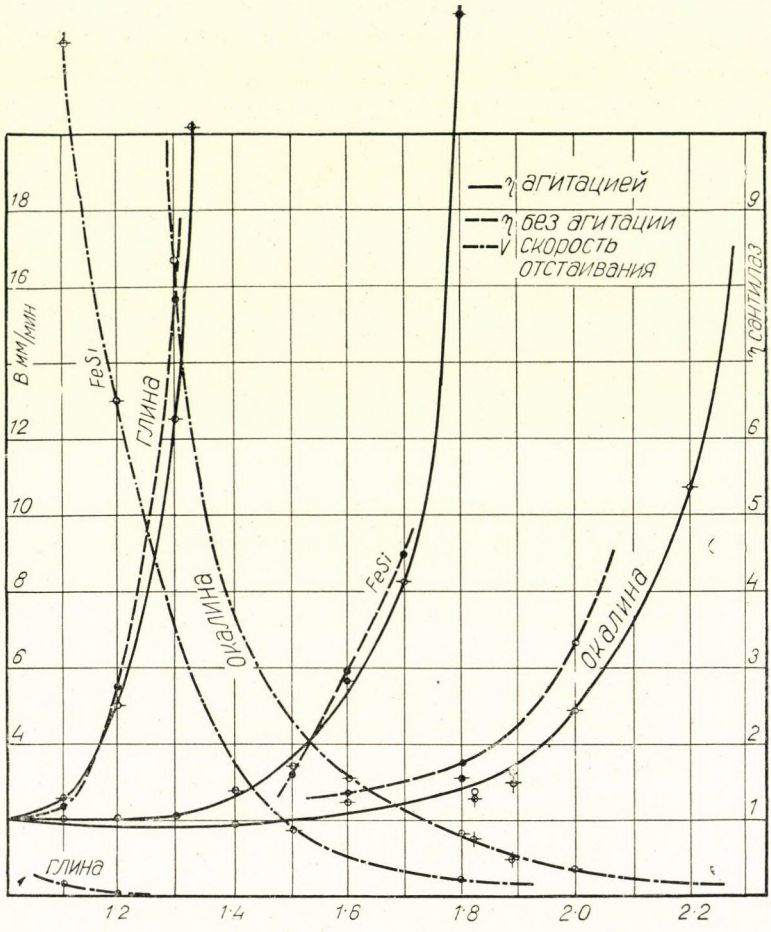


Рис. 1.

Класс, мм	Лимонит					Сидерит				
	Выход%	Fe%	$BaSO_4$ %	КFe	КВа	Выход%	Fe%	$BaSo_4$ %	КFe	КВа
40—80	49,00	30,20	19,56	49,87	55,25	30,22	20,80	29,08	28,52	48,90
20—40	10,64	30,20	23,19	10,86	14,23	16,00	19,60	25,52	14,23	22,72
13—20	3,42	30,20	23,80	3,48	4,70	10,46	23,60	10,68	11,20	6,22
7—13	7,74	32,00	17,20	8,35	7,66	9,40	26,60	8,96	11,34	4,69
5—7	3,28	33,20	15,00	3,67	2,84	3,98	21,60	8,32	3,90	1,82
2—5	5,36	30,00	16,00	5,43	4,95	12,62	23,80	9,40	13,63	6,60
02—2	8,40	28,40	14.36	8,05	6,95	10,60	23,80	7,88	11,45	4,65
—0,2	4,06	27,40	6,64	3,75	1,56	6,72	18,80	11,76	5,73	4,40
шлам	8,10	23,93	3,97	6,54	1,86					
Всего:	100,00	29,66	17,34	100,00	100,00	100,00	22,07	18,00	100,00	100,00

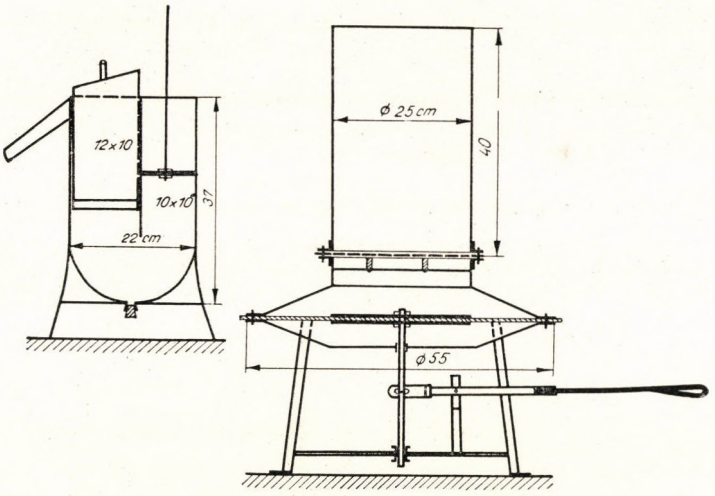


Рис. 2 a

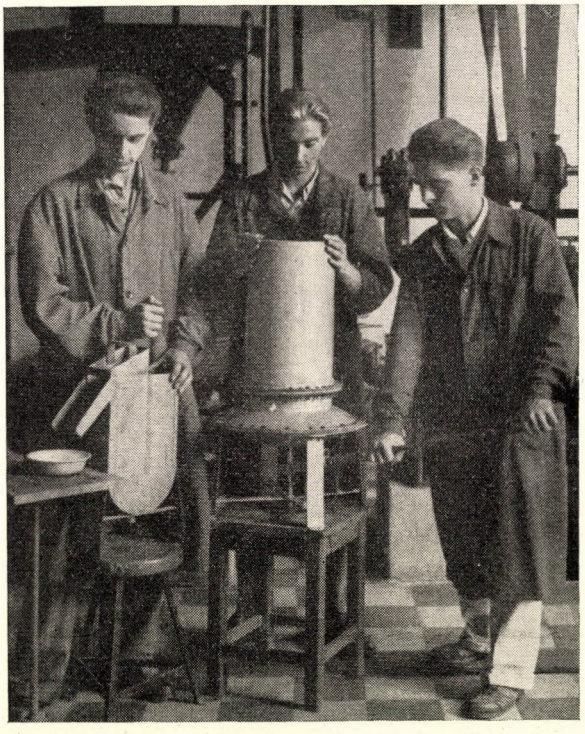


Рис. 2 b

машине осаждающая среда приходит в пульсирующее движение от воздействия на нее диафрагмы, заключенной в резиновую мембрану и расположенной непосредственно под ситом. Осаждаемое вещество загружается

в цилиндрический приемник высотой 42 см и диаметром 25 см, который установлен над ситом. Даже при отсадке классов 40—50 мм в машине иногда застревало несколько кусочков руды, так что в случае применения машины несколько большего размера получились бы лучшие результаты. При отсадке класса 5—7 мм даже в случае предварительного обогащения его в на отсадочной машине с размером сита 5х5 см, получились значительно худшие результаты, чем при обогащении на машине с ситом площадью 10×12 см. В отсадочную машину с размером сита 10×12 см загружалась руда в количестве около 1,5 кг, слоем около 12—15 см, а в диафрагмовую машину, где обогощались классы грубее 20 мм, соответственно 10—15 кг и 20—25 см. Обогащаемый материал в каждом случае загружался в обратном порядке. Для этого классы тоньше 40 мм подвергались предварительной отсадке с большим числом ходов — порядка 150—200. Отсортированный таким образом материал, после расслоения на 4—5 фракции, повторно загружался в машину, но в обратном порядке.

Бирбауер расслаивал крупные классы (40—80 мм) в суспензиях галенита с удельным весом 3,0; 3,2; 3,4 и сравнил полученные таким образом результаты с результатами расслаивания в воде и в суспензияхс различными удельными весами. У нас не имелась в распоряжении суспензионная среда, позволяющая достигнуть удельный вес суспензии выше 3,0. Поэтому приходилось предварительно измерить удельный вес каждого отдельного куска крупностью 40—80 мм, идущего на обогащение, и после его пометки определять фракцию (продукт) обогашения, в которую попадал данный кусок руды в результате отсадки. Отдельные куски руды и в этом случае загружались в отсадочную машину при каждой отсадке в обратном порядке, т. е. по увеличивающемуся удельному весу. Средневзвешенный удельный вес продуктов обогащения определялся нами расчетным путем по известным значениям удельного и абсолютного веса содержащихся в них кусков.

При отсадке более мелких классов, удельный вес фракций обогащения измерялся сперва при помощи волюмоскопа Кюна, затем применялся пикнометрический метод измерения — в соответствующей величины сосуде.

2.

Результаты наших исследований, с упущением числовых значений, даны в виде диаграмм,

где $\gamma = 1$ — удельный вес чистой воды;
γ_1 — удельный вес суспензии ферросилиция;
γ_2 — удельный вес суспензии окалины;
γ_3 — удельный вес суспензии глины;
γ_4 — удельный вес суспензии глуны + окалины.

На рис. 3 показаны результаты отсадки лимонита по классам 13—20, 7—13 и 5—7 м. м. Согласно диаграмм I, II, IV, V при аналогичном ходе машины (150) как в воде, так и в суспензиях FeSi с удельным весом 1,175; 1,38 и 1,59 получаются в одинаковой степени хорошие результаты обогащения класса 13—20 мм. Однако, обогащение в суспензии окалины удельным весом 1,8, в противоречии с ожидаемым, дало худший результат (кривая VI). Судя по кривым III и VII, изображенным пунктиром, осаждение

тяжелых фракций при ходе 30 в суспензии с удельным весом 1,8 происходило лучше, чем в чистой воде, зато фракции меньшего удельного веса в тяжелой суспензии расслаивались гораздо хуже, чем в воде. В противоположность этому, в остальных опытах лучшие результаты получались при обогащении в более тяжелой суспензии.

Отсадка лимонита крупностью 7—13 мм при ходе машины 150 дала

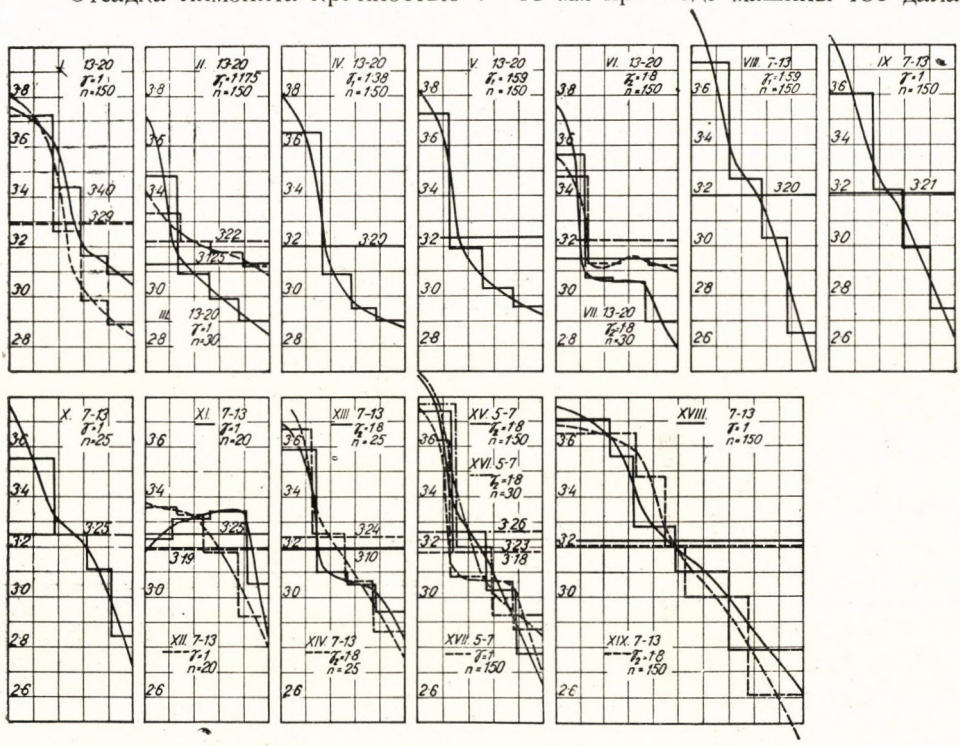


Рис. 3.

одинаково хороший результат как в воде, так и в суспензии FeSi удельным весом 1,53 (VIII, IX). При обогашении в воде с числом ходов 25 (X) получился почти такой же результат, как и при числе ходов 150. При ходе машины в 20, более тяжелые фракции, загруженные поверх обогащаемого слоя, еще не осаждались в нижний слой. В это же время зерна меньшего удельного веса, загруженные под обогащаемый слой, уже всплывали вверх в соответствующий им слой.

Опыт XIII, проведенный при числе ходов поршня 25 в суспензии окалины удельным весом 1,8, дал худший, по сравнению с отсадкой в воде (опыт X), результат: тяжелые и легкие фракции расслаивались достаточно удовлетворительно, однако, расслаивание промежуточных фракций было худшим, чем при опыте X.

Однако, опыт XIV дал при аналогичных с опытом XIII (удельный вес 1,8, число ходов 25) условиях отличный результат, даже более того, расслаивание промежуточных фракций здесь происходит гораздо лучше,

чем это было при опыте X с применением воды. Эти, отличающиеся друг от друга результаты можно объяснить тем, что качество и распределение кусочков со средним удельным весом как в опыте XIII, так и в опыте XIV было различно. Если в обогащаемом материале содержится большое количество частиц с приблизительно сходным удельным весом, то кривая обогащения, даже при оптимальных условиях процесса отсадки, будет иметь такой же характер, как и в опыте XIII. Возможно, что этот же факт является причиной также и неудовлетворительного результата отсадки класса 13—20 мм при опыте VI. Здесь необходимо упомянуть, что отдельные классы отбирались нами при помощи отборника проб Джонса (число навесок

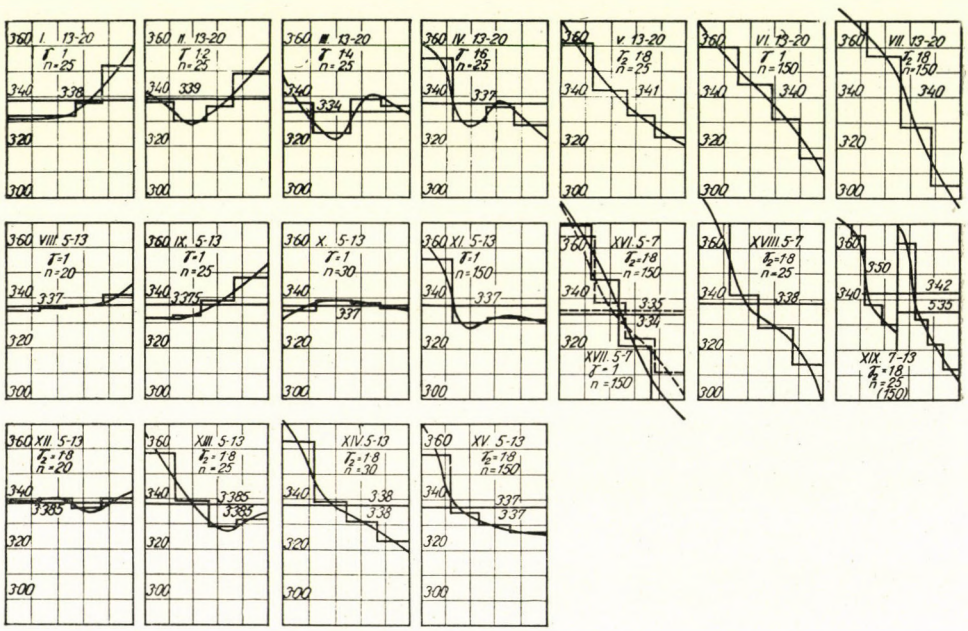


Рис. 4.

соответствовало необходимому для производства опытов числу фракций), так что вероятность неоднородности отдельных навесок невелика.

Опыты XVIII и XIX производились соответственно в воде и в суспензии окалины (удельный вес 1,8) с тяжелыми фракциями класса 7—13 мм, полученными в качестве продукта при многочисленных отсадках. Оба опыта производились при ходе машины 150. Эти опыты дали хороший результат, причем в тяжелой суспензии результат получился несколько лучшим, чем в воде; при средних удельных весах кривая обогащения получается более крутой.

Опыты, производившиеся с лимонитом крупностью 5—7 мм в суспензии окалины удельным весом 1,8 при ходе машины 150, а также при ходе 30, дают одинаково хорошие результаты; в противоположность этому, даже при ходе 150, в воде не удалось достигнуть достаточно эффективного расслаивания средних фракций.

На рис. 4 приводятся данные отсадки сидерита классов 5—7, 5—13 и 13—20 мм.

При опытах отсадки сидерита крупностью 13—20 мм наглядно видно благоприятное влияние роста удельного веса суспензии на результаты обогащения (диаграммы 1—V).

При отсадке сидерита крупностью 13—20 мм с ходом машины 25, наилучший результат получается в суспензии удельным весом 1,8, при постепенном ухудшении его с уменьшением удельного веса суспензии вплоть до чистой воды, для которой эффективность расслаивания наихудшая. При числе ходов 150 в воде (опыт VI) результат немного худший, чем который получается с тем же ходом машины в суспензии удельным весом 1,8, но несколько лучший, чем при отсадке в суспензии удельным весом 1,8 при ходе машины 25 (опыт V).

Согласно серии опытов (опыты VIII—XV), проведенных при числе ходов машины 20—25—30—150 с сидеритом крупностью 5—13 мм в воде и в суспензии окалины удельным весом 1,8, в одной и той же среде при

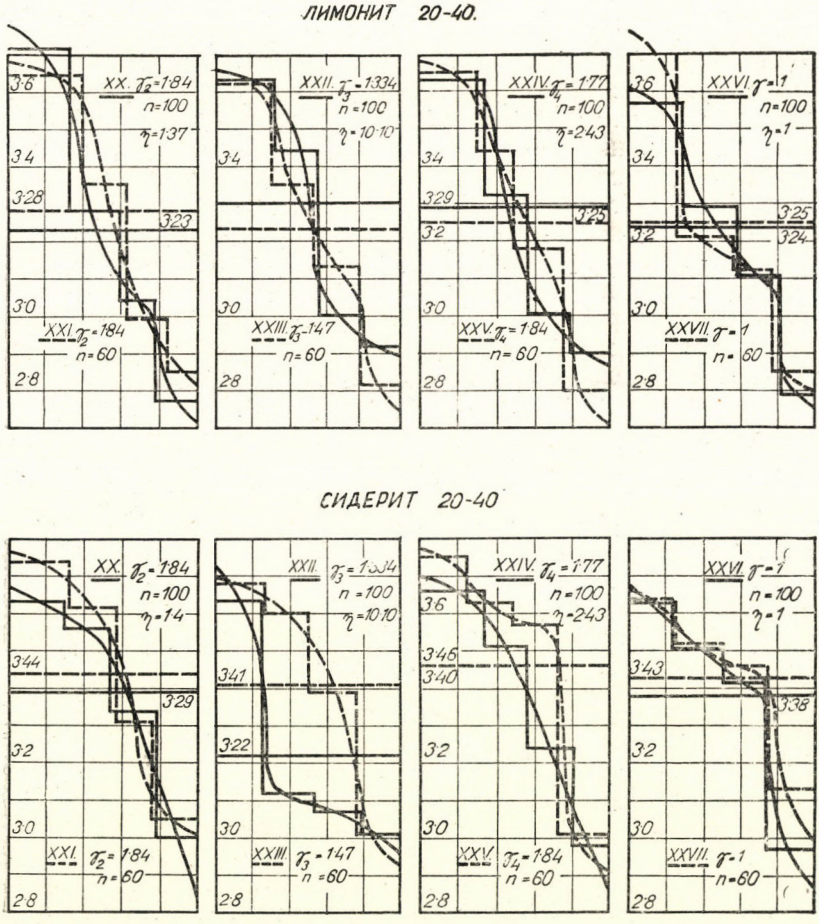


Рис. 5.

бо́льшей скорости хода машины получается лучший результат (исключение составляет опыт X с водой при ходе машины 30) по сравнению с ходом машины 25, и даже 20, дал худший результат), также установлено, что результат обогащения в среде удельным весом 1,8 лучше результата в случае использования воды, при одном и том же ходе машины. Опыт XV со средой удельным весом 1,8 при ходе машины 150, является также несколько худшим, чем опыт XIV со средой удельным весом 1,8 и ходом машины 30. Этот класс, как бросается в глаза, значительно хуже поддавался отсадке и в прочих отношениях. Значительно лучшие результаты получались при отсадке класса 5—7 мм (опыты XVI—XVIII).

При опыте XIX производилась совместно повторная отсадка верхних и нижних продуктов предварительного расслаивания, проведенного в суспензии удельным весом, 1,8 при числе ходов поршня 25, крупность полупродуктов составляла 7—13 мм. Число ходов при повторном обогащении — 150.

На рис. 5 дается результат отсадки лимонита и сидерита крупностью 20—40 мм.

Отсадка классов крупнее 20 мм производилась при ходе машины 100 и 60, в суспензиях окалины γ_2, глины γ_3, глины + окалины γ_4 и в воде ($\gamma = 1$). Общая картина получалась такова, что чем больше удельный вес и чем больше вязкость, тем лучше результат расслаивания класса 20—40 мм. Действительно, при отсадке в воде средних фракций удельного веса, кривая обогащения получается более пологой по сравнению с суспензиями с более высоким удельным весом и большей вязкостью. Исключение составляет лишь опыт XXII (сидерит), однако, здесь приходится полагать, что, судя по необычно низким значениям удельного веса, его измерение выполнялось ошибочно. Опыт XXIII с сидеритом, в суспензии глины с удельным весом 1,47 и очень высокой вязкостью, дал примерно такой же удовлетворительный результат, как и опыт XXI, проводившийся в суспензии окалины с меньшей вязкостью (1,3—1,4 сантипуаз) и удельным весом 1,84. Следовательно, уменьшение удельного веса среды может быть компенсировано путем увеличения вязкости, применительно к классу грубее 20 мм. При обогащении более мелкозернистого материала, наилучшие результаты получаются в среде с высоким удельным весом, но с малой вязкостью.

На рис. 6 приводятся данные расслаивания лимонита крупностью 40—80 мм. В отсадочную машину и в этом случае, также как и в остальных опытах, загружали куски лимонита в обратном порядке (снизу с меньшим, а сверху с большим удельным весом). Их предварительно пометили и взвесили и определили их удельный вес; после отсадки слои вещества разделили на четыре равные (по весу) части. Ступенчатые кривые диаграмм показывают вес и удельный вес отдельных кусков по убывающему удельному весу внутри каждого продукта. Непрерывные кривые удельного веса продуктов построены на основе средневзвешенных значений удельного веса по принципу равных площадей.

Выводы, сделанные при обогащения класса 20—40 мм, справедливы и в данном случае: чем выше удельный вес суспензии и чем выше вязкость, тем лучше результат отсадки. В воде, даже при ходе машины 100, не удалось достигнуть расслаивания фракций по удельному весу, если они были загружены в обратном порядке (XXX). С суспензией глины (XXXII) удельным весом 1,334 и вязкостью 10,10 сантипуаз при ходе машины 30 можно

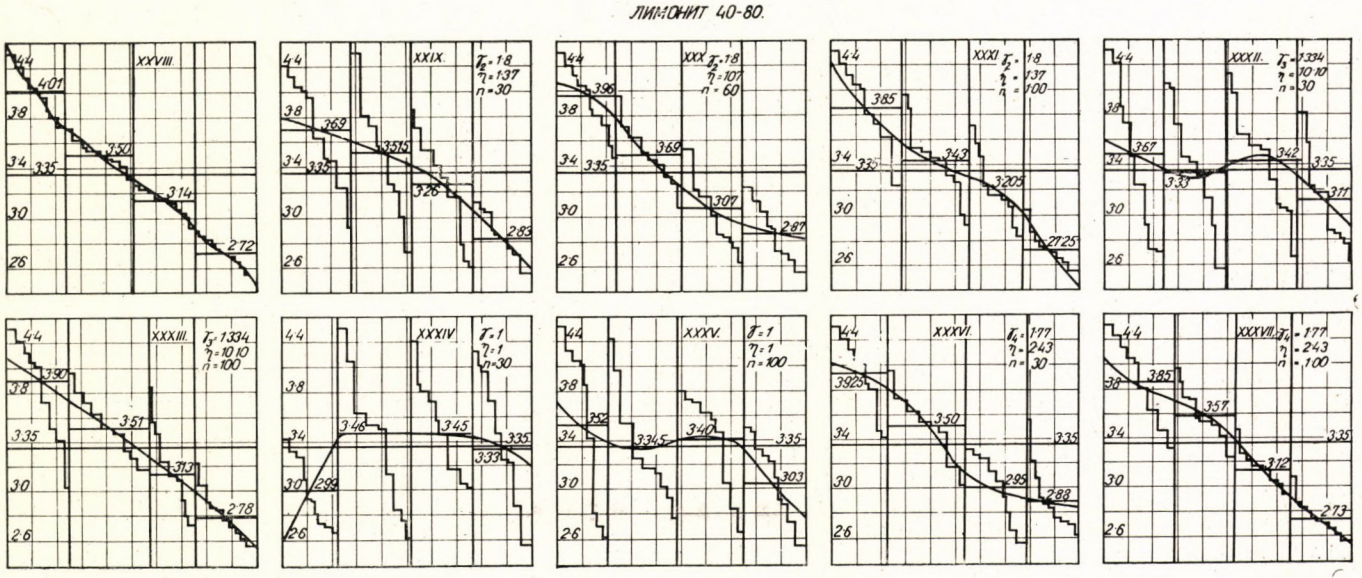

ЛИМОНИТ 40-80.
XXVIII.
XXIX. γ_2=1.8 η=1.37 n=30
XXX γ_2=1.8 η=1.07 n=60
XXXI γ_2=1.8 η=1.37 n=100
XXXII. γ_3=1.334 η=10.10 n=30
XXXIII. γ_3=1.334 η=10.10 n=100
XXXIV. γ=1 η=1 n=30
XXXV. γ=1 η=1 n=100
XXXVI. γ_4=1.77 η=2.43 n=30
XXXVII. γ_4=1.77 η=2.43 n=100

Рис. 6.

достигнуть примерно этот же результат; при ходе машины 100 (XXXIII) получается уже эффективность расслаивания, равноценная результатам обогащения в суспензии окалины с удельным весом 1,8 (при аналогичном числе ходов машины). В суспензии глины + окалины удельным весом 1,77 и вязкостью 2,43 сантипуаз при ходе машины 30 (XXXVI) был достигнут гораздо лучший результат, чем с суспензией окалины при удельном весе 1,8 и вязкости 1,37 сантипуаз (при одинаковом ходе) (XXIX), естественно из-за повышения вязкости.

На рис. 7 дается результат отсаждения сидерита крупностью 40—80 мм. По общему впечатлению отсадка сидерита дает гораздо худшие результаты, чем отсадка лимонита. Кривые удельного веса у сидерита по сравнению с лимонитом имеют характер более пологий. Это объясняется различием между действительными выходами отдельных фракций: процентное содержание их в случае лимонита изображается наклонной прямой, в случае же сидерита такой кривой, которая на самом критическом участке, т. е. в диапазоне промежуточных фракций, имеет сильно пологий характер. (Рис. 6, диаграмма XXVIII; рис. 7, диаграмма XXVIII). (В этих двух диаграммах ступенчатая линия изображает значения удельного веса и абс. веса лимонита, загруженного по убывающему удельному весу в количестве 37 кусков и 32 кусков; непрерывная кривая дает изменение удельного веса рудной кучи в количестве 102 кусков и 72 кусков.)

Результат, достигнутый с суспензией окалины удельным весом 1,8 и вязкостью 1,37 сантипуаз при ходе машины 200 (опыт XXXII) следует считать, несмотря на кажущуюся плохую форму кривой удельного веса, что практически дает совершенный результат осаждения: форма кривой также совершенно аналогична кривой действительного распределение удельного веса! У этого трудно осаждаемого материала при ходе поршня 100 (опыт XXXI) в суспензии окалины еще не удалось приблизиться к кривой действительного распределения удельного веса, но при использовании суспензии глины + окалины с удельным весом 1,774 и вязкостью 2,43 сантипуаз (даже и в суспензии глины вязкостью 10,10 сантипуаз, удельным весом 1,334 (опыт XXXVII) и при числе ходов поршня 100) получили значительное приближение кривой обогащения к кривой действительного распределения удельного веса. (Опыт проводился при аналогичных с опытом XXXVII условиях, однако, в этом случае форма кривой обогащения имеет весьма неудовлетворительный характер. Это объясняется, как выяснилось после окончания опыта, т. е. при разгрузке машины, тем, что отсадочная машина засорилась несколькими кусками руды, вследствии чего и остальная часть материала не смогла необходимым образом расслоиться.) В воде, при числе ходов поршня 100 (опыт XXXIV), результат получается совершенно неудовлетворительным.

Результаты двух последних серий опытов приведены на рис. 8 и 9 по другой группировке. Здесь даны выходы и фракционный состав продуктов отсадки, разделенных друг от друга по произвольно выбраным значениям удельного веса — на четыре фракции. Указанные внутри кружков цифры дают количество кусков, входящих в данную фракцию.

Для полной картины результаты некоторых опытов были проверены также и на основе анализа. (Анализ производился в лаборатории Научно-Исследовательского Института железоделательной промышленности.) На рис. 10 и 11 даны кривые Fe и $BaSo_4$ четырех опытов,

СИДЕРИТ 40-80

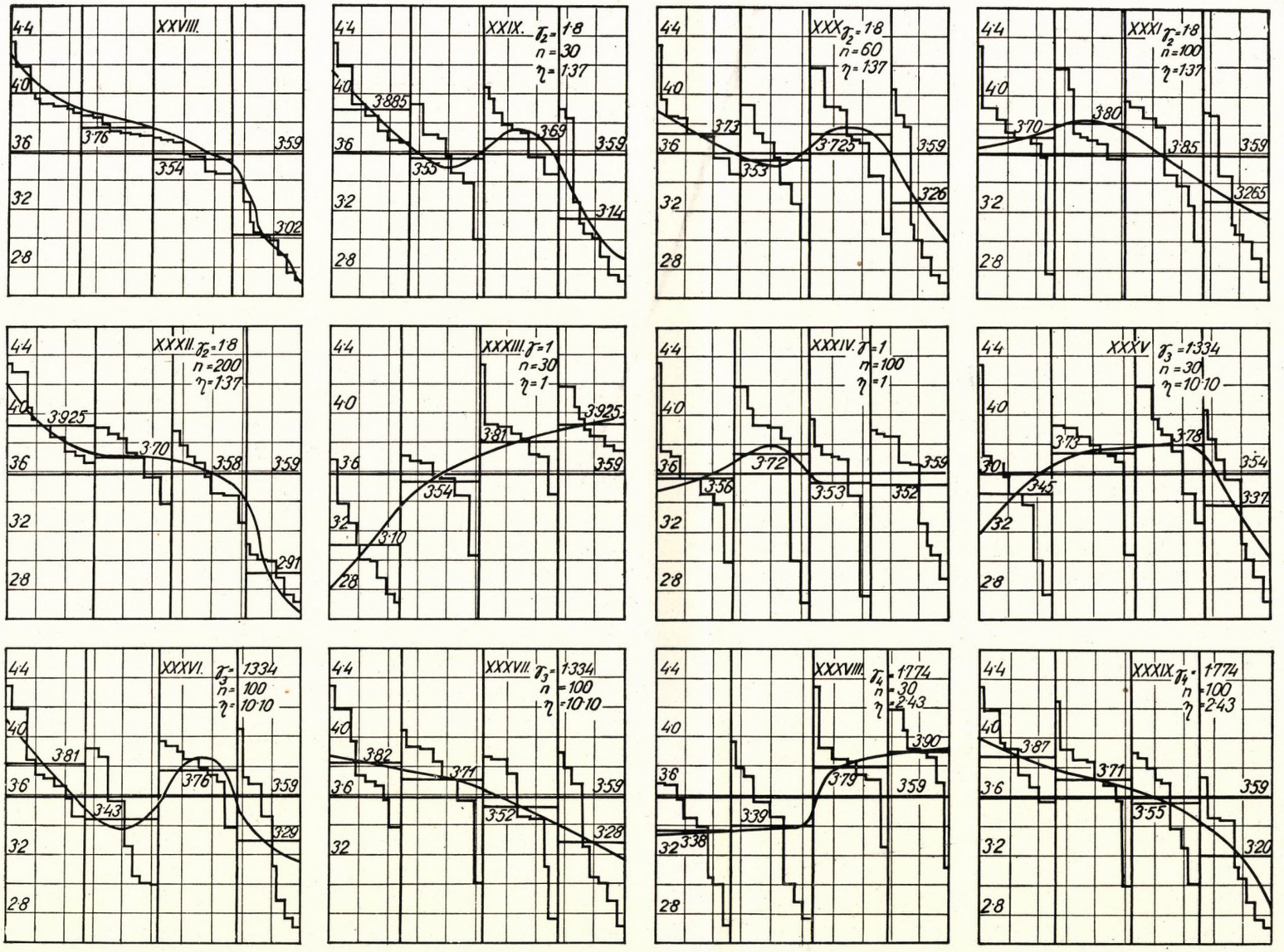


Рис. 7.

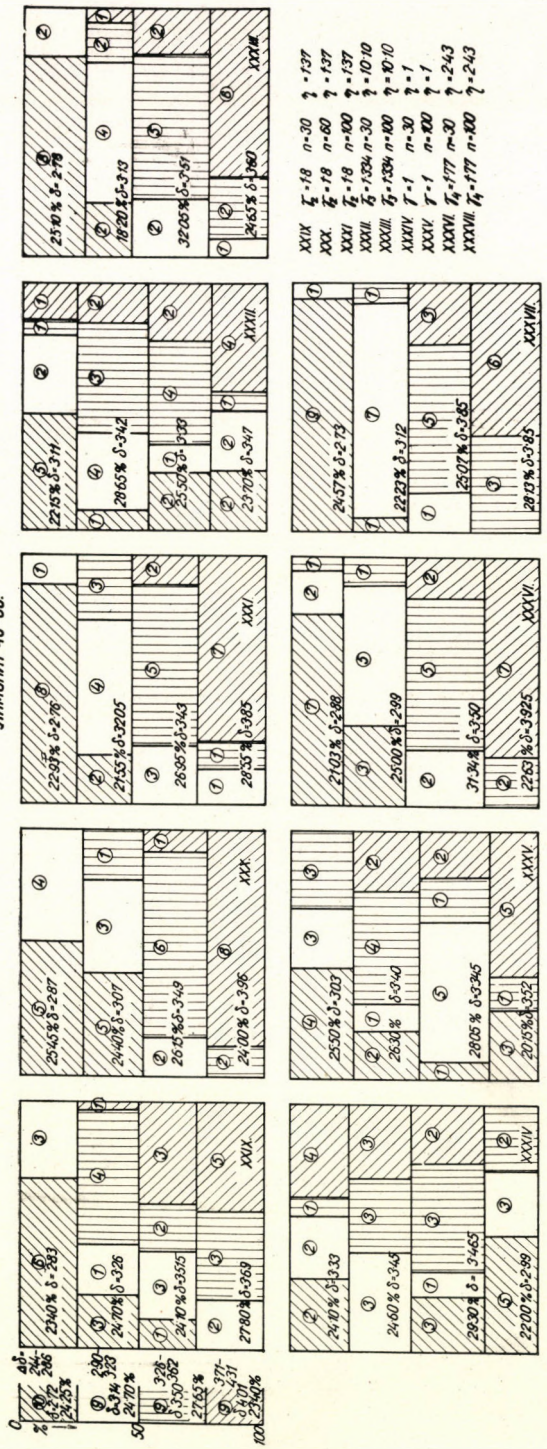

ЛИМОНИТ 40-80.
XXIX t_g-18 n-30 γ-1,37
XXX t_g-18 n-80 γ-1,37
XXXI t_g-18 n-100 γ-1,37
XXXII t_g-1,334 n-30 γ-10,10
XXXIII t_g-1,334 n-100 γ-10,10
XXXIV Γ-1 n-30 γ-1
XXXV Γ-1 n-100 γ-1
XXXVI t_g-1,77 n-30 γ-2,43
XXXVII t_g-1,77 n-100 γ-2,43

Рис. 8.

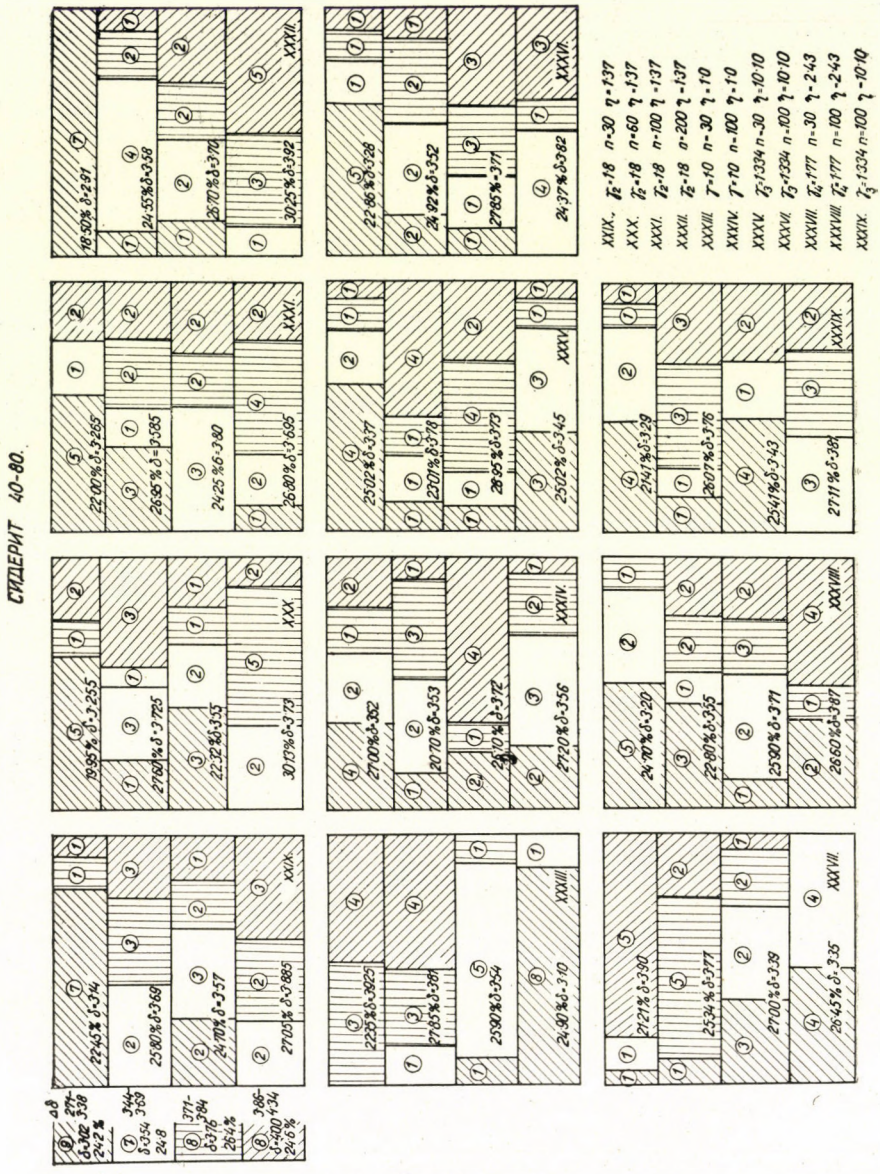


Рис. 9.

где »A« — кривые обогатимости;
»b« — кривые обогащенной руды;
»c« — кривые среднего содержания металла в пустой породе;
»к« — кривые процента выхода металла.

При опытах с лимонитом (рис. 10) наблюдалось значительное обогащение тяжелых фракций баритом; максимум кривой Fe имел место в последующих фракциях.

При опыте VIII (отсадка лимонита крупностью 7—13 мм в суспензии FeSi удельным весом 1,6 при числе ходов машины — 150) во время расслаивания руды с содержанием Fe = 28,39 % и $BaSo_4$ = 17,72 % и при выходе концентрата — 30 % получились два продукта со следующим составом:

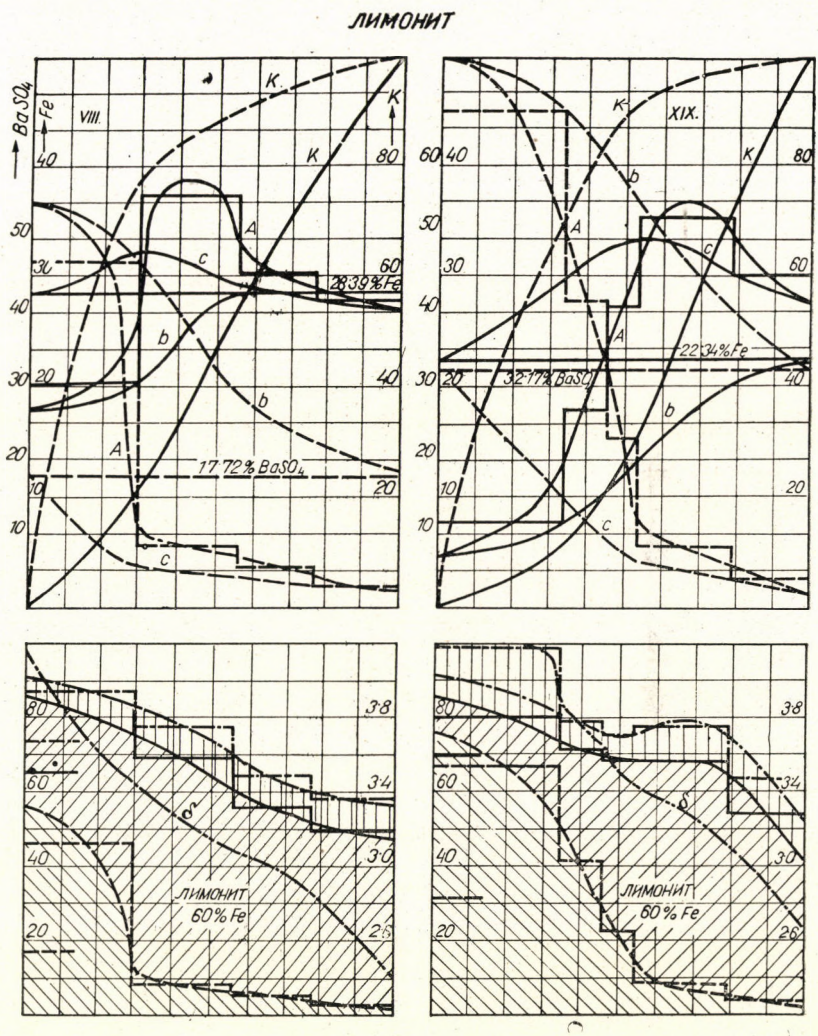


Рис. 10.

баритовый концентрат с содержанием $BaSo_4$ = 47 %, Fe = 20 % и промежуточный продукт с содержанием $BaSO_4$ = 5,5 %, Fe = 32 %, причем в концентрат перешло, считая от всего количества первоначально взятого количества руды, 79 % $BaSO_4$ и 20 % Fe, а в промежуточный продукт соответственно 21 % и 80 %.

Аналогичный результат получился также и при опыте XIX (отсадка тяжелых фракций лимонита крупностью 7—13 мм в суспензии окалины с удельным весом 1,8 и при ходе поршня 150): при расслаивании по выходу 45 % получался концентрат с составом $BaSO_4$ — 60% и Fe — 10%, пром-

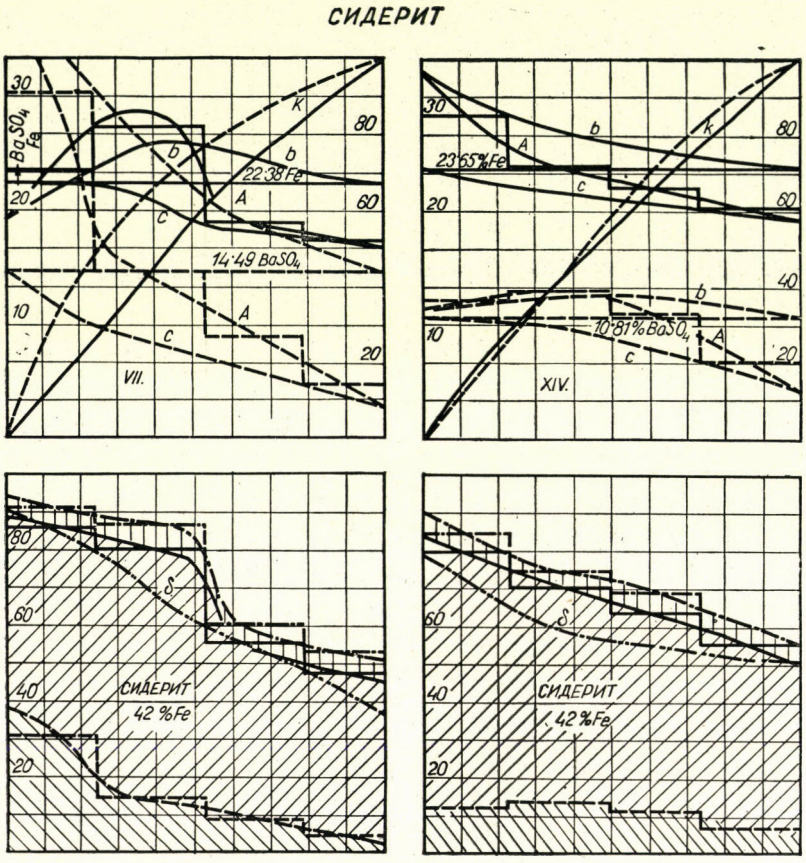


Рис. 11.

продукт $BaSO_4$ — 9,5 % и Fe — 32 % (при составе исходной руды: $BaSO_4$ = 32,17 % и Fe = 22,34 %), причем в баритовый концентрат попадало, считая от всего содержания руды, 81 % $BaSO_4$ и 20 % Fe.

Среди опытов, проведенных с сидеритом (рис. 11), опыт VII (класс 13—20 мм, удельный вес 1,8 ход 150) дал кривую, сходную в основном с кривыми, полученными при расслаивании лимонита, в это же время при опыте XIV (класс 5—13 мм, удельный вес 1,8, ход 30) барит еще не скопился в достаточном количестве в тяжелой фракции.

На рис. 10 и 11 видно изменение количеств барита, лимонита, сидерита, кварца (SiO_2) и прочих минералов (доломит, кальцит и др.) в зависимости от весового выхода. (При расчетах содержание Fe в лимоните принято за 60 %, а в сидерите — 42 %).

3.

На основе проведенных опытов можно сделать следующие выводы:

1. Отсадка в тяжелых суспензиях, по сравнению с чистой водой, дает более быстрое и определенное расслаивание по удельному весу, и поэтому этот метод может применяться с успехом даже и в таких случаях, когда незначительное различие в удельных весах расслаиваемых материалов не позволяет получить удовлетворительные результаты при отсадке в воде.

2. Для мелких классов (тоньше 20 мм) целесообразно применять отсадку в суспензии с малой вязкостью и большим удельным весом, для более крупных же классов (грубее 20 мм) отсадку в суспензии с большим удельным весом и высокой вязкостью. Из сказанного, применительно к железной руде месторождения Рудабаня, можно сделать вывод, что расслаивание отсадкой в тяжелой суспензии является пригодным методом для получения двух продуктов: одного с обогащенным содержанием барита и другого с обогащенным содержанием железа (при обедненном содержании барита). Причем баритовый концентрат торгового сорта путем отсадки не получается.

ЛИТЕРАТУРА

1. Archiv für das Eisenhüttenwesen. Jg. 1950, Heft Sept.—Okt.
2. Mining & Metallurgy, 16, p. 125—126.

Рудо- и Углеобогатительный Институт,
гор. Шопрон.

ОТСАДКА ЖЕЛЕЗНЫХ РУД МЕСТОРОЖДЕНИЯ РУДАБАНЯ В ТЯЖЕЛОЙ СУСПЕНЗИИ

Г. Тарьян и Г. Палфи

Резюме

Результаты исследований отсадки баритосодержащих лимонитов и сидеритов в суспензии воды и глины, ферросилиция, окалины даны в форме диаграмм и графиков.

На рис. 1. дается изменение вязкости различных суспензий в функции от удельного веса суспензии; на рис. 3—11. приводим результат осаждения в различной среде различной зернистости лимонита и сидерита. На диаграммах: $\gamma = 1$ — удельный вес чистой воды; γ_1 — удельный вес ферросилиция; γ_2 — удельный вес окалины; γ_3 — удельный вес суспензии глины; γ_4 — удельный вес суспензии глина + окалина.

На основе опытов можно сделать следующий вывод:

1. Путем осаждения в тяжелой суспензии можно достигнуть более быстрого и лучшего распределения по удельным весам, чем это достигается при осаждении в чистой воде. Этот метод может быть использован и в тех случаях, когда осаждение в воде не дает хорошего результата из-за того, что различие в удельном весе (между разделяемыми ископаемыми) мало.

2. В случае мелкозернистости (ниже 20 мм) целесообразно проводить осаждение в суспензии с малой вязкостью и высоким удельным весом, а в случае более крупных зерен осаждение дает лучшие результаты в суспензии с высоким удельным весом и с большой вязкостью.

В отношении руды месторождения Рудабаня можно сделать следующий окончательный вывод: осаждение в тяжелой суспензии является подходящим для получения двух продуктов: одного с обогащенным содержанием барита и другого с обогашенным содержанием железа (при обедненном содержании барита). Причем баритовый концентрат торгового сорта путем отсадки нелься получить.

ZUSAMMENFASSUNG

SETZVERSUCHE MIT EISENERZEN VON RUDABÁNYA IN SCHWEREN SUSPENSIONEN

G. TARJÁN und G. PÁLFY

Die Ergebnisse von Setzversuchen, die mit barythältigem Raseneisenerz und Eisenspat in Ton-, Ferrosilizium- und Eisenhammerschlagsuspensionen vorgenommen wurden, werden in Form von Diagrammen und Graphikons vorgelegt.

Fig. 1. gibt die Änderung der Viskosität verschiedener Suspensionen als Funktion des spezifischen Gewichtes der Suspension wieder; die Figuren 3—11. stellen die in verschiedenen Medien festgestellten Setzergebnisse der verschiedenen Siebklassen von Raseneisenerz und Eisenspat dar. Auf diesen Diagrammen bedeuten: $\gamma = 1$ das spez. Gewicht des reinen Wassers, γ_1 die spez. Gewichte von Ferrosiliziumsuspensionen, γ_2 die von Hammerschlagsuspensionen, γ_3 die von Tonsuspensionen und γ_4 die spez. Gewichte von kombinierten Ton-Hammerschlagsuspensionen.

Aus den Versuchen geht hervor:

1. dass beim Setzen in schweren Suspensionen eine raschere und bessere Trennung nach dem spez. Gewicht erzielbar ist, als beim Setzen in reinem Wasser. Das Verfahren ist auch in Fällen anwendbar, wo die spez. Gewichte der zu trennenden Mineralien nur wenig verschieden sind und daher das Setzen in Wasser keine guten Ergebnisse zeitigt.

2. Bei kleiner Korngrösse (etwa unterhalb von 20 mm) ist ein Setzen in Suspensionen von kleiner Viskosität und hohem spez. Gewicht angezeigt; bei grösserer Korngrösse ist das Setzen in Suspensionen von hohem spez. Gewicht und grosser Viskosität erfolgreicher.

In Anwendung auf das Erz von Rudabánya besagt das Endergebnis, dass das Setzen in schweren Suspensionen sich dazu eignet, das Rohmaterial in ein barytreiches und ein barytarmes, zugleich an Eisen angereichertes Produkt zu trennen. Ein Barytprodukt von handelsüblicher Reinheit lässt sich allerdings im Wege des Setzens nicht gewinnen.

ÉTUDE DE L'ENTRÉE DU FLUIDE DANS LES ROUES MOBILES DES MACHINES HYDRAULIQUES CENTRIFUGES

Par

J. GRUBER et T. SZENTMÁRTONY

(Article reçu le 30 septembre 1951.)

Un groupe très important de machines hydrauliques se construit avec des roues centrifuges. Dans les machines de ce genre, le fluide entre en direction axiale dans la roue mobile par laquelle le travail est fait. Après l'entrée, le courant, toujours changeant de direction, passe à l'entrée des aubes, ou il possède déja une vitesse essentiellement radiale.

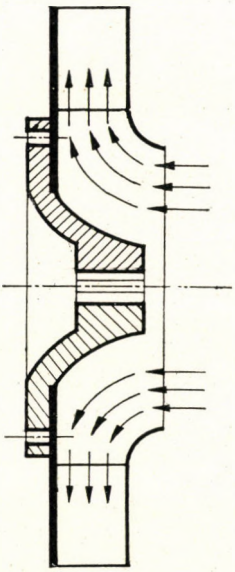


Fig. 1.

Entre les aubes on ne pourra s'attendre à un écoulement ordonné que si le fluide arrive à ces dernières avec une distribution uniforme de vitesse. Une entrée à la distribution non uniforme de vitesse ou très tourbillonante, peut causer des perturbations sérieuses dans le trajet entre les aubes, et par cela peut diminuer sensiblement le rendement de la machine.

Pour éviter la diminution de rendement due à l'entrée déréglée, il faut porter très grand soin au dessein aérodynamique de l'entrée de la roue mobile. La déviation sans perte du courant de la direction axiale dans la direction radiale demande une joue de devant du rotor, arrondie d'une manière convenable. En dehors de l'arrondissage, l'intervalle entre les joues de devant

et d'arrière, c'est-à-dire la largeur de la roue mobile, joue aussi un très grand rôle. En outre, la rotation de la roue mobile peut produire aussi un effet sur le régime de l'écoulement.

Pour examiner l'effet de ces trois facteurs, il fallait construire un appareil sur lequel la courbure de l'arrondissage (fig. 2. : R), l'intervalle entre les joues

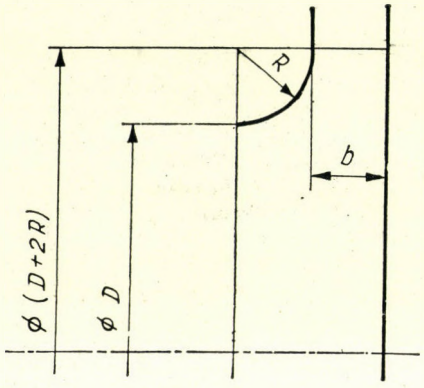


Fig. 2.

de devand et d'arrière (fig.2. : b), ainsi que le nombre de tours par minute de l'appareil puissent être variés.

Ce qui est le plus caractéristique pour le régime de l'écoulement, c'est la forme de la courbe de distribution des vitesses radiales prise à travers la largeur de la roue mobile.

Si l'entrée est dessinée correctement, il se produira sur la surface cylindrique — de rayon de $D/2 + R$, mesuré de l'axe de la roue mobile, où l'aubage commence — une distribution de vitesses radiales uniforme. On peut s'attendre que la forme de la distribution des vitesses dépende en grande partie du fait si le courant, en passant de la direction axiale dans la direction radiale, s'accélère ou se ralentit. Une mesure moyenne de ce fait est déterminée par la proportion entre la surface cylindrique de rayon $D/2 + R$ et de largeur b, et l'orifice d'aspiration $D^{20}\pi/4$, c'est-à-dire par le rapport

$$\frac{F_p}{F} = 4\left(1 + \frac{2R}{D}\right)\frac{b}{D}$$

Si cette proportion reste au-dessous de 1, le régime de l'écoulement est à confuseur ; dans le cas contraire, il est à diffuseur. Dans ce dernier cas on ne peut plus s'attendre à une distribution uniforme des vitesses. Mais avec une proportion des surfaces inférieure à 1, il peut se produire un effet à diffuseur local auprès du bord arrondi, si l'arrondissage est trop petit. En fonction du degré de l'effet diffuseur local, même pour un courant en accélération moyenne, on peut obtenir une distribution non uniforme des vitesses.

L'examen de l'effet de tous ces facteurs n'est possible que par voie expérimentale. L'installation d'essai aménagée pour ce but dans l'Institut Aérodynamique est représentée sur fig. 3.

L'air entrant passe dans un tuyau d'un diamètre de 125 mm, à travers un diaphragme, mesurant la quantité traversante, d'un alésage de 88,3 mm, à l'oeillard d'aspiration du ventilateur. Après le diffuseur du ventilateur, la distribution uniforme des vitesses est assurée par un tuyau de raccord de section quadrangulaire se réduisant en confuseur à section circulaire, raccordé à un tronçon de

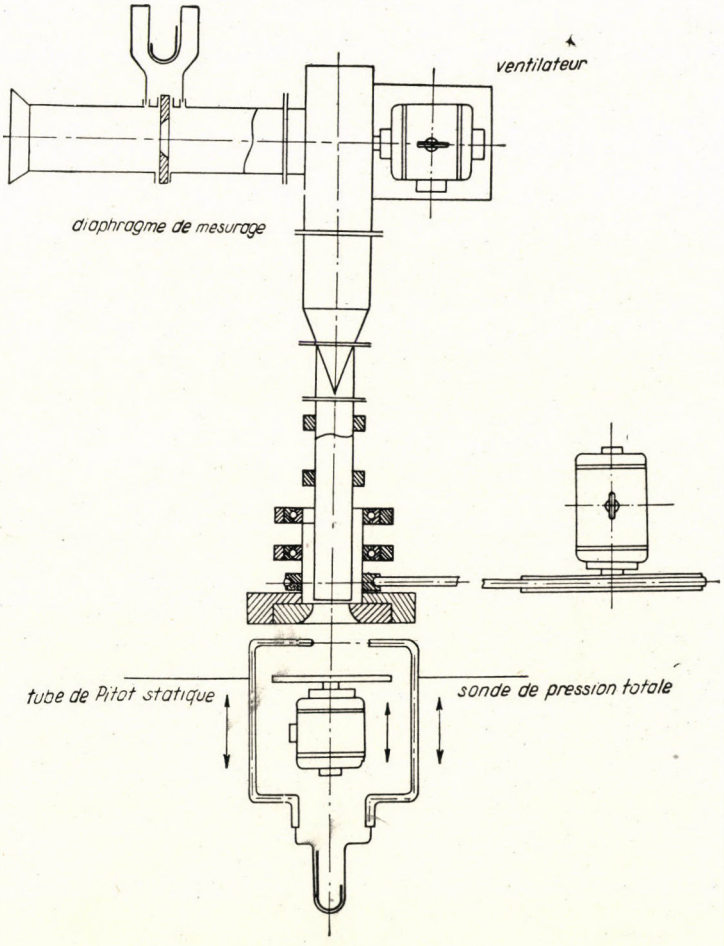


Abb. 3.

tuyau droit. Le disque mis en rotation par une poulie à courroie «V» qui forme la paroi de devant de la roue, est monté sur un tronçon de tuyau tournant sur roulements à billes. La poulie à courroie «V» est entrainée par un moteur électrique à vitesse variable. Pour rendre l'arrondissage variable, le disque a reçu une rainure tournée à un diamètre de 140 mm et à une profondeur de 30 mm, et cette rainure reçoit des bagues de rechange d'arrondissage différent. Le tuyau fixe pénètre 260 mm dans le tuyau tournant. Entre l'extrémité du tuyau fixe et le disque tournant il y a un faible jeu d'un ordre de grandeur de 1 mm.

Par un moteur éléctrique séparé, le disque en verre plexi, formant la paroi arrière de la roue, est mis en rotation à un nombre de tours égal à celui du disque servant de paroi de devant. La paroi arrière a été choisie

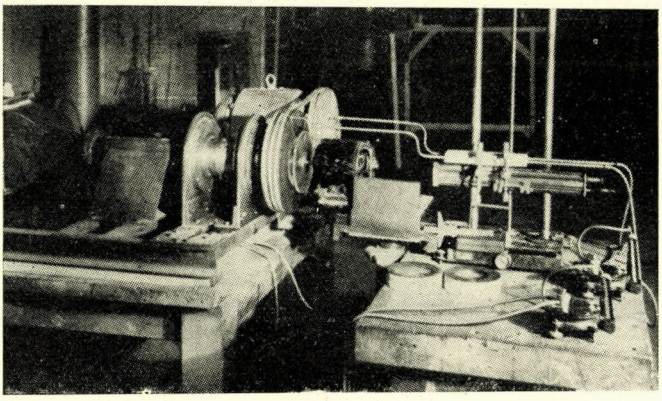


Fig. 4.

plane, puisque le moyeu arrondi d'emploi général n'exerce point d'influence sensible sur le régime d'écoulement. Le moteur éléctrique, avec le disque plexi calé sur son arbre, est ajustable dans la direction de l'axe du tuyau fixe par un guide à vis. La distance entre les deux disques a été mesurée avec une exactitude de 1/10 mm. Le disque a été construit en verre plexi parce

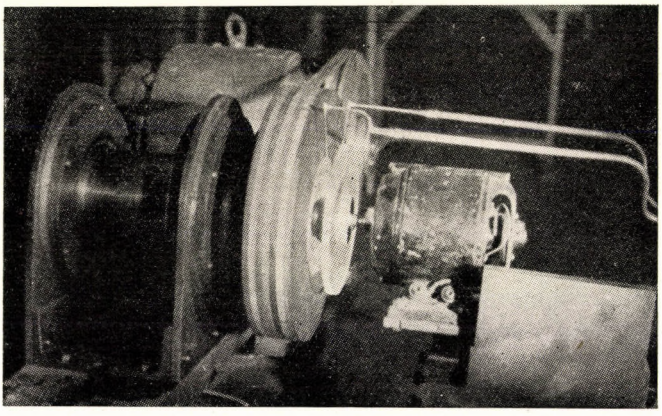


Fig. 5.

que les essais préliminaires effectués avec de la fumée ont montré le régime d'écoulement d'une manière visible.

Pour pouvoir mesurer la distribution des vitesses, une sonde à orifice au bout — quant à la la pression totale —, une sonde à orifices latéraux — quant à la la pression statique, — toutes les deux de 2 mm de diamètre, ont été employées. Les tiges des sondes sont courbées en «U», puisque de cette manière on peut les tourner dans la direction de l'écoulement sans déplacer les orifices.

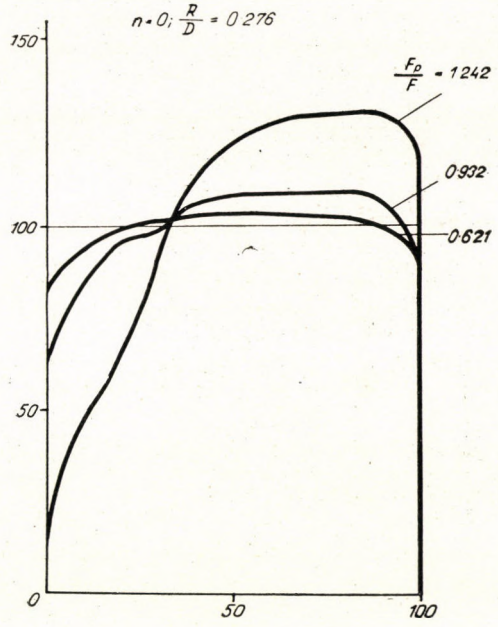


Fig. 6.

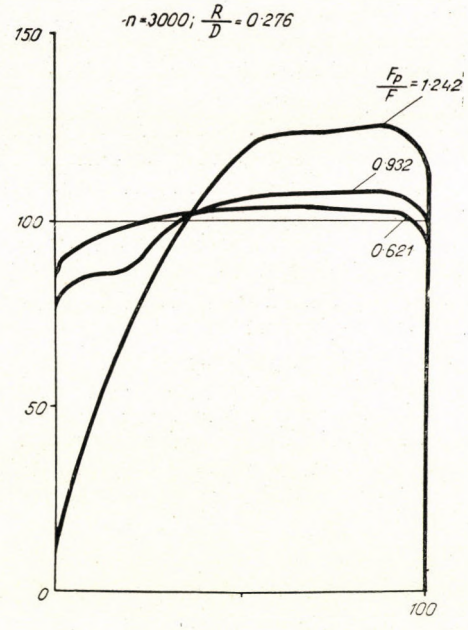


Fig. 7.

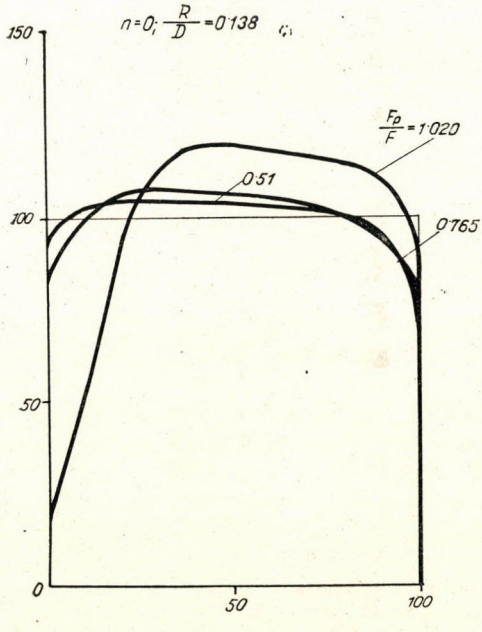


Fig. 8.

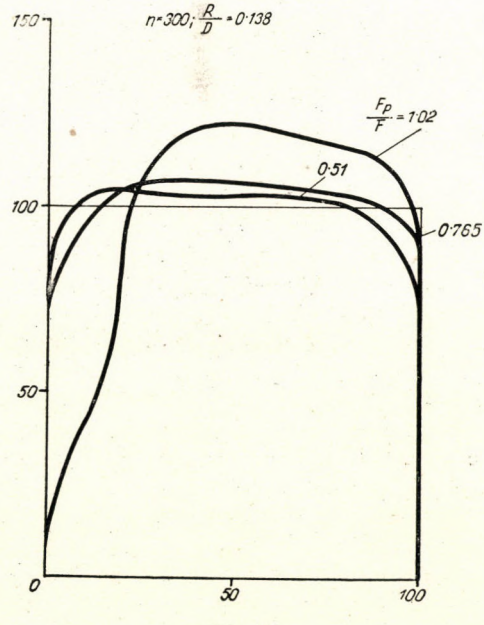


Fig. 9.

Les sondes sont montées sur un bâti séparé. Le bâti rend possible des déplacements axials et verticaux permettant ainsi d'ajuster les orifices de emsure des sondes à la distance radiale voulue de l'axe : $D/2 + R$.

Pour mesurer les différences de pression, deux micromanomètres du type Fuess sont prévus. Un de ces instruments se joint aux deux conduites de sortie du diaphragme et indique ainsi la différence de pression, proportionelle à la racine carrée du débit du courant, tandis qu'avec l'autre on obtient la différence des pressions, mesurées par les deux sondes, c'est-à-dire la pression dynamique. Les figures 4. et 5. présentent des photographies de l'arrangement.

Les mesures ont été effectuées avec un diamètre de l'orifice d'aspiration de la paroi de devant de 72,4 mm avec deux sortes de bagues insérées, l'une

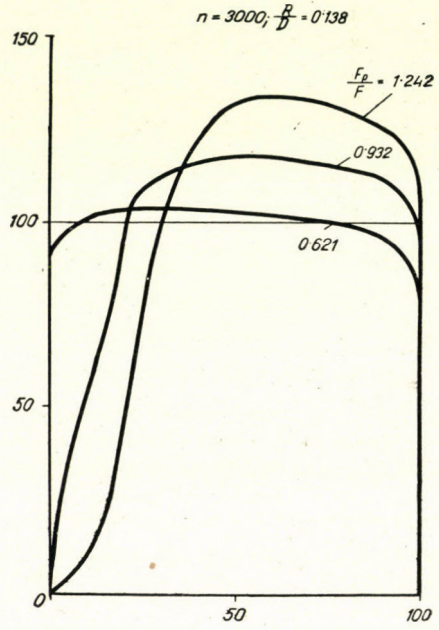


Fig. 10.

à un rayon d'arrondissage de 10 mm, l'autre à un rayon d'arrondissage de 20 mm, c'est-à-dire avec un rapport R/D de 0,138, respectivement de 0,27. La largeur relative d/D a été ajustée de manière que le rapport des sections F_0/F variait entre 0,51 et 1,242. La distribution des vitesses développées à travers la largeur de la roue a été déterminée avec tous les deux genres d'arrondissages à une distance de $D/2 + R$ de l'axe, c'est-à-dire sur la surface cylindrique correspondant au cercle tangent de l'arrondissage et du plan de la paroi de devant. Dans toutes les mesures le chiffre Reynolds, rapporté au diamètre de l'orifice d'aspiration de la roue mobile, était de 80 000.

Les essais ont été effectués avec disques immobiles ainsi qu'avec des disques faisant 3 000 tours par minute, mais la rotation des disques n'a produit aucun effet appréciable. La distribution des vitesses est représentée sur les figures 6—10, rapportée à la vitesse moyenne, dans une forme sans dimensions ; en

outre, pour faciliter les comparaisons, toutes ces courbes ont été dressées sur la même longueur de base.

Les figures 6. et 7. montrent les distributions des vitesses avec l'arrondissage relatif plus grand en cas des parois fixes [n=0], respectivement en cas des parois tournantes à n=3000 tours par minute, avec trois rapports des sections [F_p/F] différents mais identiques sur les deux figures. Les fig. 8—10. montrent les distributions des vitesses avec l'arrondissage relatif moindre; fig. 8. avec des parois fixes [n=0], fig. 9. avec des parois tournantes à n=3000 tours par minute. Les rapports des sections des fig. 8. et 9. diffèrent de ceux des fig. 6. et 7. La fig. 10., également, montre la distribution des vitesses développée avec un arrondissage relativement moindre, à un régime de 3 000 tours par minute, avec les rapports de sections indiqués sur fig. 6. et 7.

Les courbes de la distribution des vitesses (fig. 6. et 10.) permettent d'établir qu'avec le même rapport de sections l'arrondissage plus fort donne une distribution de vitesses sensiblement plus avantageuse.

De toutes les figures il est évident, que pour obtenir une distribution uniforme de vitesses, on a besoin d'un rapport de sections de 0,6—0,8, c'est-à-dire d'une accélération assez forte. Les largeurs des roues de ventilateurs centrifuges en usage sont donc exagérées, et on peut établir que, pour obtenir un rendement plus élevé, il est absolument nécessaire de les rendre plus étroites.

SOMMAIRE

Chez les machines hydrauliques centrifuges le fluide entre dans la roue mobile en changeant de direction. Si au cours de ce changement un tourbillonement se produit, ce dernier se répand jusqu'aux aubes, causant des pertes de force vive. Pour prévenir cet effet, l'ouïe de la paroi de devant de la roue doit être arrondie. En outre, la largeur de la roue doit être limitée, car si elle est trop grande, la couche limite du courant se détache aussi de la paroi arrondie.

Les auteurs ont fait des essais pour établir les conditions d'entrée. L'appareillage de l'essai était tel que l'arrondissage de l'entrée et l'intervalle entre les parois du rotor pouvaient être variés. Il n'y avait pas d'aubes, pour exclure leur effet sur le régime d'écoulement. Pour prendre en considération l'effet de la force centrifuge sur la couche limite, les parois de devant et arrière de la roue étaient tournées par des moteurs séparés, mais à vitesse égale. Le courant d'air était fourni par un ventilateur.

Les essais ont déterminé la distribution des vitesses sur la surface cylindrique correspondant au cercle tangent de l'arrondissage et du plan de la paroi de devant de la roue. Il a été établi que pour une entrée sans tourbillonement, la surface de ce cylindre ne doit pas dépasser 0,8^{me} de la section de l'orifice, car autrement le courant se détacherait. Le rayon de l'arrondissage serait alors environ 14% du diamètre de l'ouïe. La rotation des disques n'exerçait aucun influence sur la distributions des vitesses.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИТЕКАНИЯ В ЦЕНТРОБЕЖНОЕ ХОДОВОЕ КОЛЕСО

Й. Грубер и Т. Сентмартони

Резюме

В центробежных компрессорных машинах среда поступает в ходовое колесо путем отклонения потока среды. Если во время притекания возникают помехи (отслоение пограничного слоя), то они распространяются также и между лопастями ходового колеса и там вызывают потери. Чтобы избежать эти потери, необходимо обратить внимание на беспрепятственное притекание потока. В этой части ходового колеса, где происходит

притекание потока, необходимо применять закругления. Кроме этого, решающую важность играет также и размер ширины ходового колеса. В случае очень большой ширины (даже при относительно большом радиусе закругления) на месте закругления отслаивается пограничный слой.

Авторы производили опыты в целях определения условий притекания. Опытное оборудование было сконструировано таким образом, что передний диск ходового колеса можно было снабжать сменными закруглеииями. Таким образом были изготовлены детали части притока, снабженные с различными радиусами закругления. Задний диск ходового колеса имел форму плоского круглого диска. Расстояние между передним и задним диском ходового колеса можно было изменять, и таким образом было возможно осуществлять различную толщину ходового колеса. Так как авторы в этой серии опытов изучают условия притекания независимо от лопастной системы, то поэтому в пространстве между передним и задним дисками не были установлены лопасти. Для того, чтобы было бы возможным принять во внимание влияние центробежной форкамеры на пограничный слой, передний и задний диски можно было вращать при помощи отдельных моторов, но работающих с одинаковым числом оборотов. В сконструированое таким образом безлопаточное ходовое колесо воздух попадал через вентиляционное отверстие.

При опытах определили распределение скоростей на рубашке цилиндра, радиус которого соответствует концу закругления. Можно было установить, что при беспрепятственном притоке поверхность рубашки цилиндра не может быть больше, чем 0,8 часть сечения притекания, иначе поток оторвется. В этом случае радиус закругления составлял 14%-ов от диаметра притекания. При большем относительном радиусе закругления изменение стало более равномерным.

При примененных во время опытов скоростях и чиле оборотов вращение ходового колеса не оказало значительного влияния.

ELECTRONIC SPARK TIMING DEVICE

By Á. BARDÓCZ and Á. KEMÉNY

(Manuscript received 10th Nov. 1951.)

Timing devices producing electrical spark marks have long been used, though to a limited extent, for different measurements. Formerly the devices constructed on this principle were operated by means of a mechanical interrupter in the primary circuit of a transformer. Recently arrangements with a thyratron tube instead of the mechanical switch have been used with advantage for this purpose.

Klaiber and *Kington* [1] described a timing device operated by means of a thyratron tube. This device is basically a conventional grid controlled rectifier with phase-shifting facilities. The arrangement is set so that the anode current consists of very short current pulses, which, in case of a 60 c/s alternating current, are repeated every 1/60 of a second. If the primary coil of a suitable transformer (spark coil) is placed into the anode circuit of the thyratron tube, at equal intervals in accordance with the mains periodicity spark discharges will occur in the spark gap connected to the poles of the secondary.

Robson [2] gives an example of how the spark timing device can be used for recording time marks in oscillographs. In his arrangement the film or paper of the oscillogram is perforated by sparks generated in the rhythm of the 50 c/s mains. This results in producing starlike marks spreading from the center of the perforation, which is a well-defined point of 0,5 mm diameter.

A common characteristic of the above time marking devices is that the number of spark time marks per unit time is equal to the mains voltage frequency. The authors have built an electronic timing device whose number of time marks per unit time is equal to or smaller than the frequency of the mains voltage, in which latter case it is an arbitrary subharmonic of the mains frequency.

The timing device to be described operates on the following principles: The high frequency and high voltage currents required to produce the spark are supplied by a Tesla transformer. There is a condenser connected in series with the primary coil of the Tesla transformer both lying in parallel with a thyratron tube. Owing to the constant negative bias on the thyratron grid this circuit is open. If the condenser is charged and then discharged by allowing current to flow through the thyratron, the Tesla transformer will produce a high voltage spark. The grid of the thyratron tube is controlled by means of a multivibrator. The multivibrator produces positive voltage pulses larger than the negative bias on the thyratron tube grid, in consequence of which the tube is made to fire.

The frequency of the multivibrator can be varied within wide limits and it is equal to any subharmonic of the a. c. frequency. A spark of course will occur in that half period only in which the multivibrator produces a positive voltage pulse.

The wiring diagram of the apparatus is shown in Fig. 1.

The timing device consists of three main parts as indicated below with notations of *Fig. 1.*

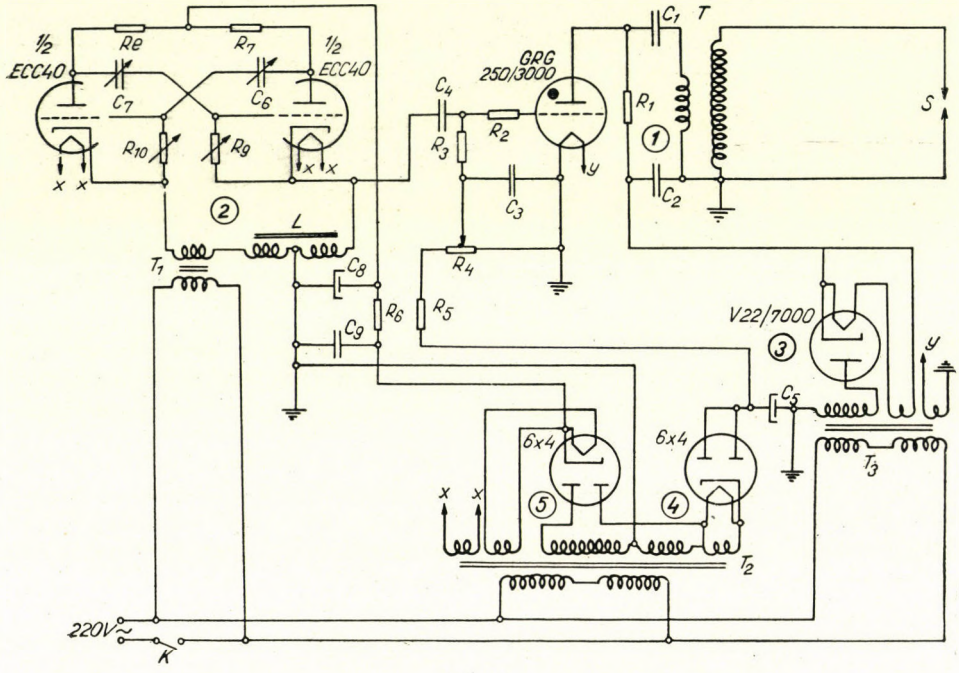


Fig. 1.

Electronic spark timing device. Wiring diagramm.

C_1 = 0,05 microfarad 3500 V
C_2 = 0,5 microfarad 3500 V
C_3 = 1,0 microfarad 500 V
C_4 = 0,05 microfarad 1500 V
C_5 = 16 microfarad 450/500 V (electrolytic)
C_6 = variable according to Table I.
C_7 = variable according to Table I.
C_8 = 16 microfarad 450/500 V (electrolytic)
C_9 = 4 microfarad 500 V
L = iron cored twin choke 20 + 20 H min., 500 + 500 ohm max.
R_1 = 0,03 megohm, 12 W, wire resistor
R_2 = 0,01 megohm, 1 W, carbon resistor
R_3 = 0,05 megohm, 1 W, carbon resistor
R_4 = 0,02 megohm, 2 W, potentiometer
R_5 = 0,05 megohm, 3 W, carbon resistor
R_6 = 5000 ohm, 6 W, wire resistor
R_7 = 0,2 megohm, 1 W, carbon resistor

R_8 = 0,2 megohm, 1 W, carbon resistor
R_9 = variable according to Table 1., carbon resistor
R_{10} = variable according to Table 1., carbon resistor
*ECC*40 = twin triode
GRG 250/3000 = thyratron tube
V 22/7000 = rectifier tube
6 x 4 = rectifier tube
T = Tesla transformer. Primary: 10 turns on 110 mm diameter base, wire diameter 3 mm. Secondary: 250 turns on 80 mm diameter base, wire diameter 1 mm.
T_1 = transformer 220/12 V, primary inductance 25 H min.
T_2 = transformer 220/2 × 320 V, 40 mA max., 3 × 6,3 V, 1 A max.
T_3 = transformer 220/1600 V, 20 mA max, 6,3 V, 1 A max., 2,5 V, 5 A max.
S = spark gap

1. Thyratron controlled firing circuit.
2. Multivibrator.
3. 4., 5. Voltage supplies.

Voltage supply 3. in *Fig. 1.* charges condenser C_1 in the anode circuit of the thyratron tube to about 2400 V. From voltage supply 4. a negative potential of about 100 V divided on resistors R_4 and R_5 biases the thyratron tube to cut off. If now the grid of the thyratron tube obtains a positive voltage pulse sufficiently large for the tube to fire, the condenser in the anode circuit of the tube will discharge through the tube and the primary coil of Tesla transformer T. The current flowing through the primary coil of the Tesla transformer induces high frequency and high voltage currents in the secondary coil. This results in discharging a spark through spark gap S.

In the circuit shown in *Fig. 1.* the multivibrator marked 2. is an adaptation of the basic setup of the well known multivibrator for our purpose. The arrangement used differs from the conventional in containing earth-symmetrical reactance L in its cathode circuit. This is necessary, because with the multivibrator of conventional setup synchronized, the negative voltage pulses in its output are large in amplitude while the amplitude of the positive voltage pulses required to fire the thyratron tube is small. By the change made here large positive voltage pulses can be obtained if the output is connected to the cathode of the multivibrator tube. The multivibrator is synchronized from the 50 c/s mains through transformer T_1. The synchronizing voltage is fed into the left tube cathode circuit of the multivibrator. When synchronized this circuit can produce voltage pulses only at integer subharmonics of the line frequency. In multivibrator circuit 2. the values of elements C_6, C_7, R_9 and R_{10} are chosen so that the multivibrator operates at the desired frequency. The relative values are listed in Table 1. It should be pointed out that it has been possible to obtain continuously and repeatedly low frequencies where the interval between two sparks was 25 sec.

The direct voltage required to operate the multivibrator is provided by supply 5.

TABLE I.

C_6, C_7, R_9 and R_{10} values belonging to the different marking frequencies of the electronic spark timing device.

Interval between two marks	C_6 microfarad	C_7 microfarad	R_9 megohm	R_{10} megohm
20 m sec	0,02	0,017	0,2	0,2
40 m sec			0,6	0,4
100 m sec			1,8	1,6
200 m sec	0,1	0,085	0,6	0,4
400 m sec			1,0	1,2
1 sec			4,0	4,0
2 sec	1	0,85	0,6	0,4
4 sec			1,0	1,2
10 sec			4,0	4,0

Hungarian Academy of Sciences, Central Research Institute for Physics, Budapest, Hungary

SUMMARY

The article describes an electronic spark timing device whose time marks can be varied in frequency. The largest number of time marks per unit time is equal to the number of c/s of the supply mains. The rhythm of the time marks of lower frequency can be set according to that of an arbitrary subharmonic of the mains frequency. The device is controlled by means of a multivibrator.

REFERENCES

[1] *Klaiber, G. S.* and *Kington, L. K.:* Am. J. Phys. *18,* 1950, 397.
[2] *Robson, R. C.:* J. Sci. Instruments *28,* 1951, 60.

ЭЛЕКТРОННЫЙ ГЕНЕРАТОР ХРОНИРУЮЩИХ ИМПУЛЬСОВ С ЭЛЕКТРО-ИСКРОВОЙ СИГНАЛИЗАЦИЕЙ

Др. А. Бардоц и А. Кемень

Р е з ю м е

Работа знакомит нас с таким электронным генератором хронирующих импульсов с электро-искровой сигнализацией, у которого ритм хронирующих сигналов может быть изменен во времени. Наибольшее число хронирующих импульсов, падающих на единицу времени, соответствует числу периодов сети в секунду, а ритм хронирующих импульсов с меньшим периодом может быть установлен равным любой субгармонике периода частот сети. Управление аппаратуры происходит при помощи мультивибратора.

KUPFERRAFFINATION IM DREHTROMMELOFEN*

Prof. A. GELEJI und J. SCHEY

(Eingegangen am 24. November 1951.)

Das aus Erzen gewonnene Rohkupfer und die zur Wiederaufarbeitung kommenden Abfälle enthalten zahlreiche Verunreinigungen, die in warmem und auch in kaltem Zustande die bildsame Verformung unmöglich machen. Die Entfernung dieser Verunreinigungen geschieht im wesentlichen durch oxydierendes Schmelzen und darauf folgendes Reduzieren. Zur Ausführung dieser Vorgänge dient der klassische Flammofen, in dem die Beschickung ihren Platz nicht wechselt. In den frühen dreissiger Jahren kam *Karl Gottschalk* in den damaligen Manfred Weiss-Werken Csepel, Ungarn, auf die Idee, den in der Eisengiesserei gebrauchten *Brackelsberg*schen Drehtrommelofen für die Kupferraffination zu verwenden. Der Drehtrommelofen hat gegenüber den stehenden Flammöfen manche Vorteile aufzuweisen. *A. Geleji* führte systematische Betriebsmessungen durch, um die bezüglichen Fragen aufzuklären. Vorliegende Abhandlung befasst sich auf Grund der erwähnten Messungen mit den metallurgischen und wärmetechnischen Eigenschaften der Drehtrommelöfen und gibt eine Methode für das Bemessen dieser Öfen auf theoretischer Grundlage an.

Die früher für die Kupferraffination einzig verwendeten Flammöfen werden mit einem Fassungsvermögen von 30—400 t gebaut. Öfen dieser Grösse dienen vorzüglich der Raffination von Hüttenrohkupfer und Kathodenkupfer, wogegen man für die Verarbeitung von Abfällen kleinere, 8—30 t fassende Öfen benützt, die sich für den letzteren Zweck besser eignen. Der Drehtrommelofen bedeutet gerade auf diesem Gebiet einen grossen Fortschritt. Der erste Ofen dieser Art hatte ein Fassungsvermögen von 10 t; auf Grund der mit demselben gewonnenen Betriebserfahrungen wurden sodann zahlreiche Öfen für 3—60 t gebaut [1, 2, 3]. Im Verlauf der Jahre erweiterte sich das Anwendungsgebiet dieser Öfen; neben der Schrottraffinierung benützt man sie derzeit auch für die Verarbeitung von Elektrolyt- und Hüttenrohkupfer, sowie für die Wirebarproduktion.

Der Drehtrommelofen ist im wesentlichen ein sich an beiden Enden konisch verjüngender Zylinder (*Abb. 1*). Der Ofenmantel wird aus starkem Kesselblech geschweisst oder aus Stahl gegossen. Da die das Futter bildende Stampfmasse beim Anheizen stark anschwillt, werden die konischen Endstücke mittels Bleiunterlagen an das zylindrische Mittelstück angeschraubt. Der Ofenmantel besitzt zwei Ringe, die auf elektrisch betriebenen Rollen ruhen, mit deren Hilfe der Ofen einmal in der Minute umgedreht werden kann. Der Ofenkörper ist

* Vorgetragen in einer Sitzung der Abteilung für Ingenieuruwissenschaften der Ungarischen Akademie der Wissenschaften am 14. Dez. 1951 in Budapest.

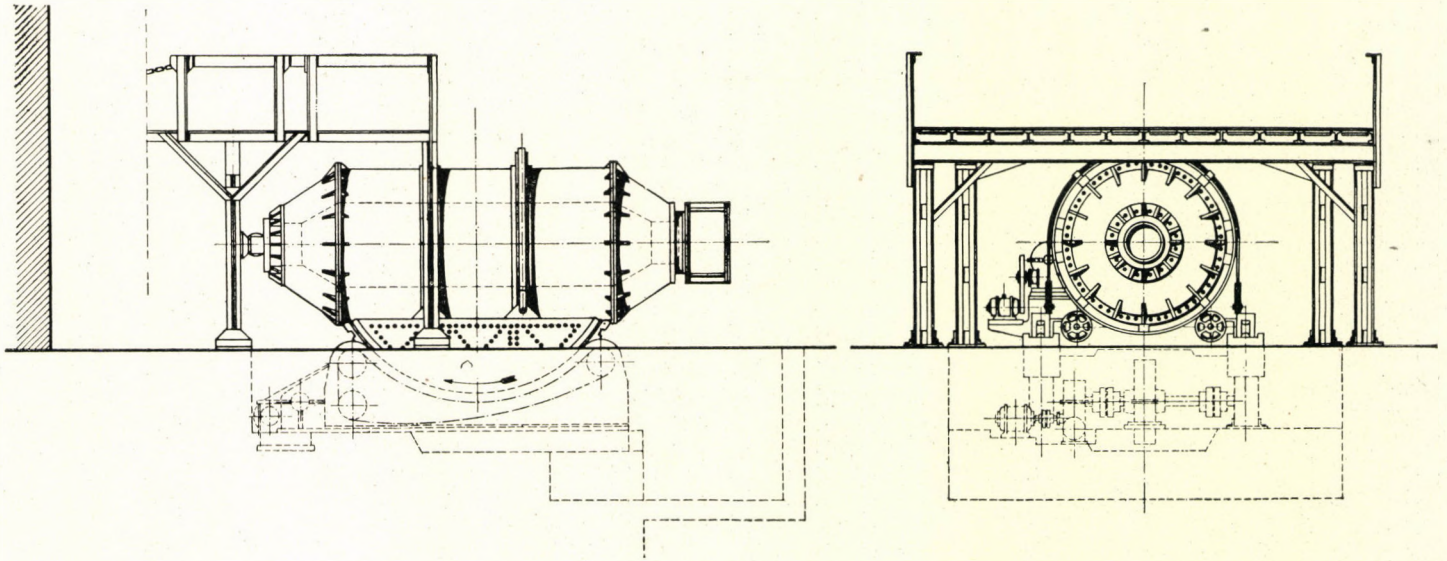


Abb. 1. Kippbarer Drehtrommelofen (Type GORA, konstruiert von A. Geleji)

samt dem Drehwerk in ein robustes Gestell eingebaut, und ist mit diesem zusammen in vertikaler Richtung kippbar. Der Brenner und die Abzugsöffnung sind in Schwenktüren angeordnet, hindern daher das Kippen nicht. Das Chargieren geschieht von einer Bühne aus ; die Schlackenkübel, Polstämme und Giesspfanne bedient ein Kran.

Die metallurgischen Vorgänge sind im Drehtrommelofen im Grunde genommen dieselben, wie im Flammofen, charakteristisch für den ersteren aber ist der sehr schnelle Verlauf der einzelnen Operationen.

Die Kupferraffination besteht im wesentlichen aus folgenden Operationen :

	Zeitdauer der Operation	
	im Flammofen	im Drehtrommelofen
1. Chargieren	1— 3 Stunden	20′—1½ Stunden
2. Einschmelzen	8—11 „	1 —2 „
3. Verblasen und Schlackenziehen	3— 5 „	40′—2½ „
4. Polen	2— 3 „	30′—1 „
5. Giessen	4— 9 „	20′—2 „

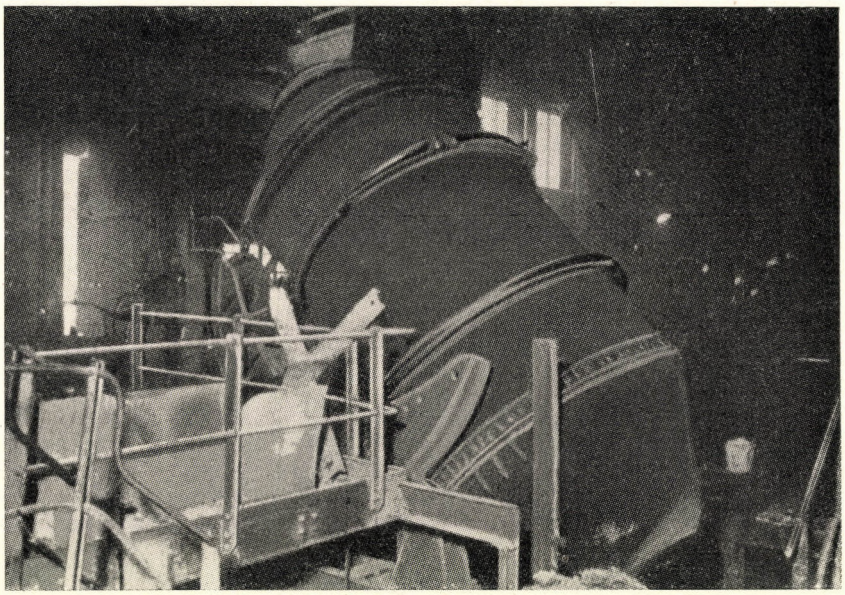


Abb. 2. Zum Beschicken gekippter Ofen (Murex ; Typ Thomas)

Die volle Chargendauer beträgt im Flammofen in der Regel 24 Std., [4, 5] in ungünstigen Fällen noch mehr, im Drehtrommelofen dagegen beträgt sie nur 3—6 Std und nur in Ausnahmefällen bis zu 12 Std.

Das Einsetzen der Beschickung wird bei stehenden Flammöfen durch die Einsatzöffnungen bewerkstelligt, bei kleineren Öfen von der Hand, bei grösseren mechanisiert mit Hilfe von Chargierkränen. Den Drehtrommelofen beschickt man im gekippten Zustande von der Chargierbühne aus *(Abb. 2.)*. Es genügt

das Einsatzgut einfach in den Ofen zu stürzen, zumal der rotierende Ofen selbst die richtige Verteilung besorgt. Durch diese Methode wird die Einsatzzeit stark verkürzt ; so lässt sich z. B. ein 10 t-Ofen in 20—30 Min. mit Rohkupferblöcken oder gut pakettiertem Schrott beschicken. Voluminöser Schrott benötigt mehr Zeit und füllt dabei den Ofenraum schnell aus, in welchem Falle man das Einsetzen abbrechen und das eingesetzte Gut teilweise einschmelzen lassen muss.

Nach dem Chargieren folgt das Einschmelzen. Während dieser Operation müssen die Speicher- und Wandverluste durch Wärmezufuhr ersetzt, die Beschickung eingeschmolzen und um etwa 80° C überhitzt werden. In stehenden Flammöfen erfolgt die Wärmezufuhr — mittels Berührung und Strahlung — lediglich durch die freie Oberfläche des Einsatzes hindurch, wogegen die Sohle des Ofens eine kühlende Wirkung ausübt. Die Folge ist eine lange Einschmelzdauer und ein hoher Brennstoffaufwand. So nützen z. B. die 10—25 t-Flammöfen nur 6—15% der eingeführten Wärmeenergie zur Erwärmung des Kupfers aus [6]. Dagegen berührt im Drehtrommelofen die Charge immer einen anderen Teil des rotierenden Futters, daher wird der Einsatz von unten nicht gekühlt, vielmehr kräftig erwärmt und umso schneller eingeschmolzen.

Der andere grosse Vorteil des Drehtrommelofens besteht darin, dass gleichzeitig mit der Erwärmung des Einsatzes das Futter eine regelmässige Abkühlung erfährt. Das erlaubt eine höhere Flammentemperatur, und der Flammraum kann mit mehr Wärme je s und m^3 belastet werden, als es bei stehenden Flammöfen möglich ist. Mit der rechnerischen Untersuchung dieser Eigenschaften werden wir uns im Zusammenhang mit der Wärmebilanz zu befassen haben. Der Raffinationsprozess bezweckt das Oxydieren der Verunreinigungen, daher kann man schon vom Beginn des Einschmelzens an mit oxydierender Flamme arbeiten und so Verluste durch unvollständige Verbrennung vermeiden.

Ist der grösste Teil des Einsatzes eingeschmolzen, so beschleunigt man die Oxydation mittels auf die Badoberfläche geblasener Luft. In den Drehtrommelofen bläst man durch zwei, auf beiden Seiten des Brenners eingeführte, hitzebeständige Stahlrohre einen Wind von 0,7—1,5 *atü* ein. Während der Oxydationsperiode feuert man weiter, um das Metallbad im gewünschten Masse zu überhitzen und gleichzeitig die Strahlungsverluste sowie die durch den Blasewind mitgenommene Wärmemenge zu ersetzen. Der Ofen wird ständig gedreht, dadurch wird das Futter geschont und das Bad schneller überhitzt. Der Sauerstoff des auf die Badoberfläche geblasenen Windes reagiert mit dem Kupfer unter Bildung von Cu_2O. Das letztere diffundiert im Bad mit grosser Geschwindigkeit und oxydiert alle Verunreinigungen, deren Affinität zum Sauerstoff grösser ist, als die des Kupfers. Die entstehenden Metalloxyde steigen infolge ihres kleineren spezifischen Gewichtes zur Badoberfläche auf und vereinigen sich mit dem SiO_2 der sauren Auskleidung zu dünnflüssiger Silikatschlacke. Sollen stark verunreinigte Abfälle raffiniert werden, so würde vermutlich ein basisches Futter eine längere Lebensdauer gewährleisten. Da aber der saure Ofen ein Endprodukt besserer Qualität liefert, beschränken wir unsere Betrachtungen auf den weit verbreiteten sauren Ofen. Als Futter hat sich am besten eine Stampfmasse aus 87—93% SiO_2 und 3—5% Al_2O_3 bewährt. Durch einfaches Anfeuchten oder durch die Zugabe von ein wenig Wasserglas wird sie leicht stampfbar ; ihr Schmelzpunkt liegt über 1600° C. Sie zeigt eine gute Widerstandsfähigkeit gegenüber Temperaturschwankungen und mechanischen Einwirkungen und besitzt eine kleine Wärmeleit-

fähigkeit. Die Lebensdauer einer Ausstampfung hängt von der Qualität der Beschickung ab, im allgemeinen beträgt sie 40 ~ 80 Chargen.

Vom Stand der Oxydation überzeugt man sich mittels Schöpfproben. Nach dem Einschmelzen zeigt die Löffelprobe eine unebene



Abb. 3/a. Nach dem Einschmelzen genommene Löffelprobe



Abb. 3/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 0{,}08\%$

Oberfläche, im Bruch sind Gasblasen und Einschlüsse sichtbar, die Farbe ist ungleich. *(Abb. 3a. u. 3b.)* Mit fortschreitender Oxydation tritt eine intensive SO_2-Bildung ein, da infolge der Wechselwirkung von Cu_2O und Cu_2S neben metallischem Kupfer Schwefeldioxyd frei wird. Die Löffelprobe steigt in starkem Masse, der Bruch enthält grosse Gasblasen. *(Abb. 4a. u. 4b.)*.

Die Verschlackung der in grösserer Menge vorhandenen Verunreinigungen geht zu Anfang rasch vor sich, verlansgsamt sich aber mit abnehmendem Verunreinigungsgrad. Man muss den Sauerstoffgehalt im Bad unverhältnismässig vergrössern, um kleine Reste von Beimengungen zu entfernen, dementsprechend wird auch mehr Kupfer verschlackt. Man oxydiert die reinsten

Kupfersorten bis zu einem Sauerstoffgehalt von 0,6—0,9%, die stark verunreinigten sogar bis über 3% *(Abb. 5a u. 5b)*. Bei vollendeter Oxydation zeigt die Löffelprobe kein Steigen mehr, im Bruch sieht man *(Abb. 6a u. 6b)* weder Gasblasen noch Einschlüsse, der Bruch ist grobkristallinisch und ziegelrot. Bezüglich des Ver-

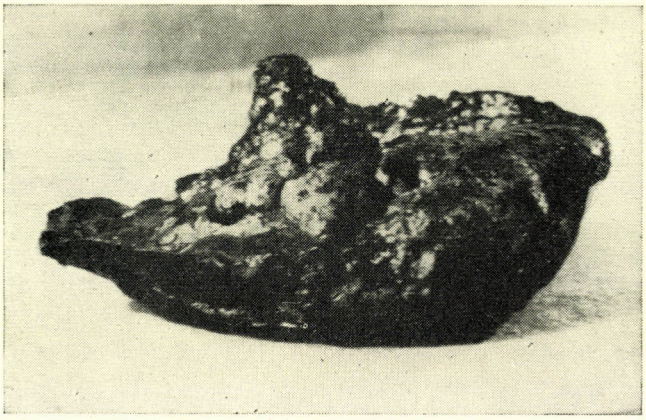


Abb. 4/a. Steigende Löffelprobe

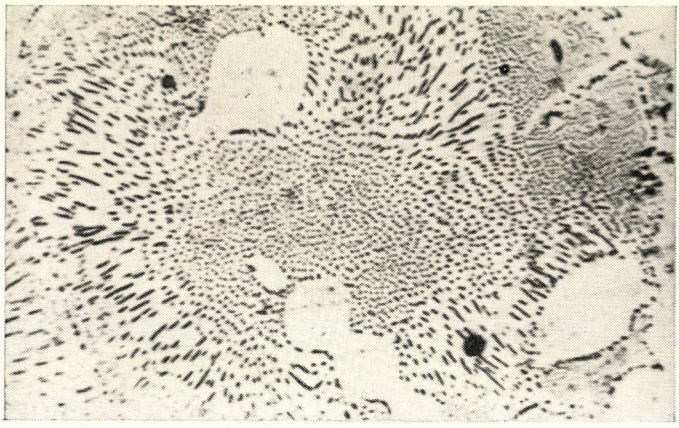


Abb. 4/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 0{,}35\%$

haltens der einzelnen Verunreinigungen wurden von *Wanjukoff* grundlegende Versuche durchgeführt [7]. In Wanjukoffs Diagramm ist die Konzentrationsveränderung der Beimengungen als Funktion der Zeit dargestellt. Zu Vergleichszwecken geben wir je ein Diagramm für den Ablauf der Raffination im Flammofen und im Drehtrommelofen an *(Abb. 7. u. 8.)*. Der wesentlichste Unterschied besteht darin, dass im Drehtrommelofen das Bad viel schneller mit Sauerstoff gesättigt wird, und daher auch die Verunreinigungen viel schneller entfernt werden. Bei der Untersuchung der Ursache dieser Erscheinung muss zunächst festgestellt werden, dass die freie Badoberfläche je *t* Einsatz im Dreh-

trommelofen nicht grösser ist als im Flammofen. Ferner besitzt das flüssige Kupfer eine recht kleine Viskosität, so dass eine bedeutende Wirbelwirkung durch das Drehen des Ofens nicht zu erwarten ist. Diese Faktoren können also keine grosse Rolle spielen. Dagegen bedingt die höhere, 1160—1200° C betragende

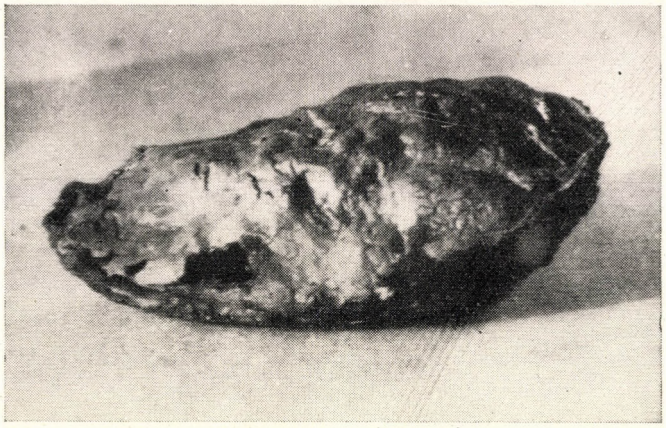


Abb. 5/a. Vor Beendigung der Oxydation gezogene Löffelprobe



5/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 2{,}00\%$

Temperatur, die in dem von allen Seiten beheizten Metallbad herrscht, eine beschleunigte Oxydation im Vergleich zum Flammofen, der gemäss Wanjukoffs Messungen eine Temperatur von nur 1090—1110° C besitzt. Dies allein könnte allerdings die halbe, oder noch kürzere Oxydationszeit nicht erklären, wir müssen daher annehmen, dass auch das Ofenfutter sich an der Sauerstoffübertragung beteiligt. Jede neue Ausstampfung wird nämlich während der ersten Chargen mit Kupfer fein durchgesetzt, und das letztere wird in der oxydierenden Atmosphäre an seiner Oberfläche zu Cu_2O umgesetzt. Das rotierende Futter bringt somit immer neue Cu_2O-Schichten unter die Badoberfläche und übt

dadurch ein intensives Oxydieren aus. Des weiteren wird die Oxydation auch dadurch stark beschleunigt, dass die mit grossem Überdruck eingeblasene Oxydationsluft das Metallbad hoch aufstaut, einen Teil des Bades zerstäubt und auf die Innenseite des Futters streut. Die Kupfertröpfchen werden teil-

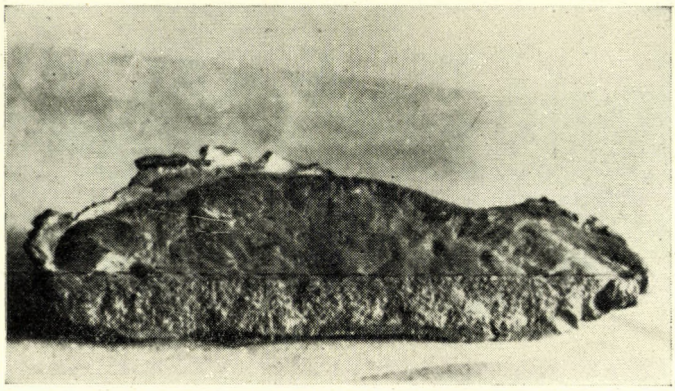


Abb. 6/a. Die Oxydation ist vollendet

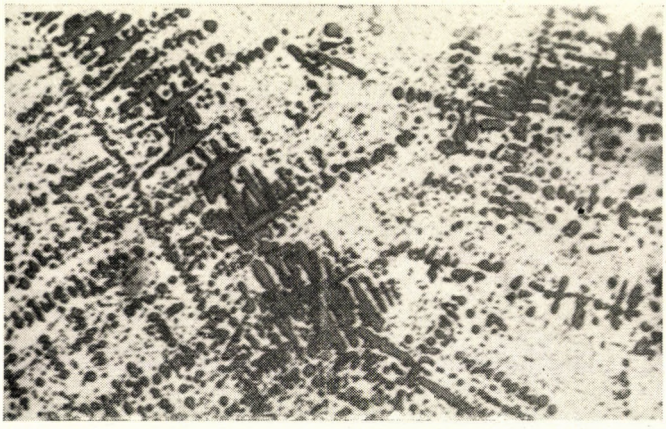


Abb 6/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 3{,}00\%$

weise noch auf ihrem Wege im Ofen mit einer feinen Cu_2O-Schicht überzogen, teilweise werden sie nach dem Anhaften an das Futter oxydiert. Diese dünne, ständig erneute Cu—Cu_2O-Schicht wird durch das rotierende Futter in das Bad hineingetragen und wirkt so als aktiver Sauerstoffüberträger. *Abb.* 8/*a* zeigt einen Kupfereinschluss im Futter. Die etwas dünkleren Teile am Rande und im Inneren des Kupferkornes bestehen aus Cu_2O. Die während der Oxydationsperiode durch die Abzugsöffnung mit grosser Geschwindigkeit abfliegenden Kupferteilchen liefern einen guten Beweis für die zerstäubende Wirkung der Verblaseluft. Ausserdem kann man die an der Innenseite der Abzugsöffnung und der schwenkbaren Tür gebildete Kupferschicht auch nach Abkühlung des Ofens gut beobachten. Diese Schicht muss auch im Ofeninneren vorhanden sein und zur beschleunigten Oxydation beitragen.

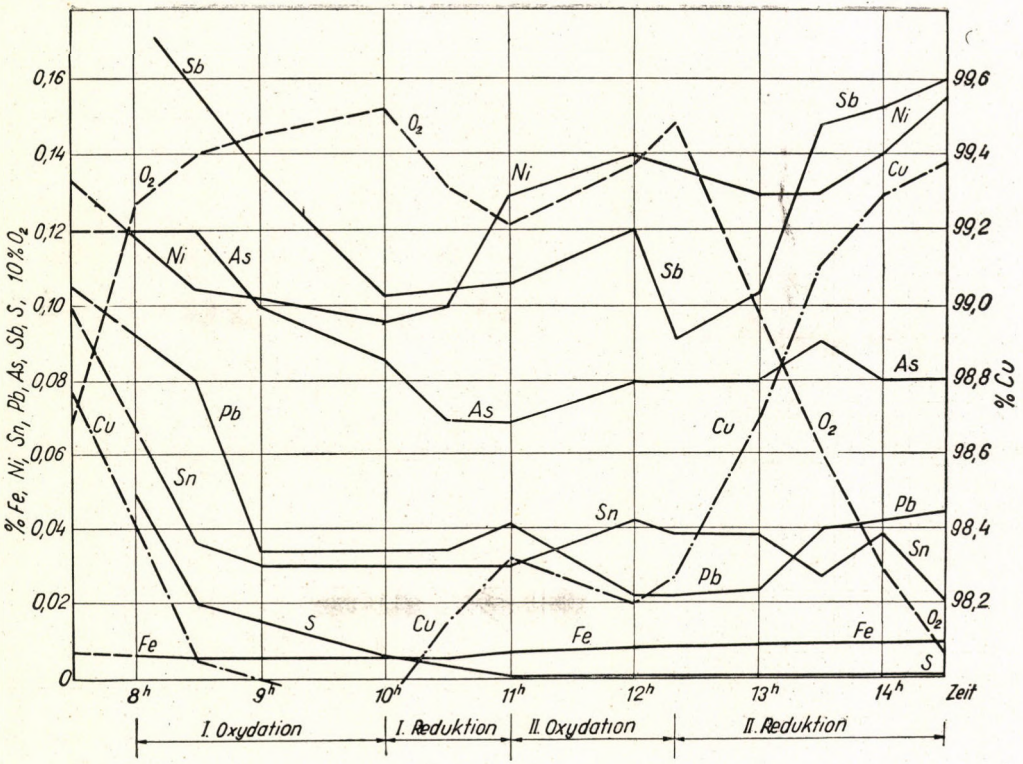


Abb. 7. **Raffinationsverlauf im stehenden Flammofen**

Im Drehtrommelofen verhalten sich die einzelnen Verunreinigungen in gleicher Weise wie im Flammofen, daher erübrigt sich hier die Erörterung dieser Verhältnisse.

Das wichtigste der am Raffinationsprozess teilnehmenden Elemente ist der Sauerstoff, der in Form von Cu_2O mit Kupfer ein eutektisches Gemisch bildet. Zur Entfernung der Verunreinigungen muss man mit Sauerstoffüberschuss arbeiten, das so gewonnene Kupfer ist aber für die Weiterverarbeitung

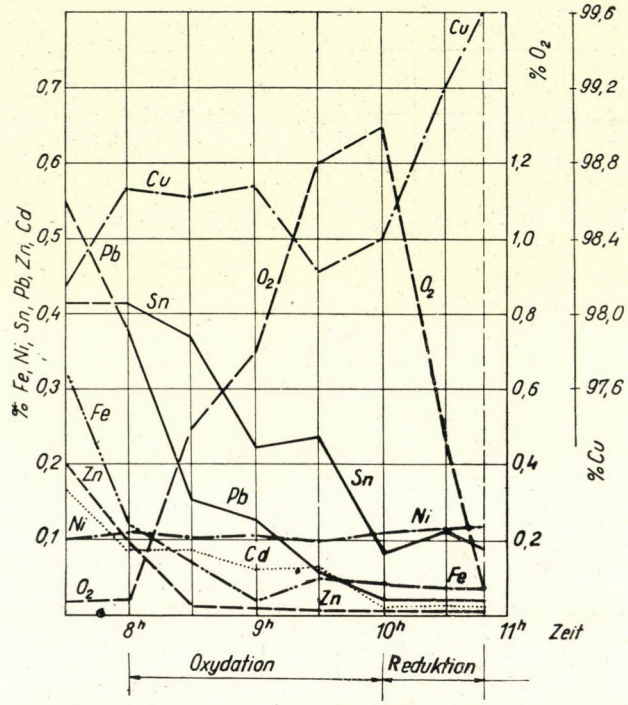


Abb. 8. Raffinationsverlauf im Drehtrommelofen

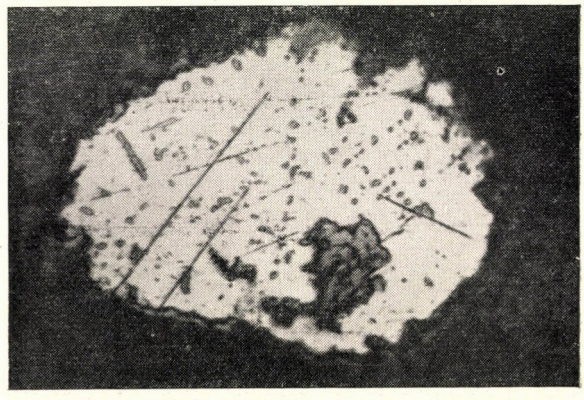


Abb. 8/a. Kupfereinschluss im Futter. V = 200×

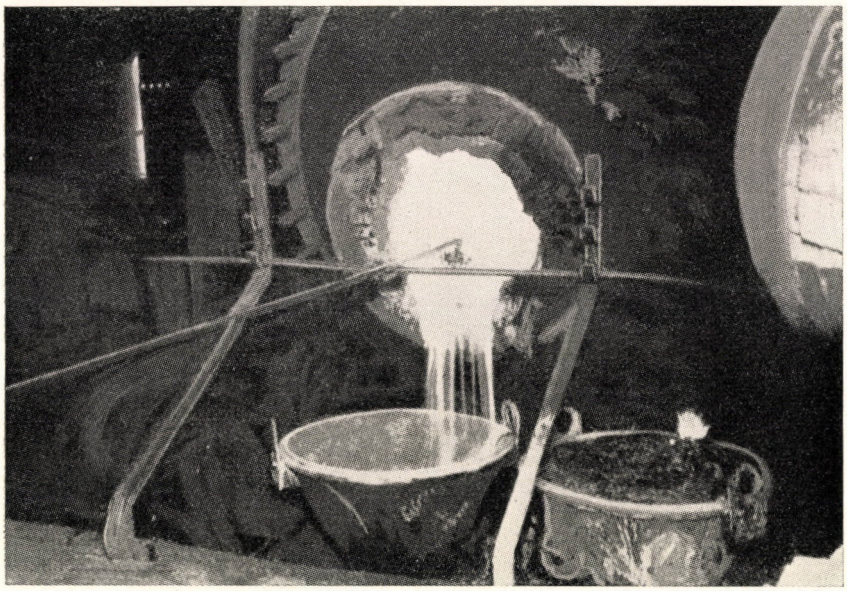


Abb. 9. Schlackenziehen vom gekippten Ofen (Murex)

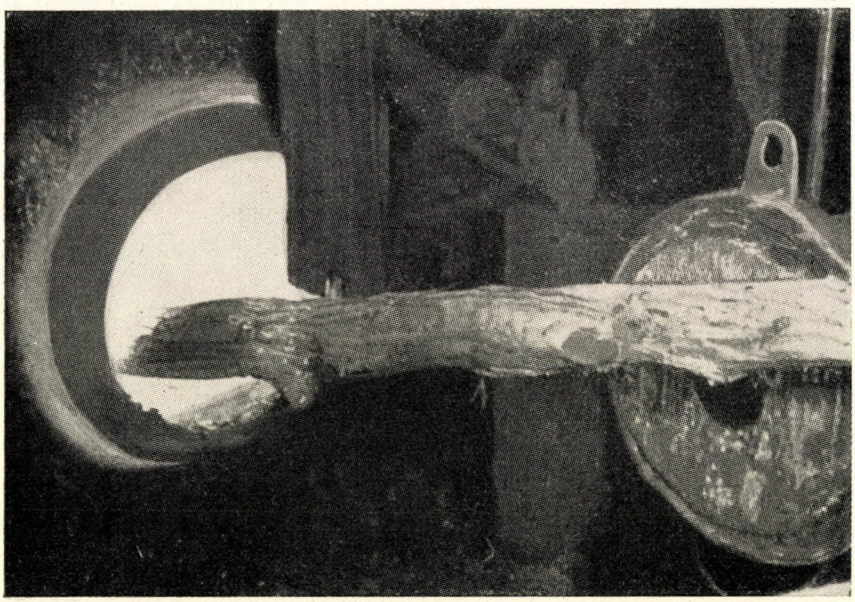


Abb. 10. Polen nach Beendigung des Feuerns (Murex)

ungeeignet. Darum muss nach Abziehen der Schlacke die Reduktionsarbeit, das sogenannte Polen, einsetzen.

Zum Schlackenabziehen unterbricht man das Drehen des Ofens, entfernt die Blasrohre, dreht die Feuerungs- und Abzugstüren zur Seite, bringt schliess-



Abb. 11/a. Beginnende Reduktion, die Probe lässt sich warm kaum breitschlagen und überhaupt nicht biegen



Abb. 11/b. Schliff (Vergr. 140-fach) $O_2 = 0{,}60\%$

lich die Schlackenkübel unter die Abzugsöffnung. Danach kippt man den Ofen *(Abb. 9.)* bis die Badoberfläche die Öffnung erreicht und zieht die Schlacke mit geeignetem, langem Werkzeug ab. Nach Zurückkippen des Ofens in die waagerechte Lage wird mit der Reduktion begonnen.

Am besten eignen sich frische Birkenstämme zum Polen; dieselben werden durch irgendeine Ofenöffnung in das Metallbad eingebracht *(Abb. 10.)*. Das heisse Metallbad bringt das Holz zum Destillieren, die entweichenden Gase (H_2O, CO, H_2 und Kohlenwasserstoffe) rühren das Bad um und reduzieren dessen Cu_2O-Gehalt. Den Stand der Reduktion kontrolliert man durch Löffel-

proben, wobei das Ziel die Bestimmung der Verformbarkeit ist. Zu diesem Zwecke wird die Probe in warmem Zustande breitgeschlagen und zusammen- gebogen. Zu Anfang der Reduktion bricht hierbei die Probe noch *(Abb. 11a., 11b., 12a. u. 12b.)* Mit abnehmendem Sauerstoffgehalt gelingt zunächst das Warmbiegen. Die



Abb. 12/a. Reduktion, die Probe lässt sich noch nicht warm biegen

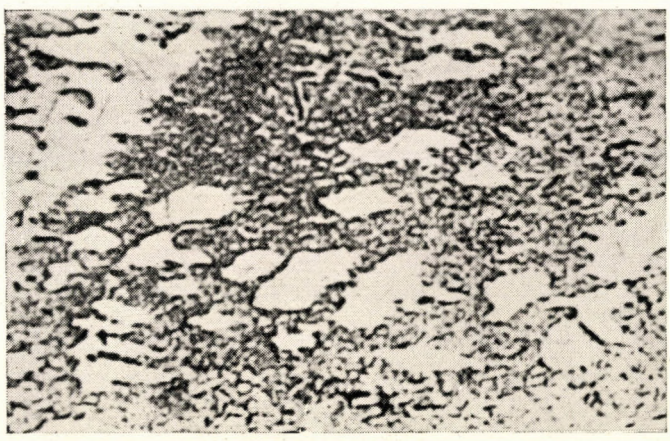


Abb. 12/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 0{,}30\%$

Probe wird sodann im Wasser abgekühlt, eingekerbt und in kaltem Zustande gebogen. *(Abb. 13a., 13b., 14a., 14b., 15a. u. 15b.)* Das fertige Kupfer darf an der Einkerbung keine Risse aufweisen *(Abb. 16a. u. 16b.)*, der Bruch soll eine charakteristische lachsrote Farbe, einen seidenartigen Schimmer und feines, hakiges Gefüge aufweisen. Das Kupfer enthält nun 0,025—0,08% Sauerstoff, die Erstarrung geht bei völlig ebener Oberfläche vor sich. Diese in der Metallgiesserei ungewohnte Erscheinung kann auf folgende Ursachen zurückgeführt werden [4]. Der im Kupfer immer vorhandene minimale Wasserstoffgehalt ergibt mit einem Teil des Sauerstoffgehaltes Wasserdampf, der bei der Erstarrung frei wird und das Entstehen von Gasblasen mikroskopischer Grösse hervorruft und damit die

bei der Erstarrung eintretende Volumenverminderung ausgleicht. Praktisch enthält das Kupfer stets die hierzu erforderliche Wasserstoffmenge ; ein eventueller Überschuss entweicht zu Beginn der Erstarrung als Wasserdampf und verursacht damit den gut beobachtbaren, feinen Kupferregen. Schwefelhaltiges

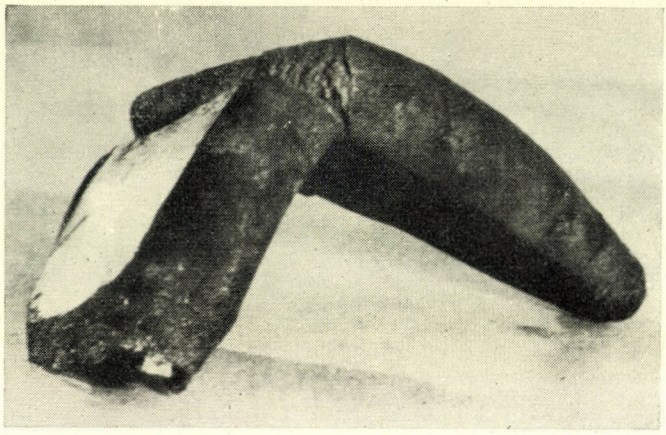


Abb. 13/a. Reduktion, die Warmbiegeprobe ist gut

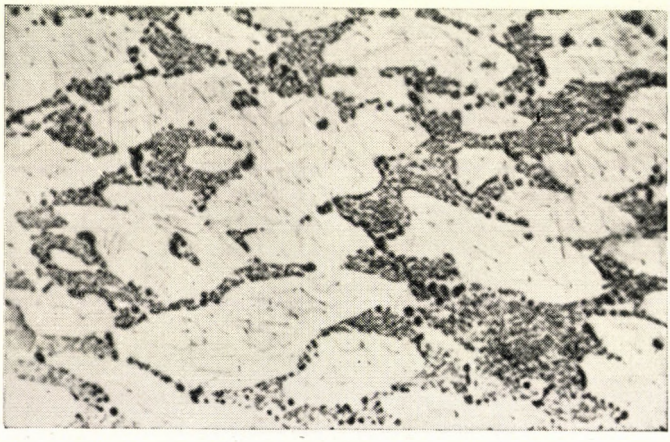


Abb 13/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 0{,}25\%$

Kupfer verursacht Schwierigkeiten bei der Erzielung einer ebenen Oberfläche, kann die Ausbildung einer solchen u. U. auch ganz unmöglich machen. Die kritische Grenze liegt bei einigen Tausendstelprozenten ; enthält das Kupfer mehr Schwefel, so tritt leicht das sogenannte Überpolen auf. Das Kupfer steigt nach dem Abgiessen, kann sogar rosenartig aufreissen. Ein Kupfer von zu hohem Schwefelgehalt lässt sich durch Regelung des Sauerstoffgehaltes nicht korrigieren, man muss es noch einmal raffinieren. Im Drehtrommelofen stellt man die Feuerung während der Reduktionsarbeit ein, da der Ofen die erforderliche Temperatur auch ohne Heizung aufrechterhält. Darum ist es praktisch gleich-

gültig, wieviel Schwefel der Heizstoff enthält, zumal bei richtig geführtem Prozess das Kupfer den aus den Rauchgasen aufgenommenen Schwefel nach Abstellen der Feuerung wieder abgeben wird. Um dies zu beweisen, wurde der Schwefelgehalt im Heizöl sukzessive auf 1%, 2% bezw. 3% erhöht, und

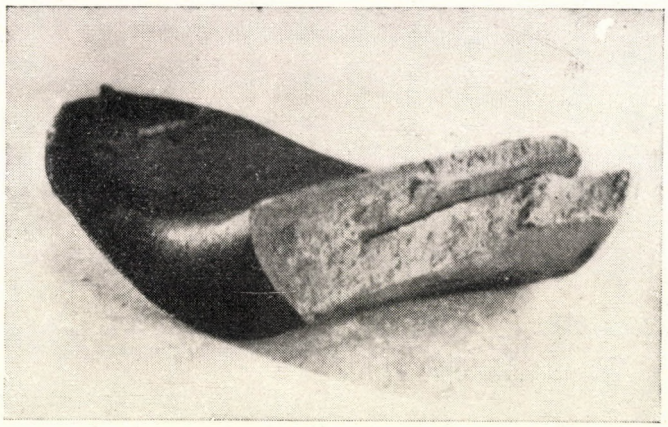


Abb. 14/a. Reduktion, die Probe bricht beim Kaltbiegen

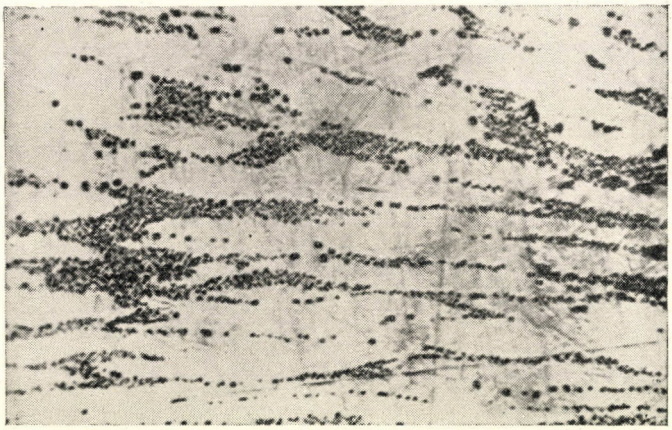


Abb. 14/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 0{,}15\%$

es wurde mit jeder Sorte je eine Charge raffiniert. Vor Beendigung der Oxydation wurde das Feuer abgestellt, worauf der Schwefelgehalt des Kupfers rasch zurückging. Die einzige Folge des hochschwefelhaltigen Brennmaterials war die Notwendigkeit, die Chargendauer um 20—30 Minuten zu verlängern. Sobald die Schmiedeprobe die gewünschte Verformbarkeit aufweist, bedeckt man das Bad nochmals mit einer Holzkohlenschicht und geht sofort an das Giessen. Sollte das Metallbad während des Polens oder Giessens zu stark abküh-

len, so muss man die Feuerung abermals anstellen, dies bringt aber eine rasche Rückoxydation mit sich. Hierzu trägt das Ofenfutter durch seine aktive Wirkung vermutlich einen grossen Teil bei. In solchen Fällen muss nochmals gepolt werden.

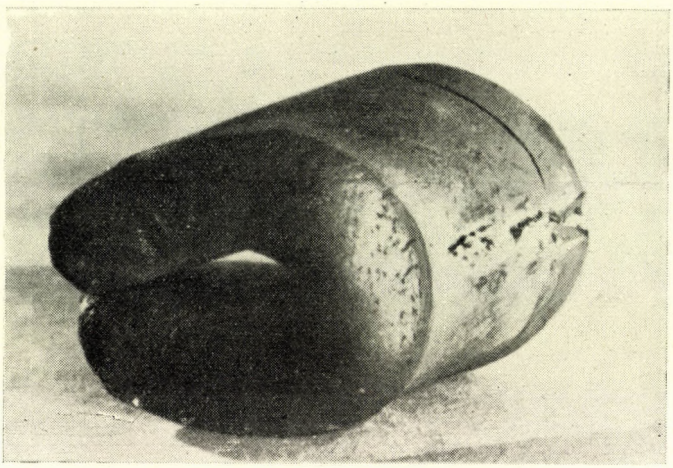


Abb. 15/a. Reduktion, die Probe ist kaltbiegbar, weist aber Risse auf

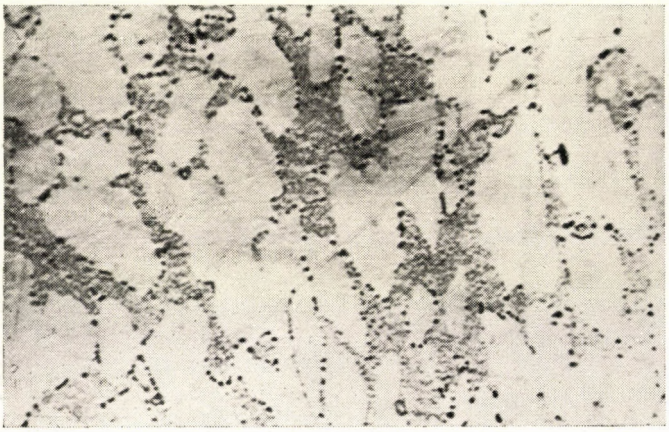


Abb. 15/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 0{,}12\%$

Kleinere stehende Flammöfen werden auch heute noch mittels Handschöpflöffel entleert, dieses Verfahren ist aber langsam und erfordert schwere Handarbeit. Ein grosser Vorteil des Drehtrommelofens besteht darin, dass das Giessen durch einfaches Kippen geschieht *(Abb. 17., 18.)* und so der Ofen ohne Handarbeit entleert wird. Der Zeitbedarf des Giessens ist von den Abmessunge ı der Giessformen abhängig ; grosse Warmwalzbrammen kann man ohne Hilfs-

einrichtung rasch abgiessen. Sind kleine Blöcke abzugiessen, so wird mit Hilfe von Warmhaltetrommeln für die rasche Ofenentleerung gesorgt [3]. Das Kupfer wird in grossen Pfannen in die Trommeln übertragen, und es kann sogleich mit dem Einsetzen der nächsten Charge begonnen werden. Das Giessen in Formen geschieht aus den Trommeln.



Abb. 16/a. Ende der Reduktion, die Probe zeigt an der Einkerbung keine Risse

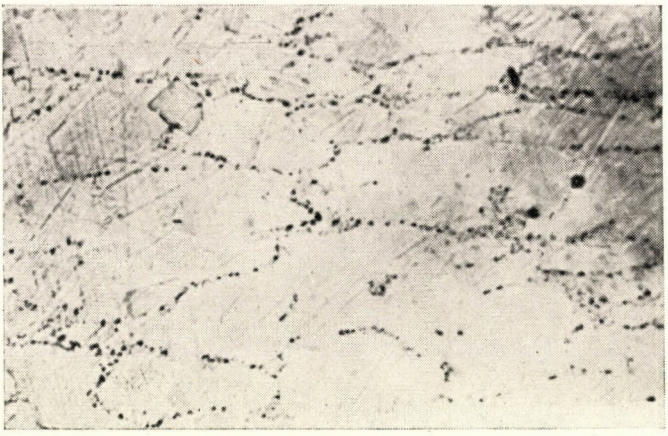


Abb. 16/b. Schliff (Vergr. 140-fach). $O_2 = 0{,}08\%$

Wie schon erwähnt, hat *Geleji* systematische Betriebsmessungen zur Aufklärung der Vorgänge im Drehtrommelofen durchgeführt. Um allgemein anwendbare Folgerungen ziehen zu können, wurden während des Verlaufs einer charakteristischen Charge alle Faktoren gemessen, die in metallurgischer und wärmetechnischer Hinsicht eine Rolle spielen.

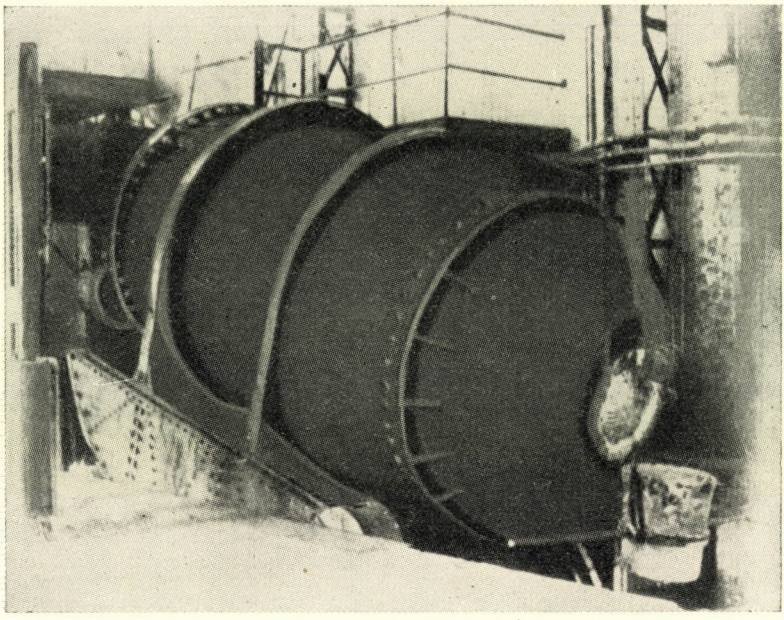


Abb. 17. Zum Abgiessen gekippter Ofen (Cegedur; Typ GORA)

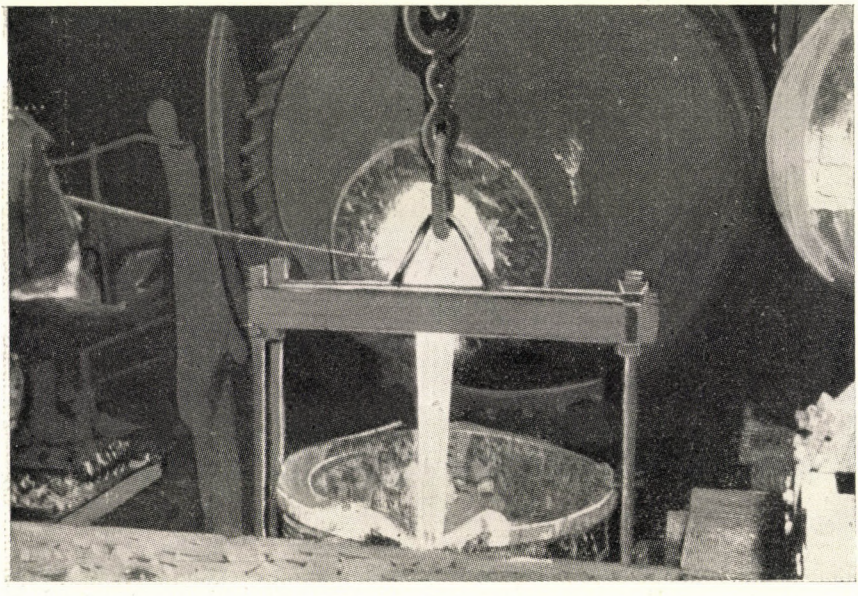


Abb. 18. Giessen aus dem Drehtrommelofen (Murex)

Der Einsatz hatte folgende Zusammensetzung:

Paketiertes Altkupfer	4620 kg
Paketierter Elektrokupferabfall	900 «
Feuerbuchskupfer	2200 «
Kathodenabfall	400 «
Späne	1391 «
Englischkupfer (paketiert)	1000 «
Konverterkupfer	500 «
Zusammen	11011 kg

Der zeitliche Verlauf des Prozesses war wie folgt:

I. Einsetzen	9 h 20′ — 9 h 36′
I. Einschmelzen	9 h 36′ — 9 h 52′
II. Einsetzen	9 h 52′ — 10 h 05′
II. Einschmelzen	10 h 05′ — 11 h 20′
Oxydation	11 h 20′ — 11 h 47′
Schlackenziehen	11 h 50′ — 12 h 00′
Reduktion	12 h 00′ — 12 h 36′
Giessen	12 h 40′ — 13 h 00′

Es wurden gewonnen:

Walzbrammen	10291 kg
Kupfergehalt der 420 kg Schlacke	210 «
Abfall beim Einsetzen	311 «
Abfall beim Giessen	95 «
Verlust	104 «
Zusammen	11011 kg

Die nach Einschmelzen und während der Oxydation genommenen Löffelproben wurden einer kompletten Analyse unterzogen; in den Reduktionsproben wurde der Sauerstoff bestimmt. Die Ergebnisse sind aus Tafel I. zu entnehmen.

TAFEL I.

	Zeitpunkt Uhr Min.	Cu	As	Sb	Pb	Ni	Fe	S	O_2
Einschmelzprobe	11,15	99,59	0,07	0,015	0,061	0,07	0,007	0,007	0,16
I. Oxydationsprobe	11,26	99,40	0,06	0,013	0,060	0,06	0,005	0,007	0,30
II. Oxydationsprobe	11,47	99,25	0,06	0,010	0,030	0,06	0,002	0,004	0,66
I. Reduktionsprobe	12,12								0,33
II. Reduktionsprobe	12,23								0,14
III. Reduktionsprobe	12,33								0,054
Fertigprobe		99,80	0,05	0,010	0,020	0,06	0,002	0,000	0,034

Diese Werte wurden als Funktion der Zeit in *Abb. 19.* eingetragen.

Die einzelnen Verunreinigungen verhalten sich ähnlich wie im Flammofen. Charakteristisch ist aber, wie schon erwähnt, der schnelle Verlauf der Reaktionen. Die abgezogene Schlacke enthielt cca. 50% Cu, davon 6% metallisches Kupfer. Das ist etwas mehr, als in den gewöhnlichen Raffinierschlacken enthalten ist.

Während des Versuchs wurde die eingeblasene Oxydationsluftmenge gemessen, woraus sich der Wirkungsgrad der Oxydation annähernd berechnen

liess. Es wurden 27 Minuten lang 15 m^3 Luft/min auf das Bad geblasen, insgesamt also 405 m^3 = 520 kg. Der Sauerstoffgehalt betrug 520 × 0,24 = 125 kg. Während derselben Zeit stieg in dem 10 500 kg wiegenden Metallbad der Sauerstoffgehalt um 0,66 – 0,15 = 0,5%, d. h. um 10 500 × 0,005 = 52,5 kg. Auch die Schlacke entsteht zum grössten Teil in der Oxydationsperiode. Der an SiO_2

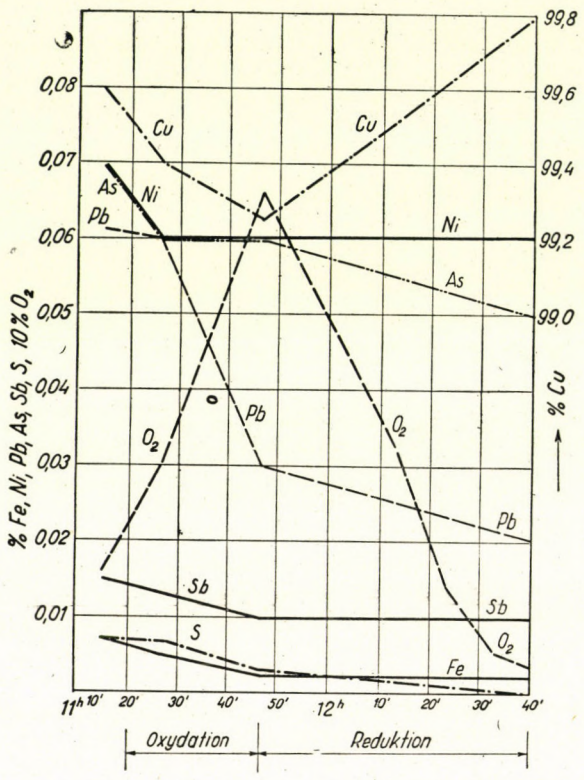


Abb. 19. Raffinationsverlauf der Versuchscharge

gebundene Sauerstoff stammt aus dem Futter, die Metalloxyde entstehen aber teilweise schon während des Einschmelzens, daher nehmen wir der Einfachheit halber an, dass nur der an Kupfer gebundene 420 × 50 × 0,11 = 23 kg Sauerstoff aus dem Blasewind herrührt. Der metallurgische Vorgang nimmt also 52,5 + 23 = 75,5 kg, rund 60% der eingeführten Sauerstoffmenge auf. Berücksichtigen wir die ganze Luftmenge, so ergibt sich ein Gesamtwirkungsgrad von 14,5%. Im stehenden Flammofen lässt sich nicht einmal die Hälfte dieses Wertes erreichen [6]; der überaus günstige Wert im Drehtrommelofen ist der schon erwähnten aktiven Mitwirkung des Futters zuzuschreiben.

Zwecks Überwachung der Wärmewirtschaft wurde der Brennstoffverbrauch gemessen. Während der 140 Minuten des Feuerns verbrannten 513 kg Heizöl, das heisst 220 kg/Stunde. Die Ofenraumtemperatur wurde mit 500 mm tief eingeführten Pyrometern an beiden Öffnungen gemessen. Am Ende der Oxydationsperiode hatte der Ofenraum an der Feuerungsseite eine Temperatur

von 1380° C, an der Abzugsseite eine solche von 1210° C. Während der Reduktion betrug die Temperatur nach Beendigen des Feuerns 1180° C und sank bis zum Anfang des Giessens auf 1140° C.

Die Rauchgastemperaturen und Analysen sind in Tafel II. zusammengefasst.

TAFEL II.

Temperatur °C	Zeitpunkt der Probenahme	CO_2%	O_2%	CO%	H_2%	
850	I. 10 h 37′	10,2	4,8	—	—	während des Einschmelzens
1020	10 h 55′	—	—	—	—	
1050	11 h 00′	—	—	—	—	
1170	II. 11 h 15′	11,8	2,8	0	0	Ende des Einschmelzens
1190	III. 11 h 32′	10,2	4,6	0	0	während der Oxydation
1210	11 h 47′	—	—	—	—	Ende der Oxydation

Die Abgase enthielten keine unverbrannten Komponenten, die Verbrennung im Ofenraum war demnach eine vollkommene.

Die Aussentemperatur der Ofenwand wies keine bemerkenswerten Änderungen während des Raffinationsprozesses auf. Der Durchschnitt der an mehreren Stellen gemessenen Temperaturen betrug 135° C, bei der grössten Abweichung von 2—3° C.

Auf Grund dieser Ergebnisse lässt sich die Wärmebilanz des Drehtrommelofens aufstellen. Als Wärmeeinnahme ziehen wir nur die durch die Verbrennung des Heizöls entstehende Wärmemenge (10 460 kcal/kg) in Betracht, und vernachlässigen die vergleichsweise sehr geringe Oxydationswärme und fühlbare Wärme des Einsatzes. Das können wir ohne Bedenken tun, zumal auf der Seite der Wärmeausgaben zusätzliche, mathematisch nicht erfassbare Verluste entstehen (z. B. die durch die Reduktionsgase mitgeführte Wärme, usw.). Der Wärmeinhalt des abgegossenen Kupfers ist die Nutzwärme, der grösste Verlust liegt in der fühlbaren Wärme der Abgase.

Überraschend gering ist der Wandverlust, was einerseits der niedrigen Oberflächentemperatur, andrerseits der im Verhältnis zum Fassungsvermögen kleinen Oberfläche zuzuschreiben ist. Die nicht näher bestimmten, als Restglied angegebenen Verluste scheinen allzu gross zu sein, doch muss man in Betracht ziehen, dass die Türen am Feuerungs- uns Abzugsende zur Erhöhung ihrer Lebensdauer mit Wasserkühlung versehen sind, und dass ausserdem ein verhältnismässig grosser Ausflammverlust an der Feuerungstür auftritt.

Die Wärmebilanz zeigt nun das folgende Bild :

	kcal	%
Wärmeeinnahme :		
513 kg Heizöl à 10460 kcal/kg	5 370 000	100
Wärmeausgabe :		
Wärmeinhalt des abgegossenen Kupfers 10386 × (162 + 0,115 × 80) = ...	1770 000	33,0
Fühlbare Wärme der Abgase	2870 000	53,5
Wärmeverlust der 44 m² Oberfläche	252 000	4,7
Wärmeinhalt der Schlacke	130 000	2,4
Ausflammverlust usw. als Restglied	348 000	6,4
Gesamte Wärmeausgabe	5 370 000	100 %

In *Abb. 20.* wurden diese Werte als ein Shankey-Diagramm eingetragen.

Im Folgenden sollen die einzelnen Glieder der Wärmebilanz eingehend untersucht werden, um daraus allgemeine Folgerungen zu ziehen.

Das überraschendste Ergebnis der Wärmebilanz ist, dass der Drehtrommel-

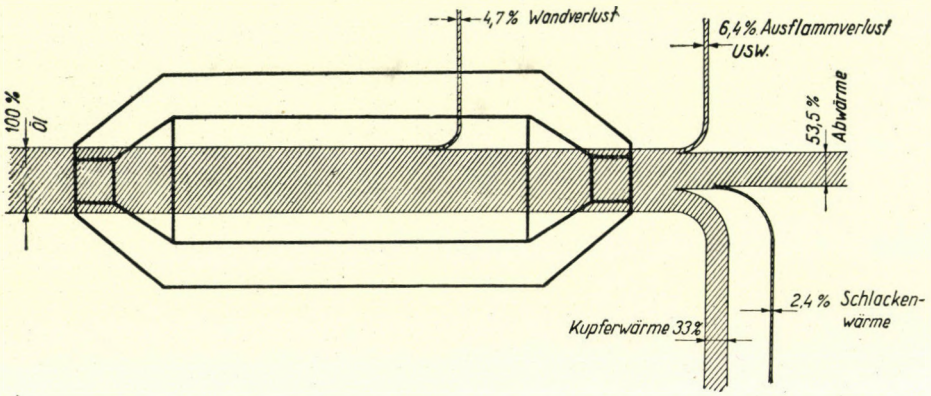


Abb. 20. Die Wärmewirtschaft des Drehtrommelofens während der Versuchscharge

ofen einen thermischen Wirkungsgrad von mehr als 30% besitzt. Ein Vergleich mit den Wärmebilanzen stehender Flammöfen ähnlicher Grösse ergibt, dass diese nur 6—15% der eingeführten Wärme nutzbar machen. [6]. Die Wärmeausnützung der Flammöfen kann nur durch eine Abhitzeverwertung im Dampfkessel oder Winderhitzer gesteigert werden. Die modernsten, grössten Flammöfen brauchen 9% Heizöl zum Raffinieren [4, 8], dagegen betrug der Brennstoffverbrauch im Drehtrommelofen während der Versuchscharge nur 5%. Natürlich weist auch der Drehtrommelofen einen höheren Brennstoffverbrauch beim Raffinieren stark verunreinigter Kupfersorten auf, auf Grund langjähriger Erfahrung kann aber der Wert von 10% als sehr selten überschrittener Höchstwert angesprochen werden. Zur Erklärung dieser überraschenden Tatsache müssen wir die Art der Wärmeübertragung im Flammofen und im Drehtrommelofen untersuchen. Im Flammofen erfolgt die Wärmeübertragung nur durch die freie Oberfläche des Einsatzes. Die Beschickung wird teils von den Rauchgasen durch Berührung und Strahlung, teils vom Gewölbe durch Strahlung erhitzt. Nach Entstehen einer etwas dickeren Schlackenschicht wird die Wärmeübertragung wesentlich verlangsamt. Im Drehtrommelofen spielt die Wärmeübertragung durch die freie Badoberfläche eine untergeordnete Rolle, die Erwärmung des Einsatzes geschieht hauptsächlich unter Mitwirkung des Ofenfutters. Während des Rotierens kommt die Beschickung mit dem heissen Futter dauernd in Berührung und wird infolge der guten Wärmeleitfähigkeit des Kupfers schnell durchwärmt. Die rechnerische Erfassung dieser Verhältnisse ist schwierig, nachdem die Wärmeübergangszahlen nur annähernd bestimmt werden können ; für unsere Zwecke genügen aber auch diese annähernden Werte. Die durch die freie Badoberfläche übertragene Wärmemenge beträgt [10]

$$q_1 = a_1 \cdot f \ [kcal/s] \tag{1}$$

Hierin ist

α_1 = die Wärmeübergangszahl, bezogen auf ein Quadratmeter freier Badoberfläche. In unserem Falle dürfte ihr Wert annähernd 12 kcal/m²·s betragen.

f = die freie Badoberfläche in m²

In unserem Beispiel ist also

$$q_1 = 12 \cdot 5{,}5 = 66 \text{ kcal/s}$$

Im Flammofen steht nur diese Wärmemenge für die Erwärmung des Einsatzes zur Verfügung, im Drehtrommelofen kommt aber noch die vom Futter übermittelte Wärmemenge dazu. Die vom Futter übertragene Wärme beträgt je Stunde [11]

$$Q = F \cdot n \cdot \Theta \sqrt{\frac{2}{\pi} \cdot \lambda \cdot c \cdot \gamma \cdot t_0} \text{ [kcal/h]} \qquad (2)$$

Hierin ist

λ = die Wärmeleitzahl des Ofenfutters in kcal/m·h·°C,

c = die spezifische Wärme des Futters in kcal/kg·°C,

γ = das spezifische Gewicht des Ofenfutters in kg/m³,

t_0 = die Zeitdauer einer Periode (Umdrehung) in h,

Θ = der maximale Temperaturausschlag an der Futteroberfläche, gemessen vom Mittelwert, in °C,

F = die je Periode für die Wärmeübertragung wirksame Fläche in m²,

n = die Zahl der Perioden je Stunde.

Der Versuchsofen besass ein saures Futter, daher war bei einer durchschnittlichen Innentemperatur von 1300° C:

λ = 1,4 kcal/m·h·°C

c = 0,285 kcal/kg·°C

γ = 2 200 kg/m³

Der Ofen erfuhr eine Umdrehung je Minute:

$$n = 60/\text{h}$$

$$t_0 = \frac{1}{60} = 0{,}0167 \text{ h}$$

Die Grenzwerte der Temperaturschwankungen waren 1100° C und 1400° C

$$\Theta = \frac{1400 - 1100}{2} = 150° \text{C}$$

$$F = 22 \text{ m}^2$$

Somit war

$$Q = 22 \cdot 60 \cdot 150 \sqrt{\frac{2}{\pi} \cdot 1{,}4 \cdot 0{,}285 \cdot 0{,}0167} = 600\,000 \text{ kcal/h}$$

Die je Sekunde übertragene Wärmemenge betrug

$$q_2 = \frac{Q}{3600} = \frac{600000}{3600} = 167 \text{ kcal/s}$$

Der Einsatz empfing insgesamt $q_1 + q_2 = 66 + 167 = 233$ kcal Wärme je Sekunde, davon übertrug das Futter 167 kcal, also mehr als 70% der Gesamtwärme. Mit anderen Worten: im Drehtrommelofen lässt sich in der Zeiteinheit viermal so viel Wärme auf den Einsatz übertragen, als im stehenden Flammofen. Demgemäss wird auch die Chargendauer auf ein Viertel herabgesetzt, somit üben die Verluste ihre Wirkung nur während einer kurzen Zeit aus, und der thermische Wirkungsgrund wird erheblich verbessert. Obige Berechnung kann in folgender Weise nachgeprüft werden: Der Einsatz nimmt 233 kcal Wärme je sec auf, also während der 140 Min $= 8400$ Sekunden des Feuerns: $233 \times 8400 = 1\,960\,000$ kcal.

Dieser Wert stimmt mit dem in der Wärmebilanz figurierenden Wert von 1 760 000 kcal praktisch gut überein.

Der Wärmeinhalt der Abgase [9] ist von der Temperatur abhängig *(Abb. 21.)*. Zu Anfang des Feuerns berühren die Verbrennungsgase die kalte Beschik-

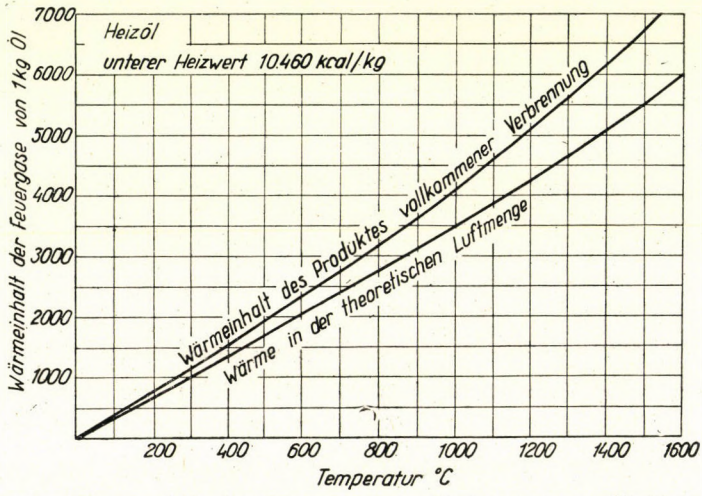


Abb. 21. Wärmegehalt der Feuergase beim Verbrennen von Öl (Trinks)

kung und das während des Chargierens abgekühlte Ofenfutter und geben daher einen grossen Teil ihrer fühlbaren Wärme ab, die Abgastemperatur ist daher niedrig. Nach dem Einschmelzen sind nur die Wärmeverluste des Ofens zu ersetzen, das Futter und das Metallbad werden überhitzt und die Abgastemperatur wächst ständig (siehe Tafel II.). Da im gegebenen Temperaturintervall die fühlbare Wärme in den Abgasen ihrer Temperatur beinahe proportional ist, wurde mit dem Mittelwert der gemessenen Abgastemperaturen gerechnet. Der etwa 25%-ige Luftüberschuss wurde berücksichtigt.

Von den Wärmeverlusten besitzen die Wandverluste einen überraschend kleinen Wert. Um die Lebendsauer des Gewölbes im stehenden Flammofen zu erhöhen, muss man die Dicke der feuerfesten Schicht heruntersetzen, zugleich muss auch die Sohle von unten gekühlt werden. Als Folge dieser Massnahmen gibt die eine hohe Oberflächentemperatur besitzende Mauerung 10—35% der eingeführten Wärmemenge an die Umgebung ab [6]. Im Drehtrommelofen sorgt das Metallbad selbst für die Abkühlung des Futters, man kann also die

feuerfeste Ausstampfung ohne Bedenken stärker ausführen und dadurch die äussere Oberflächentemperatur erniedrigen. Gemäss den Versuchsergebnissen bleibt die Oberflächentemperatur von 135° C praktisch unverändert, die inneren Temperaturschwankungen erstrecken sich demnach nur auf eine dünne Schicht. Die Stärke dieser Schicht beträgt [10]:

$$x = \sqrt{\frac{\lambda \cdot t_o}{c \cdot \gamma \cdot \pi}} \cdot \frac{\log \nu}{\log e} \; [m] \tag{3}$$

wo ν das Verhältnis zwischen dem grössten Temperaturausschlag an der Futteroberfläche und dem im Futterinneren ist. Die übrigen Formelzeichen sind aus Gleichung 2. bekannt.

Im Versuchsofen betrug die Tiefe der Schicht, in der ein Hundertstel der Oberflächentemperaturschwankung auftrat

$$x = \sqrt{\frac{1{,}4 \cdot 0{,}0167}{0{,}285 \cdot 2200 \cdot 3{,}14}} \cdot \frac{\log 100}{\log e} = 0{,}016 \; m = 16 \; m/m$$

In gleicher Weise lässt sich berechnen, dass die während des Einsetzens erfolgte Abkühlung nur bis etwa 100 mm Tiefe eine Wirkung ausübt, somit bleibt also die Aussentemperatur des 500 mm starken Futters praktisch konstant.

Die Wärmeübergangszahl, bezogen auf die Ofenoberfläche, wurde aus der Formel

$$\alpha = 6{,}8 + 0{,}046 \; \vartheta_k \; [\text{kcal/m}^2\text{. h. °C}] \tag{4}$$

berechnet [11]. Dabei ist die Oberflächentemperatur $\vartheta_k = 135°$ C

$$\alpha = 6{,}8 + 0{,}046 \cdot 135 = 13 \; \text{kcal/m}^2\text{. h. °C}$$

Der mit dieser Wärmeübergangszahl berechnete Wärmeverlust wurde mit dem Wärmedurchgang im Futter verglichen; der Unterschied der zwei Werte betrug weniger als 10%.

Die Versuchsergebnisse und die planmässigen Betriebsbeobachtungen liefern eine ausreichende Grundlage für die theoretische Bestimmung der Hauptabmessungen des Drehtrommelofens. Auf Grund des nachfolgenden Gedankenganges wurden von A. Geleji für das Ausland (Givet, Le Havre, Outo-Kumpu, Swansea usw.) zahlreiche Öfen konstruiert.

Vor der Bestimmung der Hauptabmessungen ist zu entscheiden, ob der Ofen ein Kurz- oder Langformat besitzen soll. Im technischen Schrifttum wurde diese Frage mehrfach erörtert [12, 13, 14], ohne dass eine entschiedene Stellung in der einen oder anderen Richtung genommen wurde.

Bei der Beurteilung dieser Frage müssen alle Faktoren berücksichtigt werden, die von der Ofenform abhängen und den Betrieb und den Wärmehaushalt des Ofens tatsächlich beeinflussen. Dagegen müssen alle Faktoren, deren Einfluss von der Ofenform unabhängig ist und deren Berücksichtigung leicht zu falschen Folgerungen führen könnte, aus den Betrachtungen sorgfältig ausgeschlossen werden.

Es sollen drei Ofenformate untersucht werden, deren innere Länge das Ein-, Zwei- bzw. Dreifache des inneren Durchmessers betragen soll. Es beträgt somit

$$L_a = D_a; \quad L_b = 2 \, D_b; \quad L_c = 3 \, D_c$$

Das Fassungsvermögen wurde zu 10 Tonnen gewählt. Die Einschmelzgeschwindigkeit wird in erster Reihe durch die je sec und m^3 Verbrennungsraum freiwerdende Wärmemenge bestimmt, diese wiederum ist von dem Brennstoff, der Vorwärmung, der Brennerkonstruktion, der inneren Oberflächentemperatur usw. abhängig. Die Chargendauer könnte auch durch Vergrösserung des spezifischen Ofenraumes (m^3/t Metall) verkürzt werden, damit würden aber die Wärmeverluste steigen, und der Ofeninhalt könnte zu wenig ausgenützt werden. In der Praxis werden die meisten Flammöfen mit einem spezifischen Ofenraum von 0,7—0,9 m^3/t gebaut. Um die von der Ofenform grösstenteils unabhängigen Faktoren auszuschliessen, nehmen wir an, dass in allen drei Öfen die gleiche Brennstoffmenge unter gleichen Umständen verbrannt wird, und der spezifische Ofenraum einheitlich 0,7 m^3/t beträgt. Aus letzterer Bedingung folgt:

$$10 \cdot 0{,}7 = \frac{D^2 \cdot \pi}{4} \cdot L$$

Für L setzen wir nacheinander D, $2\,D$ und $3\,D$ ein und bekommen so die inneren Abmessungen. Das Futter nehmen wir 500 mm stark an; an den beiden Enden befinden sich die Feuerungs- und Abzugsöffnungen von je 500 mm Drm. *(Abb. 22.)*. Die charakteristischen Werte der drei Öfen sind in Tafel III. zusammengefasst.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
Ofenzeichen	Innen			Aussen		Fassungsvermögen	Maximale Badtiefe	Die das Futter berührende Badoberfläche	Wärmeübertragende Futteroberfläche	Freie Badoberfläche	Strahlende Futteroberfläche	Maximale Flammdicke	Äussere Ofenfläche	Futtervolumen
	Durchmesser D	Länge L	D : L	Durchmesser	Länge									
	m	m		m	m	t	m	m_2	m^2	m^2	m^2	m	m^2	m^2
a	2,06	2,06	1 : 1	3,06	3,06	10	0,51	5,7	18,3	3,7	13,9	1,55	44	15,5
b	1,65	3,30	1 : 2	2,65	4,3	10	0,39	6,3	20,2	4,6	14,6	1,26	46	16,6
c	1,44	4,32	1 : 3	2,44	5,32	10	0,34	6,9	21,9	5,3	15,6	1,10	50	17,6

Im Folgenden soll das Verhältnis der Schmelzzeiten zu den Wärmeverlusten untersucht werden.

1. Bei sonst gleichen Verhältnissen hängt die durch die freie Badoberfläche übermittelte Wärmemenge von der Badoberfläche, Flammdicke und von der strahlenden Futteroberfläche ab. Das Verhältnis der freien Badoberflächen beträgt 1/1,24/1,43 gemäss Spalte 11. Die maximalen Flammdicken verhalten sich (Spalte 13.) wie 1/0,81/0,71, die strahlenden Futteroberflächen (Spalte 12.) wie 1/1,05/1,12. Die Beteiligung der Konvektion und der Strahlung am Wärmeübergang ist unbekannt, daher ist man auf ein ungefähres Schätzen angewiesen. Man kann allerdings keinen allzu grossen Fehler begehen, wenn man aus obigen Verhältnissen die Folgerung zieht, dass dem Einsatz durch die freie Oberfläche je sec stets die gleichen Wärmemengen übermittelt werden.

2. Sind die drei Öfen mit der gleichen Masse ausgestampft und ist die Umdrehungszahl die gleiche, so hängt die vom Futter übermittelte Wärme gemäss Gleichung 2. nur von den effektiv mitwirkenden Futteroberflächen ab; letztere verhalten sich wie 1/1,1/1,2. Bei der Spezifizierung der Wärmebilanz

wurde schon festgestellt, dass etwa 70% der Nutzwärme vom Futter übertragen wird, daher ergibt sich ein Schmelzzeitverhältnis wie 1/0,93/0,87.

3. Die Badtiefe übt auf die Schmelzgeschwindigkeit keinen Einfluss aus, da bei der gegebenen Schichtdicke (Spalte 8.) im gut wärmeleitenden, von allen

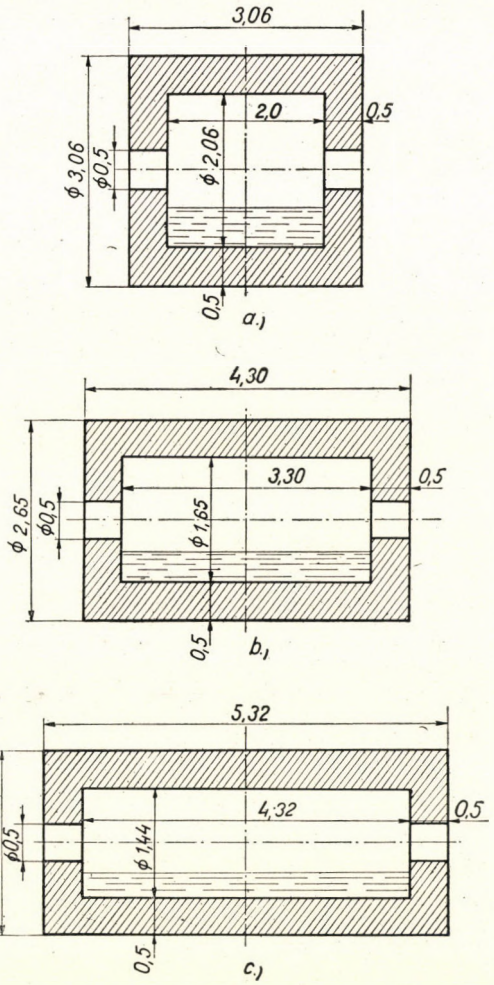


Abb. 22. Drei Öfen verschiedener Form

Seiten beheizten Kupferbad keine Temperaturunterschiede entstehen. Die grössere Badtiefe im Kurztrommelofen muss aber die Oxydationsgeschwindigkeit herabsetzen, wodurch die gesamte Chargendauer verlängert wird.

4. Die Wärmestrahlungsflächen (Spalte 14.) stehen im Verhältnis von 1/1,04/1,13. Bei Berücksichtigung der Schmelzzeiten ergeben die Wandverluste ein Verhältnis von 1/0,97/0,98 sind also von der Ofenform beinahe unabhängig.

5. Die für das Anheizen eines neu ausgestampften Ofens erforderliche Wärme ist dem Volumen des Futters proportional (s. Spalte 15.), verhält sich

somit wie 1/1,07/1,14, braucht aber nur nach je 40—80 Chargen einmal aufgewendet zu werden.

Im Obigen wurde nicht berücksichtigt, dass die Enden der praktisch ausgeführten Öfen konisch verjüngt sind, um sie auch in gekipptem Zustande mit dem Kran bedienen zu können. Infolge dieser Vernachlässigung erscheinen die obigen Werte ein wenig zu Gunsten des Kurzformats verschoben.

Auf Grund obiger Untersuchungen muss man dem Langtrommelofen den Vorzug geben, in dem auch die Vollständigkeit der Verbrennung besser gesichert erscheint. Für kleinere Öfen von 3—20 t Fassungsvermögen kann man die innere Länge zum Dreifachen des Durchmessers nehmen, bei grösseren 30—60 t-Öfen wählt man für L/D ein kleineres Verhältnis, da das Unterbringen, Bewegen und Bedienen eines sehr langen Ofenkörpers Schwierigkeiten macht. Der spezifische Ofenraum kann bei kleineren Öfen zu 0,9 m^3t gewählt werden, da mit der Abnützung des Futters das Fassungsvermögen schnell ansteigt und rasch das zweifache des nominellen Wertes erreichen kann. Zur Sicherung eines raschen Einschmelzens muss der Ofen auch in diesem Falle einen genügenden Flammenraum besitzen. Für grössere Öfen wird der spezifische Ofenraum kleiner gewählt.

Der gesamte Ofenraum beträgt

$$V = v \cdot G \quad [m^3]$$

dabei ist v der spezifische Ofenraum in m^3/t und

G das Fassungsvermögen in Tonnen.

Bezeichnen wir das Verhältnis L/D mit a, so ist

$$V = \frac{D^2 \cdot \pi}{4} \cdot L = \frac{D^2 \cdot \pi}{4} \cdot a\, D = \frac{\pi}{4} \cdot a \cdot D^3 = v \cdot G$$

Daraus ergibt sich für den inneren Durchmesser

$$D = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi} \cdot \frac{v}{a} \cdot G} = \sqrt[3]{\frac{4}{\pi} \cdot \frac{v}{a}} \cdot \sqrt[3]{G} = \varphi \cdot \sqrt[3]{G} \quad [m] \tag{5}$$

φ ist ein von dem Fassungsvermögen abhängiger Faktor. Die Werte φ und a sind aus *Abb. 23.* zu entnehmen.

Die innere Ofenlänge beträgt

$$L = a \cdot D \quad [m] \tag{6}$$

Die Futterstärke kann für 3—20 t-Öfen zu 500 mm, für 20—30 t-Öfen zu 600 mm, darüber, je nach der Menge der im Kupfer enthaltenen Verunreinigungen, noch grösser gewählt werden. Aus obigem ergeben sich die Aussenabmessungen (*Abb. 24.*). Sodann verjüngt man die beiden Ofenenden derart, dass der Gesamtofeninhalt unverändert bleibe. Der Winkel soll nicht grösser als 30—35° gewählt werden, um die Giesspfanne der Ausgussöffnung gut annähern zu können. Der Durchmesser der Feuerungsöffnung wird in erster Reihe von den maximalen Abmessungen des einzusetzenden Rohmaterials bestimmt, wobei es nicht ratsam ist unter 500 mm zu gehen. Auch der Durchmesser der Abzugsöffnung wird in erster Linie durch praktische Faktoren bestimmt und

wird zu wenigstens 450 mm genommen, um das Schlackenziehen und Polen ohne Schwierigkeit durchführen zu können.

Nach dem Bestimmen der Hauptabmessungen muss die Brennergrösse, also die je Stunde zu verbrennende Heizstoffmenge festgesetzt werden. Der

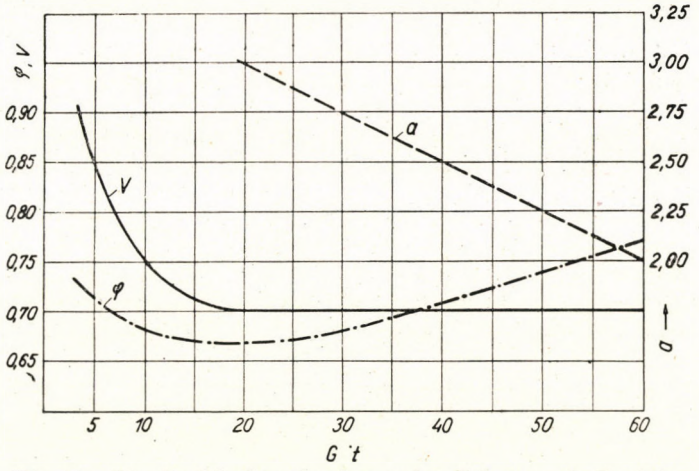


Abb. 23. Die die Ofenform bestimmenden Faktoren als Funktion des Fassungsvermögens

Brennstoffaufwand kann gemäss dem folgenden Gedankengang [15] berechnet werden. In den Flammraum des Ofens tritt an der Brennerseite während i Sekunden die Wärmemenge Q_1 ein, am Abzugsende tritt während derselben Zeit die Wärmemenge Q_2 mit den Abgasen aus. Die inzwischen abgegegene Wärmemenge $Q_1—Q_2$ erscheint einerseits als Nutzwärme im Einsatz, anderseits als Wärmeverlust. Es ist also

$$Q_1—Q_2 = i \cdot (q_1 + q_2 + q_v)$$

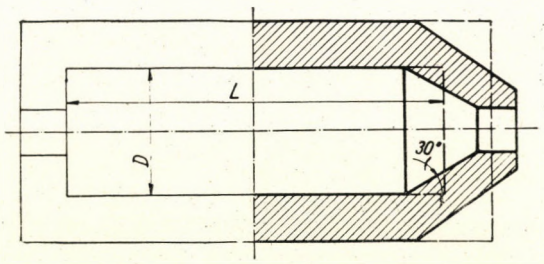


Abb. 24. Die Ermittlung der Umrisse des Drehtrommelofens

Hierin bedeutet

q_1 die durch die freie Badoberfläche übermittelte Wärme in kcal/s,

q_2 die vom Futter übertragene Wärme in kcal/s,

q_v den Wärmeverlust des Ofens in kcal/s.

q_1 kann aus Gleichung 1, q_2 aus Gleichung 2. berechnet werden. Die Wandverluste können aus Gleichung 4 zu 13 $kcal/m^2 \cdot sec°C$ genommen werden; bei einem Temperaturunterschied von 120° C zwischen Oberfläche und Arbeitsraum ist der Wandverlust 0,45 $kcal/m^2 \cdot s$. Die Ausflammverluste usw. sind kaum zu berechnen, zweckmässig können sie auf das 1,5-fache der Wandverluste geschätzt werden. Danach wird

$$q_v = 0{,}45 \cdot F_a + 1{,}5 \cdot 0{,}45 \cdot F_a = 2{,}5 \cdot 0{,}45 \cdot F_a = 1{,}1 \cdot F_a \; [kcal/s] \qquad (7)$$

F_a ist die wärmestrahlende Oberfläche in m^2.

Die während i Sekunden in den Flammraum eingeführte Wärmemenge Q_1 kann in Kenntnis des Flammraum-Volumens und der feuerungstechnischen Eigenschaften des Brennstoffes ermittelt werden, wobei die mittlere Temperatur des Flammraumes vorweg abgeschätzt werden muss. Bei Drehöfen für Kupferraffination kann hierfür 1400° C angenommen werden. Bei einer durchschnittlichen Abgastemperatur von etwa 1100° C kann Q_2 aus dem IT Diagramm bestimmt werden.

Die Rauchgase verweilen also im Flammraum

$$i = \frac{Q_1 - Q_2}{q_1 + q_2 + q_v} \; [s] \qquad (8)$$

Da die Wärmemenge Q_1 während einer Zeit von i Sekunden in den Flammraum eingeführt wird, beträgt der Stundenaufwand an Brennmaterial

$$g_t = \frac{Q_1 \cdot 3600}{i \cdot H_u} \; [kg/h] \qquad (9)$$

wo H_u der untere Heizwert des Brennstoffes in kcal/kg ist.

Um ein Beispiel der Anwendung dieser Methode zu geben, soll der Brennstoffaufwand des Versuchsofens berechnet und der derart ermittelte Wert mit dem gemessenen verglichen werden.

Bei Untersuchung der Wärmebilanz haben wir festgestellt, dass $q_1 = 66$ $kcal/s$, $q_2 = 167$ $kcal/sec$ beträgt. Bei einer Oberfläche von $F_a = 44$ m^2 ergibt sich $q_v = 1{,}1 \times 44 = 49$ $kcal/s$.

Der Brennstoff ist Heizöl mit einem unteren Heizwert von 10 460 $kcal/kg$, die Elementaranalyse ist

C	=	84,0 %
H	=	12,7 %
O	=	1,2 %
S	=	0,4 %
N	=	1,7 %

Um 1 kg Heizöl zu verbrennen, werden, gemäss Berechnung auf Grund der Analyse [14] 10,86 $m^3 = 14{,}03$ kg Luft benötigt, wobei 11,594 $m^3{}_N = 15{,}03$ kg Rauchgas entsteht. Zuzüglich des 25%-igen Luftüberschusses beträgt die Abgasmenge 14,35 $m_N{}^3 = 18{,}6$ kg, deren Volumen bei 1400° C

$$V_{1400°} = 14{,}35 \cdot \frac{1400 + 273}{273} = 88 \; m^3$$

beträgt.

Der spezifische Ofenraum ist 0,7 m^3/t. Das spezifische Gewicht des flüssigen Kupfers ist 7,9 kg/dm^3, das Badvolumen also 0,127 m^3/t : für den Flammraum bleiben 0,573 m^3/t übrig. Im Ofen von 10 t Fassungsvermögen verweilen gleichzeitig

$$m = \frac{18{,}6 \cdot 5{,}73}{88} = 1{,}21 \ kg$$

Verbrennungsprodukte. Die durch dieselben eingeführte Wärme beträgt

$$Q_1 = \frac{10460}{18{,}6} \cdot 1{,}21 = 680 \ kcal$$

Die mit 1100° C abziehenden Abgase nehmen unter Berüchsichtigung des 25%-igen Luftübersuchusses 5600 *kcal/kg* Öl *(Abb. 21.)* mit; die während i Sekunden abgeführte Wärme ist :

$$Q_2 = \frac{5600}{18{,}6} \cdot 1{,}21 = 365 \ kcal$$

Laut Gleichung 8. ist

$$i = \frac{680 - 365}{66 + 167 + 49} = \frac{315}{282} = 1{,}12 \ s$$

Der berechnete Brennstoffverbrauch je Stunde (Gleichung 9.):

$$g_t = \frac{680 \cdot 3600}{1{,}12 \cdot 10460} = 208 \ kg/h$$

stimmt mit dem gemessenen Brennstoffverbrauch von 220 *kg/h* gut überein. Die je s und m^3 Flammraum freiwerdende Wärme beträgt

$$k = \frac{g_t \cdot H_u}{3600 \cdot v_e} = \frac{208 \cdot 10460}{3600 \cdot 5{,}73} = 106 \ kcal/m^3 \cdot s$$

In stehenden Flammöfen wird eine Wärme von 35—40 $kcal/m^3 \cdot s$ frei ; dieser Wert kann nur auf Kosten der Gewölbehaltbarkeit gesteigert werden Im Falle des Drehtrommelofens kommen solche Bedenken nicht in Frage, da der Einsatz selbst eine intensive Kühlwirkung ausübt, der Flammraum kann also ruhig mit 106 $kcal/m^3 \cdot s$ belastet werden.

Nimmt man an, dass für alle ölgeheizten Drehtommelöfen die je s und m^3 Flammraum freiwerdende Wärme (k) 100—120 $kcal/m^3 \cdot s$ beträgt, so kann man den Stundenaufwand an Brennmaterial statt der langwierigen Berechnung durch folgende einfache Formel bestimmen :

$$g_t = \frac{v_e \cdot G \cdot k \cdot 3600}{H_u} \ [kg/h] \qquad (10)$$

Hierbei ist G das nominelle Fassungsvermögen in t,
v_e der spezifische Flammenraum $= v - 0{,}127 \ m^3/t$,
v ist aus *Abb. 23.* zu entnehmen.
k = 100—120 kcal/m³ · s,
H_u der untere Heizwert des Brennstoffes in kcal/kg.

Damit ist die erforderliche Brennerleistung bestimmt, der entsprechende Brenner wird auf Grund praktischer Erfahrungen gewählt. Dieser muss die berechnete Heizstoffmenge so verbrennen, dass der Verbrennungsprozess im Flammraum als vollkommen angesehen werden könne.

ZUSAMMENFASSUNG

Während der letzten zwanzig Jahre hat sich der Drehtrommelofen besonders für die Raffination von Kupferabfällen auf der ganzen Welt eingeführt. Die Verfasser erörtern in der vorliegenden Abhandlung die besonderen Eigenschaften des Drehtrommelofens, die sich von denen der stehenden Flammöfen unterscheiden.

Hinsichtlich der metallurgischen Reaktionen fällt beim Drehtrommelofen der rasche Ablauf derselben ins Auge. Der Grund hierfür ist einerseits in der höheren Temperatur des von allen Seiten beheizten Bades, anderseits in der aktiven Mitwirkung des Ofenfutters zu suchen.

Zur Aufklärung der wärmetechnischen Fragen untersuchten die Verfasser eingehend den Wärmehaushalt des Ofens im Verlauf einer Charge. Der Einsatz erhält nur 30% der Nutzwärme durch seine freie Oberfläche hindurch, den verbleibenden Teil übermittelt das Ofenfutter. Das Schmelzen im Drehtrommelofen geht daher beinahe viermal so rasch vor sich als im stehenden Flammofen. Das Futter nimmt an der Wärmeübertragung nur mit einer 16 mm starken Schicht teil, demzufolge bleibt die Aussentemperatur des Ofens praktisch unverändert. Das Futter kann ohne Bedenken stärker gewählt werden, da das Metallbad selbst die erforderliche Kühlwirkung ausübt; dadurch werden auch die Wandverluste herabgesetzt. Als Folge der vom Futter beschleunigten Wärmeübertragung und der geringen Wandverluste arbeitet der Ofen mit einem thermischen Wirkungsgrad von mehr als 30%.

Auf Grund praktischer Erfahrungen und theoretischer Überlegungen haben die Verfasser eine einfache Methode zur Bestimmung der Hauptabmessungen von 3—60 t-Öfen ausgearbeitet Nach Vergleichung der Vorteile des Kurz- und Langtrommelofens gaben Sie dem Langformat den Vorzug. Ein Ofen von G Tonnen Fassungsvermögen erfordert einen inneren Durchmesse von

$$D = \varphi \sqrt{G}\ [m]$$

und eine Länge von

$$L = a \cdot D\ \ [m]$$

wobei die Koeffizienten φ und a aus einem Diagramm zu entnehmen sind.

Nachdem der Stundenaufwand an Brennmaterial theoretisch bestimmt wurde, ergab sich die je s und m^3 Verbrennungsraum freiwerdende Wärme zu $k = 106$ kcal/$m^3 \cdot s$. Auf Grund dieses Wertes kann der Brennstoffbedarf auf einfache Weise berechnet werden:

$$g_t = \frac{v_e \cdot k \cdot G \cdot 3600}{H_u}\ [kg/h]$$

dabei ist v_e = Verbrennungsraum (m^3) je t Einsatz,
H_u = der untere Heizwert des Brennstoffes in kcal/kg.

SCHRIFTTUM

1. Fabrication of Copper-Base Alloys. Metal Industry 75, 1949, 314.
2. Copper and Brass Production, Metal Industry 79, 1951, 279.
3. Copper Refining. Metal Industry 72, 1948, 203.
4. The Institution of Mining and Metallurgy: The Refining of Non-Ferrous Metals *H. J. Miller:* The Fire Refining of Copper, London, 1950.
5. Prof. Dr. V. i. *Szmirnov:* Metallurgija medi i nikelja. Metallurgizdat 1950. Moskva.
6. *Dr. M. Waehlert:* Die Kupferraffination. Wilhelm Knapp, Halle (Saale), 1927.
7. *W. Wanjukoff:* Über den Verbrennungsprozess der Verunreinigungen bei der Kupferraffination im Flammofen. Metallurgie, 6, 1909. 749, 792.
8. *J. Newton* and *C. L. Wilson:* Metallurgy of Copper. John Wiley, New-York, 1942.
9. *W. Trinks:* Industrieöfen, VDI Verlag Berlin, 1928—31.

10. *A. Romwalter* jun.: Die Wärmeübertragung in Drehflammöfen. Mitteilungen der b. u. h. Abt. Sopron, Ungarn 1938. Bd. I. 301—309.

11. *W. Heiligenstaedt:* Wärmetechnische Rechnungen für Bau und Betrieb von Öfen. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1935.

12. *E. J. Kohlmeyer:* Über das Neuartige bei Drehöfen für Schmelzflussverfahren. Metall und Erz. 1935. 511—519.

13. *H. Wendeborn:* Physikalische Gesichtspunkte bei hüttenmännischen Prozessen. Metall und Erz., 1936. 70—73.

14. F. *Thomas:* Abmessungen und Ausstattung von Trommelschmelzöfen für die Kupferraffination, Metall und Erz, 1936. 538—542.

15. *Dr. A. Geleji:* Der Brennstoffverbrauch der metallurgischen Flammöfen und die Temperatur des Flammraumes (ungarisch) Bányászati és Kohászati Lapok, 1936. Nr. 19.

РАФИНИРОВАНИЕ МЕДИ ВО ВРАЩАЮЩЕЙСЯ ТРУБЧАТОЙ ПЕЧИ

Др. А. Гелеи и Й. Шей

Резюме

В течение последних двадцати лет вращающаяся трубчатая печь во всем мире нашла распространение для рафинации меди, в особенности медных отходов. Авторы в этом сообщении публикуют те особенности вращающейся трубчатой печи, по которым она отличается от обычной пламен печи.

В отношении металлургических процессов бросается в глаза их более быстрое течение. Причина этого заключается с одной стороны в том, что отапливаемая со всех сторон ванна имеет более высокую температуру, а с другой, в том, что футеровка печи принимает активное участие в процессе.

Для разъяснения теплотехнических вопросов мы подробно исследуем тепловой баланс печи в течении одной садки. Шихта через свою свободную поверхность получает всего лишь 30% полезного тепла, а остальная часть тепла передается футеровкой печи. Поэтому во вращающейся трубчатой печи плавка происходит почти в четыре раза быстрее, чем в обычной пламенной печи. Футеровка принимает участие в передаче тепла лишь слоем в 16 мм, и таким образом внешняя температура печи остается без изменения. Футеровка без размышлений может быть выполнена более толстой, так как ванна жидкого металла сама по себе оказывает необходимое охлаждающее действие, а через это и потери от стенок будут малы. Как следствие ускоренной теплопередачи от футеровки и малых потерь от стенок печь работает с термическим к. п. д. большим 30%-ов.

На основании практического опыта и теоретических рассуждений мы разрабатываем простой метод для определения основных размеров 3—60 тонных печей. После сравнения преимуществ коротких и длинных вращающихся трубчатых печей, мы считаем более выгодными длинные печи. Печь с емкостью в G тонн имеет внешний диаметр в

$$D = \varphi \cdot \sqrt[3]{G} \; [m]$$

а длинная печь

$$L = a \cdot D \; [m]$$

коэффициенты φ и a определяются из диаграмм.

После того, как мы теоретически определим почасовой расход топлива, получаем, что освобождающееся тепло на каждые s и m^3 составляет к=106 ккал/$m^3 \cdot s$ На основе этого мы можем расчитать простым способом потребность в топливе, а именно:

$$g_t = \frac{v_e \cdot k \cdot G \cdot 3600}{H_u} \; [кг/h]$$

где v_e — топочное пространство в $м^3$ на тонну садки,
H_u — нижний предел калорийности топлива.

BEMERKUNGEN ZUM AUFSATZ VON DR. A. GELEJI UND JOH. SCHEY: »KUPFERRAFFINATION IM DREHTROMMELOFEN«*

Dr. Z. HORVÁTH

(Eingegangen am 10. Dezember 1951.)

Nachstehend werden einige Bemerkungen an jenen Teil des besonders wertvollen und hochinteressanten Vortrages geknüpft, wo die Verfasser Vergleiche über die Oxydationsgeschwindigkeit der Verunreinigungen in der oxydierenden Periode der Raffination im Flammofen, bezw. im Drehtrommelofen anstellen.

Allgemein lässt sich feststellen, dass sich durch oxydierendes Schmelzen diejenigen verunreinigenden Elemente aus dem Kupfer entfernen lassen, deren Affinität zum Sauerstoff grösser ist, als die des Kupfers. Wie bekannt, lässt sich die Affinität zum Sauerstoff zahlenmässig durch das thermodynamische Potential der Oxydbildung ausdrücken. Je höher der negative Wert der Änderung des thermodynamischen Potentials bei der Oxydbildung, umso grösser ist die chemische Affinität des im Oxyd enthaltenen Elementes zum Sauerstoff. Nun aber hängt die chemische Affinität eines bestimmten Elementes zum Sauerstoff— und somit auch die die Oxydbildung begleitende Änderung des thermodynamischen Potentials — nicht nur vom stofflichen Charakter des betreffenden Elementes ab, sondern auch von der Temperatur und der Anfangsaktivität der in der allgemeinen Gleichung

$$Me + 1/2O_2 = MeO \qquad (I)$$

vorkommenden Stoffe. Es lässt sich nämlich das thermodynamische Potential der Reaktion (I) aus der Gleichung

$$\Delta G_T = \Delta G_T^O + RT \ln \frac{A_{MeO}}{A_{Me} \cdot \sqrt{A_{O2}}} \qquad (1)$$

errechnen. Hier bedeutet $\triangle G_T^\circ$ das thermodynamische Normalpotential der Oxydbildung, A_{MeO}, A_{Me} und A_{O2} die Anfangsaktivitäten des Oxyds, bezw. des Metalles, bezw. des Sauerstoffs und T die in Graden der Kelvin'schen Skala angegebene Temperatur. Die Abhängigkeit des thermodynamischen Normalpotentials von der stofflichen Beschaffenheit und der Temperatur ist aus *Abb. 1.* ersichtlich. Hierbei lässt sich feststellen, dass bei der Arbeitstemperatur der Kupferraffination für die im Kupfer häufig vorkommenden und in der Abbildung angeführten Elemente — gleiche Anfangsaktivität vorausgesetzt — folgende Reihenfolge der chemischen Affinitäten zum Sauerstoff gilt: Fe, As,

* Vorgetragen in einer Sitzung der Abteilung für Ingenieurwissenschaften der Ungarischen Akademie der Wissenschaften in Budapest am 14. Dez. 1951.

Ni, Pb. Sind die anfänglichen Aktivitäten bekannt, so lässt sich die wirkliche Reihenfolge mit Hilfe von *Abb. 1.* und Gleichung (1) feststellen.

Dem obigen zufolge wird sich *beim Raffinieren im Flammofen* während der oxydierenden Periode von den an der Oberfläche des Kupferbades befindlichen Elementen dasjenige zuerst oxydieren, bei dem die Oxydbildung mit der grössten negativen Änderung des thermodynamischen Potentials einhergeht.

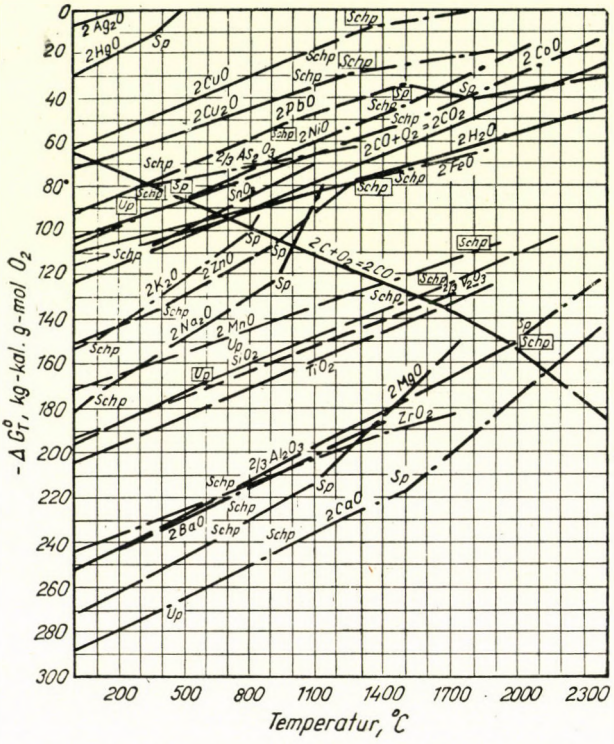


Abb. 1.

Die chemische Affinität des sich zuerst oxydierenden Elements zum Sauerstoff vermindert sich mit der fortschreitenden Abnahme seiner Konzentration, nachdem (1) immer positivere Werte annimmt, so zwar, dass die in Rede stehende Affinität nach einiger Zeit bis zum Wert jener thermodynamischen Potentialänderung absinkt, die der Oxydation des in der Reihenfolge der chemischen Affinitäten nachfolgenden Elements entspricht. Von diesem Zeitpunkt ab erfolgt die Oxydation der beiden Elemente gleichzeitig. Aus dem obigen Gedankengang folgt, dass mit fortschreitender Abnahme der Menge der verunreinigenden Elemente die Anzahl der sich gleichzeitig oxydierenden Elemente wächst und dass der überwiegende Teil der verunreinigenden Elemente sich durch oxydierendes Schmelzen nur dann von der Badoberfläche entfernen lässt, wenn im Verlauf der Operation auch ein Teil des an der Oberfläche befindlichen Kupfers mit oxydiert wird.

Während die Konzentration der verunreinigenden Elemente an der Badoberfläche abnimmt, macht sich die Diffusion geltend, indem sie die gleichen Elemente aus dem Innern des Bades an die Oberfläche zu befördern beginnt. Glücklicherweise ist das sich an der Oberfläche bildende Cu_2O im Kupfer gut löslich und wandert infolgedessen im Wege der Diffusion von der Oberfläche in das Innere des Bades. Die beiden, einander entgegengesetzten Wanderungen haben zur Folge, dass die Konzentration der Verunreigungen in der Oberflächenschicht anwächst, womit sich zugleich die chemische Affinität dieser Elemente zum Sauerstoff erhöht. Im Innern des Bades, wo wegen der verhältnismässig hohen Konzentration an Fe, As, Ni, Pb usw. die Oxydation dieser Elemente bei höheren negativen Werten der thermodynamischen Potentialveränderung vor sich geht, als den für Kupfer geltenden; wobei die verunreinigenden Metalle anfangs allen Cu_2O- Molekülen, späterhin nur einem Teil derselben den Sauerstoff entreissen. Die bei diesen Reaktionen entstehenden Oxyde sind zu grossem Teil in Kupfer unlöslich und haben niedrigere spezifische Gewichte als das Kupfer; sie steigen daher zur Oberfläche des Bades auf, bringen dadurch das Bad in Bewegung und wirken ähnlich wie die Diffusion in Richtung einer Ausgleichung der Konzentrationsunterschiede.

Der soeben beschriebene Vorgang erleidet eine Verlangsamung dadurch, dass der weitaus grösste Teil der sich oxydierenden Verunreinigungen Schlacken bilden, die auf die Oberfläche des Kupferbades steigen und verhindern, dass der Sauerstoffgehalt der auf die Oberfläche des Bades geblasenen Luft an der ganzen Oberfläche mit den Metallen in Kontakt kommt.

Bisher war von der Diffusion schon mehrfach die Rede. Bekanntlich ist die Diffusionsgeschwindigkeit, d. h. die durch den auf die Diffusionsrichtung senkrechten Querschnitt (q) während der Zeitenheit hindurchdiffundierende Stoffmenge $\left(\frac{dm}{dt}\right)$, proportional dem Querschnitt und dem Konzentrationsgradienten $\left(\frac{dc}{dx}\right)$, d. h.

$$\frac{dm}{dt} = -D \cdot q \frac{dc}{dx} \cdot \qquad (2)$$

Im obigen Ausdruck deutet das Minuszeichen an, dass die Diffusion in der Richtung der geringeren Konzentration des diffundierenden Stoffes vor sich geht. Der Proportionalitätsfaktor oder anders ausgedrückt: die »Diffusionskonstante« (D) bedeutet die Stoffmenge, die bei einem Konzentrationsgradienten $= 1$ während der Zeitenheit durch die Querschnittseinheit hindurchdiffundiert; sie ist der Temperatur direkt proportional. Beim Raffinieren im Flammofen lässt sich somit die Diffusionsgeschwindigkeit mittels Vergrösserung des auf die Richtung der Diffusion senkrechten Querschnitts, sowie Erhöhung der Temperatur und des Konzentrationsgradienten erhöhen. Der Vortrag hat uns darüber belehrt, dass der Erhöhung der Temperatur durch den Grad der Feuerfestigkeit des Futters Grenzen gesetzt sind, und aus den obigen Überlegungen geht hervor, dass beim Erscheinen der Schlackendecke der auf die Diffusionsrichtung senkrechte Querschnitt, sowie der Konzentrationsgradient, somit auch die Diffusionsgeschwindigkeit und die Oxydationsgeschwindigkeit der Verunreinigungen wesentliche Einbussen erleiden.

Beim Raffinieren im Drehtrommelofen sind die sich an der Oberfläche des Bades abspielenden Vorgänge den bei der Behandlung des Flammofens beschriebenen ähnlich. Bei Verwendung von Drehtrommelöfen gelangt jedoch, wie dies auch m Vortrag erörtert wurde, der Sauerstoff nicht nur von oben, sondern auch von unten in das Bad. Dies hängt damit zusammen, dass der Teil der Auskleidung der Drehtrommel, der sich jeweils aus dem Bade heraushebt, von einer dünnen Kupferschicht bedeckt ist. Das in dieser dünnen Schicht enthaltene Kupfer wird sodann zu Kupferoxydul oxydiert und vereinigt sich zum Teil mit dem Material der saueren Auskleidung zu Kupfersilikat, während ein anderer Teil bei der weiteren Drehung der Trommel in unverändertem Zustande in das Bad gelangt. Hier löst sich das Kupferoxydul allmählich im Kupfer auf, während das Kupfersilikat, dessen spezifisches Gewicht geringer als das des Kupfers ist, im Bad aufsteigt. Die im Innern des Bades befindlichen und in einer des Cu_2O entgegengesetzten Richtung wandernden Moleküle der verunreinigenden Metalle entreissen anfangs der Raffination allen gegen die Mitte des Bades wandernden Kupferoxydulmolekeln, zu Ende der Raffination nur einem Teil derselben den Sauerstoff. Ein Teil der Kupfersilikatmoleküle gelangt unverändert in die an der Oberfläche des Kupferbades schwimmende Schlacke, ein anderer Teil hat Gelegenheit während des Aufsteigens oder an der Oberfläche mit einem Metalloxyd, das sich gegenüber dem Cu_2O als stärkere Base erweist, oder mit einem Metall, dessen Oxyd stärker basisch als Cu_2O ist, zu reagieren. Eines der Produkte der zuletzt erwähnten Reaktionen ist entweder Cu_2O oder metallisches Kupfer. Das erstere verhält sich im weiteren genau so, wie das übrige auf andere Art und Weise in das Bad gelangte Cu_2O.

Dem obigen zufolge werden die verunreinigenden Elemente beim Raffinieren im Drehtrommelofen — im Gegensatze zur Flammofenraffination — während der oxydativen Periode durch die Diffusion aus dem Innern des Bades nach allen Richtungen befördert, während das Cu_2O von oben, von seitwärts und von unten der Badmitte zustrebt. Die Arbeit der Diffusion wird durch die Vergrösserung der auf die Diffusionsrichtung senkrechten Oberfläche, ebenso durch die angewandte höhere Arbeitstemperatur beschleunigt. Der Gang der Diffusion wird weiterhin durch den Umstand unterstützt, dass das an der Wandung der Auskleidung entstehende Kupfersilikat und die sich im Bade bildenden Oxyde nach oben wandern, dass ferner durch die Drehung der Trommel das Bad einigermassen bewegt wird. Schliesslich ist zu berücksichtigen, dass das Bad durch die in der Auskleidung gespeicherte Wärme auch von unten geheizt wird, so dass die Temperatur in der Mitte des Bades am niedrigsten ist und hieraus eine kleine Differenz im spezifischen Gewicht entsteht. Wenn nun wegen der Geringfügigkeit der Temperaturdifferenz auch der Unterschied im spezifischen Gewicht nur gering ist, so bewirkt dieser Unterschied doch, dass sich das in der Mitte des Kupferbades befindliche Material nach unten bewegt.

ZUSAMMENFASSUNG

Auf Grund theoretischer Überlegungen werden Vergleiche gezogen bezüglich der beim Raffinieren des Kupfers im Flammofen und Drehtrommelofen sich abspielenden Vorgänge und wird festgestellt, dass dieselben Reaktionen im Drehtrommelofen mit einem günstigeren Resultat vor sich gehen.

ПРИМЕЧАНИЯ К СТАТЬЕ ДР. А. ГЕЛЕИ И Й. ШЕЙ: »РАФИНИРОВАНИЕ МЕДИ ВО ВРАЩАЮЩЕЙСЯ ТРУБЧАТОЙ ПЕЧИ«

Др. З. Хорват

Резюме

На основе теоретических соображений сравнивают процессы, происходящие при рафинации меди в пламенной и трубчатой печах, и делают вывод, что одни и те же реакции протекают в трубчатой вращающейся печи с гораздо лучшим результатом.

DIE THEORETISCHEN GRUNDLAGEN DER BEMESSUNG VON KÜHLBETTEN

Prof. Dr. A. GELEJI und E. KISS

(Eingegangen am 10. Dezember 1951.)

Die die Walzenstrasse verlassenden fertig gewalzten, aber noch glühenden Stücke werden nach dem Abschneiden der Enden und nach eventueller Zerstückelung dem Kühlbett zugeführt, auf dem sie sich langsam in der Querrichtung gegen den Abfuhrrollgang bewegen. Im Laufe dieses langsamen Fortschreitens sinkt die Temperatur des Walzgutes stetig und ist bei der Erreichung des Rollganges etwa 100° C. Zweck der Kühlbetten ist: die gleichmässige Abkühlung der von der Walzenstrasse kommenden heissen Stücke zu gewährleisten, jede Verkrümmung und Vermengung des Walzgutes zu verhindern, darüber hinaus eine richtende Wirkung kleineren Massstabes auszuüben, sowie eine gewisse Lagerungsmöglichkeit zwischen Walzwerk und Adjustierwerkstatt zu bieten. Der Aufbau der Kühlbetten ist verschieden und richtet sich nach den Abmessungen und Formen des abzukühlenden Walzgutes. Für das Abkühlen von schweren Form- und Stabeisen werden im allgemeinen aus Eisenbahnschienen zusammengestellte, auf Böcken befestigte Kühlgitter benutzt, auf denen die Weiterbewegung des Gutes durch Seilschlepper bewerkstelligt wird. Die gleiche Ausgestaltung weisen die für die Kühlung von Blechen dienenden Kühlbetten auf. Kühlbetten, die sich an Feineisenwalzwerke anschliessen, erfordern eine von den obigen abweichende, spezielle, völlig mechanisierte Konstruktion. Die Beförderung des Walzgutes wird von einer mechanisch bewegten Gitterkonstruktion oder von in schräger Richtung angeordneten Rollen besorgt. Seit dem durch *Edwards* im Jahre 1911 ausgeführten Bau des ersten mechanischen Kühlbettes hat die ganze Konstruktion eine durchgehende Modernisierung erfahren. Bei den neueren, am meisten verbreiteten mechanischen Kühlbetten finden sich sowohl stehende, als auch bewegte Gittersysteme. *Abbildung 1.* stellt den Aufbau, sowie die grundsätzliche Wirkungsweise eines Kühlbettes mit bewegtem Gitter vor.

Das die Walzenstrasse verlassende Walzgut wird von einem Förderrollgang dem Kühlbett zugeführt. Sind die gewalzten Stäbe länger als das Kühlbett, so werden die ersteren zuvor mittels der hinter der Walzenstrasse angeordneten fliegenden Schere auf die nötige Länge aufgeschnitten. Jedes eingetroffene Stück bringt den das Gitter bewegenden Mechanismus vermittels einer selbsttätigen Schaltvorrichtung in Gang, wobei die bewegten Gitterglieder je eine volle Kreisbahn beschreiben. Hierbei wird das neueingetroffene Stück vom Rollgang auf das Kühlbett gehoben, und gleichzeitig werden sämtliche auf dem Gitter befindlichen Stücke um den Abstand je einer Zackenteilung weiterbefördert. Das bereits abgekühlte Stück wird vom Kühlgitter abgehoben und gleitet in die Kühlgrube, oder es wird auf einer Sammelplatte

abgelagert, von wo es mittels des Rollgangs zur Schere und hernach in die Adjustage weiterbefördert wird. Das auf dem Kühlbett liegende Walzgut bewegt sich somit langsam quer über das Kühlbett, vom Zufuhrrollgang zum Abfuhrrollgang. Die richtige Ausgestaltung der Kühlbetten ist für den stőrungslosen

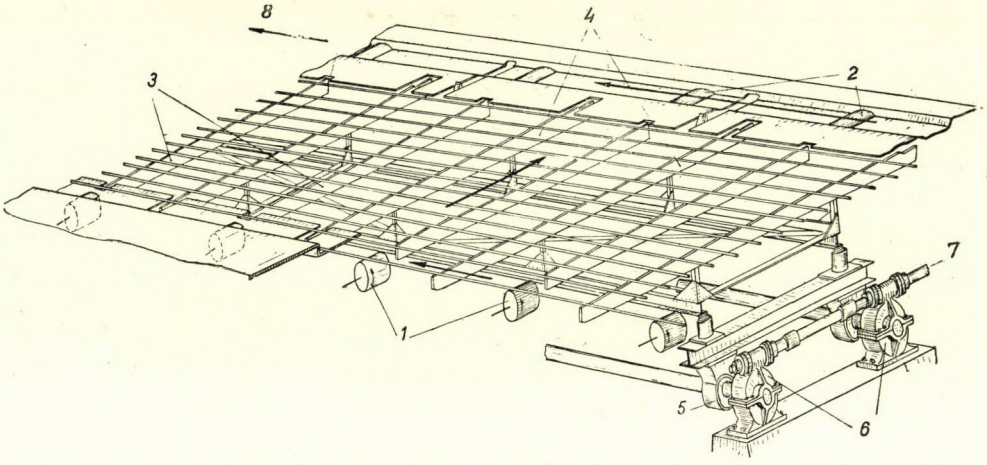


Abb. 1. Automatisches Kühlbett: 1. Zufuhrrollgang. 2. Abfuhrrollgang. 3. Unbewegliche Gitterglieder 4. Bewegliche Gitterglieder 5. Antriebsexzenter für das Gitter 6. Schneckenantrieb 7. Elektromotor für den Antrieb 8. Zur Schere

Betrieb des Walzwerks von entscheidender Bedeutung. Die unrichtige Wahl des Kühlbettes kann zu Materialstauungen, unvollkommener Abkühlung, Verbiegungen der Walzstäbe und schlechter Ausnützung des Walzwerkes führen. Die Hauptabmessungen des Kühlbetts richten sich nach der Oberfläche desselben. Die Länge kann zwischen 30 und 150 m gewählt werden, wobei auf die Längenabmessung des längsten auf dem Walzwerk erzeugten Walzstabes Rücksicht zu nehmen ist [3]. Ist das Walzgut von sehr grosser Länge, so wird bei der Wahl des Kühlbettes die Länge der Walzstäbe ausser Acht gelassen, und die Stäbe werden, mit Hilfe der fliegenden Schere, der Länge des Kühlbettes entsprechend zugeschnitten.

Die Breite des Kühlbettes ist so zu wählen, dass die Walzstäbe während des Passierens dieser Breite Zeit finden, sich auf die gewünschte Temperatur (100° C) abzukühlen. Die Breite des Kühlbetts ist eine Funktion der für die Abkühlung des Walzgutes benötigten Zeitdauer und der grössten Leistung des Walzwerks. Die mittlere Fördergeschwindigkeit der sich auf dem Kühlbett in Querrichtung fortbewegenden Walzstäbe wird durch die Produktion der Walzenstrasse bestimmt. Sind die mittlere Fördergeschwindigkeit v_a und die zur Abkühlung erforderliche Zeit (i Minuten) bekannt, so berechnet sich die Breite des Kühlbetts zu:

$$b = v_a \cdot i$$

Die Aufgabe ist somit eine zweifache: Feststellung der mittleren Fördergeschwindigkeit des Walzgutes und Bestimmung der für die Abkühlung eines Walzstabes von bekannten Abmessungen erforderlichen Zeitdauer.

Die mittlere Fördergeschwindigkeit lässt sich aus der Bedingung errechnen, wonach während der Zeit, die je ein Walzstab zum Herauslaufen aus der Walzenstrasse benötigt, alle übrigen, auf dem Kühlbett befindlichen Stäbe um je eine, einer Zackenteilung (x_0) entsprechende Weglänge fortrücken. Die Zeit, die ein Stab von der Länge h, der aus der Walzenstrasse mit der Geschwindigkeit v_h herausläuft, zum Übergang auf das Kühlbett benötigt, beträgt :

$$i_h = \frac{h}{v_h}$$

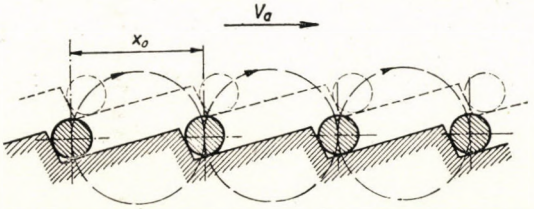


Abb. 2. Bewegung des Walzstückes auf dem Kühlbett

Während dieser Zeit rücken sämtliche Stäbe um die Teilung x_0 in Richtung der Abfuhrseite vor *(Abb. 2.)*. Somit beträgt die mittlere Fördergeschwindigkeit der Walzstäbe :

$$v_a = \frac{x_0}{i_h} = v_h \cdot \frac{x_0}{h} \tag{1}$$

Diese Formel setzt den Grenzfall voraus, wo die austretenden Walzstäbe einander lückenlos folgen, die Belastung des Kühlbettes daher eine maximale ist. Es empfiehlt sich die Breite des Kühlbettes stets dieser grössten Belastung anzupassen, zumal in diesem Falle bei kleinerer Belastung die Walzstäbe länger auf dem Kühlbett verweilen, sich also nur noch mehr abkühlen. Würde man der Bemessung der Kühlbettbreite eine mittlere Belastung unterlegen, so ergäbe sich im Falle der Höchstbelastung für die auf der Abfuhrseite eintreffenden Walzstäbe eine unzulässig hohe Temperatur.

Die mittlere Fördergeschwindigkeit der in der Querrichtung des Kühlbettes fortrückenden Walzstäbe lässt sich auch auf Grund der Stundenleistung der Walzenstrasse bestimmen. Beträgt die Stundenleistung der Walzenstrasse Q Tonnen/Stunde, die Länge der aus der Walzenstrasse austretenden Walzstäbe l Meter und ihr Laufmetergewicht q kg/m, dann beträgt die Anzahl der während einer Minute auf das Kühlbett gelangenden Walzstäbe :

$$z = \frac{1000 \cdot Q}{60 \cdot l \cdot q}.$$

Beim Anlangen jedes weiteren Walzstabes rücken die übrigen Stäbe um die Distanz x_0 weiter ; demnach beträgt der je Minute zurückgelegte Weg, d. h. die Geschwindigkeit :

$$v = z \cdot x_0 \text{ [m/Min.]}$$

Setzt man in diese Formel den obigen Wert von z ein, so lässt sich die Fördergeschwindigkeit als Funktion der Stundenleistung der Walzenstrasse ausdrücken:

$$v = \frac{1000 \cdot Q \cdot x_0}{60 \cdot 60 \cdot l \cdot q} = 0{,}277 \frac{Q \cdot x_0}{l \cdot q} \text{ [m/sec]} = 16{,}63 \frac{Q \cdot x_0}{l \cdot q} \text{ [m/Min]} \qquad (2)$$

Die zur Abkühlung von Feineisen von mittleren Abmessungen auf dem Kühlbett erforderliche Zeit beträgt gemäss den Erfahrungen durchschnittlich 25—30 Minuten, während derer die etwa 900° C betragende Anfangstemperatur des Walzgutes auf eine Endtemperatur von 100° C absinkt. Was die Bestimmung der auf dem Kühlbett herrschenden Abkühlungsverhältnisse anbelangt, so haben wir diesbezüglich in der Literatur keinerlei Berechnungsverfahren finden können, höchstens hie und da einige Versuchsdaten: die Ergebnisse der Abkühlungsversuche, die mit Rundeisenstäben von 18 mm Durchmesser ausgeführt wurden, sind in der Abkühlungskurve in *Abb. 3.* zusammengefasst [1].

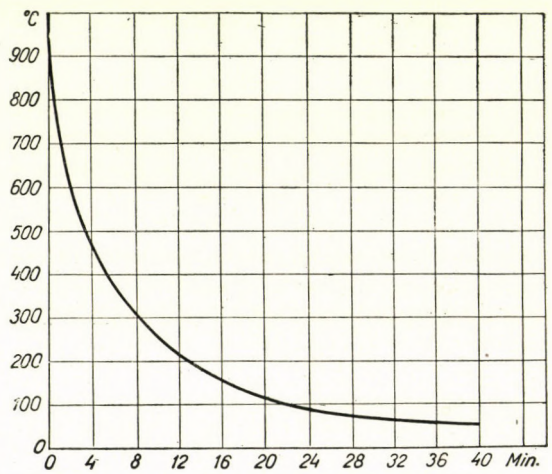


Abb. 3. Abkühlungskurve eines Rundeisens von 18 mm Durchmesser.

Die Abkühlung ist anfänglich rapid, so lange nämlich der Temperaturunterschied zwischen dem rotglühenden Walzgut und der Umgebung hoch ist; die Abkühlungskurve fällt also anfänglich steil ab. Späterhin wird — bei fortschreitender Ausgleichung der Temperaturen — die Abkühlung immer langsamer und die Kurve schmiegt sich allmählich der Temperatur der Umgebung an.

Die experimentell festgestellte Abkühlungskurve lässt sich auch auf Grund theoretischer Überlegungen konstruieren, und dann lässt sich die Abkühlungszeit aus dem Diagramm ablesen. Vor Feststellung der das Konstruktionsverfahren bestimmenden Grundsätze muss jedoch auf einige grundlegende Fragen eingegangen werden.

Das auf dem Kühlbett befindliche Walzgut rückt langsam von der Zufuhrseite in Richtung der Abfuhrseite weiter, wobei es seinen Wärmegehalt an die umgebende Luft abgibt und demzufolge an Temperatur verliert. Die Wärmeüber-

gabe geschieht durch Strahlung und Konvektion, wobei hauptsächlich die Strahlung zur Geltung kommt, solange die Temperatur des Walzgutes hoch ist, wogegen bei niedrigerer Temperatur die Konvektion das Übergewicht erlangt.

Die die Wärmeübergabe begünstigenden und dadurch die Abkühlung beschleunigenden Faktoren lassen sich wie folgt zusammenfassen:

1. Möglichst freie Lagerung des Walzgutes auf den Gittergliedern, derzufolge die ganze Oberfläche an der Wärmeübergabe ungestört teilnehmen kann.

2. Die das Walzgut umgebende Luft ervärmt sich in der Nähe des heissen Stückes, verliert an spezifischem Gewicht, wodurch ein aufsteigender Luftstrom entsteht. Dieser dem Esseneffekt ähnliche Luftstrom verursacht eine wirksamere Wärmeübergabe, was sich in der Beschleunigung der Abkühlung auswirkt.

3. Die kalten Gitterglieder berühren sich mit dem heissen Walzgut unmittelbar, infolgedessen entsteht an den Berührungsstellen ein weiteres Entziehen von Wärme durch Wärmeleitung. Da aber die Oberfläche der das Gitter berührenden Stückteile im Verhältnis zur ganzen Stückoberfläche eine verschwindend kleine ist, so ist die derart abgezogene Wärmemenge nur gering und kann ausser Acht bleiben.

4. Die Wärmeübergabe zwischen dem Walzgut und der umgebenden Luft wird auch von der Lufttemperatur beeinflusst, die ihrerseits vom Wetter abhängt und wegen der Veränderlichkeit des letzteren ruhig ausser Acht gelassen werden kann. Hierbei handelt es sich um wenige Grade betragende Schwankungen der mittleren Lufttemperatur, die im Vergleich zu den mehrere hundert Grad betragenden Stücktemperaturen unerheblich sind, daher ist der durch die Ausserachtlassung begangene Fehler verschwindend klein.

Die die Wärmeübergabe beeinträchtigenden und daher die Abkühlung verlangsamenden Faktoren lassen sich wie folgt zusammenfassen:

1. Benachbarte Stücke erwärmen sich gegenseitig, beeinträchtigen daher einander in der Wärmeabgabe. Steigert man den Abstand zwischen den einzelnen Stücken, so nimmt der gegenseitige Wärmeeffekt rasch ab. Mit dem Absinken der Stücktemperatur verliert die Strahlung an Intensität, was die gegenseitige Wärmewirkung ebenfalls vermindert.

2. Die grössere Stärke der Stücke wirkt auf die Wärmeabgabe verlangsamend ein. Je grösser nämlich die Stückstärke, umso kleiner die Stückoberfläche im Verhältnis zum Rauminhalt: der in der grösseren Masse enthaltenen grösseren Wärmemenge steht somit eine vergleichsweise kleinere Oberfläche gegenüber, durch die die Wärmeabgabe zu erfolgen hat. Auch die Querschnittsform des Stückes beeinflusst die Wärmeübergabe.

Wollten wir alle aufgezählten Faktoren streng berücksichtigen, so wären wir gezwungen Untersuchungen anzustellen, die sich in viele Richtungen verzweigen. Das Berechnungsverfahren würde sich bei gleichzeitiger Berücksichtigung sämtlicher veränderlicher Faktoren allzu schwerfällig und langwierig gestalten und könnte den praktischen Zwecken kaum entsprechen. Es ergibt sich somit die Notwendigkeit, durch Einführung gewisser zweckdienlicher praktischer Vereinfachungen ein leicht anwendbares, einfaches und dennoch zuverlässige Werte lieferndes Berechnungsverfahren zu finden.

Wir betrachten das Kühlbett mitsamt den darauf befindlichen Stücken als ein glühendes Gitter und beziehen die Abkühlungsverhältnisse auf die volle Gitteroberfläche. Das durch die sich abkühlenden Stücke gebildete Gitter ist in Bewegung, somit durchläuft jedes einzelne Glied sämtliche Tempera-

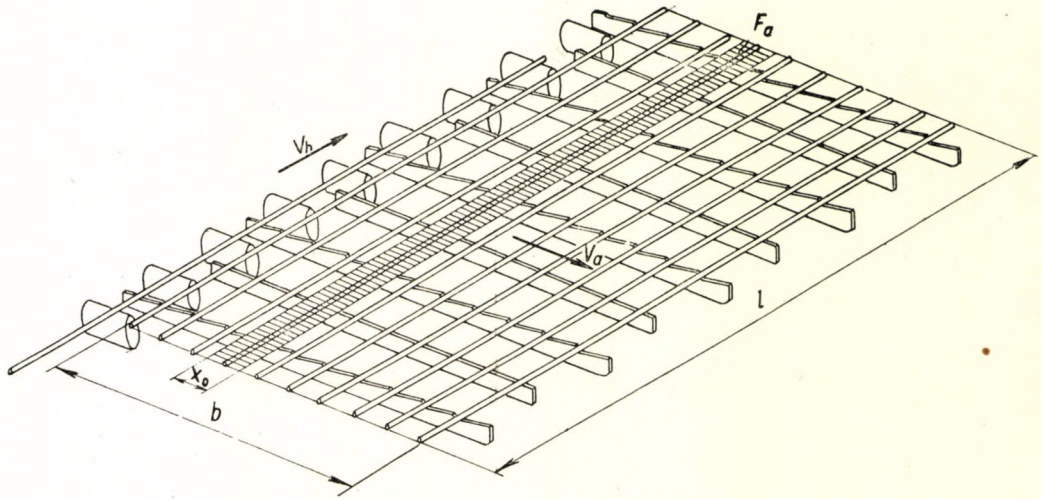


Abb. 4. Bestimmung der spezifischen Wärmeübergangszahl

turzustände von der Anfangstemperatur bis zur Endtemperatur. Die Abkühlungsverhältnisse lassen sich wegen ihrer Veränderlichkeit nicht für die volle Gitteroberfläche eindeutig erfassen, wir greifen daher aus der vollen Oberfläche einen Streifen von der Grösse F_a heraus, die der auf ein Walzstück entfallenden Gitteroberfläche entspricht (*Abb. 4.*).

$$F_a = x_0 \cdot l$$

Ein Stück vom Gewicht G, mit der spezifischen Wärme c verliert während der Zeit di eine Wärmemenge dQ, die durch den zu dem Stück gehörigen Oberflächenstreifen F_a auf die Umgebung übergeht. Die Temperatur des Oberflächenstreifens sei zu einem beliebigen Zeitpunkte gleich t. Im Sinne der Wärmeübergangsgesetze stimmt die Abnahme des Wärmeinhaltes des Stückes mit der durch die Oberfläche verlorenen Wärmemenge überein, was sich mathematisch wie folgt ausdrücken lässt:

$$dQ = F_a \cdot t \cdot \varkappa \cdot di = G \cdot c \cdot dt$$

$$\frac{F_a \cdot \varkappa}{G \cdot c} \cdot di = \frac{dt}{t}$$

$$\frac{F_a \cdot \varkappa}{G \cdot c} \cdot \int_0^i di = \int_{t_k}^{t} \frac{dt}{t}$$

Nach Ausführung der Integration innerhalb der angegebenen Grenzen ergibt sich die Temperatur, auf die sich ein Stück mit der Anfangstemperatur t_k nach Verlauf der Zeit i abgekühlt hat:

$$t = t_k \cdot e^{-\frac{\varkappa}{G \cdot c} \cdot F_a \cdot i}$$

Im Zuge unserer Berechnungen wünschen wir u. a. die zur Abkühlung erforderliche Zeit zu berechnen. Die Abkühlungszeit lässt sich mit Hilfe der obigen Formel wie folgt ausdrücken:

$$ln \frac{t}{t_k} = -\frac{\varkappa}{G \cdot c} \cdot F_a \cdot i$$

und hieraus

$$i = \frac{G \cdot c}{\varkappa \cdot F_a} \cdot ln \frac{t_k}{t}$$

Wie bekannt, ist der herausgegriffene Oberflächenstreifen $F_a = x_0 \cdot l$ und das Gewicht des Stückes mit Hilfe des Laufmetergewichtes ausgedrückt: $G = g \cdot l$. Nach Substituierung dieser Werte ergibt sich die Zeit, die für die Abkühlung von der Anfangstemperatur t_k auf die Endtemperatur t nötig ist, zu:

$$\boxed{i = \frac{g \cdot c}{\varkappa \cdot x_0} \cdot ln \frac{t_k}{t}} \qquad (3)$$

Die Bedeutung der in der Formel vorkommenden Faktoren ist wie folgt:

g = Laufmetergewicht des sich abkühlenden Walzstückes in kg/m,

c = spezifische Wärme des sich abkühlenden Walzstückes, kcal/kg (für Stahl im Mittel $c = 0{,}130$),

t_k = Anfangstemperatur des Stückes, d. h. die Temperatur mit der das Stück die Walzenstrasse verlässt (i. allg. 900°),

t = Endtemperatur des Stückes, d. h. die Temperatur mit der das Stück das Kühlbett verlässt (i. allg. 100°).

$\varkappa$ = Wärmeübergangszahl für die glühende Gitteroberfläche, kcal/m^2· min· °C.

Die Wärmeübergangszahl für die glühende Gitteroberfläche ist ein empirischer Wert, in dem die Wärmeübergabe durch Strahlung und Konvektion miteinbegriffen ist, ebenso sämtliche die Wärmeübergabe verlangsamenden, bezw. beschleunigenden, oben gekennzeichneten Faktoren. Der Wert $\varkappa$ ist eine Funktion der Temperatur der Oberfläche F_a, kann daher längs eines Gitters, dessen Temperatur veränderlich ist, nicht als konstant angesehen werden. Infolgedessen muss die Abkühlungsdauer abschnittsweise bestimmt werden, wobei innerhalb jeden Abschnitts $\varkappa$ als konstant betrachtet werden kann. Eine praktisch zureichende Genauigkeit lässt sich erzielen, wenn man die Abkühlungsdauer für Temperaturintervalle von je 200° C bestimmt.

Auf Grund empirisch ermittelter Daten haben wir die Änderung der Wärmeübergangszahl des glühenden Gitters ermittelt. Zufolge des auf *Abb 5.*

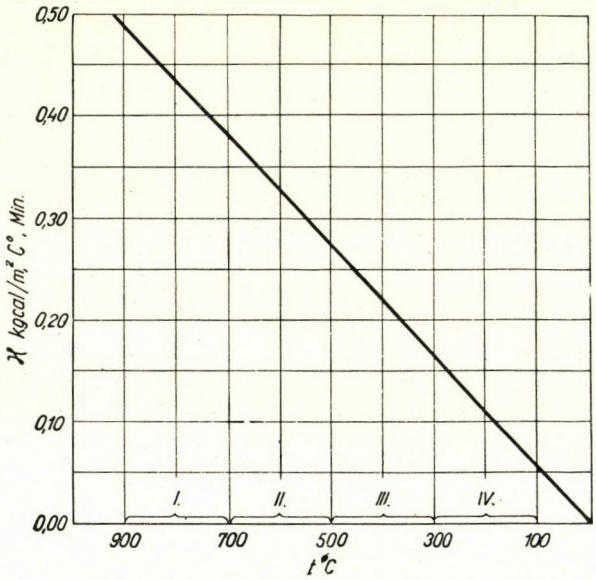


Abb. 5. Die spezifische Wärmeübergangszahl

angegebenen Diagramms besteht zwischen Wärmeübergangszahl und Stücktemperatur ein linearer Zusammenhang. Aus dem Diagramm lassen sich die mittleren Wärmeübergangszahlen für die einzelnen Abkühlungsabschnitte ablesen. Setzt man diese Werte der Reihe nach in die Formel 3 ein, so lassen sich die Abkühlungszeiten für die einzelnen Abschnitte errechnen. Von der Anfangstemperatur des Stückes ausgehend und in Richtung der Endtemperatur

fortschreitend, lässt sich das Verfahren auf sämtliche Abschnitte anwenden. Summiert man die derart gewonnenen, für die einzelnen Abschnitte gültigen Abkühlungszeiten, so ergibt sich die volle Abkühlungsdauer.

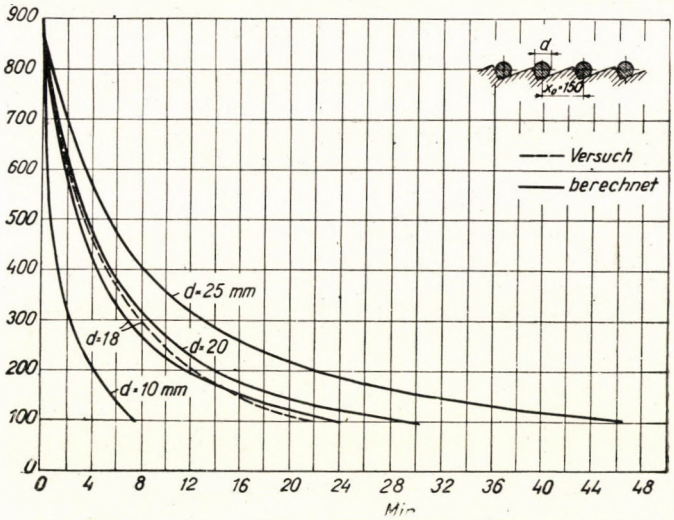


Abb. 6. Empirische und errechnete Abkühlungskurven

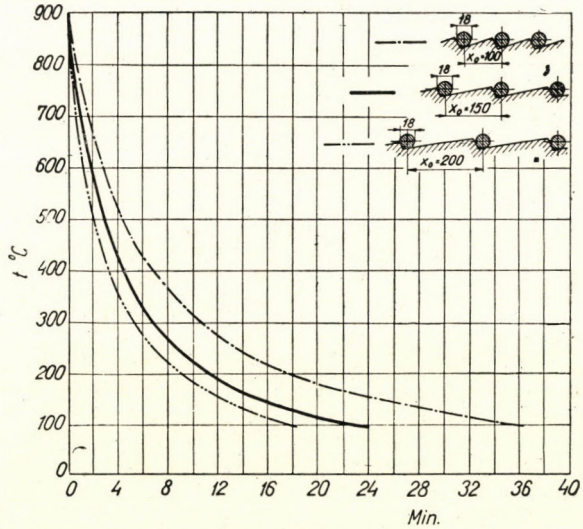


Abb. 7. Einfluss der Zackenteilung auf die Abkühlungsdauer

Unter Anwendung des soeben gekennzeichneten Rechnungsverfahrens haben wir die Abkühlungskurven für Rundeisen von 10, 18, 20 und 25 mm Durchmesser bei einer Zackenteilung von $x_0 = 150$ mm ermittelt. Die Ergebnisse sind aus *Abb. 6.* ersichtlich, in die wir auch die experimentell festgestellte,

auf Rundeisen von 18 mm bezügliche Abkühlungskurve eingetragen haben. Das Diagramm gibt ein anschauliches Bild davon, wie sich die Abkühlungsdauer bei Änderung der Abmessung des Stückes ändert, zeigt ferner die gute Übereinstimmung zwischen der experimentell ermittelten und der berechneten Kurve.

Das auf *Abb. 7.* gezeigte Diagramm gibt die Abkühlungskurve für das Rundeisen von 18 mm wieder, bei Verhältnissen, die verschiedenen Zackenteilungen entsprechen. Dieses Diagramm führt anschaulich vor Augen, welch bedeutenden Einfluss die Zackenteilung auf die Zeitdauer der Abkühlung ausübt.

ZUSAMMENFASSUNG

Die Bestimmung der Hauptabmessungen des zur Abkühlung der auf der Walzenstrasse ausgewalzten Stücke dienenden Kühlbettes geschah bisher ausschliesslich auf Grund von experimentell gewonnenen Daten und Betriebserfahrungen. Diese Abhandlung bringt ein Verfahren mit dessen Hilfe die Abmessungen der Kühlbetten rechnerisch bestimmt verden können Die Feststellung der erforderlichen Kühlbettbreite lässt sich auf die Produktion der Walzenstrasse, sowie auf die für die Abkühlung des Walzstückes nötige Zeitdauer gründen. Aus der Produktion der Walzenstrasse kann man die erforderliche Fördergeschwindigkeit der Stücke in der Querrichtung berechnen. Das Produkt aus dieser Geschwindigkeit und der Abkühlungsdauer ergibt die Breite des Kühlbettes. Die Abkühlungsdauer lässt sich bei Kenntnis der Wärmeübergangszahl für die Oberfläche des glühenden Gitters leicht bestimmen. Wir haben die Wärmeübergangszahl des Kühlgitters für verschiedene Temperaturen auf Grund experimenteller Daten zu einem Diagramm verarbeitet. Die Berechnung der Abkühlungsdauer hat — mit Rücksicht auf den veränderlichen Wert der Wärmeübergangszahl — abschnittsweise zu erfolgen.

SCHRIFTTUMSVERZEICHNIS

1. *Franz Zabel :* Selbsttätig arbeitende mechanische Kühlbetten. Demag-Nachrichten Juli 1940.

2. *Dr. A. Geleji :* Kohógéptan (Hüttenmaschinenkunde), Budapest, 1950. Lehrbücherverlag. (Tankönyvkiadó).

3. *Puppe—Stauber :* Walzwerkswesen II, 1934. Berlin, Verlag J. Springer.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ РАСЧЕТА РАЗМЕРОВ ГОРЯЧИХ СТЕЛЛАЖЕЙ

Др. Ш. Гелеи и Э. Киш

Резюме

До сего времени определение размеров горячих стеллажей, служащих для охлаждения заготовок после обработки их на прокатном стане, происходило исключительно на основе экспериментальных данных и наблюдений на производстве. Определение ширины горячих стеллажей может быть произведено на основе данных производительности прокатного стана и времени, необходимого для охлаждения прокатанных заготовок. Из данных производительности прокатного стана может быть определена необходимая скорость поперечного движения заготовок. Произведение значения этой скорости на значение времени охлаждения дает размер ширины горячих стеллажей. Условия процесса теплоотдачи, происходящего на горячих стеллажах, являются очень сложными, причем необходимо учесть большое количество одновременно действующих переменных факторов, что затрудняет практическое применение расчетного способа. Время охлаждения может быть легко определено при знании коэффициента поверхностной теплопередачи накаленной решетки. Коэффициент теплопередачи охлаждающей решетки для различных температур нами сведен в диаграмму, которая составлена на основании опытных данных. Расчет времени охлаждения, с учетом переменных значений коэффициента теплопередачи, необходимо производить путем разбивки на отдельные участки.

ERZMIKROSKOPISCHE UNTERSUCHUNG DES FUTTERS EINES KUPFERRAFFINIEROFENS

Z. HEGEDÜS

(Eingegangen am 4. Februar 1952)

Zur Untersuchung kam ein aus dem gebrauchten Futter eines zur Kupferraffination dienenden Drehtrommelofens angefertigter Querschnittsanschliff, im auffallenden Lichte.

Bei geringer Vergrösserung zeigt sich im auffallenden Lichte eine dunkelgraue Grundsubstanz von teilweise welchselnder Farbschattierung und wechselndem Lichtreflexionsvermögen, in welcher kleine, weisse Einschlüsse von starkem Lichtreflexionsvermögen eingebettet sind. Die Verteilung der Einschlüsse ist an verschiedenen Punkten des Schliffes ungleich. Untersuchungen im polarisierten Licht, sowie nach der Ölimmersionsmethode ergaben, dass die graue Grundsubstanz ein Gemisch verschiedener Silikate darstellt, während die weissen Einschlüsse aus verschiedenen Kupferoxyden bestehen. Bei starker Vergrösserung und insbesondere im polarisierten Licht lassen sich unter den weissen Einschlüssen zwei voneinander verschiedene Typen erkennen.

Zur Identifizierung der zwei verschiedenen Typen der weissen Einschlüsse wurden die gewohnten Untersuchungsmethoden der Erzmikroskopie angewandt. Zur Bestimmung der Farbschattierung wurde ein Tageslichtfilter Marke »Lifa« verwendet, als weisse Grundfarbe die Farbe des Bleiglanzes (Galenits) gewählt. Das Lichtreflexionsvermögen wurde auf das eines stark reflektierenden Erzes bezogen. Der Unterschied in der Farbschattierung der beiden Kupferoxyde ist nicht besonders gross. Bei Anwendung von Ölimmersion ist der Unterschied bereits gut sichtbar, ferner wird die Unterscheidung mit Hilfe innerer Reflexe besonders leicht gemacht. Zum Ätzen wurden verwendet : eine 20%-ige Lösung von $FeCl_3$, HCl von der Verdünnung 1 : 3 und Salpetersäure der Verdünnungen 1 : 3, bezw. 1 : 1.

I. CuO. Farbe weiss, mit licht olivengrauer Tönung. Optisch stark anisotrop: beim Drehen bei gekreuzten Nikols wechselt die Farbe zwischen Graublau und Schwarz. Das Lichtreflexionsvermögen ist mässig, vermindert sich bei Ölimmersion bedeutend, wobei die Farbe olivengrau wird. Bei gekreuzten Nikols und Ölimmersion sind innere Reflexe nicht sichtbar. Ätzversuche : CuO wird durch $FeCl_3$ geschwärzt, durch HCl 1 : 3 gleichfalls geschwärzt, durch HNO_3 1 : 3 nicht angegriffen, durch HNO_3 1 : 1 nach Verlauf einiger Minuten langsam gelöst. An den Teilen des Schliffes die sich mit dem Metall berühren, erscheint das CuO in Form kleiner, etwas verzerrter Würfel oder dicker Plättchen, bezw. in Form von Verwachsungen dieser Gebilde *(Abb. 1.)*. In der Mitte des Schliffes erscheint das CuO in der Form sehr dünner, zumeist gekrümmter Plättchen *(Abb. 2.)*. In Bezug auf optische Eigenschaften und Aetzung stimmt es mit dem als Mineral vorkommenden CuO (Tenorit) überein. [1] [2]

II. Cu_2O. Farbe weiss, mit licht bläulich grauer Tönung. Lichtreflexionsvermögen stark ; geringe Anisotropie. An der Luft wechselt die Farbe beim Drehen mit gekreuzten Nikols zwischen Blaugrau und Dunkelblau. Das Lichtreflexionsvermögen vermindert sich bei der Ölimmersion nur in geringem Masse. Die Farbe wird bei Ölimmersion weiss, mit stark blaugrauer Tönung. Bei gekreuzten Nikols ist wegen der massenhaft auftretenden inneren Reflexe keine Extinktion wahrnehmbar. Die inneren Reflexe sind rot, auch an der Luft sichtbar. Bei der Ölimmersion nehmen die Körner wegen der massenhaften Reflexe eine blutrote Farbe an. Ätzversuche : $FeCl_3$ wirkt schwärzend, verdünnte Salzsäure ruft Schwärzung, verdünnte Salpetersäure sofortige Schwärzung hervor. HNO_3 1 : 1 bewirkt augenblickliche Schwärzung.

Cu_2O oxydiert sich rasch, nimmt hierbei einen Graue spielenden Farbton an und ist im gewöhnlichen Lichte von der grauen Grundsubstanz nicht mehr zu unterscheiden. Bei der Ölimmersion werden an der Oberfläche des Cu_2O Spuren von Ritzung und hie und da von Spaltung sichtbar. Cu_2O bildet rundliche Körner, *(Abb. 1.)* die an den Teilen des Schliffes, die sich mit dem Metall berühren, ein traubenförmiges Ansehen gewinnen. Bezüglich optischer Eigenschaften und Ätzung verhält es sich wie das mineralisch vorkommende Cu_2O (Kuprit).



Abb. 1. V = 400×. An der Oberfläche.
In Reihen geordnete würfelformige Körner : CuO.
Rundliche Körner : Cu_2O

In der grauen Grundsubstanz lassen sich mittels Ölimmersion und polarisiertem Licht fünf verschiedene Silikatarten unterscheiden. Ein Teil derselben bildet grosse, graue Körner mit abgerundeten Rändern. Einschlüsse sind in denselben nicht wahrnehmbar ; sie sind durchsichtig. Ätzversuche : $FeCl_3$, HCl und HNO_3 greifen die Körner nicht an. Es handelt sich zumeist um Sandkörner (Quarzkörner). Des weiteren lassen sich mittels der Ölimmersion drei Silikattypen erkennen, welche auch CuO-Einschlüsse enthalten und dunkel-

graue, bezw. bräunlichgraue, bezw. braune Farbe zeigen. Im mittleren Teil des Schliffes (1,2—2 mm vom Rande entfernt) ist ein Silikat von grauer Farbe sichtbar, das von CuO-Plättchen umgeben ist. Dieses Silikat nimmt bei der Ölimmersion eine olivbraune Farbe an und stellt wahrscheinlich $CuSiO_3$ vor, das aller Wahrscheinlichkeit nach das Endprodukt der Reaktion $CuO + SiO_2 = CuSiO_3$ darstellt. Seine Eigenschaften lassen sich im auffallenden Lichte nicht untersuchen. Das in Rede stehende Silikat verhält sich optisch aller Wahrscheinlichkeit nach anders, als die Mineralien Chrysokolla ($CuSiO_3 \cdot xH_2O$) und Dioptas (H_2CuSiO_4).

Über die Identifizierung der einzelnen Gemengebestandteile hinaus wurde die Verteilung derselben an verschiedenen Punkten des Schliffes untersucht.

Zur Feststellung der Verteilung der verschiedenen Kupferoxyde wurden fünf Untersuchungen angestellt. Bei diesen Untersuchungen wurde von dem Teil des Schliffes ausgegangen, der sich mit dem Metall berührt, und in Richtung einer auf den Rand senkrecht gerichteten Geraden fortgeschritten. Bei der verwendeten Vergrösserung entsprach das Blickfeld einem Kreise von 0,3 mm Durchmesser, daher wurde der Schliff jeweils um je 0,3 mm in Richtung der Senkrechten weitergerückt. Da sich das Bild des Schliffes über 2 mm hinaus nicht weiter veränderte, wurde die Untersuchung nicht über die besagte Tiefe hinaus fortgesetzt.

Die prozentualen Verhältnisse wurden nach dem Rosiwal'schen Verfahren bestimmt.

I.

Von der Oberfläche bis zu 0,15 mm Tiefe:

Würfelförmige CuO-Partikel, in Reihen oder weihnachtsbaumartig geordnet. Unmittelbar am Rande befindet sich eine Schicht von dicht bei einander stehenden CuO-Körnern, von 0,020—0,030 mm Tiefe.

CuO: 27%, Cu_2O: 0%. Korngrösse: 0,003—0,010 mm.

Von 0,15 bis zu 0,3 mm Tiefe:

Neben in Reihen angeordnetem, würfelförmigem CuO sind runde Körner von Cu_2O sichtbar, welche traubenartige Nester bilden. CuO: 41%; Cu_2O: 17%.

Korngrösse: CuO: 0,003—0,010 mm
Cu_2O: 0,009—0,015 mm

Von 0,3 bis zu 0,6 mm Tiefe:

Die Menge des CuO ist hier etwas geringer, Cu_2O kommt nicht vor. Auch hier sind in Reihen geordnete, sowie in ungeordneten Büscheln stehende CuO-Würfel zu sehen, ferner sieht man an einzelnen Stellen sehr dünne, gegen ihr Ende zu gekrümmte Plättchen von CuO. CuO: 8%; CuO: 0%. Korngrösse: 0,001—0,010 mm, fallweise auch bis zu 0,027 mm.

Von 0,6—0,9 mm Tiefe:

Form und Verteilung des CuO die gleiche wie im Abschnitt 0,3—0,6 mm, mit dem einzigen Unterschied, dass hier und da auch sehr grobe Körner vorkommen (Durchmesser bis zu 0,037 mm). CuO: 15%; Cu_2O: 0%.

Im Bereich *von 0,9 bis 2,4 mm* sind nur ausserordentlich dünne, gegen ihr Ende zu gekrümmte, zumeist in Büscheln angeordnete CuO-Plättchen sichtbar. CuO wechselt zwischen: 12%; 15%; 23%; 8%; 11%. Cu_2O=0 %

II.

Von 0—0,3 mm.

Vom Rande gegen die Mitte zu sind in parallelen Reihen angeordnete CuO-Würfel zu sehen, zwischen denen sich traubenförmiges Cu_2O befindet. — CuO : 43% ; Cu_2O : 32%.

Von 0,3 bis 0,6 mm.

Teils grob verwachsene, teils sehr feinkörnige CuO-Würfel in parallele Reihen oder in Büschel geordnet. Zwischen den einzelnen Reihen sind einige wenige Cu_2O-Körner zu sehen. Cu : 17% ; Cu_2O : 7%.

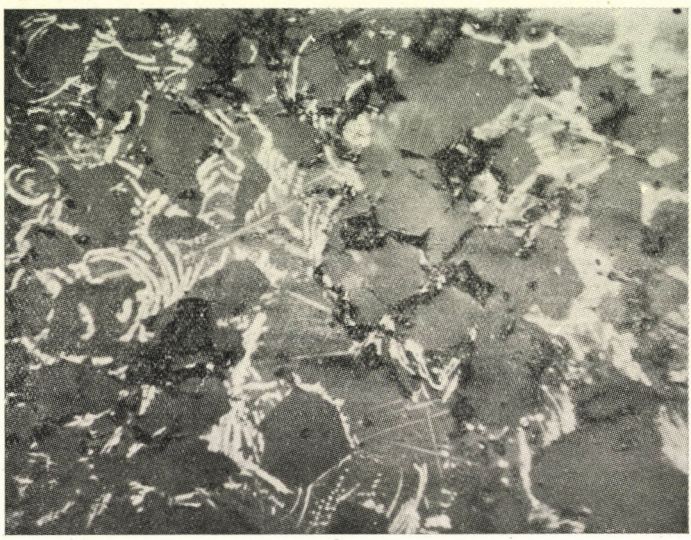


Abb. 2. 0,6 mm tief von der Oberfläche
$V = 400\times$. Winzige nadelförmige CuO-Kristalle.

Von 0,6 bis 0,9 mm.

Dünne, kleine, vielfach zu Büscheln vereinigte CuO-Plättchen mit gekrümmten Enden. Bei Untersuchung der dünnen Plättchen bei Verwendung starker Vergrösserung wird sichtbar, dass auch diese Plättchen sich aus in Reihen geordneten oder zusammengewachsenen sehr kleinen Würfeln aufbauen. CuO :7%.

Von 0,9 bis 2 mm.

Dünne CuO-Plättchen, oft Büschel bildend.

III.

Von 0 bis 0,3 mm.

Würfel aus CuO, die zu ziemlich grossem Teile in Reihen geordnet sind, teils auch ungeordnet vorkommen. Zwischen den CuO-Reihen zeigen sich gegen die Mitte des Schliffes zu auch Cu_2O-Partikel in Kugelform. CuO : 20% ; CuO : 9%.

Von 0,3 bis 0,6 mm.

Wenig CuO in Würfel, -bezw. Plättchenform, hier und da auch in Form dünner Plättchen. Zwischendurch ist Cu_2O sichtbar in Form kleinster Kugeln. CuO : 6% ; Cu_2O : 15%.

Das Cu_2O ist grösstenteils oberflächlich oxydiert.

Von 0,6—2,1 mm.

Plattenförmiges CuO in wechselnder Menge.

IV.

Von 0 bis 0,3 mm.

Grobkörniges CuO, das teilweise in Reihen angeordnet ist. Dazwischen wenig, zumeist oxydiertes Cu_2O. Das CuO bildet manchmal sehr grobe Körner ; maximaler Durchmesser : 0,050 mm. CuO : 27% ; Cu_2O : 4%.

Von 0,3 bis 0,6 mm.

In Reihen geordnetes CuO, dazwischen wenig Cu_2O. CuO : 8% ; Cu_2O: 8%

Von 0,6 bis 2,1 mm.

Dünnes, plättchenförmiges CuO.

V.

Von 0 bis 0,3 mm.

Grosse Mengen von sehr grobkörnigem CuO, in Reihen geordnet. Dazwischen wenig Cu_2O. CuO : 53% ; Cu_2O : 12%.

Von 0,3 bis 0,6 mm.

Hie und da sehr grobkörniges CuO in verminderter Menge (Maximaler Korndurchmesser : 0,050 mm). Dazwischen wenig Cu_2O. CuO : 33% ; Cu_2O : 12%.

Von 0,6 bis 0,9 mm.

Wenig CuO in Würfel-und Plättchenform, dazwischen Cu_2O. CuO : 6% ; Cu_2O : 12%.

Von 0,9 bis 1,2 mm.

Zahlreiche winzige Plättchen, in Figuren angeordnet, die man als »arabische Schrift« bezeichnet. CuO : 18% ; Cu_2O : 0%.

LITERATUR

[1] *Schneiderhöhn—Ramdhor :* Lehrbuch der Erzmikroskopie, 1930.
[2] *Ramdhor :* Erzmineralien und ihre Verwachsungen 1951.

ZUSAMMENFASSUNG

Das Ziel dieser Untersuchungen war die Identifizierung der Kupferoxyden sowie die Feststellung deren Zerteilung.

Es wurde festgestellt : 1. dass die Methoden der Erzmikroskopie zur Untersuchung der Hüttenprodukten geeignet sind. 2. Die optischen Eigenschaften des in geschmolzenem Zustand

entstandenen CuO und Cu_2O stimmen mit denen des als Erz vorkommenden Tenorit (CuO) und Kuprit (Cu_2O) überein. 3. Das CuO ist überall auf dem Schliffe zu sehen, das Cu_2O daher nur in einer, cca. 0,9 mm breiten, mit dem Metall in Berührung kommenden Schicht aufzufinden

РУДНО-МИКРОСКОПИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ФУТЕРОВКИ ПЕЧИ ДЛЯ РАФИНАЦИИ МЕДИ

З. Хегедюш

Поступило: 4/II 1952 г.

Резюме

Целью этого исследования было с одной стороны — установление тождественности окислов меди, а с другой — определение их распределения.

Исследования показали, что: 1. методы рудно-микроскопического исследования пригодны для целей исследования продуктов металлургического производства, 2. оптические свойства образовавшихся в расплавленном состоянии CuO и Cu_2O соответствуют оптическим свойствам встречающихся в виде руды тенорита (CuO) и куприта (Cu_2O), 3. CuO виден на всей поверхности шлифа, а Cu_2O можно обнаружить на слое толщиной всего лишь около 0,9 мм, соприкасающимся с металлом.

DIE KATEGORIEN DER ARBEIT VOM GESICHTSPUNKT DES SOZIALISTISCHEN VERTEILUNGSPRINZIPS

GY. HEVESI

(Eingegangen am 1. Oktober 1951)

I. DIE KATEGORIEN DER ARBEIT

1. *Die Unzulänglichkeit der Einteilung der Arbeit in »physische« und »geistige« (Kopfarbeit)*

Jede im Produktionsprozess vorkommende Arbeit, die eine auf ein bestimmtes Ziel gerichtete Tätigkeit des Menschen darstellt, erfordert gleichzeitig sowohl eine physische wie auch eine geistige Anstrengung. *Marx* sagt: »Ausser der Anstrengung der Organe, die arbeiten, ist der zweckmässige Wille, der sich als Aufmerksamkeit äussert, für die ganze Dauer der Arbeit erheischt, und um so mehr, je weniger sie durch den eignen Inhalt und die Art und Weise ihrer Ausführung den Arbeiter mit sich fortreisst, je weniger er sie daher als Spiel seiner eignen körperlichen und geistigen Kräfte geniesst.«*

Nichtsdestoweniger ist die Einteilung der Werktätigen in zwei Kategorien, in die der physischen und der geistigen Arbeiter, allgemein gebräuchlich und wird sozusagen als selbstverständlich angesehen.

Trotz der Richtigkeit der Marxschen Definition besitzt eine solche Einteilung eine auf die Natur der Arbeit zurückführbare Grundlage. Wird nämlich beispielsweise die Arbeit des Maschinenkonstrukteurs mit der Arbeit der die Maschine herstellenden Dreher, Fräser, Giesser usw. verglichen, so weist die physische Komponente der Arbeit der letzteren ein derartiges Übergewicht auf, dass dieser quantitative Unterschied schon als qualitativer Unterschied angesprochen werden muss.

Wenn man jedoch den technologischen Prozess der verschiedenen Arbeiten mit grösserer Aufmerksamkeit untersucht, so können unzählige Grenzfälle gefunden werden, bei denen sich die Schärfe einer solchen Einteilung verwischt und die Bezeichnung einer Arbeit als physische oder geistige Arbeit sogar als sinnlos erscheinen muss. Als Beispiel soll eine »physische« Arbeiterin angenommen werden, die eine Glühlampe oder, noch besser, eine komplizierte Radioröhre zusammensetzt. Das Montieren der kaum ein paar Zentigramm schweren Bestandteile an den Sockel der Lampe oder der Röhre geschieht mit einer Präzision, welche die grösste Aufmerksamkeit erfordert. Wenn nun ihre Arbeit mit der Arbeit jenes »geistiger Arbeiter« genannten Beamten verglichen wird, der ihre Leistung in Evidenz hält und mit einer Handrechenmaschine den dafür auszuzahlenden Arbeitslohn ausrechnet, so ist es schwer festzustellen, wer von beiden die grössere physische oder geistige Arbeit verrichtet.

In noch geringerem Masse kann diese Kategorisierung der Arbeit im Falle der Bestimmung der Stachanow-Arbeit angewendet werden, die in der sozialistischen Produktion eine immer grössere und allgemeinere Bedeutung gewinnt. Bei der Stachanow-Arbeit besteht zwischen der physischen und geistigen Tätig-

* Karl Marx: Das Kapital. Verl. JHW Dietz Nachf., Berlin, 1947, S. 186.

keit des Werktätigen die engste Verbindung und Wechselwirkung. Wenn man die wirtschaftliche Auswirkung einer solchen Arbeit in Betracht zieht, so übertrifft in den meisten Fällen die Bedeutung der geistigen Komponente die der physischen um ein Wesentliches.

Die Einteilung der Arbeit in geistige und physische kennzeichnet den Arbeitsvorgang nur einseitig, nur von der persönlichen, als subjektiv bezeichenbaren Seite der Arbeitsverrichtung. Vom Gesichtspunkt der Anwendung des sozialistischen Verteilungsprinzipes ist hingegen in erster Linie — oder zumindest in nicht geringerer Weise — das Ergebnis der Arbeit von Interesse. Zweifelsohne stehen diese beiden Seiten miteinander in engem Zusammenhang, wenn man sie hingegen getrennt betrachtet, sei es, dass man nur den subjektiven Vorgang der Verrichtung der Arbeit berücksichtigt oder nur das durch die Arbeit erzielte Ergebnis in Betracht zieht, so bietet eine allein keine genügende Ausgangsbasis für die Anwendung des sozialistischen Verteilungsprinzips. Beim Bau eines Kanals kann jemand einen Waggon Erde ausheben, indem er die Arbeit eines Exkavators steuert, doch kann er diesen Waggon auch so ausheben, indem er die Erde mit einem Spaten ausschaufelt und mit einem Schubkarren ans Ufer befördert. Das Arbeitsergebnis ist in beiden Fällen dasselbe, und doch werden und müssen diese beiden Werktätigen eine ganz verschiedene Entlohnung für das Ausheben desselben Waggons Erde erhalten. Das Beispiel kann auch umgekehrt werden. Zwei gleich hoch qualifizierte Dreher arbeiten mit gleichem Fleiss und Eifer an der Herstellung irgendeines Werkstückes. Beider Arbeit besitzt also denselben »subjektiven Charakter«. Aus dieser Tatsache folgt aber noch keineswegs, dass beide für einen Arbeitstag auf Grund des sozialistischen Verteilungsprinzips auch den gleichen Arbeitslohn erhalten müssen. Gudow z. B., der bekannte sowjetische Stachanow-Arbeiter, bekam bei der Herstellung eines Arbeitsstückes 90mal so viel für einen Arbeitstag wie ein anderer, in dieselbe Lohnkategorie gehörender und nicht weniger fleissig arbeitender Dreher. Wenn also die Arbeit so kategorisiert werden soll, dass bereits diese Kategorien an und für sich eine gewisse Basis für die Anwendung des sozialistischen Verteilungsprinzipes bilden, so müssen diese Kategorien gleichzeitig sowohl die subjektive (Arbeitsverrichtung) als auch die objektive Charakterisierung (Arbeitsergebnis) der verschiedenen Arbeitsarten beinhalten.

Von besonderer Bedeutung ist eine solche Kategorisierung der Arbeit vom Gesichtspunkt einer Untersuchung und Bewertung der schöpferischen Arbeit. Die schöpferische Arbeit, zu welcher auch die Stachanow-Arbeit gehört, gewinnt in der sozialistischen Gesellschaft immer mehr entscheidenden und allgemeinen Charakter. Unter kapitalistischen Verhältnissen ist die schöpferische Arbeit sozusagen ausschliesslich das Privilegium der geistigen Werktätigen und, obwohl bei weitem nicht jede geistige Arbeit auch schöpferische Arbeit ist, wird diese als Bestandteil der geistigen Arbeit angesehen. Deshalb erscheint auch die geistige Arbeit im allgemeinen also eine höher zu bewertende Betätigung als die körperliche. Demgegenüber ist die schöpferische Arbeit im Sozialismus eine Massenerscheinung. Lenin und Stalin weisen des öfteren auf die ungeheuere Bedeutung der schöpferischen Tätigkeit der Massen für den Aufbau des Sozialismus hin. Die schöpferische Arbeit hat aufgehört, ein Privilegium der geistigen Werktätigen zu bilden, die geistige und die physische Arbeit nehmen immer mehr einen schöpferischen Charakter an. Es ist also notwendig auch die schöpferische Arbeit als gesonderte Kategorie genauer zu bestimmen und dies desto eher, als dieser Ausdruck

nicht einen gleichwertigen Begriff mit dem der geistigen und physischen Arbeit darstellt. Der Ausdruck »schöpferische Arbeit« beinhaltet unter einem auch die objektive, d. h. vom Gesichtspunkt des Arbeitsergebnisses erfolgte Charakterisierung der Arbeit. Um nämlich irgendeine Arbeit als schöpferisch qualifizieren zu können, muss das Arbeitsergebnis bekannt sein ; dies ist natürlich nicht notwendig, wenn der physische oder geistige Charakter einer Arbeit bestimmt werden soll. Die schöpferische Arbeit kann dermassen mit einer beliebigen geistigen oder physischen Arbeit verwoben sein, dass eine richtige Anwendung des sozialistischen Verteilungsprinzips die gesonderte Betrachtung einer solchen Arbeit erfordert, sei es als eine dritte Arbeitskategorie, sei es — was bedeutend richtiger erscheint — als eine im allgemeinen mögliche, aber nicht zwangsläufige Komponente der Arbeit. Deshalb sollen im nachstehenden die verschiedenen Arbeitsarten in erster Linie vom Gesichtspunkt der Arbeitsergebnisse untersucht werden.

2. *Die Kategorisierung der Arbeit auf Grund der Analyse der Arbeitsergebnisse*

Auf Grund des Charakters der Arbeitsergebnisse kann die Arbeit in folgende Hauptkategorien eingeteilt werden, wobei hervorzuheben ist, *dass im nachstehenden vorläufig ausschliesslich die in Verbindung mit der materiellen Produktion und in damit direkt zusammenhängender geistiger Produktion aufgewendete Arbeit behandelt werden soll.*

1. *Arbeiten, bei denen eine Wiederholung der durch ihre Verrichtung erzielten Arbeitsergebnisse nur durch die Wiederholung derselben Arbeit möglich ist.* Wenn z. B. ein Sackträger eine gewisse Arbeit verrichtet, indem er einen Sack nach dem zweiten Stockwerk bringt, so muss er, wenn auch ein zweiter Sack in das zweite Stockwerk gelangen soll, dieselbe Arbeit nochmals verrichten. Oder wenn der obenerwähnte Arbeiter in der Glühlampenfabrik den Glühfaden auf 100 Glühbirnen montiert — wobei es vollkommen nebensächlich ist, was hierbei die physische und was die geistige Arbeit ist — so muss er, um zu erreichen, dass der Glühfaden auf 200 Lampen montiert sei, dieselbe Arbeitsmenge zweimal verrichten. Wenn ein Kalkulator 1000 Ziffern niederschreibt und addiert und dabei eine gewisse Arbeit verrichtet, so muss er, damit 2000 Ziffern niedergeschrieben und addiert werden, dieselbe Arbeit noch einmal verrichten.

Wenn zur Kennzeichnung dieser Arbeit noch ihre Ersetzbarkeit angeführt wird, d. h., dass im grossen und ganzen jeder beliebige Mensch imstande ist, diese Arten von Arbeit mit dem gleichen Ergebnis auszuführen bzw. dass jeder beliebige Mensch zur Verrichtung dieser Arten von Arbeit ausgebildet werden kann, so gelangt man auf diese Weise zu einer Kategorie der Arbeit, die genau charakterisiert und von den nachstehend geschilderten Arten der Arbeit unterschieden werden kann. Diejenigen Arbeiten, die durch eine allgemeine gesellschaftliche Ersetzbarkeit und durch die Proportionalität zwischen dem Arbeitsergebnis und der Arbeitsmenge gekennzeichnet werden (d. h., dass zur Wiederholung des Arbeitsergebnisses eine Wiederholung derselben Arbeit notwendig ist), sollen zur Unterscheidung von den übrigen Arbeitskategorien »gesellschaftlich normale Arbeiten« genannt werden. Hierher gehören unter anderem alle Arbeiten, für welche Zeitnormen feststellbar sind. Subjektiv betrachtet bedeutet die »normale Arbeit« die Anwendung der zur Durchführung der Arbeit notwendigen allgemein erlernbaren Kenntnisse, im gewohnten und im Durchschnitt auch stipulierbaren Ausmass.

2. Eine zweite — vom Gesichtspunkt der Entwicklung der Gesellschaft besonders wichtige — Kategorie kann für jene Arbeiten aufgestellt werden, bei denen das einmal mit einer gewissen Arbeit erzielte Ergebnis entweder vollkommen ohne Verrichtung von neuer Arbeit oder aber mit einer unverhältnismässig geringeren Arbeit wiederholt oder vervielfacht werden kann, als die zuerst geleistete. Das Ergebnis jener Arbeit, die in einem Betrieb ein Verfahren günstig abgeändert hat oder bei einer Maschine eine Konstruktionsneuerung zur Folge hatte, kann ohne jede Verrichtung von neuer Arbeit überall, zu jeder Zeit und beliebig oft wiederholt werden. Das Ergebnis einer solchen Arbeit, bzw. ihre gesellschaftliche Nützlichkeit wird nicht durch die Arbeitsmenge bestimmt, die hierzu geführt hat, sondern unabhängig davon durch den Bedarf der Gesellschaft gegenüber der betreffenden Arbeit ; mit anderen Worten, diese Arten von Arbeit besitzen immer ein gewisses »gesellschaftliches Potential« (Potenzierbarkeit). *Hierher gehört jene Arbeit, die den ideellen Inhalt der Neuerung, der Erfindung, des wissenschaftlichen Forschungsergebnisses zustande bringt.* Eine so beschaffene Arbeit, deren Ergebnis unbeschränkt, nur in einem durch den jeweiligen Bedarf der Gesellschaft bestimmten Ausmass, ohne neuen Arbeitsaufwand wiederholbar ist *und dabei auch noch ein Element der Neuheit beinhaltet, ist schöpferische Arbeit.* Eine derartige schöpferische Arbeit, die auf dem Gebiete der materiellen Produktion oder auf dem damit verbundenen technischen oder naturwissenschaftlichen Gebiete geleistet wird, soll zur Unterscheidung von der künstlerischen schöpferischen Arbeit hier schöpferische Arbeit »materiellen Charakters« genannt werden.

Das Element der Neuheit musste darum in die Definition dieser Arbeit eingeschlossen werden, und darum ist es das wesentlich Bezeichnende an ihr, weil es auch Normalarbeiten gibt, deren Ergebnis ohne neuen Arbeitsaufwand vervielfacht werden kann :

Zu diesen gehört z. B. die Arbeit eines Maschinenkonstrukteurs, dessen Aufgabe es ist, eine Maschine von normalem Typ zu konstruieren, aber mit gewissen vorgeschriebenen Abweichungen von den derzeit in Bau befindlichen (z. B. eine Dynamomaschine, die eine Spannung von 130 Volt anstatt von 120 erzeugt). Wenn die von ihm konstruierte Maschine weder im Gewicht, noch im Wirkungsgrad noch in bezug auf irgendeine andere qualitative Eigenschaft oder auf die Herstellungskosten besser ist als die bekannten Dynamos ähnlichen Typs, so ist seine Arbeit eine normale Arbeit. Trotzdem kann man, wenn einmal die Konstruktion und die Zeichnungen fertig sind, von diesen beliebig viele Exemplare anfertigen und nachträglich beliebig viele Maschinen bauen. Daran hat aber der Konstrukteur ausser mit seiner normalen Arbeit keinerlei Anteil, es sind ausschliesslich gesellschaftliche Gegebenheiten, welche bestimmen, dass das Ergebnis seiner Arbeit vervielfacht werden kann. Eine derartige Arbeit kann gesellschaftlich potenzierbare Normalarbeit genannt werden, die nicht in die Kategorie der schöpferischen Arbeit gehört.

Nunmehr kann eine genauere Definition des gesellchaftlichen Potentials der Arbeit gegeben werden. Dieses ist die in den Masseinheiten der einfachen gesellschaftlichen Durchschnittsarbeit ausgedrückte Arbeitszeit, welche durch das erhaltene Arbeitsergebnis für die Gesellschaft freigemacht wird, wenn sie dem gesamten Bedarf der Gesellschaft entsprechend realisiert wird. Wenn z. B. das Ergebnis einer Neuerung, einer Erfindung oder einer Forschungsarbeit die einfache Durchschnittsarbeit von 100 Menschen überflüssig macht, so beträgt

ihr gesellschaftliches Potential 100 »permanente Arbeitsjahre«. Die Masseinheit des gesellschaftlichen Potentials wird hier deshalb permanentes Arbeitsjahr genannt, weil eine derartige Arbeitszeiteinsparung in der sozialistischen Wirtschaft ständig wird, sich von Jahr zu Jahr wiederholt, ganz unabhängig davon, ob das Ergebnis der fraglichen schöpferischen Arbeit (Neuerung oder Erfindung) veraltet und in was für Zeitspanne es das tut.

3. *Die Eigenheiten der schöpferischen Arbeit »materiellen Charakters«*

Eine sehr beachtenswerte, wichtige Eigenschaft der gesellschaftlich potenzierbaren schöpferischen Arbeit ist die *Akkumulation der Arbeitsergebnisse.* Diese Akkumulation hat sowohl für den technischen (wissenschaftlichen) als auch für den wirtschaftlichen Inhalt der Arbeitsergebnisse Geltung. In bezug auf ihren technischen Inhalt erwies sie sich — von ihrer ursprünglichen Bedeutung abhängend — längere oder kürzere Zeit hindurch (was in einzelnen Fällen Jahrhunderte, ja sogar Jahrtausende bedeuten kann), in wirtschaftlicher Hinsicht jedoch — zumindest im Prinzip, in der sozialischen Gesellschaft — als absolut dauernd. Dies kann zum besseren Verständnis durch einige Beispiele illustriert werden:

Im heutigen Kompass liegt die Arbeit von *Albertus Magnus* und auch aller derjenigen, welche die Magnetnadel bis zu ihrer gegenwärtigen Form vervollkommnet haben. In der Dampflokomotive von heute sind noch immer einige Elemente der Konstruktion *Stephensons* enthalten. Die von *Edison* erfundene erste Glühlampe mit Kohlenfaden wurde von einer grossen Anzahl von Erfindern vervollkommnet, indem die früheren Erfahrungen akkumuliert wurden, bis zu dem Tage, da sie sich alle durch die Wolframlampe als technisch veraltet erwiesen und aus dem Gebrauch verdrängt wurden. Es ist jedoch offensichtlich, dass die Erfindung der Wolframlampe kaum möglich gewesen wäre, wenn ihr nicht die Lampe mit dem Kohlenfaden vorausgegangen wäre. Dabei bilden die im Laufe der Schaffung und Entwicklung der Kohlenfadenlampe gemachten zahlreichen übrigen Erfahrungen — (optische, vakuumtechnische, glastechnische usw.) auch heute noch Bestandteile der modernen Glühlampenfabrikation. Die wirtschaftliche Akkumulation der schöpferischen Arbeit »materiellen Charakters« weist — unabhängig von ihrer technischen Veralterung — einen ständigen Charakter auf und vermehrt ohne Unterbrechung die der Gesellschaft (potentiell) zur Verfügung stehenden Produktionskräfte. Überaus anschaulich wird die ständige Akkumulation der wirtschaftlichen Ergebnisse der schöpferischen Arbeit »materiellen Charakters« durch die Erfahrungen der Neuerer-Bewegung bewiesen.

Es ist zur Gewohnheit geworden, die wirtschaftliche Bedeutung einer Neuerung auf Grund des wirtschaftlichen Ergebnisses eines Jahres zu beurteilen, was seine Ursache darin hat, dass die Neuerungsprämien auf Grund der Ergebnisse eines Jahres ausgezahlt werden. Diese Auffassung ist jedoch unrichtig. Die ungeheure Bedeutung der Neuerung im sozialistischen Aufbau ist darauf zurückzuführen, dass ihr Ergebnis ständig wird und von Jahr zu Jahr, ja in den meisten Fällen in gesteigertem Masse, die im ersten Jahr erzielte Einsparung von neuem einbringt. Eine Neuerung lebt nämlich solange, bis eine andere sie verdrängt. Doch diese wird die vorangehende nur dann verdrängen können, wenn sie besser ist als jene, d. h. wenn sie ein grösseres wirtschaftliches Ergebnis zeitigt, eine grössere Einsparung zur Folge hat als die vorangehende.

Das soll nun durch ein Beispiel veranschaulicht werden. Der Löffel stand schon im Altertum als ein zum Essen notwendiges Gerät in Gebrauch, wie er auch in der entwickelten kommunistischen Gesellschaft verwendet wird. Es soll angenommen werden, dass der Bedarf an Löffeln in den sozialistischen und in den Sozialismus aufbauenden Staaten jährlich 10 Millionen beträgt und dass die Herstellung dieser Menge 10 000 normale Durchschnittsarbeitstage erfordert. Wenn in der Fabrikation von Löffeln eine Neuerung oder eine gewisse Summe von Neuerungen und Erfindungen die Arbeitsproduktivität um 10% vermehrt, so werden dadurch 1000 Arbeitstage für andere gesellschaftliche Zwecke freigemacht. Es ist offensichtlich, dass, solange nur Löffel fabriziert werden, nie mehr ein Verfahren angewendet werden wird, welches zu diesem Zwecke und für diese Menge mehr als 9000 Arbeitstage erfordert, und der weitere Fortschritt wird die Grösse der dazu erforderlichen Arbeit nur weiterhin vermindern.

Die Bedeutung der schöpferischen Arbeit für die sozialistische Gesellschaft, deren eine Gesetzmässigkeit darin besteht, dass sich bei einer ständigen und stürmischen Steigerung der Produktion gleichzeitig auch der Lebensstandard ständig hebt, kann nicht genug hervorgehoben werden. Ohne intensive schöpferische Arbeit könnte nämlich diese Gesetzmässigkeit überhaupt nicht bestehen. Dies bildet auch eine Erklärung für die Tatsache, dass die riesigen Investitionen des 4. Fünfjahrplanes der Sowjetunion zu etwa 65% durch die Senkung der Selbstkosten gedeckt wurden; dies ist fast ausschliesslich oder zumindest zum überwiegenden Teil das Ergebnis der schöpferischen Arbeit. Auch in Ungarn sind die gewaltigen Investitionen des Fünfjahrplanes zu ungefähr 50% durch Selbstkostensenkung und Steigerung der Produktivität zu decken. Auch dies ist fast ausschliesslich das Ergebnis schöpferischer Arbeit. Zwar wird dies teilweise dadurch erreicht, dass moderne neue Einrichtungen importiert werden und dass vor allem die Erfahrungen, sowie die technische und wissenschaftliche Hilfe der Sowjetunion zur Geltung kommen. Das bedeutet jedoch nur, dass in diesem Teile nicht die eigene, sondern die schöpferische Arbeit der Sowjetunion realisiert wird.

In der Sowjetunion verschiebt sich zur Zeit die normale Arbeit sowohl auf dem Gebiet der physischen wie auch auf dem der geistigen Arbeit immer mehr in der Richtung der schöpferischen Arbeit, die Erfüllung und Übererfüllung der normalen Arbeit wird in stetig wachsendem Ausmass von schöpferischer Arbeit begleitet.

Gleichzeitig mit dem ständigen Zunehmen des geistigen Inhaltes der »physischen Arbeit« kann auch eine Entwicklung in der umgekehrten Richtung festgestellt werden: die gesteigerte Rolle der physischen Arbeiter in der geistigen Produktion. Wie durch zahlreiche Erfahrungen der sowjetischen Wissenschaft bewiesen wurde, wird auch die wissenschaftliche Forschungsarbeit, bei der die geistige Tätigkeit das Primäre und Dominierende ist, in ausserordentlicher Weise durch ihre Verbindung mit der physischen Produktionsarbeit gefördert und befruchtet. Es geht hier also ein zweiseitiger Prozess vonstatten, der zur Annäherung an den kommunistischen Arbeitstyp führt und bei dem die Einteilung der Arbeit in physische und geistige Arbeit ihren Sinn verliert und zwangsläufig verschwindet. Normale Arbeit und schöpferische Arbeit wird es aber offensichtlich auch im Kommunismus geben.

In Verbindung mit der Akkumulation der schöpferischen Arbeit »materiellen Charakters« soll noch auf eine Erscheinung hingewiesen werden, die vom

Gesichtspunkt sowohl der kapitalistischen, wie der sozialistischen Gesellschaft Beachtung verdient.

Marx hatte festgestellt, dass das Kapital die Wissenschaft von der Arbeit trenne und als selbständige Produktionspotenz in ihren eigenen Dienst presse.* Im weiteren** weist er darauf hin, dass die Verwendung der Wissenschaft ebenso wie die der Naturkräfte dem Kapital nichts koste. »Einmal entdeckt, kostet das Gesetz über die Abweichung der Magnetnadel im Wirkungskreise eines elektrischen Stromes oder über Erzeugung von Magnetismus im Eisen, um das ein elektrischer Strom kreist, keinen Deut«. »Die Wissenschaft kostet dem Kapitalisten überhaupt »nichts«, was ihn durchaus nicht behindert, sie zu exploitieren. Die »fremde« Wissenschaft wird dem Kapital einverleibt, wie fremde Arbeit.«

Zu dieser vollkommen richtigen Feststellung muss jedoch hinzugefügt werden, dass in der kapitalistischen Produktion und vor allem in ihrer neuesten monopolistischen Entwicklungsstufe nicht die gesamte Wissenschaft (Technik) wirtschaftlich aktiv ist, das heisst, dass ihre Anwendung einen der durchschnittlichen Profitrate entsprechenden Profit sichern würde, sondern nur eine gewisse neueste Oberschicht der Wissenschaft, die für gewöhnlich »moderne Wissenschaft« (Technik) genannt wird. Doch auch die moderne Wissenschaft (Technik) kann nicht nur deswegen die Quelle des Extraprofits sein, der im Zeitalter des Monopolkapitalismus die hauptsächliche Triebkraft der kapitalistischen Produktion und der Konkurrenz bildet, weil sie modern ist. Die Möglichkeit der Entstehung von Extraprofit wird nur durch *die Bewegung*, *die Entwicklung* dieser wirtschaftlich aktiven Oberschicht zustande gebracht ; diese Bewegung und Entwicklung kann mit Recht Reproduktion genannt werden, denn die Entstehung der neuen Schicht fällt mit der wirtschaftlichen Vernichtung der unter ihr befindlichen früheren Schicht, mit deren Umgestaltung zu einer »unentgeltlichen« (potentiell gemeinnützigen) Wissenschaft (Technik) zusammen.

Wie dies aus dem Patentschrifttum auch ersichtlich ist, stirbt diese für die kapitalistische Produktion wirtschaftlich aktive Oberschicht der Wissenschaft (Technik) beim heutigen Tempo der Entwicklung binnen 15—20 Jahren ab, bzw. erneuert sich vollkommen. Es sei z. B. angenommen, dass vor zwanzig Jahren eine Fabrik aufgebaut und auf die modernste Weise für eine Produktion auf Grund neuester Erfindungen eingerichtet wurde. Aus irgendeinem Grunde wurde dann die Erzeugung nicht aufgenommen, sondern es wurde nur dafür gesorgt, dass die Einrichtung in betriebsfähigem Zustande verbleibe. Würde diese Fabrik heute einem kapitalistischen Unternehmer übergeben werden, so wäre diese offensichtlich ausserstande, die Konkurrenz mit den inzwischen sich weiterentwickelten Betrieben aufzunehmen.

Im weiteren muss darauf hingewiesen werden, dass die Reproduktion der wirtschaftlich effektiven Wissenschaft (Technik) in der kapitalistischen Gesellschaft in überaus irrationeller Weise vor sich geht. Infolge der Konkurrenz der Unternehmen und ihrer Geheimnistuerei voreinander muss jeder Betrieb dieselbe Neuerung gesondert erfinden, was eine aussergewöhnliche Verschwendung der schöpferischen Arbeit bedeutet. Die eine Neuerung kann nicht wirtschaftlich auf der anderen aufgebaut werden und kann deren Ergebnis nicht akkumulieren, wenn diese in den Rahmen eines Konkurrenzunternehmens gehört.

* Das Kapital, I. S. 379.
** loc. cit. S. 404.

Ausserdem bedeutet auch jene Arbeit eine grosse Verschwendung, die zur Umgehung der veröffentlichten Patente geleistet wird, wodurch zumeist nichts Neues geschaffen wird.

Im Sozialismus bestimmt die Reproduktion der wirtschaftlich aktiven Wissenschaft (Technik) die Entwicklung der Volkswirtschaft, die Erhöhung des materiellen Wohlstandes der Gesellschaft und die Geschwindigkeit dieser Erhöhung. Deshalb liegt es im höchsten Interesse der sozialistischen Gesellschaft, die schöpferische Arbeit anzuspornen. Diese Erneuerung geht dabei unvergleichlich rascher vor sich als in der kapitalistischen Gesellschaft, nicht nur, weil an ihr riesige Massen teilnehmen, sondern auch, weil hier jedes neue schöpferische Ergebnis auf alle vorangehenden basieren kann. Denn im Sozialismus realisiert sich jedes derartige Arbeitsergebnis auf seinem vollkommenen »gesellschaftlichen Potential«, es muss also zumindest im Prinzip überall dahin gelangen, wo die Möglichkeit seiner Anwendung und seiner Weiterentwicklung besteht. Deshalb ist in der sozialistischen Wirtschaft grösstes Gewicht auf eine möglichst vollkommene Organisierung der wissenschaftlichen und technischen Information und des Erfahrungsaustausches zu legen.

Die schöpferische Arbeit »materiellen Charakters« ist fast immer mit irgendeiner Normalarbeit verbunden, sie entwickelt sich auf deren Boden. Wenn aber das Ergebnis der schöpferischen Arbeit bereits zustande gekommen ist, so kann ihr geistiger Inhalt vollkommen von der mit ihr verbundenen physischen oder geistigen Normalarbeit getrennt werden. Die schöpferische Arbeit Bortkiewitsch' besteht nicht in jenem Messer mit negativem Schnittwinkel, das er sich anfertigte, um die Schnittgeschwindigkeit zu erhöhen (der Einfachheit halber sei angenommen, dass dies das Wesentliche seiner Neuerung sei). Ein solches Messer kann jeder Dreher ohne schöpferische Arbeit anfertigen, sobald er das entsprechende Muster in die Hand bekommt. Das Ergebnis der schöpferischen Tätigkeit Bortkiewitsch', wodurch sich seine Arbeit von der des neben ihm arbeitenden, Normalarbeit verrichtenden anderen Drehers während des halben Jahres unterschied, während dessen er sein Verfahren ausarbeitete, kann in Gänze in Zeichnungen und sich darauf beziehenden Beschreibungen ausgedrückt werden. Das Ergebnis der schöpferischen Arbeit ist also auch auf dem Gebiete der materiellen Produktion ein rein geistiges Produkt.

Auch Marx macht eine ähnliche Unterscheidung bezüglich der zwei Hauptkategorien der Arbeit, wie sie hier dargelegt wurde. Er schreibt im III. Band von „Das Kapital": »Nebenbei bemerkt, ist zu unterscheiden zwischen allgemeiner Arbeit und gemeinschaftlicher Arbeit. Beide spielen im Produktionsprozess ihre Rolle, beide gehn ineinander über, aber beide unterscheiden sich auch. Allgemeine Arbeit ist alle wissenschaftliche Arbeit, alle Entdeckung, alle Erfindung. Sie ist bedingt teils durch Kooperation mit Lebenden, teils durch Benutzung der Arbeiten früherer. Gemeinschaftliche Arbeit unterstellt die unmittelbare Kooperation der Individuen.«* Die Unterscheidung zwischen schöpferischer Arbeit und Normalarbeit stimmt vollkommen mit dieser Feststellung überein, mit dem Unterschied, dass der Begriff der schöpferischen Arbeit nicht nur gemäss dem heutigen Sprachgebrauch, sondern auch entsprehend der sich herausgebildeten sozialistischen Praxis etwas weitzügiger verstanden sein will, während bei der Normalarbeit die Voraussetzung der „unmittelbaren Kooperation der Individuen"

* Das Kapital, III. S. 125.

als selbstverständlich angenommen wurde und bei seiner Bestimmung nur andere, davon unabhängigige Charakteristika in Betracht gezogen wurden.

4. *Einige andere Kategorien der Arbeit*

Es gibt eine Art der schöpferischen Arbeit, bei welcher das einmal erzielte Ergebnis nur zwischen gewissen lokalen Grenzen ständig wird, bzw. in jeder Zeitperiode der zuerst zustande gebrachte Effekt wiederholt wird. Hierher gehört jede Tätigkeit organisatorischen Charakters, welche eine zwischen bestimmten lokalen Grenzen bestehende Organisationsordnung verbessert. Hierher gehören die Neuerungen lokalen Charakters oder Rationalisierungsvorschläge, die nur auf einem gegebenen Arbeitsplatz oder nur im Rahmen einer einzigen Werkstatt Anwendung finden können. Wenn z. B. in einer Werkstatt durch die Veränderung der Transmissionen oder einer gewissen operativen Reihenfolge eine Einsparung von Energie oder Arbeitszeit erzielt wird, so wird dieses Ergebnis ständig werden, bzw. wenn jemand die alte Ordnung wiederherstellte, so könnte es auf Grund der diesbezüglichen Erfahrung jederzeit aufs neue erzielt und ständig gemacht werden. Eine solche Arbeit ist häufig und besitzt eben infolge ihres Massencharakters grosse Bedeutung. Aus diesem Grunde erscheint es angebracht, diese Arbeit als eine besondere Kategorie zu betrachten, die auch der schöpferischen Arbeit zuzuzählen ist.

Ebenso muss hier auch noch auf eine andere Art der Arbeit hingewiesen werden, die zur Kategorie der normalen Arbeiten gehört. Es gibt Arbeiten, deren Ziel und Ergebnis es ist, ein bestehendes (dynamisches) Gleichgewicht aufrechtzuerhalten. Eine derartige Arbeit ist beispielsweise in der Produktion die eines Werkführers oder eines Betriebsingenieurs, von denen als *normale Arbeit* verlangt wird, dass sie den ungestörten Ablauf der in einem Betriebe bestehenden Produktionsordnung sichern, was zugleich bedeutet, dass die qualitativen und quantitativen Kennziffern der Produktion unverändert bleiben.

Vom Gesichtspunkt der Bewertung der Arbeit auf Grund des Arbeitsergebnisses muss noch ein Begriff eingeführt werden, der bei der später zu behandelnden Anwendung des sozialistischen Verteilungsprinzips gleichfalls eine wichtige Rolle spielt. Es ist das »bedingte Potential« der Arbeit, das durch die volkswirtschaftliche Bedeutung des *Arbeitsplatzes* bestimmt wird. Ein Beispiel soll veranschaulichen, was darunter zu verstehen ist. Es soll die Arbeit eines Weichenwärters mit der eines Strassenkehrers verglichen werden. Beides sind gleichermassen einfache gesellschaftliche Normalarbeiten, und zweifelsohne könnte derjenige, welcher Weichenwärter ist, auch Strassenkehrer sein und in den meisten Fällen auch umgekehrt. Aber wenn der Strassenkehrer seine Arbeit schlecht verrichtet, so entsteht daraus kein grösserer Schaden, zumindest nicht in einem solchen Ausmass, dass inh ein anderer Strassenkehrer nicht gutmachen könnte, wenn jedoch die Arbeit des Weichenwärters schlecht verrichtet wird, so kann das riesige Schäden und Verluste verursachen. In einem solchen Falle kann gesagt werden, dass die Arbeit des Weichenwärters ein grösseres »bedingtes gesellschaftliches Potential« hat als die Strassenkehrers. Dieser Faktor besteht in grösserem oder kleinerem Masstab bei jeder Art von Arbeit. Der Maschinenkonstrukteur, der das Modell einer Serienmaschine schlechter als durchschnittlich konstruiert, oder der Werkführer, von dem, wie oben erwähnt, gefordert wird, dass er das in seiner Werkstatt bestehende dynamische Gleichgewicht aufrechterhalte, der es aber durch seine unrichtigen Anordnungen in

negativem Sinne stört, kann sehr grosse Schäden verursachen. Deshalb ist das bedingte gesellschaftliche Potential der Arbeit als deren *Verantwortlichkeitsfaktor* bei der Bewertung jeder Arbeit in Betracht zu ziehen.

»Normale« Arbeit und »schöpferische« Arbeit als Komponenten der Arbeit

Die Einteilung der Arbeit in die aufgezählten Kategorien entspricht auf Grund des Charakters des Arbeitsergebnisses zweifelsohne den in der Praxis gemachten Erfahrungen. *Im wesentlichen ist hier von einer Unterscheidung der die Gesellschaft auf einem gegebenen Niveau erhaltenden normalen produktiven Arbeit und der die Entwicklung der Gesellschaft fördernden schöpferischen Arbeit die Rede.*

In der sozialistischen Gesellschaft ist die Arbeit Pflicht von jedermann, doch zugleich auch eine Sache der Ehre und des Ruhmes. Die gewissenhafte und gute Verrichtung der gesellschaftlichen Normalarbeit ist jene Grenze der Pflichterfüllung, die von jedermann gefordert werden kann und gefordert werden muss, ganz gleich, ob es sich um einen physischen oder geistigen Werktätigen handelt. Eine höhere materielle und moralische Wertschätzung beginnt dort, wo der Werktätige auch schöpferische Elemente in seine Arbeit einführt, d. h., nicht nur zur Erhaltung der Gesellschaft, sondern auch zu ihrer Weiterentwicklung beiträgt. Eine derartige Kategorisierung der Arbeit in normale und schöpferische Arbeit — oder besser gesagt eine derartige Betrachtung ihrer Komponenten — bedeutet in der sozialistischen Gesellschaft nicht zugleich auch eine Kategorisierung der Werktätigen, wie dies die Einteilung in geistige und physisiche Arbeit bedeutet. Jeder, der normale Arbeit verrichtet, sei er physischer oder geistiger Werktätiger, kann von Zeit zu Zeit oder ständig in grösserem oder kleinerem Masse auch schöpferischer Arbeiter sein. Im Kapitalismus drückt die Einteilung in geistige und physische Arbeit auch die gesellschaftliche Absonderung der schöpferischen Arbeit vom physischen Gebiete der normalen Arbeit aus. Auf dem geistigen Gebiete hingegen wird kein Unterschied zwischen der normalen und der schöpferischen Arbeit gemacht; sie werden als ein einheitliches Gemenge betrachtet und im allgemeinen der normalen Arbeit zugezählt. Aus diesem Grunde hat es hier den Anschein, als ob die geistige Arbeit irgendwie eine höhere Arbeit wäre als die physische. In der sozialistischen Gesellschaft bildet die schöpferische Arbeit bei weitem nicht einen ausschliesslichen Bestandteil der geistigen Arbeit. Im Gegenteil: die Erfahrung der sozialistischen Produktion zeigt, dass die schöpferische Tätigkeit auch bei der einfachsten physischen Arbeit in Erscheinung treten kann, und dass jeder Werktätige es bis zu einem gewissen Grade der schöpferischen Tätigkeit zu bringen vermag. Die Anhäufung der während der Arbeit gemachten Erfahrungen, die stufenweise Ausweitung des anfänglich auf den Arbeitsplatz beschränkten Gesichtskreises, die Vermehrung des Fachwissens kann nach Aufspeicherung einer gewissen Menge dieses Wissens auch jeden durchschnittlichen Werktätigen befähigen, auf seinem Arbeitsgebiete bedeutende qualitative Veränderungen zu produzieren, oder, mit anderen Worten, schöpferische Arbeit zu verrichten. Dies wird durch die ungeheure Menge der während des sozialistischen Wettbewerbs entstehenden Rationalisierungs- und Neuerungsvorschläge bewiesen, und das ist auch einer der Gründe der scheinbar ständigen Neubildung von »verborgenen Reserven«, weil es in vielen Fällen nicht die Reserven sind, die sich von neuem bilden, sondern

es das Wissen und die Erfahrung sind, die sich bei den Werktätigen vermehren. Dies befähigt sie in verschiedenen Zeitabständen immer aufs neue, eine qualitative Veränderung der Produktionsfaktoren zu erzielen. Diese Fähigkeit bildet sich natürlich auch unter kapitalistischen Produktionsverhältnissen, doch die Möglichkeit, zur Entfaltung und zur Wirkung zu gelangen, wird ihr nur in der sozialistischen Gesellschaft zuteil.

Die sich im Verlaufe der Arbeit allgemein bildende schöpferische Fähigkeit muss als eine der gesetzmässigen Erscheinungen der sozialistischen Produktion angesehen werden.

Der Umstand, dass sich im Verlaufe der Arbeit eine schöpferische Fähigkeit bildet, besteht natürlich nicht nur auf dem Gebiete der physischen, sondern auch der geistigen Arbeit. Zwischen normaler Arbeit und schöpferischer Arbeit besteht bei jeder Art von Arbeit insofern ein dialektischer Zusammenhang, als die schöpferische Arbeit auf dem Boden der Normalarbeit zustande kommt und, wenn sie bereits zustande gekommen ist, ihr Ergebnis dann mit der Normalarbeit verschmilzt und dadurch deren Niveau hebt, damit diese dann wieder den Ausgangspunkt von neuen schöpferischen Arbeitsergebnissen bilden könne.

Die engste Verbundenheit zwischen einfacher gesellschaftlicher Arbeit physischen Charakters und geistiger schöpferischer Tätigkeit weist die Arbeit der Stachanow-Arbeiter-Neuerer auf. Wenn man den Verlauf einer bedeutenden Stachanow-Arbeiter-Neuerung mit Aufmerksamkeit verfolgt, so geht daraus klar hervor, dass hier die Verrichtung von physischer Produktionsarbeit die unerlässliche Vorbedingung, der Ausgangspunkt und der Entwicklungsboden der schöpferischen Tätigkeit ist. Es ist dies zweifelsohne eine besondere Kategorie der Arbeit, die sich ausschliesslich auf dem Boden der sozialistischen Gesellschaft zu entwickeln vermochte.

ZUSAMMENFASSUNG

Es ist allgemein üblich, die verschiedenen Arten der Arbeit vom Gesichtspunkt des Charakters der Arbeitsleistung in zwei Hauptkategorien einzureihen : in physische und geistige Arbeit. Im Einklang damit steht auch die Einteilung der Werktätigen in zwei Gruppen : in geistige und physische Arbeiter. Die Trennung der Arbeiten und Werktätigen in diese zwei Gruppen, wie sie sich besonders krass im Kapitalismus ausbildet, ist in jeder Klassengesellschaft vorhanden und ist eine Folge und Widerspiegelung der gegebenen Klassengegensätze.

Diese Einteilung der verschiedenen Arbeiten ist — besonders unter den Verhältnissen einer sozialistischen Gesellschaft — unzulänglich.

Der Verfasser hält eine Einteilung der veschiedenen Arbeiten in zwei andere Kategorien für notwendig : in »schöpferische Arbeit« und in »Normalarbeit«. Mit Normalarbeit bezeichnet er eine Arbeit, bei der *a)* die zum Versehen eines gegebenen Wirkungsbereiches notwendigen allgemein erwerbbaren Kenntnisse in einer, durchschnittlich von jedem Werktätigen forderbaren Weise angewendet werden und bei der *b)* das Arbeitsergebnis proportional zur aufgewendeten Arbeit ist.

Schöpferische Arbeit hingegen nennt er eine Arbeit, bei der *a)* das Niveau der durchschnittlichen Anwendung der allgemein erwerbbaren Kenntnisse überschritten wird und *b)* daher die Arbeit als wesentlichen Zug des erzielten Resultats ein Element der Neuheit aufweist. Dieses Arbeitsresultat *c)* steht in keinem vorher bestimmbaren Verhältnis zu der zu seiner Erzielung aufgewendeten Arbeitsmenge und ist *d)* ohne oder fast ohne neuen Arbeitsaufwand beliebig reproduzierbar.

Hierher gehört jede Arbeit, die eine Neuerung, eine Erfindung, eine wissenschaftliche Entdeckung zur Folge hat bzw. den ideellen Inhalt einer solchen zustande bringt.

Die Einteilung der verschiedenen Arbeiten in schöpferische und Normalarbeit bedeutet im Sozialismus nicht auch eine Einteilung der Werktätigen in zwei derartige Kategorien, denn im allgemeinen kann jede Arbeit sowohl in normaler als auch in schöpferischer Weise verrichtet

werden. Die Fähigkeit, schöpferische Arbeit zu leisten, bildet sich auf Grund der angehäuften Erfahrungen selbst bei einem allereinfachste physische Arbeit verrichtenden Werktätigen aus, doch tritt dies erst unter den Verhältnissen des Sozialismus sichtbar zutage. Im Kapitalismus ist die schöpferische Arbeit im allgemeinen ein Privilegium der geistigen Arbeiter.

In bezug auf ihre gesellschaftliche Bedeutung ist die »Normalarbeit« jene Arbeit, die zur Erhaltung der Gesellschaft auf einem gegebenen Niveau notwendig ist, während die schöpferische Arbeit die Voraussetzung für deren Fortschritt schafft. Unter den Verhältnissen des Sozialismus hebt die schöpferische Arbeit den Wirkungsgrad (Produktivität) der gesellschaftlichen Arbeit und ihr Ergebnis wird wirtschaftlich konstant werden, unabhängig von ihrer technischen Überalterung. Im Kapitalismus schafft die Enteignung der Ergebnisse der schöpferischen Arbeit und ihre Realisierung durch Normalarbeit die Möglichkeit zur Entstehung des Extraprofits.

Innerhalb dieser zwei Hauptkategorien können noch mehrere Arten von Arbeit unterschieden werden. Die »Normalarbeit« der Betriebsadministration ist beispielsweise eine »gleichgewichtserhaltende Arbeit«, welche die Erhaltung der Produktion auf einem ständigen Niveau sichert. Was darüber hinaus geht, ist schöpferische Arbeit. Die kollektive Produktivität der Arbeit kann sich aber auch ohne individuelle schöpferische Arbeit erhöhen. Ein wesentliches Kennzeichen der verschiedenen Arbeiten ist das »bedingte Potential« der Arbeit, welches das Ausmass der mit einer gegebenen Arbeit verbundenen Verantwortlichkeit zum Ausdruck bringt.

Eine derartige Kategorisierung der verschiedenen Arbeiten gibt — auf die Verhältnisse des Kapitalismus angewendet — gewisse Anhaltspunkte zur Analyse der Klassensituation der technischen und wissenschaftlichen Intelligenz und — in bezug auf die Verhältnisse des Sozialismus — zur Anwendung des sozialistischen Verteilungsprinzips. Diese Fragen sollen den Gegenstand einer späteren Arbeit bilden.

ERGÄNZUNG

In der im Band III. unserer Zeitschrift, auf S. 257—281 veröffentlichten Arbeit *A. Tárczy-Hornochs* »Bericht über im Gang befindlichen Untersuchungen auf dem Gebiete der höheren Geodäsie« wurde infolge eines bedauerlichen Versehens das zu diesem Aufsatz gehörende Schrifttumsverzeichnis nicht abgedruckt. Hiermit werden die ausgelassenen Schrifttumsangaben nachträglich veröffentlicht.

ПОПРАВКА

К любезному вниманию читателей редакция сообщает, что случайно список литературы статьи А. Тарци-Горнох под названием „Отчетный доклад о проводимых в области высшей геодезии исследованиях“ был опущен из журнала Acta Technica том III стр. № 257—281.

Ниже приводим этот список литературы.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Tauno Honkassalo :* Measuring of the 864 m-long Nummela standard base with the Väisälä light interference comparator and some investigations into invar wires. Suomen Geodeettisen Laitoksen Julkaisuja. №. 37, 1950.

2. *E. Harbert :* Tafeln für die Horizontalreduktion bei Grundlinienmessung mit Invardrähten. Allg. Vermessungsnachr. 1927. pp. 145—150.

3. *A. Haerpfer :* Der neue Basisapparat des Geodätischen Instituts der deutschen Technischen Hochschule in Prag. Hauptverband d. deutschen Ing. Mitteil. 1931., Heft 21—22.

4. *V. R. Ölander :* Die Neigungskorrektion bei der Grundlinienmessung mit Yäderin-Drähten. Zeitschr. f. Vermessungswes., 1934., pp. 110—114.

5. *L. B. Stewart :* A method of base line measurement. University of Toronto. Faculty of applied science and engineering school. Bulletin No. 7, 1927., pp. 293—311.

6. *E. Gigas :* Handbuch für die Verwendung von Invardrähten bei Grundlinienmessungen. Berlin, 1934.

7. Изменение длины проволок и лент, служащих для измерения базиса, вызванное их провисанием и их растяжением. Geodéziai Közlöny — Сообщения по Геодезии 1934 г. стр. 57—73. (На венгерском языке.)

8. Über die Neigungskorrektion der Jäderin-Drähte. Zeitschr. f. Vermessungswes., 1935., pp. 705—718.

9. Über die Parameterveränderung bei den Jäderin-Drähten. Zeitschr. f. Vermessungswes., 1939., pp. 106—113.

10. Über die Dehnungkorrektion der Jäderin-Drähte. Zeitschr. f. Vermessungsswes., 1939., pp. 178—184.

11. On the influence of wind in connection with Jäderin wires. Bulletin géodésique Nouv. série No. 3. (1947.)., pp. 23—48.

12. Влияние ветра на Едериновые проволоки. Geodéziai Közlöny — Сообщения по Геодезии. 1950 г., стр. 2—14. (На венгерском языке.)

13. *E. Lindinger :* Über die Neigungskorrektion bei der Grundlinienmessung mit Jäderin-Drähten. Zeitschr. f. Vermessungswes. 1937., pp. 135—146.

14. Эмиль Регеци: Сравнительный государственный базис в Гэдэлле. Сообщение Государственной Геодезии. № 4. 1942. (На венгерском языке.)

15. *Pentti Kalaja :* Die Grundliniemessungen des Geodätischen Institutes in den Jahren 1935—1939. nebst Untersuchungen über die Verwendungen der Invardrähte. Suomen Geodeettisen Laitoksen Julkaisuja No. 31. 1942.

16. *K. Reichender :* Der Windeinfluss bei Basismessungen mit Invardrähten. Mitteil d. Reichsamts f. Landesaufnahme, 1937., pp. 62—76.

17. Über den Einfluss der systematischen Winkelfehler auf die Ausgleichung der Dreiecksnetze. Сообщения из Шопрон. 1940., pp. 24—37.

18. *F. R. Helmert :* Die mathemetischen und physikalischen Theorien der höheren Geodäsie I. Teil. 1880., pp. 560—562.

19. *J. Levallois :* Compensation des réseaux géodésiques par la méthode des gisements. Bulletin géodésique, Nouv. série № 3 (1949) 49—82.

20. *H. Boltz :* Entwicklungsverfahren zum Ausgleichen geodätischer Netze nach der Methode der kleinstein Quadrate. Berlin, 1923

21. *H. Boltz :* Substitutions-Verfahren zum Ausgleichen grosser Dreiecksnetz in einem Guss nach der Methode der kleinsten Quadrate. Potsdam, 1938.

22. *O. v. Gruber :* Ein vereinfachtes Rechenschema zur Auflösung der Normalgleichungen für Rechenmaschine. Zeitschr. f. Vermessungswes. 1925., pp. 133—140.

23. *B. Hallert :* Über einige Verfahren zur Lösung von Normalgleichungen. Zeitschr. f. Vermessungswes. 1943. pp. 238—244.

24. *T. Banaschiewitz :* Ein Beispiel der Krakovianantechnik in der Methode der kleinsten Quadrate. Acta Astronomica, Sér. c. Vol. 3. Cracovice, 1936. 146. 146 и сл. лист. Одна новейшая поправка происходит от Беранди: Formule ricorrenti per la risoluzione graduale dei sistemi di equazione algebriche lineari. Rivista del Catasto ecc., 1950. pp. 122—125.

25. *K. Friedrich :* Über das Boltz'sche Subtitionsverfahren. Zeitschr. f. Vermessungswes. 1940., pp. 6—23. & 49—64.

26. *L. Asplund :* Über einige Methoden für die Ausgleichung grosser Dreiecksnetze. Stockholm, 1945.

27. *O. Eggert :* Über die Ausgleichung grosser Dreiecksnetze. Verhandl. der 9. Tagung d. Baltisch. Geodät. Komission. Helsinki, 1937. pp. 114—119.

28. *A. Nagel :* Astronomisch-geodetische Arbeiten für die Europäische Gradmessung im Königreich Sachsen II. Abt. Berlin, 1890. 628.

29. *E. Bodewig :* Bericht über die verschiedenen Methoden zur Lösung eines Systems linearer Gleichungen mit reellen Koeffizienten. Koninkl. Nederlandsche Akademiev an wetenschappen. Amsterdam, 1947.

30. *E. Pinkwart :* Auflösung der Normalgleichungen von Dreiecksnetzen durch schrittweise Annäherung. Zeitschr. f. Vermessungswes, 1927., pp. 257—270.

31. *J. Kovák :* Das Čechoslovakische Grundnetz der trigonometrischen Punkte, seine Grundlagen und seine Abbildung. Praha, 1928.

32. Das Zentraleuropäische Netz H. Wolf : Über die Ausgleichung von Dreiecksnetzen. Allgemeine Grundlagen und ein Neuvorschlag. Veröffentl. d. Instituts f. Erdmessung. Bd. 1. Bamberg, 1949.

33. *H. Wolf ;* Betrachtungen zur astronomisch-geodätischen Netzausgleichungen unter besonderer Berücksichtigung der Laplaceschen Gleichung Astr. Nachr. Bd. стр. 276 ; 209 и сл.

34. *H. Wolf :* Beiträge zur Ausgleichung astronomisch-geodätischer Netze unter besonderen Berücksichtung des Zentraleuropäischen Netzes. Veröffentl. d. Instituts f. Erdmessung. Bd. 4., 1949.

35. *H. Wolf :* Triangulation adjustment. General discussion and new procedure. Bulletin Géodésique, Nouv. sér. 16. (1950. pp. 87—104.

36. *F. R. Helmert :* Die Europäische Längengradmessung in 52° Breite. Heft I—II. Berlin, 1893—1896.

37. Ф. Н. Красовский : Методы уравнивания государственной первоклассной триангуляции : Труды Института по геодезии и картографии, Ленинград, серия 2. (1932) стр. 1—38.

38. Ф. Н. Красовский : О методах вычисления триангуляции первого класса в СССР. Отчет о пятом заседании балтийской геодезической комиссии. Хельсинки, 1931. стр. 266—275.

39. Ф. Н. Красовский : Уравнивание триангуляции первого класса в СССР до 1930 г. Отчет о шестом заседании балтийской геодезической комиссии. Хельсинки, 1933. стр. 109—118.

40. Ф. Н. Красовский : Руководство по высшей геодезии. II-я часть, Москва, 1942. стр. 473—548.

41. *V. R. Ölander :* Adjustement of the Baltic ring. Baltic Geodetic Commission Spec. publ. No. 10. Helsinki, 1949.

42. *O. S. Adams:* The Bowie Method of Triangulation Adjustement as applied to the first order net in the western Part of the United States. Contr. Geod. Surv. Publ. No. 159. Washington, 1930.

43. Н. А. Урмаев: О последовательном уравнивании тригонометрических сетей. ЦНИИГАИК, выпуск 3, Москва (1931) стр. 1—72.

44. Н. А. Урмаев: Методы уравнивания триангуляции 1-го класса. Труды ЦНИИГАИК, выпуск 19. Москва 1937.

45. *A. Marussi:* Un nouvo metodo per la compensazione astronomico-geodetica delle grandi triangolazioni. Atti della Mostra Nazionale e Congrevo di Cartografia di Attica, Firenze, 1947 г. стр. 155 и сл.

46. *F. R. Helmert:* Die Ausgleichungsrechnung nach der Methode der kleinsten Quadrate. 2. Heft. 1907.

47. *J. Herr—W. Winter:* Lehrbuch der sphärische Astronomie. Wien, 1887.

48. Astronomisch—geodätische Arbeiten in der Schweiz. 23. Band, 1945.

49. *S. Wellisch:* Theorie und Praxis der Ausgleichsrechnung. Том. 1., 1909.

50. Бэла Милашовски: Оценка наших измерений по географической широте. Geodéziai Közlöny — Сообщения по Геодезии. 1950 г. (На венгерском языке.)

51. *Th. Niethammer:* Die genauen Methoden der astronomisch-geographischen Ortsbestimmung. Basel, 1947.

52. Вычисление уравнивания. 2. выпуск. Шопрон, Технический Институт, кафедра инженеров-геодезистов, 1950. (На венгерском языке.)

53. Уравнивание градиентов. Журнал по горному делу и металлургии 1949 г. стр. 41—46. (На венгерском языке.)

В прениях по докладу участвовали: Янош Реннер, Эмиль Регеци и Иштван Редеи.

INDEX

СОДЕРЖАНИЕ — INHALTSVERZEICHNIS — TABLE OF CONTENS — TABLE DES MATIERES

Bardócz, A. & Kemény, A.: An electronic spark timing device. — Др. А. Бардоц и А. Кемень: Электронный генератор хронирующих импульсов с электроискровой сигнализацией. — Générateur électronique de signaux de temps. — Elektronische Funken-Zeitsignalisiervorrichtung 389

Botka, J.: Interference of general involute gearing. — И. Ботка: Интерференция общего развертывающего зацепления. — Interférence de l'engrenage normal à développante. — Interferenz der Normal-Evolventenverzahnung 99

Csonka, P.: Flexion déviée de barres prismatiques. — П. Чонка: Косой изгиб призматических стержней. — Oblique bending of prismatic bars. — Schiefe Biegung prismatischer Stäbe 247

Geleji, S. & Kiss, E.: Die theoretischen Grundlagen der Bemessung von Kühlbetten. — Др. Ш. Гелеи и Э. Киш: Теоретические основы расчета размеров горячих стеллажей. — Theoretical principles of cooling bed design. — Principes théoriques du calcul des lits de refroidissement de laminoirs 43 3

Geleji, S. & Schey, J.: Kupferraffination im Drehtrommelofen. — Др. А. Гелеи и Й. Шей: Рафинирование меди во вращающейся трубчатой печи. — Refining copper in barrel-shaped rotary furnace. — Raffinage du cuivre en fours rotatifs. 393

Gruber, J. & Szentmártony, T.: Étude de l'entrée du fluide dans les roues mobiles des machines hydrauliques centrifuges. — Й. Грубер и Т. Сентмартони: Исследование притекания в центробежное ходовое колесо. — Experiments on fluid entry into the rotór of turbo-machines. — Versuche über den Stromeintritt in das Laufrad von Zentrifugalmaschinen 381

Hegedűs, Z.: Erzmikroskopische Untersuchung des Futters eines Kupferraffinierofens. — З. Хегедюш: Рудно-микроскопическое исследование футеровки печи для рафинации меди. — Ore-microscopic examination of the lining of a copper refining furnace. — Examen microscopique du revêtement d'un four à raffinage du cuivre 443

Hevesi, Gy.: Die Kategorien der Arbeit vom Gesichtspunkte des sozialistischen Verteilungsprinzips. — Ю. Хевеши: Категории труда с точки зрения принципа социалистического распределения. — Categories of work from the socialist point of view. — Catégories de travail du point de vue socialiste 449

Horváth, Z.: Bemerkungen zum Aufsatz von Dr. A. Geleji und Joh. Schey: »Kupferraffination im Drehtrommelofen.« — Др. З. Хорват: Примечания к статье Др. А. Гелеи и Й. Шей: »Рафинирование меди во вращающейся трубчатой печи. — Remarks on the paper of Dr. A. Geleji and J. Schey: »Refinement of copper in barrel-shaped rotary furnace. — Observations sur l'étude du Dr. Geleji et de J. Schey: »Raffinement du cuivre en fours rotatifs de Brackelsberg« 427

Jáky, J.: Strebendruck in kohärenten Böden. — Др. Й. Яки: Давление грунта, обладающего кохезией, на распорки. — Pressure on side walls of excavations in coherent soils. — La pression de terrains cohérents sur les parois des excavations ... 121

Korányi, I.: Verstärkungen von Stahlbrücken gemischten Systems. — Й. Корани: Повышение грузоподъемности мостов. — Reinforcement of steel bridges of different types. — Renforcement de différents systèmes de ponts en acier ... 179

Németh, E.: Model studies of water seepage. — Э. Немет: Опыты по исследованию просачивающихся движений. — Études sur modèles du suintement des eaux dans le sol. — Modellversuche über die Sickerung von Grundwasser 131

Papp, E., Zombory, L. & Magyarossy, J.: Über die Wasserstoffbestimmung im Aluminium. — Э. Папп, Л. Зомбори и И. И. Мадьяроши: Определение водорода в металлическом алюминии. — On the determination of hydrogen in aluminium metal. — Sur la détermination de l'hydrogène dans l'aluminium 33

Romwalter, A. & Macher, Fr.: Untersuchung einer alten Stromsammelschiene. — Др. А. Ромвальтер и Ф. Махер: Исследование старой токосборной шины. — Examination of an old bus-bar. — Examen d'une vieille bar omnibus d'une station électrique 355

Romwalter, A.: Vorschlag zum Entwurf empfindlicher Meldegeräte der Explosionsgefahr in Kohlenbergwerken. — Др. А. Ромвальтер: Предложение по проектированию чувствительной аппаратуры для сигнализации взрывоопасности в угольных шахтах. — Proposals for the design of sensitive indicators of explosion danger in coal mines. — Suggestions pour la construction d'appareils sensitifs pour l'indication du danger d'explosion dans les mines de charbon 359

Ronkay, F.: Earthing problems. — Ф. Ронкаи: Заземление. — Problèmes de mise à terre. — Erdungsprobleme 53

Scheffer, V. & Kántás, K.: Regionale Geophysik von Transdanubien. II. Teil. — В. Шеффер и К. Канташ: Региональная геофизика задунайской области ч. II. — Regional Geophysics of the Transdanubian Basin. II. Part. — Géophysique régionale du bassin Transdanubien II. partie 1

Széki, J.: Die Gewinnung des Antimons aus edelmetallhaltigen Schlichen durch verflüchtigende Röstung. — Я. Секи: Получение сурьми обжигом из сурьмянистых шлихов благородных металлов. — Recovery of antimony from gold-silver concentrates by volatilizing roasting. — Extraction d'antimoine de concentrés de métaux précieux par grillage volatilisant 319

Tárczy-Hornoch, A.: Über die Berechnung der magnetischen Deklination im Karpathenbecken. — А. Тарци-Хорнох: О вычислении магнитной деклинации в котловине Карпат. — On computing magnetic declination in the Carpathian Basin. — Sur le calcul de la déclination magnétique dans le bassin carpathien 23

Tárczy-Hornoch, A.: Das Sopronер Richtungsfixiergerät. — А. Тарци-Хорнох: Шопронский фиксатор направления. — The »Sopron« device for fixing directions in underground survey. — Mire de »Sopron« pour la fixation de directions dans galéries souterraines 223

А. Тарци-Хорнох: Отчетный доклад о проводимых в области высшей геодезии исследования. — *Tárczy-Hornoch, A.:* Bericht über im Gang befindlichen Untersuchungen auf dem Gebiete der höheren Geodesie. — Report on research into problems of Higher Geodezy. — Compte-Rendu sur recherches dans le domaine de la géodesie supérieure 257

Г. Тарьян и Г. Палфи: Отсадка железных руд месторождения Рудабаня в тяжелой суспензии. — *Tarján, G. & Pálfy G.:* Setzversuche mit Eisenerzen von Rudobánya inschweren Suspensionen. — Heavy media separation tests on iron ores of Rudobánya. — Essais de séparation de minerais de fer de Rudobánya par la méthode des densités 365

Tarján, G.: Evaluating coal washery performance on curves of washability with the aid of Tromp's distribution curve. — Др. Г. Тарьян: Расчет ожидаемых результатов обогащения угля по кривым обогатимости, на основе кривой пассеяния тромпа. — Évaluation de l'efficacité du lavage des charbons sur la base de courbes de lavabliité avec l'aide de la courbe de distribution de Tromp. — Bewertung der Leistung von Kohlenwäscheu auf Grund von Waschkurveu mit Hilfe von Tromp's Verteilungskurve 295

Tárczy-Hornoch, A. Ergänzung 461

ОБЗОР КНИГ

BUCHBESPRECHUNG — BOOK REVIEW — COMPTE RENDU DE LIVRES 283

Akadémiai Kiadó (Budapest, V., Alkotmány-u. 21.) Felelős: Mestyán János

Akadémiai nyomda, V., Gerlóczy-u. 2. 17134/52 — Felelős vezető: ifj. Puskás Ferenc

Les Acta Technica paraissent en russe, français, anglais et allemand et publient des travaux du domaine des sciences techniques.

Les Acta Technica sont publiées sous forme de fascicules qui seront réunis en un volume.

On est prié d'envoyer les manuscripts destinés à la rédaction et écrits à la machine à l'adresse suivante :

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

Toute correspondance doit être envoyée à cette même adresse.

Le prix de l'abonnement annuel est de 110 forints (6·50 $) par volume.

On peut s'abonner àl'Entreprise de Commerce Extérieur des Livres et Journaux »Kultúra« (Budapest, VIII.,Rákóczi-út 5. Compte courant No.: 45-790-057-50-032.) ou à l'étranger chez tous les représentants ou dépositaires.

The Acta Technica publish papers on technical subjects in Russian, English, French and German.

The Acta Technica appear in parts ofvarying size, making up one volumes.

Manuscripts should be typed and addressed to :

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

Correspondence with the editors and publishers should be sent to the same address.

The rate of subscription to the Acta Technica, is 110 forints (6·50 $) a volume. Orders may be placed with »Kultúra« Foreign Trade Company for Books and Newspapers (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Account No. 45-790-057-50-032) or with representatives abroad.

Die Acta Technica veröffentlichen Abhandlungen aus dem Bereiche der technischen Wissenschaften in russischer, französischer, englischer und deutscher Sprache.

Die Acta Technica erscheinen in Heften wechselnden Umfanges. Mehrere Hefte bilden einen Band.

Die zur Veröffentlichung bestimmten Manuskripte sind, mit Maschine geschrieben, an folgende Adresse zu senden:

Acta Technica, Budapest 62, Postafiók 440.

An die gleiche Anschrift ist auch jede Korrespondenz bestimmt für die Schriftleitung und den Verlag zu senden.

Abonnementspreis pro Band 110 Forint (6·50 $). Bestellbar bei dem Buch- und Zeitungs-Aussenhandels-Unternehmen »Kultúra« (Budapest, VIII., Rákóczi-út 5. Bankkonto Nr. 45-790-057-50-032) oder bei seinen Auslandsvertretungen und Kommissionären.

Index

Tarján G.: Evaluating Coal Washery Performance on Curves of Washability with the Aid of Tromp's Distribution Curve. — Др. Г. Тарьян: Расчет ожидаемых результатов обогащения угля по кривым обогатимости, на основе кривой рассеяния тромпа 295

Széki, J.: Die Gewinnung des Antimons aus edelmetallhältigen Antimonschlichen durch verflüchtigende Röstung. — Я. Секи: Получение сурьми обжигом из сурьмянистых шлихов благородных металлов 319

Papp, E., Zombory, L., und *Magyarossy, I.:* Über die Wasserstoffbestimmung im Aluminium. — Э. Папп, Л. Зомбори и И. И. Мадьраоши: Определение водорода в металлическом алюминии 335

Romwalter, A., Macher, Fr.: Untersuchung einer alten Stromsammelschiene. — Др. А. Ромвальтер и Ф. Махер: Исследование старой токосборной шины 355

Romwalter, A.: Vorschlag zum Entwurf empfindlicher Meldegeräte der Explosionsgefahr in Kohlenbergwerken. — Др. А. Ромвальтер: Предложение по проектированию чувствительной аппаратуры для сигнализации взрывоопасности в угольных шахтах 359

Tarján, G., Pálfy, G.: Das Setzen von Eisenerzen zu Rudabánya in schwerer Suspension. — Г. Тарьян и Г. Палфи: Отсадка железных руд месторождения Рудабаня в тяжелой суспензии 365

Gruber, J., Szentmártony, T. jr.: Etude de l'entrée du fluide dans les roues mobiles des machines hydrauliques centrifuges. — Й. Грубер и Т. Сентмартони: Исследование притекания в центробежное ходовое колесо 381

Bardócz, A., Kemény, Á.; Electronic Spark Timing Device. — Др. А. Бардоц и А. Кемень: Электронный генератор хронирующих импульсов с электроискровой сигнализацией 389

Geleji, S., Schey, J.: Kupferraffination im Drehtrommelofen. — Др. А. Гелеи и Й. Шей: Рафинирование меди во вращающейся трубчатой печи 393

Horváth, Z.: Bemerkungen zum Aufsatz von Dr. A. Geleji und J. Schey: Kupferraffination im Drehtrommelofen. — Др. З. Хорват: Примечания к статье Др. А Гелеи и Й. Шей: «Рафинирование меди во вращающейся трубчатой печи. 427

Geleji, S., Kiss, E.: Die theoretischen Grundlagen der Bemessung von Kühlbetten. — Др. Ш. Гелеи и Э. Киш: Теоретические основы расчета размеров горячих стеллажей 433

Hegedűs, Z.: Erzmikroskopische Untersuchung des Futters eines Kupferraffinierofens. — З. Хегедюш: Рудно-микроскопочическое исследование футеровки печи для рафинации меди 443

Hevesi, Gy.: Die Kategorien der Arbeit vom Gesichtspunkt des sozialistischen Verteilungsprinzips. — Ю. Хевеши: Категории труда с точки зрения принципа социалистического распределения 449

Akadémiai Kiadó (Budapest, V., Alkotmány-u. 21.) Felelős: Mestyán János

Akadémiai nyomda, Gerlóczy u. 2. — 17134/52 — Felelős vezető: ifj. Puskás Ferenc