

ACTA MATERIALIA TRANSYLVANICA

Anyagtudományi Közlemények

8. évfolyam, 2025. 2. szám



ERDÉLYI MÚZEUM-EGYESÜLET
Kolozsvár
2025

A folyóirat megjelenését támogatta a Communitas Alapítvány, a Magyar Tudományos Akadémia, a Bethlen Gábor Alapkezelő Zrt. és az EME Műszaki Tudományok Szakosztálya / The publication of this magazine was supported by the Communitas Foundation, by the Hungarian Academy of Sciences, by the Bethlen Gábor Fund and by the EME – Department of Engineering Sciences.



Főszerkesztő / Editor-in-Chief: Bitay Enikő

Nemzetközi Tanácsadó testület / International Editorial Advisory Board:

Prof. Biró László Péter, MTA Energiatudományi Kutatóközpont, Budapest, Magyarország
 Prof. emer. B. Nagy János, University of Namur, Namur, Belgium
 Prof. Czígány Tibor, Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem, Budapest, Magyarország
 Prof. Diószegi Attila, Jönköping University, Jönköping, Svédország
 Dobránszky János, HUN-REN-BME Kompozittechnológiai Kutatócsoport, Budapest, Magyarország
 Prof. Dusza János, Institute of Materials Research of Slovak Academy of Sciences, Kassa, Szlovákia
 Prof. Kaptay György, Miskolci Egyetem, Miskolc, Magyarország
 Dr. Kolozsvári Zoltán, Plasmaterm Rt., Marosvásárhely, Románia
 Prof. Mertinger Valéria, Miskolci Egyetem, Miskolc, Magyarország
 Prof. Porkoláb Miklós, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA, USA
 Prof. Réger Mihály, Óbudai Egyetem, Budapest, Magyarország
 Prof. emer. Réti Tamás, Óbudai Egyetem, Budapest, Magyarország
 Prof. emer. Roósz András, Miskolci Egyetem, Miskolc, Magyarország
 Dr. Spenik Sándor, Ungvári Nemzeti Egyetem, Ungvár, Ukrajna
 Prof. Zsoldos Ibolya, Széchenyi István Egyetem, Győr, Magyarország

Lapszámszerkesztők / Editorial Board:

Dobránszky János, HUN-REN-BME Kompozittechnológiai Kutatócsoport, Budapest, Magyarország
 Csavdári Alexandra, Babeş-Bolyai Tudományegyetem, Kolozsvár, Románia
 Gergely Attila, Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem, Marosvásárhely, Románia
 Kovács Tünde, Óbudai Egyetem, Budapest, Magyarország

Kiadó / Publisher: Erdélyi Múzeum-Egyesület

Felelős kiadó / Responsible publisher: Biró Annamária

Olvasószerkesztő / Proofreader: Szenkovics Enikő (magyar), David Speight (English)

Borítótér / Cover: Kőnczey Elemér

Nyomdai munkálatok / Printed at: F&F International Kft., Gyergyószentmiklós

Copyright © a szerzők / the authors, EME/ TMS 2024

ISSN 2601-1883, ISSN-L 2601-1883

DOI: 10.33923/amt-2025-02

A folyóirat honlapja: <https://www.eme.ro/publication-hu/acta-mat/mat-main.htm>

The journal website: <https://www.eme.ro/publication/acta-mat/mat-main.htm>

Az Acta Materialia Transylvanica. Anyagtudományi Közlemények az Erdélyi Múzeum-Egyesület (EME) Műszaki Tudományok Szakosztályának folyóirata, amely az anyagtudományok területéről közöl tudományos közleményeket: szakcikkeket, összefoglalókat (szemléket), tanulmányokat. A folyóirat célja összképet adni kiemelten a Kárpát-medencei kutatási irányokról, tudományos eredményeiről, s ezt széles körben terjeszteni is. A folyóirat az EME felvállalt céljaihoz híven a magyar szaknyelv ápolását is támogatja, így a nyomtatott folyóirat magyar nyelven jelenik meg, mely az Erdélyi digitális adattárban elérhető (<https://eda.eme.ro/handle/10598/30356>). A széles körű nemzetközi terjesztés érdekében a folyóirat teljes angol nyelvű változatát is közzéteesszük.

Acta Materialia Transylvanica – Material Sciences Publications – is a journal of the Technical Sciences Department of the Transylvanian Museum Society, publishing scientific papers, issues, reviews and studies in the field of material sciences. Its mission is to provide and disseminate a comprehensive picture focusing on research trends and scientific results in the Carpathian basin. In accordance with the general mission of the Transylvanian Museum Society it aims to support specialized literature in Hungarian. The printed version of the journal is published in Hungarian and is available in the Transylvanian Digital Database (<https://eda.eme.ro/handle/10598/30356>). However, we would like to spread it internationally, therefore the full content of the journal will also be available in English.

Tartalom / Content

BEJCZI REBEKA, NAGY ROLAND	51
<i>Használt sütőolajok kémiai felhasználhatóságának vizsgálata</i>	
<i>Investigation of the Chemical Applicability of Used Cooking Oils</i>	
FÁBIÁN ENIKŐ RÉKA	55
<i>A lézeres hegesztés technológiájának hatása a léces martenzites szerkezetű, vékony acéllemezek</i>	
<i>Laser Welding Parameters Effect on Microstructure of Lath Martensitic Steels Sheets</i>	
GÁL KÁROLY-ISTVÁN, GERGELY ATTILA-LEVENTE, MÁTÉ MÁRTON	60
<i>Kitöltési mintázatok hatása a fogtőszilárdságra additív gyártás esetén</i>	
<i>The Influence of Infill Patterns on Tooth Root Rigidity by Additive Gear Manufacturing</i>	
KŐRÖSI GÁBOR, TÓTH LÁSZLÓ	66
<i>A mélyhűtés hatása az ELMAX szerszámacél kopási és korróziós tulajdonságaira</i>	
<i>Effect of Cryogenic Treatment on the Wear and Corrosion Resistance of the ELMAX tool Steel</i>	
KOVÁCS TÜNDE ANNA	70
<i>Auszténites acél felületi keményítése robbantásos megmunkálással</i>	
<i>Explosive Surface hardening of the Austenitic Steel</i>	
KUTI JÁNOS, PATÓ PÉTER, FÁBIÁN ENIKŐ RÉKA, SZABÓ ANDREA	74
<i>S355 acélminőség lágvágásakor bekövetkező változások acetilén és hidrogén éghető gázok alkalmazásánál</i>	
<i>Consequences of the Asymmetric Cutting of S355 Steel Grade when Using Acetylene and Hydrogen Combustible Gases</i>	
NAGY BALÁZS ÁKOS, KOVÁCS KÍRA, KOVÁCS TÜNDE ANNA	81
<i>A kézi lézeres hegesztés paramétereinek vizsgálata</i>	
<i>Investigation of the Handheld Laser Welding Parameters</i>	

RÁCZI VIKTOR GERGELY, MIKÓ BALÁZS	88
<i>Furatmegmunkálási eljárások pontosságának vizsgálata</i>	
<i>Accuracy Examination of Hole Machining Methods</i>	
SZŐKE FANNI, TÁRKÁNYI SÁNDOR, KÁNNÁR ANTAL	96
<i>A szürke nyár nyomószilárdságának vizsgálata</i>	
<i>Compression Strength Testing of Grey Poplar</i>	
VÖRÖS ÁDÁM, PESKE CSANÁD, TALABÉRNÉ KULCSÁR KLAUDIA	105
<i>Implantátumcsavarokban ébredő belső feszültségek szimulációs vizsgálata</i>	
<i>Simulation Analysis of Internal Stresses in Implant Screws</i>	



Használt sütőolajok kémiai felhasználhatóságának vizsgálata

Investigation of the Chemical Applicability of Used Cooking Oils

Bejczy Rebeka,¹ Nagy Roland²

¹ Pannon Egyetem, Mérnöki Kar, BKV-MOL ÁOT Intézmény. Veszprém, Magyarország.
bejczy.rebeka@mk.uni-pannon.hu

² Pannon Egyetem, Mérnöki Kar, BKV-MOL ÁOT Intézmény. Veszprém, Magyarország.
nagy.roland.dr@mk.uni-pannon.hu

Abstract

Cooking oils play a crucial role in the food industry; however, during the cooking process, they undergo significant physical and chemical transformations that affect their subsequent usability and environmental impact. Our results show that oxidized rapeseed oil exhibits similar properties to industrial raw rapeseed oil, suggesting that used cooking oils at a certain oxidation state could potentially be suitable for surfactant synthesis. Since surfactants are widely used across various industries, this recycling approach offers a sustainable alternative to synthetic raw materials.

Keywords: *used cooking oil, oxidation, rapeseed oil, sustainability.*

Összefoglalás

A sütőolajok fontos szerepet töltenek be az élelmiszeriparban, azonban a sütési folyamat során jelentős fizikai és kémiai átalakulásokon mennek keresztül, amelyek befolyásolják későbbi felhasználhatóságukat és környezeti hatásait. Eredményeink szerint az oxidált repceolaj tulajdonságai hasonlóságot mutatnak az ipari nyers repceolajjal, így az adott oxidációs állapotú használt sütőolajok is potenciálisan alkalmasak lehetnek tenzidszintézis céljára. Mivel a felületaktív anyagok széles körben alkalmazhatók különböző iparágakban, az újrahasznosítás ezen módja fenntartható alternatívát kínálhat a szintetikus alapanyagokkal szemben.

Kulcsszavak: *fenntarthatóság, repceolaj, oxidáció, használt étolaj.*

1. Bevezetés

A használt sütőolajok (HSO-k) jelentős szerepet töltenek be az élelmiszeriparban, azonban a sütési folyamat során kémiai és fizikai átalakulásokon mennek keresztül, amelyek befolyásolják későbbi felhasználhatóságukat és környezeti hatásait [1]. A friss sütőolajok általában növényi vagy állati eredetű zsiradékokból származnak, fő komponenseik a trigliceridek. A gyakran alkalmazott növényi olajok közé tartozik a pálma-, napraforgó-, repce- és szójaolaj, míg az állati eredetű zsiradékok közül főként a disznózsír említhető. A sütő-

olajok oxidációs stabilitása és zsírsavösszetétele meghatározó szempont a kiválasztásuk során, hiszen ezek befolyásolják a hőhatásra bekövetkező kémiai reakciókat [2, 3]. A nagy hőmérséklet hatására szabad zsírsavak, aldehidek, ketonok és polimerek képződnek, amelyek rontják az olaj minőségét, növelik viszkozitását, és egészségügyi kockázatot jelenthetnek [4, 5]. A nem megfelelően kezelt hulladékolaj környezeti szennyezéshez vezethet, ezért a fenntartható újrahasznosítási stratégiák kiemelt jelentőségűek lehetnek [6, 7, 8]. A HSO újrahasznosítása környezetvédelmi és gaz-

dasági előnyöket kínál, hozzájárulva a fenntartható, körforgásos gazdasághoz.

Az egyik leggyakoribb módszer a biodízel előállítását átszterezezzel, amely csökkenti a szén-dioxid-kibocsátást és a fosszilis energiafüggőséget. Életciklus-elemzések igazolják, hogy a HSO-alapú biodízel környezetkímélőbb, emellett a trigliceridek felületaktív anyagok és építőipari adalékok alapanyagai is lehetnek. A HSO-ból készült felületaktív anyagok fenntartható alternatívát jelentenek a szintetikus anyagokkal szemben, csökkentve a hulladékmennyiséget és az új nyersanyagok iránti igényt [9, 10, 11].

Kutatásunk célja a repceolaj sütési folyamat során bekövetkező fizikai és kémiai változásainak modellezése volt, kiemelten vizsgálva az oxidációs stabilitást, a teljes savszámot, az elszappanosítási számot, a jód-bróm számot és a kinematikai viszkozitást. Célunk továbbá a tenzidszintézishez felhasználható nyersanyagok tulajdonságtartományának bővítése volt annak meghatározásával, hogy a sütés során oxidálódott repceolaj potenciálisan alkalmazható-e szintézis célra.

2. Felhasznált anyagok

A kísérletekhez étkezési repceolajat használtunk fel alapanyagként, melynek tulajdonságait az 1. táblázatban foglaltuk össze. Referenciaként megvizsgáltuk az ipari tenzidszintézisekhez használatos nyers, finomítatlan repceolaj tulajdonságait is.

1. táblázat. A felhasznált nyers repceolaj tulajdonságai

Tulajdonságok	Étkezési	Nyers
Halmazállapot, 20 °C	Folyadék	Folyadék
Sűrűség, d_{420} , kg/m ³	0,882	0,91
Forráspont, °C	347	341
Lobbanáspont, °C	225	214
Dermedéspont, °C	-9	-8
MW, g/mol	900	900
DV 40 °C-on, mPas	32,69	30,14

A kísérletekhez használt repceolajok gyártója a Bunge Zrt.

3. Módszerek

Az étkezési repceolajat mesterséges öregítéssel (oxidációval) kezeltük, hogy modellezzük a különböző felhasználási módok során lezajló sütési folyamatokat és az ezekkel járó kémiai változásokat. Az öregítési eljárások alkalmazása után részletesen elemeztük az olajok fizikai és kémiai tulajdonságait, hogy feltárjuk az esetleges tulaj-

donságváltozásokat és azok hatását a későbbi felhasználhatóságra.

3.1. Oxidációs stabilitás

Az olajok ellenállását a levegővel (oxigénnel) szemben oxidációs stabilitás jellemzi, melyet a IP 157 szabvány [12] alapján határoztunk meg. Az oxidálás paramétereit a 2. táblázatban foglaltuk össze.

2. táblázat. Az oxidálás paramétereit

Jellemző	ox-1	ox-2
Hőmérséklet, °C	170	170
Idő, h	8	16
Levegőbeadás, dm ³ /h	20	20
Olaj mennyisége, cm ³	20	20

3.2. Teljes savszám

A teljes savszám (TAN) az olajban lévő gyenge, szerves, illetve erős, szervesetlen savak mennyiségének mérőszáma. A teljes savszámot az ASTM D974 jelű szabvány [13] szerint határoztuk meg.

3.3. Elszappanosítási szám

Az elszappanosítási szám azt fejezi ki, hogy valamely anyag 1 g-jának teljes elszappanosításához hány mg kálium-hidroxid szükséges (mg KOH/g). Az elszappanosítási számot az ISO 3657 jelű szabvány [14] alapján határoztuk meg.

3.4. Jód-bróm szám

A jód-bróm számból az olajok telítettségének és telítetlenségének mértékéről kapunk információt, melyet az MSZ EN 14111:2004 jelű szabvány [15] alapján vizsgáltunk meg.

3.5. Kinematikai viszkozitás

A kinematikai viszkozitást (KV) 40 °C-on határoztuk meg az ASTM D445-06 jelű szabvány [16] alapján.

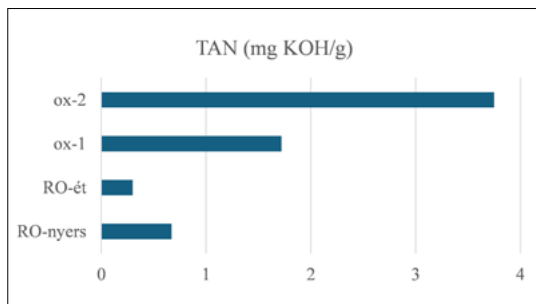
4. Eredmények

A vizsgálati eredményeket ábrákon foglaltuk össze.

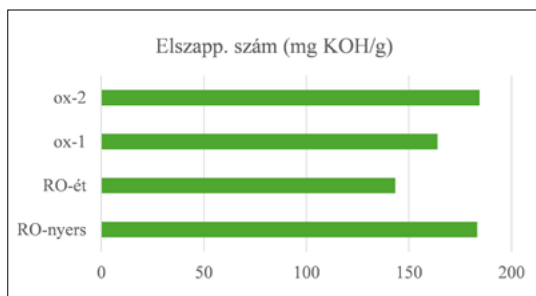
Az 1. ábrán látható, hogy az oxidált minták teljes savszáma nőtt az étkezési repceolajhoz képest, ami megmutatja, hogy a sütési folyamatok hatására nő az olajok szabad zsírsavtartalma.

A 2. ábra segítségével mutatjuk be, hogy az oxidált minták elszappanosítási száma nőtt. A 16 órán át oxidált minta elszappanosítási száma megegyezik a nyers repceolajával.

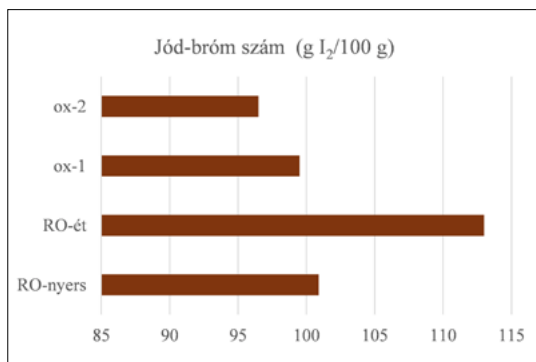
Az oxidálás hatására lecsökkent az étkezési repceolaj jód-bróm száma, hasonló értéket kaptunk a nyers repceolaj esetében is (3. ábra).



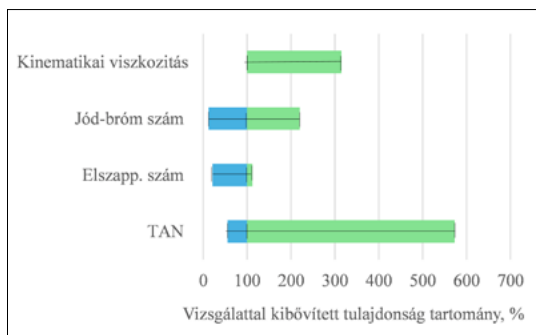
1. ábra. A vizsgált repceolajok teljes savszáma



2. ábra. A vizsgált repceolajok elszappanosítási száma



3. ábra. A vizsgált repceolajok jód-bróm száma



4. ábra. Az eredmények összefoglalása

3. táblázat. A vizsgált repceolajok kinematikai viszkozitása

Minta jele	KV 40 °C-on (mm ² /s)
RO-nyers	41,0
RO-ét	43
RO-fin (ox-1)	57,3
RO-fin (ox-2)	123,3

A kinematikai viszkozitás nőtt az öregítés hatására (3. táblázat), ami a polimerizációs reakciók, oxidáció és szennyeződés következménye.

Eredményeink azt mutatják, hogy az általunk vizsgált alapanyagok tulajdonságai jelentősen eltérőek az ipari, nyers repceolajhoz képest, mind a kisebb, mind a nagyobb értékek irányába. Ezáltal sikerült kibővíteni a potenciális alapanyagok tulajdonságtartományát, ami fontos lépés lehet a tenzidszintézisben alkalmazható, alternatív növényolajok, használt olajok vizsgálata szempontjából.

5. Következtetések

Eredményeink igazolják, hogy a repceolaj öregedése jelentős fizikai és kémiai változásokat okoz, amelyek befolyásolhatják későbbi felhasználását.

Az oxidáció hatására nőtt a teljes savszám és az elszappanosítási szám, míg a jód-bróm szám csökkenése a telítetlen zsírsavak lebomlását jelzi. A kinematikai viszkozitás növekedése a molekuláris szerkezet módosulását tükrözi, ami hatással lehet az ipari alkalmazhatóságra.

Megállapítottuk, hogy az ipari nyers repceolaj és az oxidált minták hasonló tulajdonságai alapján a használt sütőolajok is alkalmasak lehetnek tenzidszintézisre; így bővítettük a felhasználható alapanyagok tulajdonságának tartományát. Ez hozzájárulhat a fenntartható nyersanyag-felhasználás előmozdításához, csökkentve a hulladékként keletkező sütőolaj környezeti terhelését. Eredményeink segíthetik a használt sütőolajok újrahasznosításának optimalizálását és a nyersanyagforrások bővítését, de az optimális feldolgozási feltételek meghatározásához további vizsgálatok szükségesek.

Köszönetnyilvánítás

A publikáció a Kulturális és Innovációs Minisztérium Nemzeti Kutatási, Fejlesztési és Innovációs Hivatala EKÖP-2024-2.1.1. kódszámú egyetemi kutatói ösztöndíjprogramjának szakmai támogatásával készült.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Awogbemi O., Onuh E. I., Inambao F. L.: *Comparative study of properties and fatty acid composition of some neat vegetable oils and waste cooking oils*. International Journal of Low-Carbon Technologies, 14/3. (2019) 417–425.
<https://doi.org/10.1093/ijlct/ctz038>
- [2] Ifijen I., Nkwor A.: *Selected under-exploited plant oils in Nigeria: A correlative study of their properties*. Tanzania Journal of Science, 46/3. (2020) 817–827.
<https://doi.org/10.4314/tjs.v46i3.21>
- [3] Hillairet F., Allemandou V., Golab K.: *Analysis of the current development of household UCO collection systems in the EU*. GREENEA, Coivert, France, 2016.
- [4] Dinovitser A., Valchev D. G., Abbott, D.: *Terahertz time-domain spectroscopy of edible oils*. Royal Society Open Science, 4/6. (2017) 170275.
<https://doi.org/10.1098/rsos.170275>
- [5] Riera J. B., Codony R.: *Recycled cooking oils: Assessment of risks for public health*. 2000.
- [6] Mannu A., Ferro M., Pietro M. E. D., Mele A.: *Innovative applications of waste cooking oil as raw material*. Science Progress, 102/2. (2019) 153–160.
<https://doi.org/10.1177/0036850419854252>
- [7] Mendecka B., Lombardi L., Kozioł J.: *Probabilistic multi-criteria analysis for evaluation of biodiesel production technologies from used cooking oil*. Renewable Energy, 147. (2020) 2542–2553.
<https://doi.org/10.1016/j.renene.2017.05.037>
- [8] Orjuela A., Clark J.: *Green chemicals from used cooking oils: Trends, challenges, and opportunities*. Current Opinion in Green and Sustainable Chemistry, 26. (2020) 100369 [9]reb21
<https://doi.org/10.1016/j.cogsc.2020.100369>
- [9] Gupta M.: *Practical guide to vegetable oil processing*. Elsevier, 2017.
- [10] Mannu A., Garroni S., Ibanez Porras J., Mele A.: *Available technologies and materials for waste cooking oil recycling*. Processes, 8/3. (2020) 366.
<https://doi.org/10.3390/pr8030366>
- [11] Permadani R. L., Ibadurrohman M., Slamet: *Utilization of waste cooking oil as raw material for synthesis of Methyl Ester Sulfonates (MES) surfactant*. In: IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 105/1. (2018) 012036.
<https://doi.org/10.1088/1755-1315/105/1/012036>
- [12] IP 157: *Determination of the oxidation stability of inhibited mineral oils*, 2025.
- [13] ASTM D974: *Standard Test Method for Acid and Base Number by Color-Indicator Titration*, 2023.
- [14] ISO 3657: *Animal and vegetable fats and oils – Determination of saponification value*, 2020.
- [15] MSZ EN 14111:2004: *Zsír- és olajszármazékok. Zsírsav-metil-észterek (FAME). A jódszám-meghatározása*, 2012.
- [16] ASTM D445-06: *Standard Test Method for Kinematic Viscosity of Transparent and Opaque Liquids (and Calculation of Dynamic Viscosity)*, 2012.



A lézeres hegesztés technológiájának hatása a léces martenzites szerkezetű, vékony acéllemezek

Laser Welding Parameters Effect on Microstructure of Lath Martensitic Steels Sheets

Fábián Enikő Réka

Óbudai Egyetem, Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Anyag- Gyártástudományi Intézet, Anyagtechnológiai Intézeti Tanszék. Budapest, Magyarország, fabian.reka@bgk.uni-obuda.hu

Abstract

In this study lath martensitic microstructure in S235JR and Mn-B alloyed steel sheets were produced. The Mn-B steel used as A and B pillar at autocars Laser welded blanks are an innovative way for automakers to reduce the weight of their vehicles while improving safety at the same time. We created welded joints with different parameters. Welding with 4100mm/min speed the weld metal hardness is similar to the late martensitic base material, and only a narrow heat affected zone is softened. Welding with lower speeds resulted softening of the weld metal and a double heat-affected zone: hard next to the weld metal and soft outside it.

Keywords: lath martensite, laser welding, hardness.

Összefoglalás

Ebben a tanulmányban martenzites szövetszerkezetet hoztunk létre S235JR és Mn-B ötvöztetésű acéllemezekben. A Mn-B ötvöztetésű acél az autók A és B oszlopaként használatos. A lézeres hegesztés innovatív megoldást jelent az autógyártók számára a járművek súlyának csökkentése és a biztonság javítása érdekében. Különböző paraméterekkel hegesztett kötéseket hoztunk létre. 4100 mm/perc sebességgel történő hegesztéskor a varrat keménysége hasonló a martenzites alapanyaghoz, és csak egy keskeny hőhatásövezet lágyult ki. Kisebbséggel történő hegesztés a varratfém kilágyulását és kettős hőhatásövezetet eredményezett: nagy keménységű szövetszerkezetet a varrat mellett és lágyat azon kívül.

Kulcsszavak: léces martenzit, lézeres hegesztés, keménység.

1. Bevezetés

Az acélok martenzites szövetszerkezetének jellegzetességei az acél szénttartalmától függenek. Krauss szerint [1] edzéskor, ha a karbontartalom 0,6 alatt van, léces martenzit jön létre a szövetben. 0,6–1%-ig vegyes, kevert szövetről beszélhetünk, amely a növekvő karbontartalommal egyre inkább lesz lemezes szerkezetű, mintsem léces. 1% feletti karbontartalom esetén lemezes martenzitet kapunk. Irodalmi adatok azt mutatják, hogy 0,6% C-tartalom alatt jelenik meg léces martenzit, de 0,3% C alatt jelenik meg tisztán ez a szerkezet ausztenites állapotból gyors hűtés hatására [2, 3]. A léces martenzit egymással párhuzamosan elhe-

lyezkedő, krisztallitokból, úgynevezett lécekből áll. A léces martenzitnek jellegzetesen többszintű a mikroszerkezete. Az átalakuló ausztenit néhány köteget tartalmaz. Az egyes kötegek nagyszögű szemcsehatárokkal határolt blokkokból állnak, amelyeket pedig lécek alkotnak [4]. A léces martenzites szövetszerkezetek kialakulásával, krisztálytani vizsgálatával kapcsolatban számos cikk jelent meg az utóbbi években [5, 6]. A C-tartalom növelésével egyre finomabb a blokk és a kötegek szerkezete [7, 8]. A karbontartalom és az ötvöztetés függvényében a kutatók nagy hőmérsékletről gyors hűtéssel hozták létre a léces martenzitet [7, 8, 9, 10]. Minél kisebb a széntartalma az acélnek,

a tiszta lécesmartenzites szövet létrehozása érdekében annál nagyobb kell legyen az ausztenítésési hőmérséklet és gyorsabb a hűtési sebesség [9, 10]. Bórral mikroötvözött nagy szilárdságú acélban ($C = 0,25\%$, $Mn = 1,20\%$) már $950\text{ }^{\circ}\text{C}$ -ról indulva, $100\text{ }^{\circ}\text{C/s}$ hűtési sebességgel való hűtéssel létrehozható közel 100% léces martenzit, $50\text{ }^{\circ}\text{C/s}$ hűtési sebességgel közel 71% martenzit és 29% ferrit alakul ki [11]. Egy másik kísérletsorozatban Morito és társai [12] nagy nikkeltartalmú maraging acélt és két, bórral mikroötvözött, nagyon kis C-tartalmú acélt vizsgáltak. Mindhárom acélt $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ -os ausztenítésési hőmérsékletről hűtötték jeges sós vízben.

Az autóiparban az A és B oszlopok kialakítására használják a bórral és mangánnal ötvözött, présedzéssel kialakított martenzites szövetszerkezetű acélokat [13]. A léces martenzit képes elviselni jelentős mértékű alakváltozást [14]. Az autóipar anyagmegtakarítás céljából célozza bevezetni a lézeres hegesztéssel való kötéseket nagy szilárdságú acéloknál [15].

2. Kísérleti anyagok, kísérleti háttér

A kísérletekhez S235JR és az autóiparban PHS 1500 présedzésű acélként ismert (az Acelor mitalnál Usibor® 1500 márkanevet viselő) anyagot használtunk. Az utóbbi acél vegyi összetétele a gyártói [16] adatlap szerint: $C = 0,22\%$, $Mn = 1,3\%$, $B = 0,0035\%$, $Si = 0,25\%$.)

Hőkezelés előtt a PHS 1500 acéllemez felületén levő bevonati réteget eltávolítottuk. Ezt követően laborkemencében a mintákat $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ -os hőmérsékleten ausztenítésítettük, majd azokat jeges vízben edzettük le. A minták edzés utáni szövetszerkezetét az 1. ábrán láthatjuk. A kisebb széntartalmú, ötvözetlen acéllemez átlagos keménysége

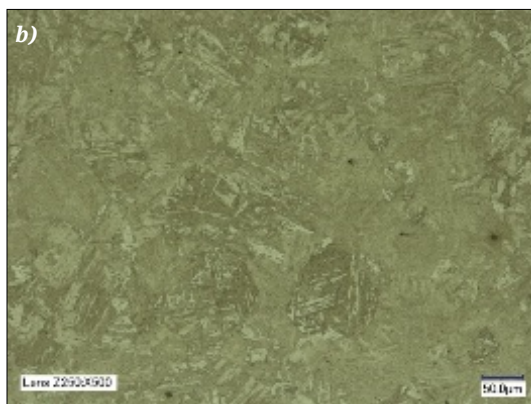
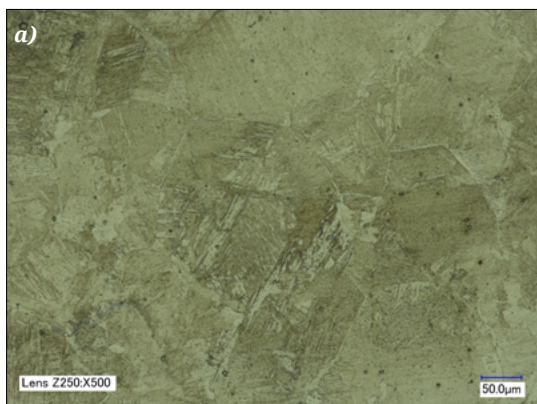
293HV1 , a Mn-B ötvöztetésű minta lemez keménysége 450HV1 volt hőkezelés utáni állapotban

A hőkezelt mintákat összeillesztés után Trump TLF 5000 turbo típusú CO_2 -berendezéssel hegesztettük. A hegesztési sebesség csökkentésével a fókuszolt helyzetét módosítani kellett a megfelelően átmenő varrat kialakítása érdekében. A vizsgálat céljából beállított technológiai adatokat az 1. táblázat tartalmazza, az itt ismertetett hegesztési paramétereket tapasztalati adatok alapján határoztunk meg.

1. táblázat. A hegesztési adatok

Nr	Teljesítmény (W)	Módszer	Sebesség (mm/min)	Fókusz-helyzet (mm)
I	5000	CW	4100	0
II	5000	CW	2500	+5
III	5000	CW	1300	+7,5
IV	5000	CW	1050	+10

A mintákból metallográfiai csiszolatokat készítettünk. A darabolást metallográfiai vágógépen vízhűtés mellett végeztük. A kereszttirányba beágyazott mintákat a metallográfia hagyományos módszereivel készítettük elő, majd Keyence VHX-2000E típusú fénymikroszkóppal vizsgáltuk. A fénymikroszkópos vizsgálat után a mintákat ultrahangos keménységmérésnek vetettük alá. A keménységmérést s Krautkramer Branson Microdur II. típusú berendezéssel hajtottuk végre. A terhelőerő minden esetben 1 kg volt. A mintákon a koronarészhez közel eső felületnél mértük a keménységváltozást úgy, hogy minden esetben az alapanyag-hőhatásövezet-varratfém-hőhatásövezet-alapfém a mérési tartományt képezze.



1. ábra. A mintalemezek szövetszerkezete hőkezelés után:

a) S235JR anyagú mintalemez b) Mn-B ötvöztetésű mintalemez

3. Vizsgálati eredmények

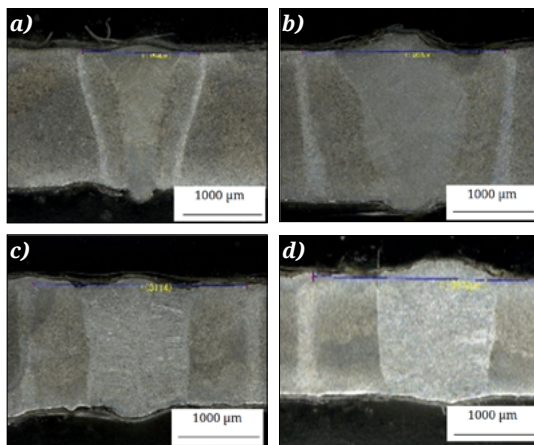
A 22Mn B6 anyagminőségnél az alkalmazott technológiai adatok mellett a varratok teljes keresztmetszetben kialakultak. Jelentős porozitást, repedéseket nem tapasztaltunk (2. ábra), annak ellenére, hogy az alapanyag nagy szilárdságú, és vagy a varratban, vagy a hőhatásövezetben nagy keménységű szövetszerkezet kialakult, ahogy azt a keménységmérési eredményeket szemlélítető 3. ábrán láthatjuk.

Ahogy azt a keménységmérési eredmények mutatják, 4100 mm/perc sebességgel való hegesztéskor az 1 mm-t alig meghaladó szélességű varratfém keménysége megegyezik a lécesmartenzites alapanyag keménységével. A nagyon keskeny hőhatásövezetben csökkent a keménység 310–330 HV1-re. A 2500 mm/perc hegesztési sebesség mellett a varratfém középvonalaiban és a keskeny hőhatásövezetben csökkent a keménység 310 HV1-re, a varratfém jellemzően 400 HV1 fölötti keménységű annak ellenére, hogy a varratfém szemcsehatárai ferritesek (4. ábra). A III. minta varratfémének középső, 0,8 mm-es tartományában a keménység 250–290 HV1 közé esett, majd 0,7 mm-es nagy keménységű (470–500 HV1) hőhatásövezetet keskeny 310 HV1 keménységű hőkezelődött tartomány követ. 1050 mm/perccel való hegesztéskor alakult ki a legkisebb keménységű (240–270 HV1) varratfém 1,8 mm szélességben, mely mellett 0,5 mm-es szélességben alakult ki 400 HV1 fölötti szövetszerkezet, melyen kívül egy keskeny tartományban esett le a keménység 300 HV1 alá.

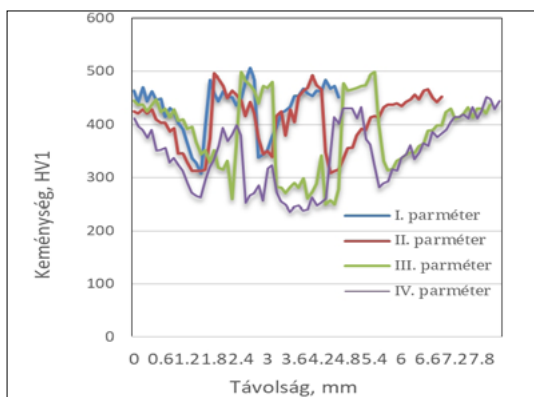
Bár a keménységek az 500 HV1-et is elérték, repedéseket egyetlen mintán sem találtunk. A repedéskeletkezés szempontjából számunkra kedvezőbb tulajdonság egyik magyarázata a köbös rács-szerkezet [17]. Bórral mikroötvözött acéloknál irodalmi adatok azt mutatják, hogy a lehülési sebesség nem elég nagy ahhoz, hogy a bóros kiválások következtében szemcsehatármenti repedések jöjjenek létre [18].

A kis szénttartalmú, ötvözetlen martenzitesre edzett acéllemezmintákat hegesztve az 1. táblázat adatai szerint azt tapasztaltuk, hogy már 4100 mm/perc hegesztés mellett keskeny átmenő varrat jött létre, ahogy azt az 5. ábra felvételein is láthatjuk. A legnagyobb hegesztési sebesség alkalmazásakor a varratfém keménysége megegyezik a martenzites alapanyagával, majd egy keskeny (0,3 mm szélességű) hőhatásövezeti kilágyulást tapasztalhatunk, ahogy azt a 6. ábra is mutatja.

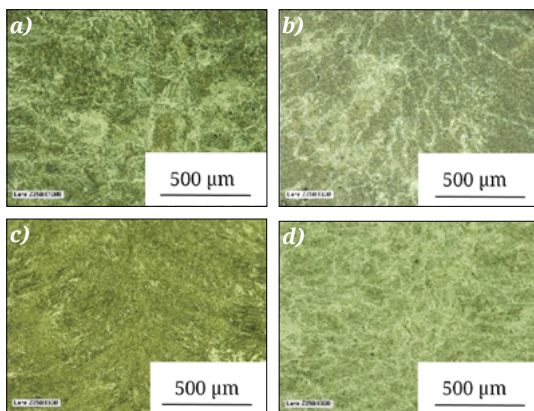
A 2500 mm/perc hegesztési sebesség mellett a



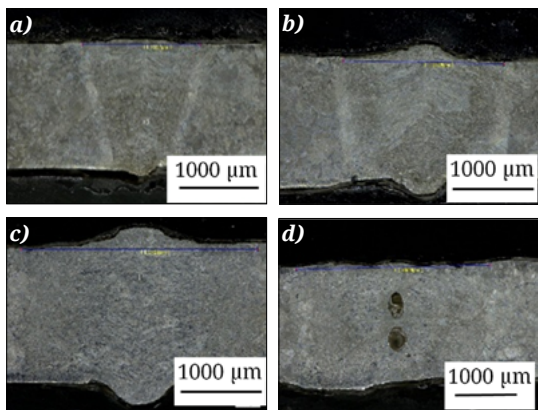
2. ábra. A Mn-B ötvözésű acélminták varratai.
a) $v = 4100$ mm/min, b) $v = 2500$ mm/min,
c) $v = 1300$ mm/min, d) $v = 1050$ mm/min



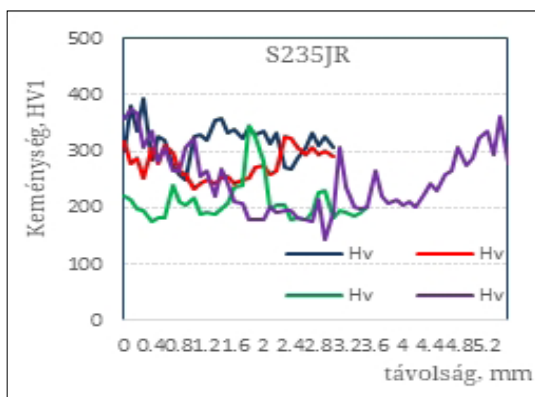
3. ábra. A hegesztési sebesség hatása a keménység-változásra a varratban és annak környezetében a Mn-B ötvözésű anyagnál



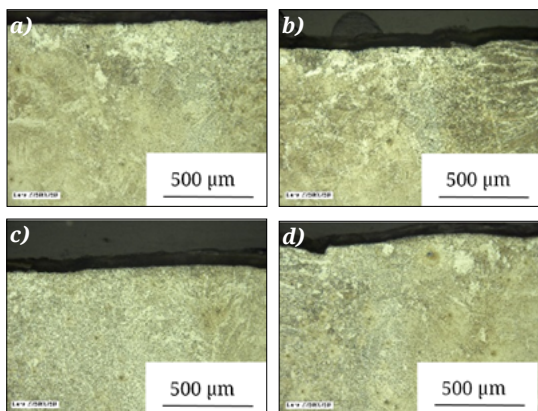
4. ábra. A Mn-B ötvözésű acélminták varratfémének szövetszerkezete. a) $v = 4100$ mm/min,
b) $v = 2500$ mm/min, c) $v = 1300$ mm/min,
d) $v = 1050$ mm/min



5. ábra. Az S235JR minőségű acélminták varratai.
a) $v = 4100$ mm/min, b) $v = 2500$ mm/min,
c) $v = 1300$ mm/min, d) $v = 1050$ mm/min



6. ábra. A hegesztési sebesség hatása a keménység-változásra a varratban és annak környezetében az S235JR anyagú lemeznél



7. ábra. Az S235JRG acéllemezek különböző hegesztési sebességekhez kötődő hőhatásövezetei
a) $v = 4100$ mm/min, b) $v = 2500$ mm/min,
c) $v = 1300$ mm/min, d) $v = 1050$ mm/min

varratfém 240–250 HV keménységű lett, a 0,2–0,3 mm-es tartományban eléri a martenzites alapanyag jellegzetes keménységét, majd csekély lágyulást tapasztalhatunk a keskeny hőhatásövezetben.

A 2500 mm/perc hegesztéskor a varratfém kilágyult, a hőhatásövezetben tapasztaltunk keménységnövekedést.

1300 mm/perc hegesztéskor a varratfém és hőhatásövezet jellegzetes keménysége 200 HV1 körüli, egy-két kiugró értékkel. Amikor 1050 mm/perc hegesztési sebességet alkalmaztunk a varratban, nagy porozitásokat találtunk, a keménység több mint 2 mm szélességben 200 HV1 alatti, és fokozatosan emelkedett az alapanyag felé. A porozitás kialakulása a túl kis hegesztési sebességnek tulajdonítható. Irodalmi adatok vannak arra vonatkozóan, hogy a lézersugaras hegesztéskor, ha a hegesztés sebessége nem elég nagy, akkor a hegesztés kezdetekor plazmacsatorna kezd kialakulni, majd a plazmacsatorna mélyül. Ezt követően az olvadék áramlási viszonyai miatt a plazmacsatorna beomlik, a gázzárvány az anyagban marad, majd a plazmacsatorna újra elkezd kialakulni [19].

A varratok hőhatásövezetében kialakuló keménységek a szövetszerkezet-változásokkal magyarázhatók.

4. Következtetések

A kis széntartalmú léces martenzites acélok lézersugaras hegesztésekor repedések a varratban, annak hőhatásövezetében nem alakultak ki, még ha a keménység az 500 HV1-et is közelítette. A 4100 mm/perc hegesztési sebesség az autóiparban használatos lemezvastagságoknál teljes átolvadást eredményez, a varratfém keménysége közelíti a hőkezeléssel kialakított lécesmartenzit keménységét, keskeny kilágyuló hőhatásövezettel mindkét vizsgált acélminőségénél. A Mn- és B-ötözősű anyagnál az 1300 mm/perc hegesztési sebességnél lágyult ki a varratfém, míg az S235JR anyagnál már a 2500 mm/perc hegesztés is lágyulást okozott. Az 1050 mm/perc hegesztési sebesség túl kicsi, a varrhoz mérten nagy méretű porozitások is kialakultak az S235JR acéllemeznél.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Krauss G.: *Principles of Heat Treatment of Steel*. ASM international, USA, Materials Park, Ohio, 1980. 52.
- [2] Stormvinter A., Peter Hedström P., Borgenstam A.: *Investigation of Lath and Plate Martensite in a Carbon Steel*. Solid State Phenomena, 172–174.

- (2011) 61–66. ISSN 1012-0394.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/SSP.172-174.61>
- [3] Galindo-Nava E. I., Rivera-Díaz-del-Castillo P. E. J.: *Understanding the factors controlling the hardness in martensitic steels*. Scripta Materialia, 110. (2016) 96–100. ISSN 1359-6462.
<https://doi.org/10.1016/j.scriptamat.2015.08.010>.
- [4] Sandvik B. P. J., Wayman C. M.: *Crystallography and substructure of lath martensite formed in carbon steels*. Metallography, 16/2. (1983) 199–227.
[https://doi.org/10.1016/0026-0800\(83\)90005-8](https://doi.org/10.1016/0026-0800(83)90005-8)
- [5] Kelly P. M.: *Crystallography of lath martensite in steels*. Materials Transactions. JIM (Japan), 33/3. (1992) 235–242.
<https://doi.org/10.2320/matertrans1989.33.235>
- [6] Ball J. M., Carstensen C.: *Nonclassical austenite-martensite interfaces*. Le Journal de Physique, IV. 7(C5), (1997) 35–40.
<https://doi.org/10.1051/jp4:1997505>
- [7] Morito S., Tanaka H., Konishi R., Furuhashi T. & Maki T.: *The morphology and crystallography of lath martensite in Fe-C alloys*. Acta Materialia, 51. (2003) 1789–1799.
[https://doi.org/10.1016/S1359-6454\(02\)00577-3](https://doi.org/10.1016/S1359-6454(02)00577-3)
- [8] Morito S., Adachi Y., Ohba T.: *Morphology and Crystallography of Sub-Blocks*. Materials Transactions, 50/8. (2009) 1919–1923.
- [9] Fábián E. R., Kótai Á.: *A léces martenzit viselkedése hőkezelés hatására*. Acta Materialia Transylvanica, 1/1. (2018). 26–30.
<https://doi.org/10.2478/amt-2018-0007>
- [10] Szabó P. J.: *Intenzív alakítási és hőkezelési folyamatok mikroszerkezetre gyakorolt hatásának értelmezése visszaszórt elektrondiffrakcióval*. BME 2012, MTA doktori mű.
- [11] Lopez Granados N. M., Salinas Rodriguez: *A 'EBSD Investigation on Effect of Cooling Rate on Microstructure and Transformation Textures of High Strength Hot-rolled Steel Plates*. Journal of Iron Steel Research International, 23/3. (2016) 261–269.
[https://link.springer.com/article/10.1016/S1006-706X\(16\)30043-7](https://link.springer.com/article/10.1016/S1006-706X(16)30043-7)
- [12] Morito S., Huang X., Furuhashi T., Maki T., Hansen N.: *The morphology and crystallography of lath martensite in alloy steels*. Acta Materialia, 54. (2006) 5323–5331.
<https://doi.org/10.1016/j.actamat.2006.07.009>
- [13] Tisza M.: *Hot Forming of Boron Alloyed Manganeese Steels*. Materials Science Forum, 885. (2017) 25–30.
<https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.885.25>
- [14] Huang J., Li L., Luo Z., Huang M., Peng Z., Gao J., Ke H., Liang Z.: *Improving the ductility of ultra-high strength lath martensite through heterogeneous carbon distribution*. Journal of Materials Research and Technology, 27/November–December (2023) 8209–8215.
- [15] Autóipari alkalmazások. Újdonságok az autópár területén. https://automo-tive.arcelor-mittal.com/tailored_blanks_home/LWB_home/LWB_hotstamping (letöltve: 2025. december 18.)
- [16] Press Hardening Steel Grades, World Auto Steel. <https://ahssinsights.org/metallurgy/steel-grades/phs-grades/> (letöltve: 2025. december 12.)
- [17] Babu S. R., Nyssönen T., Matias Jaskari M., Järvenpää A., Davis T. P., Pallaspur S., Kömi J., Porter D.: *Observations on the Relationship between Crystal Orientation and the Level of Auto-Tempering in an As-Quenched Martensitic Steel*. Metals 9/12. (2019) 1255.
<https://doi.org/10.3390/met9121255>
- [18] Bai J., Jin S., Liang Ch., Li X., You Z., Zhao Y., Liu L., Sha G.: *Microstructural origins for quench cracking of a boron steel: Boron distribution*. Materials Characterization, 190. (2022) 112022. ISSN 1044-5803.
<https://doi.org/10.1016/j.matchar.2022.112022>
- [19] Runqi Lina Hui, Wangb Fenggui, Lua Joshua, Solomonb Blair E. Carlsonb: *Numerical study of keyhole dynamics and keyhole-induced porosity formation in remote laser welding of Al alloys*. International Journal of Heat and Mass Transfer, 108. Part A, May (2017) 244–256.



Kitöltési mintázatok hatása a fogtőszilárdságra additív gyártás esetén

The Influence of Infill Patterns on Tooth Root Rigidity by Additive Gear Manufacturing

Gál Károly-István,¹ Gergely Attila-Levente,² Máté Márton³

¹ Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem, Marosvásárhelyi Kar, Gépészmérnöki Tanszék. Marosvásárhely, Románia, [gal.karoly@phd.uni-obuda.hu](mailto:gál.karoly@phd.uni-obuda.hu), [gal.karoly@ms.sapientia.ro](mailto:gál.karoly@ms.sapientia.ro)

² Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem, Marosvásárhelyi Kar, Gépészmérnöki Tanszék. Marosvásárhely, Románia, agergely@ms.sapientia.ro

³ Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem, Marosvásárhelyi Kar, Gépészmérnöki Tanszék. Marosvásárhely, Románia, mmate@ms.sapientia.ro

Abstract

In this study, we present an analysis of the infill patterns of 3D-printed gears with the aim of optimizing their load- capacity. During the investigation, we developed custom infill patterns, taking into account the influence of the direction of forces which occur under service. These patterns were compared with the Gyroid infill, which is the most commonly recommended in the literature. The examined gears were cylindrical involute gears, and the mass of the part was used as a reference parameter during the printing process.

A unique infill pattern was designed and combined with the Gyroid infill, then compared to the conventional Gyroid infill structure. The load-bearing capacity of different infill structures was determined by applying a simple static load test. Three gears were printed for each infill pattern, and three individual static load-bearing tests were performed on each gear.

Since plastic gears were used in this study, the central bore of the gears was modified. This modification was necessary because, if a simple keyway solution had been applied, the gears could have rotated on the shaft due to the applied torque. To prevent this, the central bore was replaced with a hexagonal design.

Keywords: gear, infill pattern, load-bearing capacity, static load test, involute.

Összefoglalás

Jelen kutatásban a 3D-nyomtatott fogaskerekek kitöltési mintázatainak elemzését végeztük annak érdekében, hogy optimalizáljuk azok teherbíró képességét. A vizsgálat során egyedi kitöltési mintázatokat fejlesztettünk ki, figyelembe véve a fogaskerekek kapcsolódásakor fellépő erőhatások irányát. Ezeket a mintázatokat összehasonlítottuk a szakirodalomban [1, 2, 3] leginkább ajánlott Gyroid-kitöltéssel. A vizsgált fogaskerekek hengeres evolvens fogaskerekek voltak, és a nyomtatás során a tömeget vettük referencia-paraméternek. Egy egyedi kitöltési mintázatot terveztünk, amelyet a Gyroid-kitöltéssel kombináltunk, majd ezeket az általános Gyroid-kitöltéssel hasonlítottuk össze. A különböző kitöltési szerkezetek teherbíró képességének meghatározásához egyszerű statikus terhelési vizsgálatot végeztünk. Minden egyes kitöltési mintázathoz három fogaskereket nyomtattunk, majd mindegyiken három egyedi, statikus teherbírási tesztet hajtottunk végre. Mivel műanyag fogaskerekekkel dolgoztunk, a fogaskerekek központi furatát módosítottuk. Ez azért volt szükséges, mert ha egy egyszerű retesz megoldást alkalmaztunk volna, a fogaskerekek a fellépő nyomaték hatására elfordulhattak volna a tengelyen. Ennek elkerülése érdekében a központi furatot hatlap-kialakításúra cseréltük.

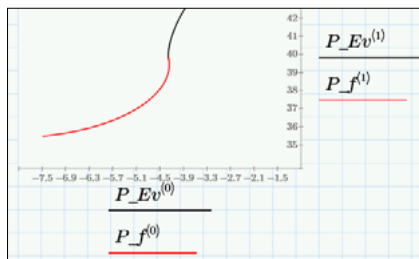
Kulcsszavak: fogaskerék, kitöltési mintázat, teherbírás, statikus terhelési vizsgálat, evolvens.

1. Bevezetés

Napjainkban a műanyagok feldolgozása és újrahasznosítása egyre nagyobb jelentőséggel bír, különösen a fenntartható gyártás szempontjából. Az egyik legelterjedtebb műanyag-megmunkálási módszer a fröccsöntés, amelyet széles körben alkalmaznak az autóiiparban, a csomagolóiparban és az elektronikai eszközök gyártásában. A fröccsöntés előnye a gyors és gazdaságos sorozatgyártás, ugyanakkor jelentős hátránya, hogy a szerszámköltségek nagyok, és az anyagvesztés is számottevő lehet. Ezzel szemben az additív gyártási eljárások – különösen a szálkiszajtolás (angolul Fused Deposition Modeling vagy Fused Filament Fabrication) – az utóbbi években egyre nagyobb népszerűsége tettek szert, mivel rétegről rétegre történő anyagfelépítéssel minimalizálják a hulladékot, és lehetőséget biztosítanak egyedi, bonyolult geometriájú alkatrészek gyors előállítására.

Az FDM-technika fejlődésével egyre szélesebb anyagválaszték vált elérhetővé, beleértve a szénszállal és üvegszállal erősített műanyagokat is, mert a szálak javítják a mechanikai tulajdonságokat és a kopásállóságot. Jelen kutatásban az FFF (Fused Filament Fabrication) additív gyártási technikát alkalmaztuk. A háztartási eszközökben használt fogaskerek többsege műanyagból készül, a költséghatékonyság mellett azonban számolni kell a lecsökkent élettartammal, főként a nagy fordulatszámon történő üzemeltetés és az anyagtulajdonságokból adódó kopás miatt [9]. E fogaskerek cseréje gyakran körülményes, mivel a termékkatalógusok sok esetben nem tartalmazzák a szabványos méreteket, ami miatt az egyedi utánpótlás nehézkessé válik.

Az FFF-technikával nyomtatott fogaskerek esetében a megfelelő kitöltési mintázat és az optimális nyomtatási paraméterek kulcsfontosságúak a mechanikai teljesítmény szempontjából. Kutatásunk során összehasonlítottuk a különböző kitöltési mintázatok hatását a fogaskerek teherbírására.



1. ábra. Evolvens profil sajátos foglábgörbével

2. Az általános fogprofil és a 3D-modell kialakítása

A kutatás kiindulásakor meghatároztuk, hogy a legelterjedtebb fogprofil, az evolvens profil fogjuk alkalmazni, tehát evolvens hengeres fogaskereken kívánjuk a vizsgálatokat elvégezni [4].

Annak érdekében, hogy létrehozzuk a 3D-modellt, első lépésben a fogprofil és az ehhez tartozó foglábgörbét kell kialakítani. A profilt, valamint a foglábgörbét egyaránt MathCAD-környezetben hoztuk létre. A fogprofil kialakításához a következő fogaskerékatadatokat hasznosítottuk [4, 5]:

- modul: $m = 5$ mm,
- fajlagos fogfejmagasság: $h_0 = 1$,
- fajlagos foghézag: $c_0 = 0,25$,
- fogsám: $z_1 = 17$,
- fogmagasság: $a = (h_0 + c_0)m = 6,25$ mm,
- fogaskerék-szélesség: $b = 20$ mm.

A fogaskerék profilját egyenlő hosszúságú ívszakaszokból építettük fel, a pontosabb geometria kialakításának érdekében. A foglábgörbét nem a szabványos $\rho_{of} = 0,38$ m [6] képlet alkalmazásával határoztuk meg, hanem a [7] irodalom alapján, a robusztusabb fogláb-kialakításra törekedve. Ezzel a megközelítéssel célunk a terheléeloszlás optimalizálása és a fogaskerék élettartamának növelése volt. Jelen kutatásban azonban ennek részletes elemzésére nem térünk ki.

A foglábát és a fogprofilat az 1. ábrán szemléltettük.

A 3D-modell kialakítását Autodesk Inventor környezetben valósítottuk meg, a MathCAD-ből exportált profilpontok felhasználásával. A modell megalkotásához az Autodesk Inventor specifikus parancsait alkalmaztuk, mint például az Extrude, Circular Pattern, Mirror stb. [8]. Az így létrehozott geometria biztosította a precíz fogprofil-rekonstrukciót, amely elengedhetetlen a további szimulációk és gyártási folyamatok szempontjából. A modell a 2. ábrán látható.



2. ábra. Az alkalmazott, evolvens hengeres fogaskerék Inventor-modellje

3. Sajátos mintázatok kialakítása

3.1. Levoid kitöltési mintázat

Minden mintázat kialakítása az Autodesk Inventor környezetében történt, és minden esetben a már meglévő fogaskerékmodell módosításával valósult meg. A mintázatok tervezése során kiemelt figyelmet fordítottunk a geometriai paraméterek pontos beállítására, hogy azok megfeleljenek a kívánt mechanikai tulajdonságoknak. A falak vastagságát minden esetben 0,8 mm-re állítottuk be, mivel ez a vastagság biztosítja a megfelelő egyensúlyt a mechanikai szilárdság és az anyagfelhasználás között, miközben minimalizálja a túlságosan vastag falak esetleges túlzott anyagfelhasználásából adódó hátrányokat.

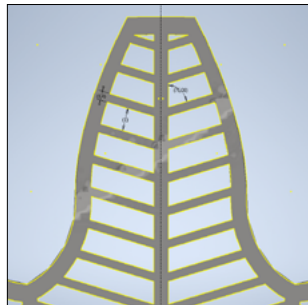
A megfelelő támasztás biztosítása érdekében, a fog szimmetriavonalát figyelembe véve alakítottuk ki a támaszokat. Emellett a fogláb görbületi sugarak metszéspontján és a fogaskerék tengelyét összekötő egyenes mentén is 0,8 mm szélességű támaszokat terveztünk. Ezek a támaszok biztosítják, hogy a fogaskerék szerkezete a nyomtatás során ne deformálódjon, és az alkatrész a legnagyobb terhelés alatt is megőrizze formáját.

A levél erezetére hasonlító Levoid-kitöltést (3. ábra) úgy hoztuk létre, hogy a fog szimmetria-tengelyére 75°-os szögben további támaszelemeket terveztünk. Ezen támaszok szélessége minden esetben 0,4 mm, hogy kellő stabilitást biztosítsanak, miközben minimalizálják az anyagfelhasználást. A támaszok közötti távolságot 1 mm-ben határoztuk meg, mivel ez a távolság biztosítja, hogy a nyomtatott mintázat kellően erős legyen, de ne terhelje túlzottan az anyagot, így fenntartva a kívánt mechanikai tulajdonságokat. A támaszelemek elrendezése és méretezése kulcsfontosságú a nyomtatott alkatrészek szilárdságának és hosszú élettartamának biztosításában.

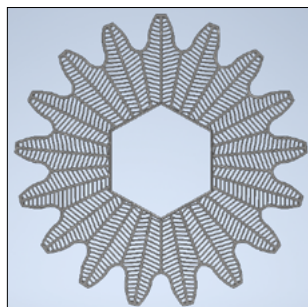
Mivel műanyag fogaskerekekkel dolgoztunk, módosítottuk a fogaskerek központi furatát. Erre azért volt szükség, mert egy egyszerű retesz rögzítés esetén a fellépő nyomaték hatására a fogaskerek elfordulhattak volna a tengelyen. Ennek megelőzése érdekében a központi furatot hatlap-kialakításúra terveztük, biztosítva ezzel a biztonságosabb nyomatékátvitelt (4. ábra).

3.2. Ötvözött Levoid-kitöltés

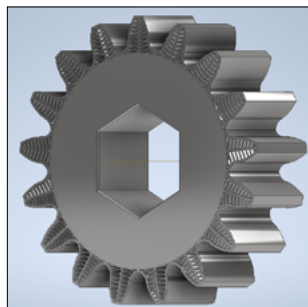
Ebben az esetben a Levoid- és a hagyományos Gyroid-kitöltéseket ötvöztük, hogy a fogaskerek mechanikai teljesítményét és anyagfelhasználását optimalizáljuk. A fogaskerek fogainak kitöltése Levoid-kitöltéssel történt, mivel ez a



3. ábra. Levoid-kitöltési mintázat



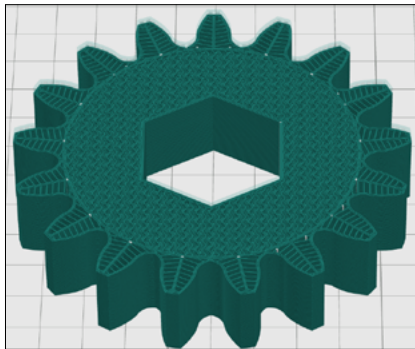
4. ábra. 100%-os Levoid-kitöltés



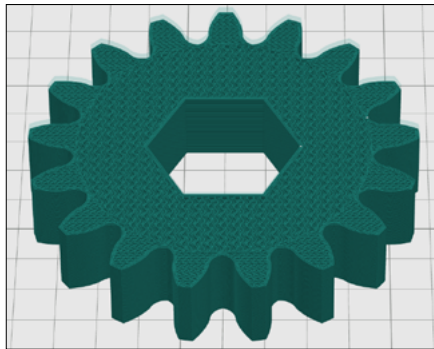
5. ábra. Ötvözött Levoid-kitöltés

mintázat feltehetően alkalmas a hosszú távú terhelhetőség biztosítására és a szükséges stabilitás elérésére. A fogaskerék magját viszont 30%-os Gyroid-kitöltéssel terveztük (5. ábra), mivel a Gyroid-szerkezet ideális a tömegcsökkentéshez és a szerkezeti integritás fenntartásához, miközben a kívánt mechanikai tulajdonságokat biztosítja.

A Gyroid-kitöltést egy 71,264 mm átmérőjű körön belül alkalmazzuk, hogy a külső fal vastagsága minden esetben 0,8 mm maradjon. Ez a megközelítés biztosítja, hogy a fogaskerék külső rétege elég erős legyen ahhoz, hogy elbírja a működés közben fellépő erőhatásokat, miközben a belső szerkezet könnyebb és jobb anyagkihasználtságú lesz. A Gyroid-kitöltés egy bonyolult geomet-



6. ábra. Ötvözött Levoid-kitöltés: szeletelt modell



7. ábra. Hagyományos Gyroid szeletelt modell

riai mintázat, amelynek analitikus módszerekkel történő kialakítása igen nehéz feladat. Ezért ezt a szeletelőprogramra bíztuk, amely automatikusan generálta a megfelelő mintázatot a 3D-nyomtatáshoz.

A szeletelt, ötvözött Levoid-modellt a 6. ábrán szemléltettük. Ez a kombinált kitöltési struktúra lehetővé teszi, hogy a fogaskerék mindkét részében a legjobb mechanikai tulajdonságokat érjük el: a fogak terhelhetősége és kopásállósága javul a Levoid-kitöltésnek köszönhetően, míg a fogaskerék középső része könnyebb és rugalmasabb, miközben a Gyroid-kitöltés révén megőrzi a szükséges szilárdságot.

3.3. Hagyományos Gyroid-kitöltés

Mivel az egyedi kitöltési struktúrákat egy általános, 30%-os Gyroid-kitöltéssel ötvöztük, összehasonlítás céljából létrehoztunk egy teljes egészében Gyroid-kitöltésű változatot is. Ennek célja az volt, hogy megvizsgáljuk a kitöltési módok hatását a szerkezeti szilárdságra, tömegmegtakarításra és gyártási folyamatokra.

Ebben az esetben is egy 30%-os Gyroid-kitöltést alkalmaztunk egy 71,264 mm átmérőjű körön belül, biztosítva a 0,8 mm-es külső fal megmaradását.

A fogak belső szerkezetének kialakításánál egy sűrűbb, 56%-os Gyroid-kitöltést alkalmaztunk. Ennek az volt a célja, hogy biztosítsuk a később létrehozott fogaskerekek tömegének egyezését, függetlenül attól, hogy milyen kitöltési struktúrát használunk. Ezzel a módszerrel lehetővé vált, hogy a különböző geometriájú fogaskerekek hasonló dinamikai és statikai tulajdonságokkal rendelkezzenek, ami fontos a rendszer egyensúlya és működése szempontjából.

A teljes Gyroid-kitöltésű modellt a 7. ábrán szemléltettük. A kitöltés pontos kialakítását teljes

mértékben a szeletelőprogramra bíztuk, amely automatikusan generálta a Gyroid-struktúrát az adott sűrűségi paraméterek és geometriai korlátok figyelembevételével. Ez a megközelítés nemcsak a tervezési folyamatot egyszerűsítette, hanem biztosította a gyártás során az egyenletes anyageloszlást és a mechanikai teljesítmény optimalizálását is.

4. Fogaskerekek additív gyártással történő létrehozása

A fogaskerekek nyomtatásához egy ágymozgató rendszerű, Sovol SV07-típusú 3D-nyomtatót használtunk, amely Klipper firmware-rel működik. Ez a nyomtató lehetővé teszi a nagyobb sebességű és precízebb nyomtatást, ami kulcsfontosságú a fogaskerekek pontos geometriájának biztosításához.

A nyomtatáshoz használt huzal egy AzureFilm fekete, matt színű HS (High Speed) PLA volt. Ezt az anyagot kifejezetten nagy sebességű nyomtatásra optimalizálták, kis zsugorodással és kiváló rétegek közötti tapadással, ami biztosítja a mechanikai stabilitást. A matt felület nemcsak esztétikailag előnyös, hanem segít csökkenteni a nyomtatási rétegek láthatóságát is.

A nyomtatási folyamat során nem a nyomtató saját szeletelőprogramját (Sovol Cura) használtuk, hanem az OrcaSlicer szoftvert, amely fejlettebb beállítási lehetőségeket kínál, és pontosabb vezérlést biztosít. A nyomtatási sebességet 150 mm/s-ra állítottuk, amely a HS PLA sajátosságainak megfelelően gyors és hatékony szálkiszajtolást biztosított anélkül, hogy a rétegek közötti tapadás romlott volna [9].

A beállításokat kifejezetten a kitöltési mintázat teherbírásra gyakorolt hatásának a tanulmányozásához igazítottuk. Ennek érdekében:

- a falak számát 2-re korlátoztuk, minimalizálva a peremréteg vastagságát;
- nem alkalmaztunk felső és alsó tömör réteget, így a kitöltési struktúra közvetlenül látható és elemezhető maradt;
- az asztal hőmérsékletét 60 °C-ra állítottuk, hogy biztosítsuk az első réteg megfelelő tapadását, és csökkentsük a vetemedés kockázatát [9];
- a fúvóka hőmérséklete 210 °C volt, ami optimális a HS PLA megfelelő olvadásához és egyenletes kisajtolásához [9];
- a fogaskerek tervezésekor a tömeget használtuk referenciaként, biztosítva ezzel az eltérő konstrukciók közötti egyensúlyt és az összehasonlíthatóságot.

Ezzel a beállításokkal a nyomtatás gyors és hatékony volt, miközben biztosítottuk a fogaskerek mechanikai integritását és méretpontosságát. Az alkalmazott paraméterek lehetővé tették a kitöltési mintázat hatásainak pontosabb vizsgálatát, ami hozzájárult a tervezési és gyártási folyamatok optimalizálásához.

Minden nyomtatás esetén arra törekedtünk, hogy a fogaskerek tömege a lehető legnagyobb mértékben megegyezzen, biztosítva ezzel az egyenletes mechanikai tulajdonságokat és a konzisztensebb vizsgálati eredményeket. Ennek érdekében minden egyes nyomatot külön lemértünk.

A legkisebb tömegű fogaskerék 56,395 g volt, míg a legnehezebb 57,450 g. Ez azt jelenti, hogy a tömegek közötti eltérés, azaz a szórásmező 1,055 g. Ez a különbség a nyomtatási folyamatból adódó apró eltéréseknek tudható be, például a szálkisajtolás egyenetlenségének, a hőmérséklet ingadozásainak és az egyes rétegek tapadási sajátosságainak.

A tömeg megkötése lehetővé tette, hogy az egyes minták összehasonlítását ne befolyásolja a súlykülönbség, és kizárólag a kitöltési mintázat hatásait vizsgálhassuk. Az eredmények alapján megállapítható, hogy a nyomtatási folyamat a kísérlet szempontjából elfogadható, mivel a tömegkülönbségek minimálisak maradtak.

A nyomtatási időt tekintve az eredmények azt mutatják, hogy a nyomtatási idők között csupán minimális különbség figyelhető meg, ami arra utal, hogy a nyomtatási folyamatok megbízhatóan és egyenletesen zajlanak. A három modell nyomtatási idejének szórása mindössze 8 perc, ami azt jelzi, hogy a nyomtatási idő viszonylag stabil, és kismértékben változik az egyes próbanyomatok között.

5. Statikus terhelési vizsgálatok és eredmények

A vizsgálatok során mindhárom javasolt kitöltéssel három-három próbadarabot készítettünk, hogy elegendő mérési adatot tudjunk előállítani az eredmények kiértékeléséhez. Az egyes minták gyártása azonos paraméterek mellett történt, biztosítva ezzel az összehasonlíthatóságot és a nyomtatási folyamat konzisztenciáját. Mindegyik próbadarabon 3 mérést végeztünk, 3 különböző fagon.

A statikus vizsgálatokat hagyományos, TOS-250-típusú esztergapadon végeztük, amely megfelelő stabilitást és pontosságot biztosított a kísérletekhez. Az eszterga tokmányaiba 250 mm hosszúságú, 32 mm-es laptávolságú hatszögrudat helyeztünk, amely az egyes fogaskerek központi furatához illeszkedett, így biztosítva azok megfelelő rögzítését.

Az eszterga késtartójába 10 mm átmérőjű hengert helyeztünk, amelyet úgy állítottunk be, hogy a fogaskerek fogárkába illeszkedjen. Ez a beállítás lehetővé tette a fogak közvetlen terhelését és az alakváltozások pontos mérését.

A hatszögrúd szabad végére nyomatókmérőt szereltünk, amely lehetővé tette a fogaskerek terhelés alatti viselkedésének pontos vizsgálatát. A nyomatókmérőre kilincsműves dugókulcsot csatlakoztattunk, amellyel fokozatosan növeltük a terhelést, miközben figyeztük a fogaskerek alakváltozását és a tönkremeneteli nyomatékokat.

A mérés célja az volt, hogy pontos adatokat nyerjünk a különböző kitöltési struktúrákkal rendelkező fogaskerek terhelhetőségéről és mechanikai viselkedéséről. Az így kapott adatok segítséget nyújtanak a fogaskerék-geometriák optimalizálásában és a nyomtatott fogaskerek gyakorlati alkalmazhatóságának értékelésében.

A mért értékeket a következő táblázatokban összegeztük.

1. táblázat. Levoid-kitöltés

	1. db (Nm)	2. db (Nm)	3. db (Nm)
1.	28,6	33,5	26,2
2.	24,1	23,7	30,4
3.	24,6	40,7	35,6

2. táblázat. Ötvözt Levoid-kitöltés

	1. db (Nm)	2. db (Nm)	3. db (Nm)
1.	24,3	49	46,9
2.	26	48,6	47,1
3.	35	55,7	48,3

3. táblázat. Hagyományos Gyroid-kitöltés

	1. db (Nm)	2. db (Nm)	3. db (Nm)
1.	37,7	49,5	58,2
2.	53,8	56,4	–
3.	61	57,2	–

6. Következtetések

Vizsgálataink igazolták, hogy a választott mintázat geometriája nem véletlenszerűen határozza meg a fogaskerek terhelhetőségét, hanem az a gépelemek működésének kinematikájából fakad. Ez különösen fontos szempont a tervezés során, mivel a megfelelő kitöltési struktúra kiválasztásával optimalizálhatók a fogaskerek mechanikai tulajdonságai és élettartama.

A roncsolásos tesztek során megfigyeltük, hogy minden meghibásodás a fogtő alatti kritikus elmozdulásnál következett be, ami összefüggésben állt a kitöltési mintázat váltakozásával. Ez azt jelzi, hogy az anyagszerkezet átmeneti zónái gyengébbek lehetnek, ezért a tervezés során fokozott figyelmet kell fordítani a kitöltési minta homogenitására.

A hagyományos Gyroid-kitöltés esetén szignifikáns kiugrások figyelhetők meg a mért értékekben. Ez annak tudható be, hogy a szeletelőprogram véletlenszerűen alakítja ki a kitöltést, tehát a kitöltés elrendezése minden fog esetében eltérő lehet. Ennek következtében az ilyen kitöltéssel készült fogaskerek terhelése nem konstans, hanem instabil, ami megbízhatatlanná teszi ezt a kitöltési mintázatot ipari alkalmazásban.

Az ötvözött Levold-kitöltés esetében a mért adatok arra utalnak, hogy a szerkezet terhelése jobb, mint az egyszerű Levold-kitöltésé, és megközelíti a hagyományos Gyroid-kitöltés szintjét. A mérési eredmények kisebb szórást mutatnak, ami arra enged következtetni, hogy az ötvözött struktúra segít a terhelés egyenletesebb elosztásában. Ez azt jelzi, hogy az ötvözés optimalizálhatja a fogaskerek mechanikai viselkedését, csökkentve a kritikus terhelési pontokon jelentkező feszültségcsúcsokat.

A mérési eredmények azt mutatják, hogy a hagyományos Gyroid-kitöltés terhelése jobb, mint az általunk kialakított Levold-kitöltési mintázaté. A mért adatokból az is megfigyelhető, hogy az

egyszerű Levold-kitöltés terhelése kisebb, ami a kisebb átlagos nyomatértékekből is látható.

Eredményeink rávilágítanak arra, hogy a fogaskerek tervezésekor nemcsak a fogprofil és az anyagválasztás, hanem a belső kitöltési mintázat is kulcsszerepet játszik az optimális mechanikai teljesítmény elérésében.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Dawood L. L., AlAmeen E. S.: *Influence of Infill Patterns and Densities on the Fatigue Performance and Fracture Behavior of 3D-Printed Carbon Fiber-Reinforced PLA Composites*. AIMS Materials Science, 11/5. (2024) 833–857. <https://doi.org/10.3934/matricsci.2024041>
- [2] Calabrese L., Marabello G., Chairi M., Di Bella G.: *Optimization of Deposition Temperature and Gyroid Infill to Improve Flexural Performance of PLA and PLA-Flax Fiber Composite Sandwich Structures*. Journal of Manufacturing and Materials Processing, 9/2. (2025) 31. <https://doi.org/10.3390/jmmp9020031>
- [3] Lin D., Zhang X., Li J.: *Optimizing 3D Printing Parameters: Evaluating Infill Type and Layer Height Effects on Tensile Fracture Force*. Journal of emerging investigators, 2021. <https://doi.org/10.59720/20-083>
- [4] Máté M.: *Hengeres fogaskerek gyártószerszámai*. Műszaki Tudományos Füzetek 12. Erdélyi Múzeum-Egyesület, Kolozsvár, 2016. <https://doi.org/10.36242/mtf-12>
- [5] Hollanda D.: *Aşchiere şi scule*. Reprografia I.I.S.Tg.Mureş, 1994. 234–240.
- [6] Pálfi K., Prezenszky T., Csibi V., Antal B., Gyenge Cs., Balogh F.: *Fogazott alkatrészek tervezése, számszámai és gyártása*. Gloria Kiadó, Kolozsvár, 1999.
- [7] Hodgyai N., Tolvaly-Roşca F., Máté M.: *The Conditions of Undercut by Shaping Using a Rounded Profile Gear Shaper Cutter*. Műszaki Tudományos Közlemények, 14. (2021) 30–36. <https://doi.org/10.33894/mtk-2021.14.05>
- [8] Tolvaly-Roşca F.: *A számítógépes tervezés alapjai: AutoLisp és Autodesk Inventor alapismertetek*. Műszaki Tudományos Füzetek 7. Erdélyi Múzeum-Egyesület, Kolozsvár, 2009. <https://doi.org/10.36242/mtf-07>
- [9] Cano-Vicent A., Tambuwala M. M., Hassan Sk. S., Barh D., Aljabali Alaa A.A., Birkett M., Ajunan A., Serrano-Aroca Á.: *Fused Deposition Modelling: Current Status, Methodology, Applications and Future Prospects*. Elsevier, Additive Manufacturing, 47. (2021) 102378. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2021.102378>



A mélyhűtés hatása az ELMAX szerszámacél kopási és korróziós tulajdonságaira

Effect of Cryogenic Treatment on the Wear and Corrosion Resistance of the ELMAX tool Steel

Kőrösi Gábor,¹ Tóth László²

¹ Óbudai Egyetem Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Budapest, Magyarország, korosigabor.atg@gmail.com

² Óbudai Egyetem Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Gépészeti és Technológiai Intézet, Anyagtechnológiai Intézeti Tanszék, Budapest, Magyarország, toth.laszlo@bgk.uni-obuda.hu

Abstract

In our research, we investigated how the wear and corrosion resistance properties of ELMAX tool steel change during cryogenic treatment. The tool steel was heat treated in two different ways: conventionally, and using cryogenic treatment. From the two differently heat treated workpieces, 3 specimens each were subjected to wear and corrosion tests. Based on the obtained results, it can be stated that both the wear resistance and corrosion resistance improved as a result of the cryogenic treatment. These properties can clearly determine the usability of the material in many applications.

Keywords: *heat treatment, cryogenic treatment, wear, corrosion.*

Összefoglalás

Kutatásunkban azt vizsgáltuk, hogyan változnak az ELMAX szerszámacél kopási és korróziós tulajdonságai mélyhűtés hatására. A szerszámacélt egyrészt úgynevezett hagyományos módon, másrészt mélyhűtés közbefektetésével is hőkezeltük. A két eltérően hőkezelt munkadarabból 3-3 próbatestet kopásvizsgálatnak és korróziós vizsgálatnak vetettünk alá. A kapott eredmények alapján elmondható, hogy a mélyhűtéssel javult mind a kopás, mind a korrózióállóság. Ezek a jellemzők nagyban befolyásolják az anyag alkalmazhatóságát számos felhasználási területen.

Kulcsszavak: *hőkezelés, mélyhűtés, kopás, korrózió.*

1. Bevezetés

Aszerszámacélok a modern ipar alapkövei, mivel gépek, szerszámok és eszközök gyártásában kulcsfontosságúak, nagy keménységűeknek, szilárdságuknak és kopásállóságuknak köszönhetően.

Ezeket az optimális mechanikai tulajdonságokat az anyag kémiai összetétele és a gondosan megválasztott hőkezelési eljárások határozzák meg, amelyek az acél belső szerkezetét alakítják át az adott célnak megfelelően.

A szerszámacélok hőkezelése összetett folyamat, amelynek célja a mikroszerkezet olyan irá-

nyú változtatása, amivel elérhető, hogy az acél a kívánt tulajdonságokkal bírjon.

Az egyik leggyakrabban alkalmazott ilyen eljárás az edzés és a megeresztés kombinációja [1]. Az edzés során az acélt nagy hőmérsékletre hevítik (ausztenites állapot), majd gyors lehűtést alkalmaznak, létrehozva a kemény, de rideg martenzites szerkezetet. Ezt követően (akár több lépésben is) megeresztéseket végeznek, amelyek finomhangolják a mikroszerkezetet, optimalizálva a keménységet, szívósságot és a korrózióállóságot az adott ipari igénybevételhez igazodva.

A hagyományos eljárások optimalizálására az újabb kutatások a mélyhűtés alkalmazásának irányába indultak el az edzés és az első megeresztés között. Ez a művelet célzottan a martenzites szerkezet további finomítására fókuszál a maradék ausztenit minimálisra csökkentésével. A mélyhűtés eredményeként az acél szilárdsága, kopásállósága javul.

A mélyhűtést követő megeresztés elősegíti a karbidkiválást és növeli a martenzit stabilitását, ami lehetővé teszi, hogy az acélok keménysége, valamint kopási tulajdonsága tovább javulhasson. A mélyhűtés új lehetőségeket és kihívásokat egyaránt rejt a szerszámacél egymásnak ellentmondó követelményeinek (pl.: szívósság – kopásállóság) maximalizálására.

A vizsgálatunk célja, hogy részletesen bemutassa és összehasonlítsa két különböző hőkezelési eljárás hatását egy adott szerszámacél, az ELMAX tulajdonságainak alakulására. Az összehasonlítás a következő két eljárásra fókuszál:

- hagyományos eljárás: edzés, amelyet három megeresztés követ;
- mélyhűtési eljárás: edzés, mélyhűtés, majd három megeresztés.

Az eredmények összehasonlításával a dolgozat szemlélteti a két technológiával elérhető jellemzők közötti különbségeket.

Ezeknek az összehasonlító eredményeknek a birtokában lehetőség nyílik az ipari gyártás hatékonyságának növelésére, a megfelelő hőkezelés kiválasztásához szükséges támpontok biztosításán keresztül.

2. Anyagminőség

Az általunk vizsgált szerszámanyag az Uddeholm ELMAX SuperClean, amelyet a voestalpine High Performance Metals Hungary Kft. forgalmaz Magyarországon [2].

1. táblázat. Az ELMAX vegyi összetétele [2]

Alkotóelem	Tömegarány, %
C (szén)	1,7
Si (szilícium)	0,8
Mn (mangán)	0,3
Cr (króm)	18,0
Mo (molibdén)	1,0
V (vanádium)	3,0

Az ELMAX porkohászati eljárással gyártott szerszámacél, amelyet a svéd Uddeholm fejlesztett ki a 2000-es évek elején. Célja az volt, hogy ötvözze a hagyományos, nagy kopásállóságú szerszám-

acélok előnyeit a rozsdamentes acélok korrózióállóságával.

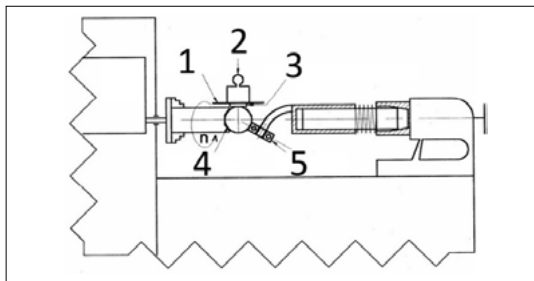
A porkohászati technológia révén homogén mikroszerkezet és kiváló tulajdonságok, nagy kopásállóság, jó megmunkálhatóság és mérettartás jellemzi. Eredetileg fröccsöntő és extrudáló szerszámokhoz fejlesztették, de ma már széles körben alkalmazzák például prémium konyhai, taktikai és túlélőkések gyártásában [3].

3. Elvégzett vizsgálatok, hőkezelések

A tulajdonságok ellenőrzésére keménységmérést, kopási és korróziós vizsgálatokat végeztünk.

A próbatetek előkészítése a Polyax Kft. laborjában zajlott. A keménységet Ernst AT130 D keménységmérővel mértük.

A koptatást az egyetemünk anyagvizsgáló laborjában található koptatóberendezéssel (1. ábra), csiszolt felületű próbatetekeken hajtottuk végre. Próbatestenként 3 teszt készült, egyenként 5 percig.



1. ábra. Koptatóberendezés elvi elrendezése [4]

- 1: Merev lemez csuklórúdra erősítve,
2: Terhelés, 3: Próbatest,
4: Koptatógolyó, 5: Golyóscsapág

A koptatógolyó anyaga Al_2O_3 , átmérője 20 mm. A golyó meghajtásának fordulatszáma 570 1/min volt. A terhelés 72 g, amibe beletartozik a csuklórúd, valamint a többletterhelés. A vizsgálat során nem alkalmaztunk kenőanyagot.

A csiszolatokon megfigyelhető kopásnyomokat Olympus BX53M típusú mikroszkóppal vizsgáltuk.

A korróziós vizsgálatokhoz az ASTM G31-21 [5] és kiegészítő szabványát, az ASTM G1-03(2017)e1-et használtuk útmutatásként [6]. A vizsgálatok során 6%-os $FeCl_3$ -oldatba mártottunk 3-3 mintát 72 órára. A korrózióállóság mértékét tömegvesztési sebesség alapján határoztuk meg.

A próbatetek mérete az egyes vizsgálatok során tizedmilliméteres nagyságrendben azonos volt: $16,0 \times 10,0 \times 2,5$.

3.1. Hőkezelések

A hőkezeléseket a Titán 94 Kft. hőkezelőjében (2. ábra) végeztük. Az edzés, a mélyhűtés és az első megeresztés egy Schmetz IU72/IF 2RV típusú vákuumkemencében történt, a további két megeresztés pedig nitrogén védőgázos megeresztő-kemencében.

A hőkezelések ciklusdiagramja a 3. ábrán figyelhető meg. A hagyományosan hőkezelt próbatesteknél alkalmazott hőkezelés során a mélyhűtés kivételével minden egyéb paraméter megegyezett.

Kiemelendő az 1080 °C -os ausztenitesítési hőmérséklet, a -150 °C-os mélyhűtés, valamint a rendre 200, 210, 180 °C-os megeresztési hőmérsékletek.

4. Eredmények

4.1. Keménység

A munkadarabot, amiből a próbatesteket ki-munkáltuk, lágyított állapotban kaptuk.

A keménységmérések átlagos értékeit a 2. táblázat foglalja össze:

2. táblázat. Átlagolt keménységértékek

	Lágyítva	Hőkezelések után
Hagyományosan kezelt	257 HB	58 HRC
Mélyhűtött	257 HB	59 HRC

Az eredmények alátámasztják a várt keménység-növekedést.

4.2. Kopásállóság

A kopási tényező meghatározásához használt képlet:

$$K = \frac{V_v}{S \times N} \left(\frac{mm^3}{Nm} \right)$$

(1)



2. ábra. A Titán 94 Kft. hőkezelője

ahol:

- K: kopási tényező,
- V_v: leválasztott térfogat,
- S: kopási úthossz,
- N: terhelőerő.

A kiértékeléskor alkalmazott eljárások, valamint képletek az alábbi szakirodalomban részletebben levezetésre kerülnek: [4].

A koptatóvizsgálat alapján megállapított kopás-tényező-értékeket az alábbi táblázat foglalja össze:

3. táblázat. Átlagolt kopási tényezők

Kopási tényező átlagok	
Hagyományos	10,066 × 10 ⁻⁶ mm ³ /Nm
Mélyhűtött	4,853 × 10 ⁻⁶ mm ³ /Nm

A kapott eredmény azt az állítást is alátámasztja, miszerint a nagyon hasonló keménységgel rendelkező acélok kopási tulajdonságai között is jelentős eltéréseket tapasztalhatunk [7].

4.3. Korrózióállóság

A korróziósebesség (Kts) meghatározásához alkalmazott összefüggés:

$$Kts = \frac{\Delta m}{A \times t} \left(\frac{g}{m^2 h} \right)$$

(2)

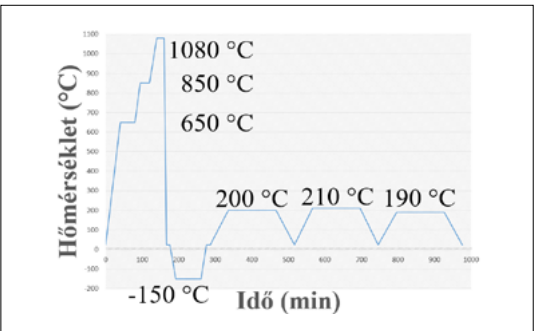
ahol:

- Δm a korrózió által okozott tömegcsökkenés,
- A a próbatesteknek a vas-klorid-oldattal érintkező felülete,
- t a korróziós közegben eltöltött idő.

A számított értékeket a 4. táblázat tartalmazza:

4. táblázat. Átlagolt korróziós tömegveszteségi sebesség értékek

Korróziósebesség, g/(m ² h)	
Hagyományos	0,577
Mélyhűtött	0,372



3. ábra. A mélyhűtött próbatestek hőkezelési diagramja

Ezek az eredmények rámutatnak az egyes hőkezelési eljárásokkal elérhető egyes tulajdonságok széles skálájára.

Köszönetnyilvánítás

Köszönetünket szeretnénk kifejezni a Titán 94 Kft.-nek a hőkezelő berendezéseinek rendelkezésünkre bocsátásáért, a Polyax Kft.-nek a laborjának és eszközeinek használatáért, valamint az Óbudai Egyetem Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Karának a támogatásáért.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Tóth L.: *Szerszámacélok tulajdonságainak változása a hőkezelés hatására*. Acta Materialia Transylvanica, 6/2. (2023) 114–120.
<https://doi.org/10.33923/amt-2023-02-09>
- [2] Uddeholm ELMAX SuperClean porkohászati szerszámacél adatlapja.
https://www.uddeholm.com/app/uploads/sites/216/productdb/api/tech_uddeholm-elmex_en.pdf (letöltve: 2025. május 7.).
- [3] Különböző acélok összehasonlítása Tóth László késkészítő szemszögéből
<https://vadaszkes.eu/az-acelokrol/> (letöltve: 2025. május 7.).
- [4] Kovács T., Dévényi L.: *Kopásvizsgálati eljárás fejlesztése*. Anyagok Világa, V/1. (2004)
http://anyagokvilaga.hu/tartalom/2004/dec/05_KT_DL.pdf (letöltve: 2025. május 7.).
- [5] ASTM G31-21: Standard Guide for Laboratory Immersion Corrosion Testing of Metals, 2021.
<https://store.astm.org/g0031-21.html> (letöltve: 2025. április 10.).
- [6] ASTM G1-03(2017)e1: Standard Practice for Preparing, Cleaning, and Evaluating Corrosion Test Specimens, 2017.
<https://store.astm.org/g0001-03r17e01.html> (letöltve: 2025. április 10.).
- [7] Bourithis L., Papadimitriou G. D., Sideris J.: *Comparison of wear properties of tool steels AISI D2 and O1 with the same hardness*. Tribology International, 39/6. (2006) 479–489.
<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0301679X05000873>
- [8] Tóth L., Haraszti F., Kovács T.: *Heat Treatment Effect for Stainless Steel Corrosion Resistance*. European Journal of Materials Science and Engineering, 3/2. (2018) 38–42.
https://www.researchgate.net/publication/329625016_HEAT_TREATMENT_EFFECT%20_FOR_STAINLESS_STEEL_CORROSION_RESISTANCE



Auszténites acél felületi keményítése robbantásos megmunkálással

Explosive Surface hardening of the Austenitic Steel

Kovács Tünde Anna

Óbudai Egyetem, Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnök Kar, Budapest, Magyarország,
kovacs.tunde@bgk.uni-obuda.hu

Abstract

The research focuses on the presentation and analysis of explosive welding and hardening processes. In practice, the direct method is used for explosive hardening, in which the explosive is placed on the surface of the metal to be hardened. The indirect method is not yet common in practice. In the indirect process, similar to explosive cladding, there is a gap between the explosive and the surface of the metal to be hardened. We conducted experiments on two different steel grades (X120Mn12, X5CrNi1810) using the same quantity and quality of explosive. Following direct and indirect hardening, the hardness measurement results showed that the hardness achievable with direct hardening (238 HV for X120Mn12, 263 HV for X5CrNi1810) was lower than that achieved by indirect hardening (472 HV for X120Mn12, 322 HV for X5CrNi1810) using a 1.5 mm gap distance.

Keywords: *explosive welding, plastic deformation, dislocation, cohesive bonding.*

Összefoglalás

A kutatás a robbantásos keményítési eljárások bemutatására és elemzésére fókuszál. A robbantásos keményítés során a gyakorlatban a direkt eljárást alkalmazzák, ami azt jelenti, hogy a robbanóanyagot a keményítendő fém felületére helyezik el. Az indirekt eljárás még nem jellemző a gyakorlatban. Az indirekt eljárás esetén, hasonlóan a robbantásos plattírozáshoz, a robbanóanyag és a keményítendő fém felülete között rés található. Azonos mennyiségű és minőségű robbanóanyaggal két különböző acélminőségen (X120Mn12, X5CrNi1810) végeztünk kísérleteket. A direkt és indirekt keményítést követően a keménységmérés eredményei azt mutatták, hogy a direkt keményítéssel elérhető keménység (X120Mn12-nél 238 HV, X5CrNi1810-nél 263 HV) kisebb volt, mint az indirekt eljárással (X120Mn12-nél 472 HV, X5CrNi1810-nél 322 HV) 1,5 mm-es réstávolságot alkalmazva.

Kulcsszavak: *robbantásos hegesztés, képlékeny alakváltozás, diszlokáció, kohéziós kötés.*

1. Bevezetés

A robbantásos alakítási és hegesztési technológiákat az első világháború után kezdték fejleszteni és alkalmazni. A technológia fizikai alapját a képlékeny deformációs hatás képezi, amelyet a fém kristályszerkezetében a deformáció által okozott súrlódásból keletkező hő segít [1]. A robbantás hatására keletkező nagy nyomású gáz lökéshulláma nagy sebességgel kapcsolja össze a robbantásos hegesztéskor a fémfelületeket. Az alakítási sebesség ebben az esetben jelentősen eltér a képlékeny alakítás során alkalmazott alakítási sebes-

ségtől. A robbantással létrehozott alakítás egy nagy sebességű dinamikus hatás, mely a felületen középpontos kristályszerkezetű acélok kristályszerkezetében deformációt, fázisátalakulást okoz [1]. Jellemzően ezt a folyamatot az auszténites Hadfield-acél keményítésére használják, mivel ez az acéltípus hajlamos az alakítási keményedésre fázisátalakulással. Az auszténites szövetszerkezetű acéloknál szintén megfigyelhető az alakítás hatására bekövetkező fázisátalakulás, az alakítási

martenzít megjelenésével. Ennek ellenére ezt a keményítési eljárást nem alkalmazzák a gyakorlatban az ausztenites acéloknál.

A robbanásból származó lökéshullám keménységnövekedést okoz, de ennek a jelenségnek a paramétereit még nem sikerült teljes mértékben tudományos összefüggésekkel leírni. A deformációs sebesség hatásának elemzése az ausztenites acél γ - α' átalakulására régóta foglalkoztatja a kutatókat. A korai munkák egyszerűen csak megjegyezték, hogy ha a robbanásimpulzus időtartama (Δt) nő, akkor a martenzít mennyisége is nő, és az acél keménysége is növekszik (1. ábra) [2].

A Hadfield-acél hagyományos keményedési mechanizmusa főként diszlokációt, ikresedést, valamint dinamikus alakváltozási öregedést foglal magában [3]. Bár a robbanással keményített Hadfield-acél váltókat széles körben használják a vasutaknál világszerte, ennek az acélnek a robbantásos keményítése során bekövetkező alakváltozási mechanizmusa még nem teljesen ismert [4]. A Hadfield-acélból készült vasúti váltók robbantásos keményítése világszerte elterjedt technológia, amely lehetővé teszi a kereszteződések felületi és felület alatti keménységének növelését [2, 4, 5].

A Hadfield-acélöntvény tipikus alkalmazását mutatja a vasúti váltó csúcsán a 2. ábra.

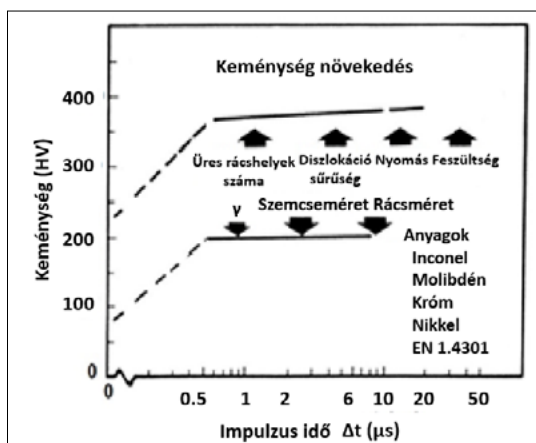
Szakirodalmi hivatkozások utalnak arra, hogy a nagy sebességű alakítás okozta képlékeny deformáció hatására a Hadfield-acél alakváltozás által kiváltott feszültségátalakuláson megy keresztül, és γ ausztenitből α ferrit vagy ε martenzít alakul ki. Kimutatták, hogy a γ ausztenitből ε martenzítbe történő átalakulás a deformációs sebességtől

függ [6]. A robbantásos keményítési technológia az ausztenites rozsdamentes acél keménységét és kopásállóságát is képes növelni [7, 8]. Az ausztenites rozsdamentes acél nagy alakíthatósággal, alacsony keménységgel és nagyon jó korrózióállósággal rendelkezik. Hőkezeléssel a keménység növelése nem érhető el. Természetesen vannak kiválasztottan keményíthető rozsdamentes acélok, de ezek kémiai összetétele eltér a nagy mennyiségben alkalmazott ausztenites rozsdamentes acéloktól [9, 10].

2. Robbantásos megmunkálási technológiák

2.1. Robbantásos plattírozás

A robbantásos plattírozási technológia célja, hogy a robbanásból származó nagy sebességű alakítással fémeket kapcsoljanak össze. A kialakuló kohéziós kötés miatt ezt az eljárást hegesztésnek tekintjük [10]. Mivel hőt nem közlünk, illetve az alakváltozásból és a robbanásból létrejövő hő hatására a fémek megolvadása nem jellemző, ezért ez a hidegsajtoló hegesztések csoportjába tartozó eljárás. Az eljárás anyagtudományi alapja a nagy sebességű alakítás hatására bekövetkező alakváltozás, mely során az összekapcsolódó anyagok atomjai kötést létesítenek egymással anélkül, hogy keveredés jönne létre. Ezt az eljárást általában nagy felületek, pl. sík lemezek összekapcsolására alkalmazzák jellemzően a gyakorlatban. Ezzel az eljárással számos eltérő fém is összehegeszthető, melyeket ömlesztő hegesztéssel nem tudnak összehegesztetni (pl. acél, titánnal) [11, 12]. A robbantásos hegesztési technológia mére-



1. ábra. Keménységnövekedés a robbanási impulzus-idő függvényében [2]



2. ábra. Ausztenites mangánacél vasúti kitérő

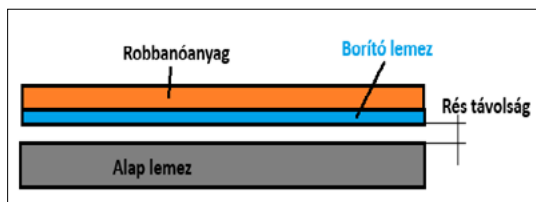
tezése során figyelni kell a robbanóanyag kiválasztására. A robbanóanyagok kiválasztása során figyelembe kell venni a robbanóanyag robbanási sebességével kapcsolatos kritikus határértéket. Az anyagban a hangsebességnek kisebbnek kell lennie, mint a borítólemez és az alaplemez ütközési sebessége [13, 14]. A kiválasztott robbanóanyag-mennyiséget a borítólemez vastagsága és sűrűsége segítségével lehet meghatározni. Nagy méretű lemezek összehegesztése esetén az alaplemez és a borítólemez egymással párhuzamos elrendezésben helyezik el, melyek között a borítólemez vastagságából számított rést hagynak. A párhuzamos elrendezést a 3. ábra mutatja.

A réstávolság tapasztalati ajánlások szerint a borítólemez 0,5–1,6 szorosa közötti kell hogy legyen, ami egy tapasztalati érték. A réstávolság az az út, amit a borítólemez megtesz és rácsapódik az alaplemezre. Ha ez a távolság túl nagy, a becsapódás során a lemezek roncsolódhatnak, és jelentős keménységnövekedés tapasztalható. Ha a távolság túl kicsi, akkor pedig a lemezek felülete nem kapcsolódik össze megfelelően [7].

A robbantásosan plattírozott kötés metszete a robbantás irányában a robbanás lökeshullámát követő hullámvonal. A kötés mindkét oldalán a keménység növekszik az alapfém keménységéhez képest. Ez a varrat hő- és alakítási hatásövezetének tekinthető, ami egy igen keskeny tartomány (1–2 mm). A keménység mértéke a robbantásos plattírozás paramétereitől és az alkalmazott anyagok keménységére, vagyis anyagjellemzőitől függ.

2.2. A robbantásos keményítési technológia

A robbantásos keményítési technológia a robbantásos plattírozási technológiához hasonló, mivel a robbantásból képződő nagy nyomású gáz lökeshullámait használják fel a fém felületének képlékeny alakváltozással történő keménységnövelésére. Az egyes fémek különböző mértékű keménységet mutatnak anyagjellemzőik függvényében. A keménység függ továbbá a keményítési technológiától. A hagyományos elrendezésben a



3. ábra. Robbantásos hegesztés párhuzamos elrendezése

robbanóanyagot közvetlenül a keményítendő fém felületére helyezik el (direkt keményítés), míg az újabb elrendezés esetén a fém felülete és a robbanóanyag között a robbantásos plattírozási elrendezés szerint rést hagynak (indirekt keményítés).

Az indirekt keményítési eljárásához 319 g Permont 10T por halmazállapotú robbanóanyagot használtunk. Az indirekt keményítési elrendezés esetében, mely azonos a robbantásos hegesztés elrendezéssel (3. ábra), a réstávolság 1,5 mm volt. A direkt keményítést azonos anyagú és mennyiségű robbanóanyaggal végeztük. A keményítést követően az acél próbatetek felületén Vickers-keménységet mértünk 1,2 kgf terheléssel. Az eredményeket az 1. táblázat tartalmazza.

1. táblázat. Direkt és indirekt keményítéssel elérhető keménység

Anyag	Keménység HV		
	Alapanyag	Direkt	Indirekt
X120Mn12	110	238	472
X5CrNi18-10	215	263	322

Az eredmények alapján jól látható, hogy az indirekt keményítés nagyobb keménységet okozott mindkét acélminőség esetén, mint a direkt keményítés.

3. Következtetések

Az irodalomkutatás és a robbantásos keményítéssel kapott eredmények harmóniában állnak egymással. A kísérleti eredmények alapján megállapítható, hogy az indirekt robbantásos keményítéssel ugyanazon acélminőségek esetében nagyobb keménység érhető el, mint a direkt eljárással, azonos robbanóanyagminőség és -mennyiség mellett.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Zhang M., Lv B., Zhang F., Feng X.: *Explosion Deformation and Hardening Behaviours of Hadfield Steel Crossing*. ISIJ International, 52/11. (2012) 2093–2095.
<https://doi.org/10.2355/isijinternational.52.2093>
- [2] Meyers M. A., Murr L. E.: *Shock Waves and High-Strain-Rate Phenomena in Metals*. International Conference on Metallurgical Effects of High-Strain-Rate Deformation and Fabrication, Albuquerque, N.M., 1980. 91–111.
- [3] Davis J. R.: *Surface Hardening of Steels*. ASM International, (2002) 1–16.
- [4] Havlíček Petr, Busová Katerina: *Experience with explosive hardening of railway frogs from Hadfield steel*. Metal, Brno, Czech Republic, 2012.
- [5] Völgyi B., Kovács-Coskun T., Sikari-Nágl I.: *Had-*

- field acél keménységváltozása robbantásos alakítás hatására. In: FMTÜ XVIII. Nemzetközi Tudományos Konferencia, Kolozsvár, Erdélyi Múzeum-Egyesület, (2013) 449–452.
<https://doi.org/10.36243/fmtu-2013.99>
- [6] Lee Sang Hun, Choi Jeom Yong, Nam Won Jong: *Hardening Behavior of a 304 Stainless Steel Containing Deformation-Induced Martensite during Static Strain Aging*. Materials Transactions, 50/4. (2009) 926–929.
<https://doi.org/10.2320/matertrans.MRP2008416>
- [7] Staudhammer K. P., Frantz C. E., Hecker S. S., Murr L. E.: *Effects of Strain Rate on Deformation-Induced Martensite in 304 Stainless Steel*. In: Meyers M. A., Murr L. E. (eds.): *Shock Waves and High Strain Rate Phenomena in Metals*. Plenum, New York, 1981. 91–112.
- [8] Haraszti F., Kovács T.: *Plastic deformation effect of the corrosion resistance in case of austenitic stainless steel*. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 175. 2017.
<https://doi.org/10.1088/1757-899X/175/1/012048>
- [9] Kovács T., Kuzsella L.: *High Energy Rate Forming Induced Phase Transition in Austenitic Steel*. Journal of Physics-Conference Series 790. (2017) 012039.
- [10] Findik F.: *Recent developments in explosive welding*. Material&Design, 32/3. 1081–1093.
- [11] Holtzman A. H., Cowan G. R.: *Bonding of metal with explosives*. Welding Research Council Bulletin, New York, 1965. 1–21.
<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2010.10.017>
- [12] Pocalyko A.: *Metallic Coatings (Explosively Clad)*. Encyclopedia of Chemical Technology, Vol. 15. Third edition, 275–296.
- [13] Kugyela L., Daruka N., Kovács T. A.: *Explosive Welding of Metals for Electronic Applications in The Impact of the Energy Dependency on Critical Infrastructure Protection*. Advanced Sciences and Technologies for Security Applications, 2024.
https://doi.org/10.1007/978-3-031-78544-3_35
- [14] Lukács L., Szalay A., Zádor I.: *Explosive forming and aerospace*. Aeronautical Science Bulletins, XXIV/2. (2012) 431–446.



S355 acélminőség lángvágásakor bekövetkező változások acetilén és hidrogén éghető gázok alkalmazásánál

Consequences of the Asymmetric Cutting of S355 Steel Grade when Using Acetylene and Hydrogen Combustible Gases

Kuti János,¹ Pató Péter,² Fábián Enikő Réka,³ Szabó Andrea⁴

¹ Óbudai Egyetem Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Anyagtudományi Doktori Iskola. Budapest, Magyarország, kuti.janos@bgk.uni-obuda.hu

² Óbudai Egyetem Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Természettudományi és Alapozó Tantárgyi Intézet. Budapest, Magyarország, pato.peter@bgk.uni-obuda.hu

³ Óbudai Egyetem, Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar. Budapest, Magyarország, fabian.reka@bgk.uni-obuda.hu

⁴ Dunaújvárosi Egyetem, Műszaki Intézet. Dunaújváros, Magyarország, szaboandrea@uniduna.hu

Abstract

In this research, flame cutting experiments were performed on 35 mm thick S355JR steel plates using acetylene and hydrogen. During our tests, we cut the pieces so that we ended up with one much larger piece and one smaller piece. Changes in the microstructure and hardness were studied, according to the size of the pieces and the cutting position, using the two different fuel gases. The heat flow of the smaller piece was measured using thermocouples.

Keywords: *flame cutting, non-alloy structural steels.*

Összefoglalás

E tanulmány során 35 mm vastagságú S355JR acéllemezen végeztünk lángvágás kísérleteket acetilént, illetve hidrogént alkalmazva. A vizsgálataink során a darabokat úgy vágtuk ketté, hogy egy jóval nagyobb és egy kisebb darabra daraboltuk. Vizsgáltuk a szövetszerkezet és a keménység változását, a darabok mérete, illetve a vágási helyzet szerint a két különböző éghető gáz alkalmazásakor. A kisebb darab hőfolyamatait termoelemekkel mértük.

Kulcsszavak: *lángvágás, ötvözetlen szerkezeti acél.*

1. Bevezetés

Az S355 JR az EN 10025-2:2020 szabvány szerint meghatározott ötvözetlen, általános felhasználású szerkezeti acélminőség. Az S355-ös a szerkezeti acélok csoportjába sorolandó; ahogyan az elnevezéséből is levezethető, „S” mint szerkezeti acél, a szám pedig a folyáshatárának legkisebb értékére utal. Ezek alapján folyáshatárának minimális értéke 355 MPa 16 mm lemezvastagságig, a vastagság növelésével fokozatosan csökken a folyáshatárának értéke is. A dolgozat kísérletéhez használt 35 mm vastag lemez esetében ez az ér-

ték például csak 335 MPa. A JR betűkombináció a szám után pedig az anyag Charpy-féle ütvizsgálattal megállapított szívósságára utal, egy hőmérsékletértékre, amelyen az anyag ütmunkája 27 J. Jelen esetben ez az érték +20 °C. Az S355 JR acél kémiai összetételét tekintve ötvözetlen, kis karbontartalmú. A szénegyenértéke kb. 0,45 [1, 2].

A lángvágáskor az oxigénnel kevert éghető gáz lángjával a helyileg gyulladási hőmérsékletre felhevített (előmelegített) anyagot nagy nyomású oxigénsugárban elégetik, és ezzel egyidejűleg a keletkezett és megolvadó égéstermékeket az

oxigénsugárral kifúvatják. A lángvágás alkalmazhatóságának feltétele, hogy: az anyag oxigénben elégethető legyen; az anyag gyulladási hőmérséklete legyen kisebb, mint az olvadáspontja; az anyag képződő oxidjának olvadáspontja is legyen kisebb, mint az olvadáspontja; hogy az égéstermékek legyenek híg folyós állapotba hozhatók és könnyen eltávolíthatók a keletkező vágási résből; az anyag égéshője (az oxidáció reakcióhője) legyen nagy, hővezetési tényezője legyen kicsi, hogy a vágási rés gyorsan kialakuljon és keskeny maradjon [3, 4]. Ezeket a lángvágathatósági követelményeket ipari gyakorlatban csak ötvözetlen és a gyengén ötvözött szerkezeti acéloknál, acélöntvényeknél alkalmazzák. Bár az ötvözetlen acélok gyulladáspontja közel 2% C-tartalomig az anyag olvadáspontja alatt marad, de jellemzően 0,25% széntartalomig kitűnően vágathatók lánggal [3, 4].

A kis széntartalmú ($C < 0,25\%$) ötvözetlen és a gyengén ötvözött szerkezeti acélokat óriási mennyiségben alkalmazzák a hegesztett szerkezetek gyártására, és ez a tendencia előreláthatóan jelentősen nőni fog az elkövetkező években [5]. A lángvágásra használt éghető gáz leggyakrabban acetilén (C_2H_2), de a környezetvédelmi szempontok miatt egyre nagyobb szerepet kap a hidrogén [6, 7, 8].

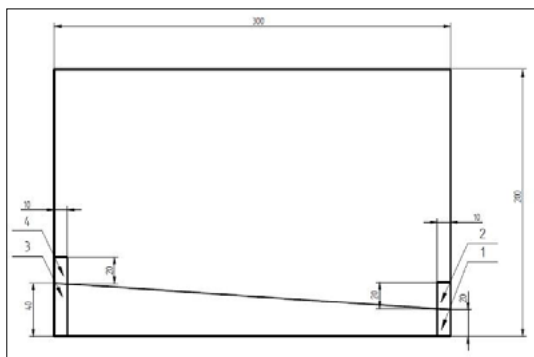
2. Próbadarabok lángvágása

A kutatásunkhoz használt próbadarabok lángvágására a Messer Hungarogáz Kft. bemutatólaborjában került sor. A vizsgálatainkhoz S355JR anyagminőséget használtunk 35 mm lemezvastagságban 200×300 mm méretben. Két próbadarab vágása történt, az egyiket acetilén mint éghető gáz alkalmazásával, a másikon pedig hidrogén éghető gáz alkalmazásával készült a lángvágás. A vágás során az egyenletes vágási sebességet a szekátorra szerelt lángvágófej biztosította (1. ábra).

A próbadarabként szolgáló lemezek méretei a 2. ábrán láthatók. Jelölve vannak a tervezett vágási rés elhelyezkedéséhez viszonyítva a mintadarabok kivételi helyei is, amelyeken a metallográfiai előkészítést követően a keménységmérés történt. A mintadarabok számozása 1-től 4-ig terjed; a dolgozat további részében e számok alapján azonosíthatóak a próbatestek. A vágást a legkisebb és legnagyobb térfogatra osztó részen kezdtük ($20/180$ mm szélességű leeső daraboktól), így az 1. és 2. darabokon a vágás kezdetekor kialakuló változásokat figyelhetjük meg, míg a 3. és 4. jelű darabokon a vágás befejező szakaszát.



1. ábra. A próbadarabok vágásához alkalmazott lángvágó berendezés



2. ábra. A próbalemez rajza, a vágott él és a próbadarabok elhelyezkedése



3. ábra. A próbadarabról készült felvétel vágás után

Az acetilén éghető gázhasználatával vágott lemezből kivett próbadarabok „A” betűjelet kapnak a szám elé (A1, A2, A3, és A4 jelű próbatestek), a hidrogén éghető gázhasználatával vágott lemezből származó minták pedig „H” betűjellel azonosítottak a szám előtt (H1, H2, H3 és H4 jelölésű mintadarabok) (3. ábra). A mintadarabok kivétele a lemezből minden esetben vízsugaras vágással történt, az egyéb szövetszerkezeti válto-

zások elkerülése érdekében. A keménységmérés a lángvágott felületre merőlegesen történt a vágott éltől mért távolság függvényében, a megfelelő felület-előkészítést követően.

A vágás során további fontos szempont a gáztér-fogatáramok megfelelő értéken tartása, amit térfogatáram-mérő segítségével ellenőrizni lehetett a folyamat megkezdése előtt. Az **1. táblázat** tartalmazza a vágás közben fontosabb paraméterek értékeit.

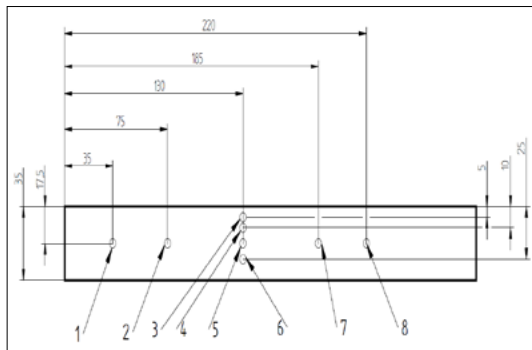
1. táblázat. Beállított paraméterek a lángvágás során

	Acetilénes vágás	Hidrogénes vágás
Vágási sebesség (mm/perc)	520	520
Éghető gáz áram (liter/perc)	1,6	1,2
Vágógáz áram (liter/perc)	5,1	5,1

3. Termoelemes mérések

A vágás előtt a lemezekbe termoelemeket helyeztünk. Ezek segítségével a folyamat során a lemezek hőmérséklete nyomon követhető. A termoelem a lemez oldalában, a vágáshoz közelebb eső részen voltak, a **4. ábrán** látható módon. A termoelemek a rajzon 1-től 8-ig számozással jelöltek. Az 1., 2., 5., 7., 8. számú hőelemeket a lemez vastagságának közepén, a vágás befejező része felől mérve 35 mm, 75 mm, 130 mm, 185 mm, illetve 220 mm távolságra helyeztük el. A 3., 4., 5. és 6. hőelemek a vágás elejétől 170 mm-re, a lemez felületétől különböző távolságra (5 mm, 10 mm, 17,5 mm és 25 mm) voltak pozicionálva. A mérési eredmények ismertetésekor, a könnyebb azonosíthatóság érdekében, a termoelemek száma elé kerül az „A”, illetve „H” betű, az acetilén és hidrogén éghető gáz alkalmazásának megfelelően (A1–A8 és H1–H8).

A méréshez alkalmazott termoelemek TC Direkt márkájú, K típusú, rozsdamentes acélból készült, 1 mm átmérőjű és 300 mm hosszú köpenyhőelemek, melyek a lemez anyagában 18 mm mélyen voltak furatokban elhelyezve, olyan módon, hogy a termoelemek neki lettek ütköztetve a furat végének. A furatokat 16 mm mélységig 3,5 mm átmérőre fúrtuk, majd további 2 mm mélyen 1,1 mm átmérőre. Így a termoelemek stabilan helyezkedtek el a furatokban. A termoelemek által szolgáltatott adatok rögzítésére DATAQ DI-710-EH típusú, többcsatornás, eternetalapú, analóg jelek rögzítésére szolgáló adatgyűjtő állt rendelkezés-



4. ábra. A termoelemek elhelyezkedése a lemez oldalában

re. Az adatgyűjtő berendezésen a gyártó saját, ingyenes szoftvere, a WinDaq futott, amellyel az eredmények táblázat formájában exportálhatóak voltak.

4. Keménységmérés. Mikroszkópia

Annak megállapítása érdekében, hogy a vágógáz hogyan befolyásolja a vágás környezetében a szövetszerkezetet, illetve a levágásra került darabok mérete milyen hatással bír, polírozott mintákon mértük a keménységet, nitállal való maratás után néztük a szövetszerkezetet.

A keménységmérésre a Dunaújvárosi Egyetem anyagvizsgáló laboratóriumában került sor. A keménységértékek meghatározásához Buehler Wilson UH4750 típusú keménységmérő műszer szolgált. A méréshez használt keménységmérő műszer pontosságának, hitelességének megállapítása kulcsfontosságú annak érdekében, hogy ne legyenek fals mérési eredmények. Ennek érdekében etalonon, melynek keménységértéke 388,6 HV10, próbamérésre került sor, hogy megállapítható legyen a mérőberendezés pontossága. A beállítások elvégzése után a próbamérés elvégzésére került sor.

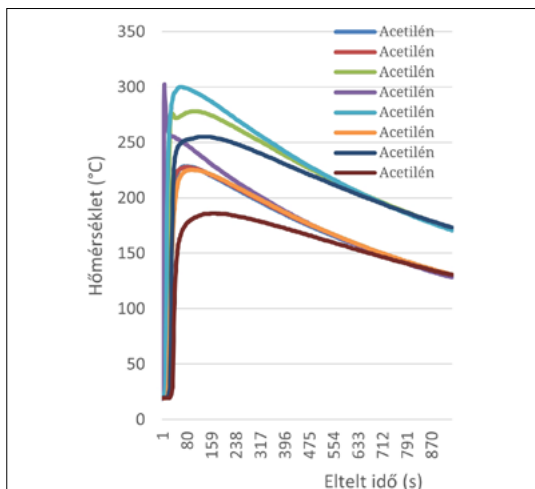
A szövetszerkezetet Zeiss Axio Observer Z1M optikai mikroszkóppal vizsgáltuk.

5. Eredmények

5.1. A termoelemes mérés eredményei

A vágás során a lemez hőmérsékletét és annak változását (hűlését) a termoelemmel mért adatok alapján az 5–6. grafikonok szemléltetik, az **5. ábra** az acetilénnel való vágáskor felvett értékeket, a **6. ábra** a hidrogén alkalmazásakor mért értékeket mutatja.

A mérési eredmények azt mutatják, hogy a vágás kezdetétől 80 mm-re a legnagyobb hőmérséklet



5. ábra. Az acetilénes lehűlés görbéi

2. táblázat. Az acetilén éghető gáz felhasználásával vágott próbatesteken mért keménységértékek a távolság függvényében

Távolság a vágott éltől (mm)	Keménység (HV10)			
	A1	A2	A3	A4
1	327,3	258,1	170,2	463,5
2	153,1	243,4	151,3	292,0
3	163,2	198,0	144,7	188,0
4	166,2	186,8	145,5	166,2
5	165,2	181,1	145,5	173,4
7	162,3	161,3	142,3	170,2
9	162,3	160,4	123,8	167,2
15	153,1	156,7	138,4	166,2

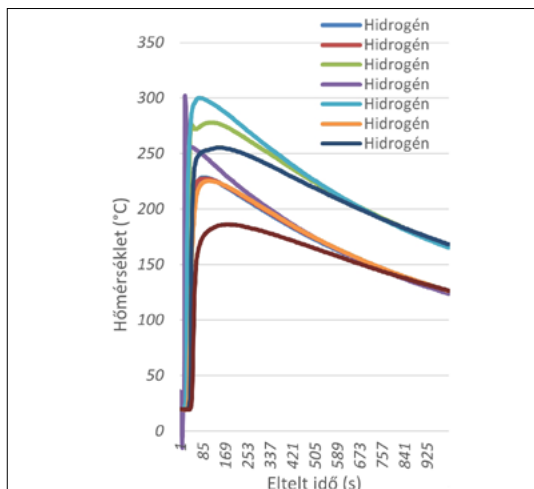
nem érte el a 200°C-ot egyik vágógáz esetén sem. Mindkét vágógáz esetén azt tapasztaltuk, hogy termoelemekkel rögzített maximális hőmérsékletek alig haladták meg a 300°C-ot. A kétféle vágógáz a mérési pontokon nem okozott különbséget.

Mindezek alapján jól látható, hogy a különböző gázok alkalmazása esetén a két lemez közel azonos hőmérsékletre hevült fel a mérési pontokon, és hőmérséklet-változásuk is hasonló volt az idő függvényében.

5.2. A keménységmérés eredményei

A keménységmérést Vickers-eljárással valósítottuk meg 98,81 N terheléssel.

A próbatestek keménységmérésére darabonként 10 pontban került sor, a vágott éltől mért távolság függvényében. A vágott éltől rendre 1, 2, 3, 4, 5, 7, 9 és 15 mm távolságban került sor a keménységmérésre (2. és 3. táblázat).



6. ábra. A hidrogén vágás lehűlési görbéi

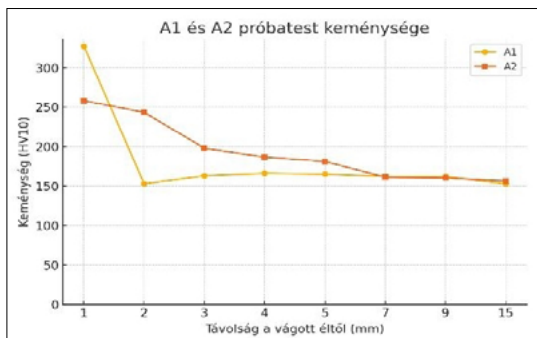
3. táblázat. A hidrogén éghető gáz felhasználásával vágott próbatesteken mért keménységértékek a távolság függvényében

Távolság a vágott éltől (mm)	Keménység (HV10)			
	H1	H2	H3	H4
1	192,9	158,5	163,2	314,0
2	172,3	148,8	151,3	179,8
3	143,1	134,7	151,3	173,4
4	146,3	133,3	143,1	177,7
5	143,9	136,2	139,9	158,5
7	163,2	133,3	139,9	154,9
9	163,2	137,7	143,1	158,5
15	149,6	136,9	143,1	158,5

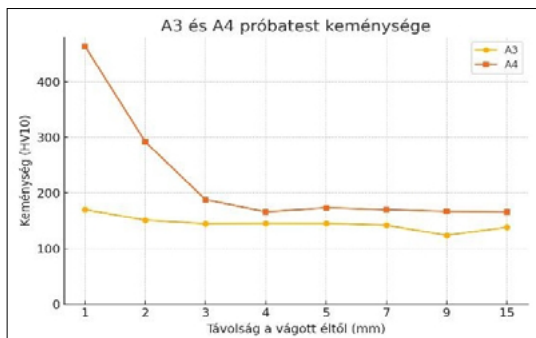
A vágáshoz alkalmazott éghető gázok összehasonlítása érdekében bizonyos próbatestek keménységértékeit szükséges egymással összevetni. Ennek segítségével megállapíthatóak a különféle gázok alkalmazására bekövetkezett szövetszerkezeti változások közt fellépő különbségek.

A továbbiakban a különböző éghető gáz felhasználásával vágott, de azonos elhelyezkedésű próbatesteken mért keménységértékek összehasonlítása látható, a vágott éltől mért távolság függvényében.

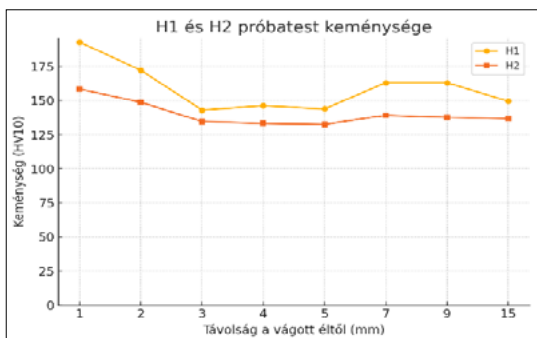
A 7–10. ábrákon megfigyelhető, hogy a vágás kezdésekor rendre, azzal ellentétben, mint amire számítottunk, a kisebb tömegű és kisebb térfogatú darabok keménysége lett nagyobb (1. számú minták). Előzetesen arra számítottunk, hogy a nagyobb tömegű és térfogatú darab hőelvonása nagyobb lesz, és ennek megfelelően a 2. és



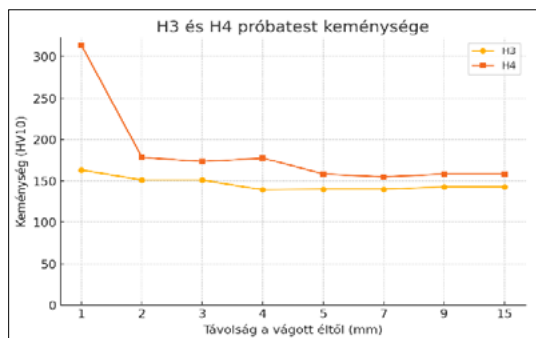
7. ábra. Keménységváltozás acetilénrel való vágáskor a vágás kezdeténél az A1 és A2 próbatesten



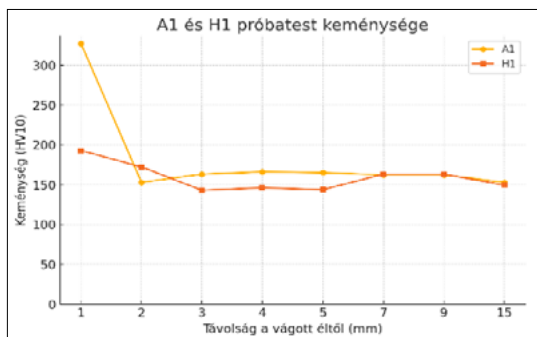
8. ábra. Az A3 és A4 próbatesteken mért keménységértékek összehasonlítása



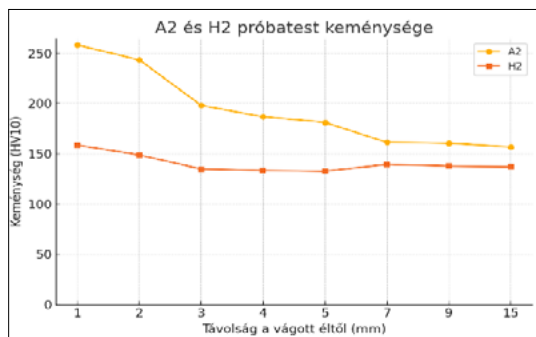
9. ábra. A H1 és H2 próbatesteken mért keménységértékek összehasonlítása



10. ábra. A H3 és H4 próbatesteken mért keménységértékek összehasonlítása



11. ábra. Az A1 és H1 próbatesteken mért keménységértékek összehasonlítása



12. ábra. Az A2 és H2 próbatesteken mért keménységértékek összehasonlítása

4. számmal jelölt minták keménysége lesz nagyobb. A 4. próbatest keménységértéke mind az acetilén alkalmazásánál, mind a hidrogén alkalmazásánál nagyobb a vágási rés közelében, mint a 3. próbatesteké. Ez annak köszönhető, hogy a 4. próbatest mögött lévő nagyobb anyagtömeg többet von el a vágási folyamatból, emiatt a nagyobb hőelvonás is ott történt, így azok a próbadarabok kevésbé hevültek fel. Az 1. darab esetében, ha feltételezzük, hogy a hő szimmetrikusan jutott a két darabba, akkor ugyanakkora energiát juttattunk a kisebb

darabba, így az hosszabb ideig volt nagyobb hőmérsékleten. Így ezekben a darabokban nagyobb mennyiségben alakulhatott ki ausztenit, illetve nagyobb lett a szemcsenagyságuk is. Mind a két folyamat a martenzitképződésnek kedvez [9, 10].

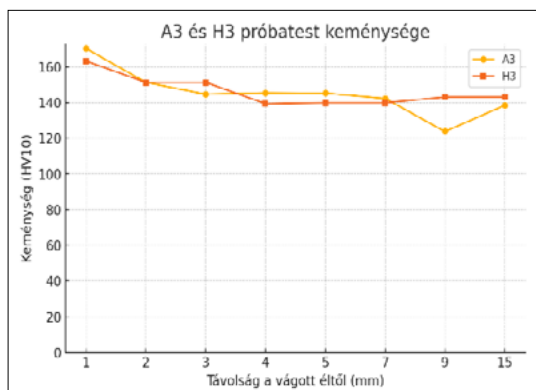
A 11. és 12. ábrákon megfigyelhető, hogy a vágás kezdetén jelentősen nagyobb az acetilén alkalmazásakor a keménység, mint a hidrogéné. A 13. és 14. ábrán a vágás végénél az figyelhető meg, hogy a kisebb darab esetén a hidrogén és az acetilén is előlegeitette a darabot a vágás előtt,

így a felhalmozott hőenergia miatt szinte egyforma a keménységük. A nagyobb darab esetén érvényesült az acetilén nagyobb láng hőmérséklete.

A keménységmérések alapján megállapítható, hogy mind az acetilén, mind a hidrogénes vágáskor gyakorlatilag a vágási felülettől mérve 3 mm-re a 35 mm-es lemez keménysége megegyezik az alapanyag keménységével. Ez a mérés összhangban van a nagy energiasűrűségű vágásokkal tapasztalt eredményekkel [11].

5.3. Metallográfiai eredmények

A 15. ábrán a lemez anyagának alapszövet szerkezete látható. Jól látszódnak a hengerlés következtében kialakult ferrites és perlités sávok. A vágáskor bekövetkező esetleges gyors felhevülés és lehűlés hatására a sávok különböző módon viselkednek, amennyiben nincs idejük homogenizálódni.



13. ábra. Az A3 és H3 próbatesten mért keménység-értékek összehasonlítása



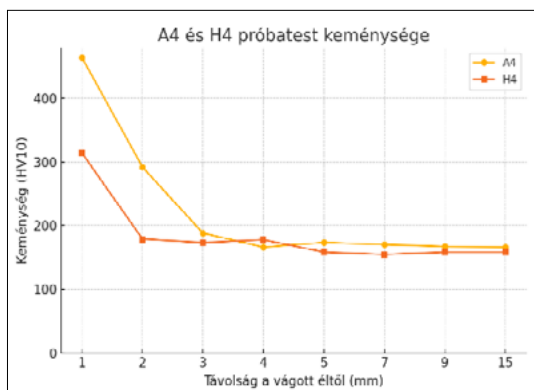
15. ábra. A lemez alapszöveve

A 16. ábrán az A4-es próbatesten szövetszerkezete látható. E próbatesten átmeneti szövetszerkezete látható az alapszöveti oldalon, a hőhatásövezet kezdetén. Észrevehető, hogy az alapszöveti perlit átalakult. Az eredetileg perlités sávok bainitesen + martenzitesen alakultak át.

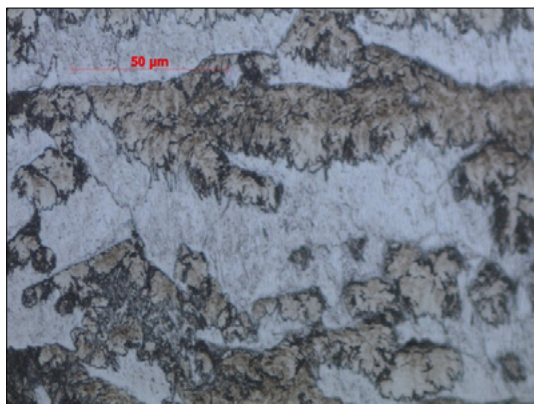
A 17. ábrán a H1-es jelölésű próbatesten szövetszerkezete látható a vágási él közelében. Homogenizálódás csak közvetlenül a vágási él közelében történt, de a hőhatásövezetben sem ferrit-perlités a szövet.

A hőhatásövezetben kialakult szövetszerkezet megállapítása érdekében nagyobb felbontást kellett alkalmazni.

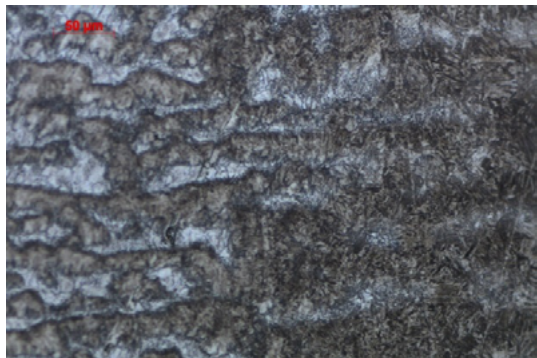
A 18. ábrán a H1-es mintadarab hőhatásövezetét mutatja. Az eredeti perlités sorok martenzitesen, bainitesen alakultak át. A ferrites sorokban némi karbidszemcse is megjelent, de alapvetően ferrites maradt.



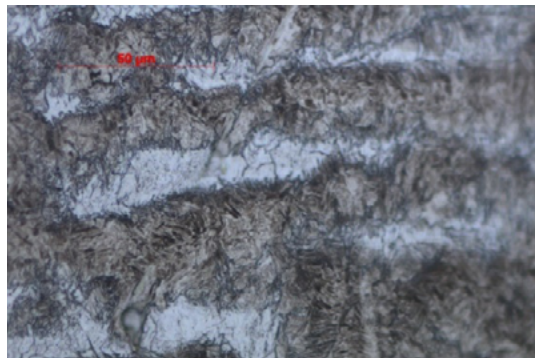
14. ábra. Az A4 és H4 próbatesten mért keménység-értékek összehasonlítása



16. ábra. Az A4-es mintadarab hőhatásövezete



17. ábra. A H1-es minta szövetszerkezete a vágási környezet mellett



18. ábra. A H1-es mintadarab hőhatásövezete

6. Következtetések

A kísérlet során összehasonlítottuk a hidrogén és az acetilén éghető gázokkal végzett lángvágásokat S355JR acélminőségen. Megfigyeltük, hogy a vágás kezdésekor a kisebb tömegű és kisebb térfogatú darabok keménysége lett nagyobb, viszont a vágások végénél a nagyobb tömegű darabhoz tartozó próbatestek keménysége lett nagyobb. Azonos helyről származó mintadaraboknál a hidrogénes vágás kisebb keménységet eredményezett, mint az acetilén gázzal való vágás.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Meadinfo – Material properties of S355 steel. <https://meadinfo.org/2015/08/s355-steel-properties.html>
- [2] Gáti J.: *Hegesztési zsebkönyv*. Cokom Mérnökiroda Kft., Miskolc, 2003. 42–45.
- [3] Bitay E.: *Hegesztési alapismeretek*. Erdélyi Múzeum-Egyesület, Kolozsvár, 2021. 87–89.
- [4] Gáti J.: *Hegesztési Zsebkönyv I. Hegesztési eljárások*. Cokom Mérnökiroda Kft., Budapest, 2023. 151–158.
- [5] Market Research Report, 2025. <https://www.fortunebusinessinsights.com/industry-reports/welding-market-101657> (letöltve: 2025. december 16.)
- [6] Hamzah A.: *Development of welding technology in the future: analysis of trends and impacts on industry and the environment*. Collaborate Eng. Daily Book Series 1. (2023) 100–106.
- [7] Mehrifar Y., Zamanian Z., Pirami H.: *Respiratory exposure to toxic gases and metal fumes produced by welding processes and pulmonary function tests*. International Journal of Occupational Medicine and Environmental Health, 10/1. (2019) 40–49. <https://doi.org/10.15171/ijoem.2019.1540>.
- [8] Suban M., Tusek J., Uran M.: *Use of hydrogen in welding engineering in former times and today*. Journal of Materials Processing Technology, 119/1–3. (2001) 193–198. [https://doi.org/10.1016/s0924-0136\(01\)00956-6](https://doi.org/10.1016/s0924-0136(01)00956-6).
- [9] Tisza Miklós: *Anyagvizsgálat*. Miskolci Egyetemi Kiadó, Miskolc, 2010.
- [10] Callister William D., Rethwisch David G.: *Materials Science and Engineering*. John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey, USA, 2018.
- [11] Diekhoff P., Sun J., Nitschke-Pagel T. et al.: *A comparative study of the thermal and mechanical cutting influence on the cut-edge hardness of structural steels S355 and S1100*. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 130. (2024) 5951–5964. <https://doi.org/10.1007/s00170-023-12937-2>



A kézi lézeres hegesztés paramétereinek vizsgálata

Investigation of the Handheld Laser Welding Parameters

Nagy Balázs Ákos,¹ Kovács Kíra,² Kovács Tünde Anna³

¹ Óbudai Egyetem, Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Budapest, Magyarország, nagy.balazs@bgk.uni-obuda.hu

² Óbudai Egyetem, Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Budapest, Magyarország, kira.kovacs3@gmail.com

³ Óbudai Egyetem, Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Budapest, Magyarország, kovacs.tunde@bgk.uni-obuda.hu

Abstract

High-performance handheld laser welding technologies have undergone significant advancements in recent years, particularly with the emergence of compact, cooled, and precise beam-shaping equipment. Handheld lasers (HL) possess all the advantages of their industrially applied, machine- or robotic-arm-guided counterparts. The key distinction lies in numerical beam control, which, alongside the parameters critical for successful welding, receives particular attention. This was due to the material- and penetration-depth-dependent program code table of the user-friendly Lightweld 1500 XT fiber laser welding equipment. During the experiments, S355 structural steel and DC01 cold-rolled steel sheets were welded in a T-joint configuration with varying sheet thicknesses, using identical material pairings. The used filler material was a Böhler EMK 8 Ø1 mm solid wire electrode, and the shielding gas was nitrogen with a 4.6. purity. We found that even with the settings recommended by the welding machine manufacturer, there were welding deviations, which suggests that the quality of manual welding also depends on the skill of the welder.

Keywords: handheld laser welding, conduction laser welding, welding speed, filler material, nitride precipitations.

Összefoglalás

A nagy teljesítményű kézi lézeres hegesztési technológiák az utóbbi években jelentős fejlődésen mentek keresztül, különösen a kompakt méretű és hűtésű, precíz sugárformáló berendezések megjelenésével. A kézi lézerek (Handheld Laser – HL) minden előnnyel rendelkeznek, mint az iparban alkalmazott géppel vagy robotkarral sugárvezérelt társaik. Ez a numerikus úton történő sugárirányítás a lényegi különbség köztük, a sikeres hegesztés paramétereit mellett különös figyelmet szentelünk neki. Oka a felhasználóbarátta alkotott Lightweld 1500 XT típusú szálas lézeres hegesztőberendezés alapanyag és beolvadási mélység függvényében alkotott programkódtáblázata. A kísérletek folyamán S355 szerkezeti acél és DC01 hidegen hengerelt lemezeket hegesztettünk T elrendezésben különböző lemezvastagságokban, azonos anyagpárosításban. Az alkalmazott hozaganyag Böhler EMK 8 Ø1 mm tömör huzalelektroda, a védőgáz 4.6 tisztaságú nitrogén volt. Megállapítottuk, hogy a hegesztőgép ajánlásai szerinti beállítások mellett is találhatók voltak hegesztési eltérések, ami arra utal, hogy a kézi hegesztés minősége a hegesztő gyakoriságától is függ.

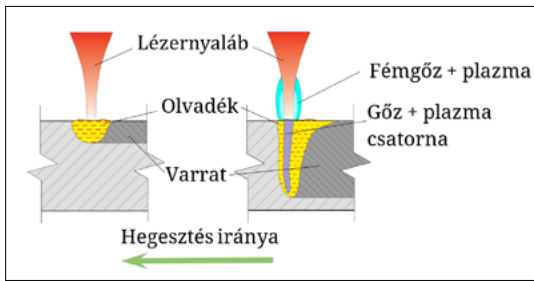
Kulcsszavak: kézi lézeres hegesztés, hővezetési lézeres hegesztés, hegesztési sebesség, hozaganyag, nitridkiválások.

1. Bevezetés

Az **1. ábrán** a lézerhegesztés során jellemzően létrejövő varratalakokat látni.

A lézeres technikák elengedhetetlenek minden napjainkban, főleg az ipari tevékenységek során.

Ez igaz a hegesztéstechnológiában is: precizitásuk, nagy teljesítménysűrűségük és ezzel szembeni kis alapanyag-hőterhelésük miatt **[1, 2, 3]**. Eddig jellemzően robosztus berendezéseket alkalmaztak, ami utal a gerjesztőkörre és az elkerített



1. ábra. Különböztetés a hővezetési (bal) és mélyvarratos (jobb) lézeres hegesztés között

munkatérre. A fiber (szál) technológia fejlődésének köszönhetően a gerjesztőköröket képesek vagyunk ipari huzalelektrodás (kód: 13) vagy volfrámelektrodás (kód: 14), védőgázos ívhegesztés gépeinek méretére alkotni [4]. Így jöttek létre a mostanság nagy figyelmet élvező kézi lézerforrások a 2000-es évek végén (General Electronics Co. szabadalma szerint) [4, 5]. Ezek az 1. generációs lézerforrások még nem rendelkeztek kis, az előbb említett méretekkel, de napjainkban a 4. generációs darabok a hűtőrendszerek fejlődésével képesek rá [4, 6].

A Hegesztés és rokon eljárások (MSZ ISO 4063:2023) nevű szabvány a különböző eljárásokhoz azonosítókat rendel, megkülönböztetve azonos elven működő technológiák kézi és gépi változatát. A kézi lézeres hegesztésnek nincs külön jelölése, az 521-es kóddal definiálható, ami: nagy energiasűrűségű (5), lézeres (2), azon belül szilárdtest (1) kivitt jelöl [7]. Amit még biztosan fixálhatunk ezzel az eljárással kapcsolatban: a fibertechnológia jellemző lézermédiuma a Nd:YAG kristályból készül ($\text{Y}_3\text{Al}_5\text{O}_{12}$ /YAG: ittrium-alumínium-gránát Nd^{3+} -ionokkal szennyezve), jellemző kisugárzásának hullámhossza 1064 nm (Near InfraRed – NIR) [1, 2, 8], ezen felül folyamatos üzemmódban (Continuous Wave – CW) működtetjük, illetve a hegesztési sebesség változása miatt csak hővezetési technikára képesek kézi sugárvezetés folyamán.

A cikk végén megvizsgáltuk az Inter technika Kft. jóvoltából használt IPG Lightweld 1500 XT lézeres berendezés alapprogramjainak minőségét.

2. Lézeres hegesztés paraméterei

Ahhoz, hogy képesek legyünk minőségi kötést alkotni, elengedhetetlen a bemenő paraméterek meghatározása, közben tartása [3]. A kötésgeometria és az ahhoz szükséges anyagvastagság meghatározásával kell kezdeni, ezektől függ a többi beállítható paraméter [9]. Amit képesek va-

gyunk biztosítani: a berendezésen a teljesítményt (esetleg sugárlehetőség), a védőgáz reduktorán a gáz áramlási sebességét és a munkadarabok egymáshoz viszonyított elhelyezkedését külön eszközökkel (szorítók, rögzítők, hegesztőasztal-sablon rendszerek) vagy hegesztési pontozással [3, 9]. Fejtörést fog okozni ezzel az eljárással a hegesztés sebességének konstans értéken való tartása és a fókusz pozíciója, távolsága [6].

2.1. Lézerteljesítmény

A lézer kimeneti teljesítménye (W, kW) meghatározza az alapanyaggal közölt energiát, ami befolyásolja a beolvadási mélységet [2].

A teljesítményigényt becsülni szokták, mivel sok tényezőtől függ. Az egyszerűsített megközelítés az energiasűrűséget veszi alapul [10]:

$$I = \frac{P}{A} = \frac{4 \cdot P}{d_{spot}^2 \cdot \pi} \quad (1)$$

ahol:

I : energiasűrűség (W/cm^2),

P : lézerteljesítmény (W),

A : bevilágított felület (cm^2),

d_{spot} : foltátmérő (cm).

Megközelítéshez alkalmazható, hiszen ismerjük a hővezetési technika energiasűrűség-tartományát ($104\text{--}106 \text{ W}/\text{cm}^2$), viszont meg kell említeni, hogy sok tényezőt elhanyagol a képlet. A következő képlet az elnyelt energia (Q_a ; J) szerint közelíti meg [1]:

$$Q_a = Q_1 + Q_2 + Q_3 + Q_4 + Q_l = m_a \cdot c_p \cdot \Delta T_m + m_a \cdot L_m + m_a \cdot c_p \cdot \Delta T_V + m_a \cdot L_V + Q_l \quad (2)$$

ahol:

Q_1 : az alapanyag olvadáspontig történő hevítésére szükséges energia,

Q_2 : a megolvadás energiája, amelyhez a látens hő szükséges,

Q_3 : az olvadék elpárolgotatásához szükséges energia,

Q_4 : az elpárolgotatás energiaigénye a párolgotató látens hő függvényében,

Q_l : hővezetés, konvekció, párolgás, reflexió és sugárzás által elvesztett energia,

m_a : megolvasztott tömeg (kg),

c_p : fajhő ($\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}$),

ΔT_m : az alapanyag olvadásához szükséges hőmérséklet-különbség (K),

L_m : olvadási látens hő (J/kg),

ΔT_V : olvadék forrásához szükséges hőmérséklet-különbség (K),

L_V : párolgási látens hő (J/kg).

Ha a térfogatra (V) és sűrűsége (ρ) is tekintettel vagyunk, az alábbi képletet kapjuk [11]:

$$Q_a = \rho \cdot V \cdot (c_p \cdot \Delta T_m + L_m + c_p \cdot \Delta T_V + L_V) \quad (3)$$

Ezzel meghatároztuk az abszorbált energiát, és hogy teljesítményt kapjunk, el kell osztani az alapanyag megolvasztásához szükséges idővel. Ha nem pontozást hajtunk végre:

$$t = \frac{\Delta x}{v} \quad (4)$$

képlettel határozhatjuk meg, ahol Δx a megolvasztott hossz (mm), v a hegesztési sebesség (mm/s). Ennek tudatában a teljesítmény számítása:

$$P = \frac{Q_a \cdot v}{\Delta x} \quad (5)$$

Kézi sugárvezetés folyamán a hegesztési sebesség nehezen meghatározható és konstans értéken tartható, így az olvadási energiaigény szerinti megközelítés:

$$P = \rho \cdot \dot{V} \cdot (c_p \cdot \Delta T_m + L_m + c_p \cdot \Delta T_V + L_V) \quad (6)$$

ahol:

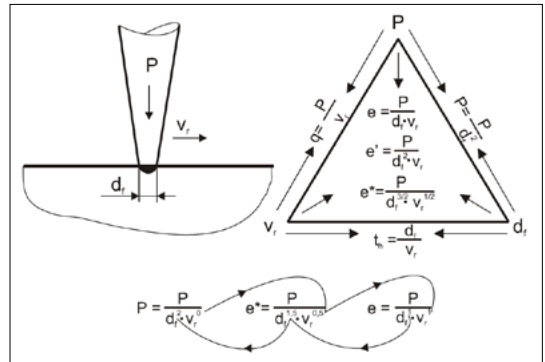
$\dot{V}$: az olvadt anyag térfogata egységnyi idő alatt (m^3/s).

2.2. A hegesztési sebesség

A hegesztési sebesség (előtolás) az egyik legkritikusabb folyamatparaméter a hegesztések során, mivel közvetlen hatással van a beolvadási mélységre, a varratgeometriára, valamint a hőhatásövezet (Heat Affected Zone – HAZ) kiterjedésére [3, 9]. A sebesség növelése csökkenti a fajlagos hőbevitel mértékét, ezáltal kisebb olvadáktócsát és sekélyebb beolvadást eredményez, míg kisebb sebesség esetén mélyebb beolvadás és szélesebb varratprofil figyelhető meg [3, 9].

Az előző fejezet összefüggései a Rosenthal-egyenlet szerint történtek, ennek átrendezéséből képesek vagyunk a hegesztési sebességet is kifejezni. Egy másik megközelítést szemléltet a 2. ábra. Itt három paraméter egymásra hatását vázolja, nevezetesen a teljesítmény (P), a relatív sebesség (v_r) és a sugár foltátmérője (d_r) között [11].

Az ezen paraméterek között képzett két-két hánnyados jól értelmezhető, fizikai jelentéssel bíró mennyiségeket eredményez. Ezek a hánnyadosok a teljesítménysűrűség (p ; W/mm^2), a fajlagos hőbevitel (q ; W/mm), valamint „egy felületi anyagi pont fókuszfoltban való tartózkodási ideje” (t_h ; s) [11]. A teljesítménysűrűség mutatja, hogy mennyire koncentrált a lézer által leadott teljesítmény



2. ábra. Nagy energiasűrűségű megmunkálások paraméter-összefüggései [11].

egységnyi területen. Ezért kell egy fókuszgeometriai faktorról (Y ; -) módosítani a nevezőt: négyzetes folt esetén $Y=1$, kör keresztmetszet esetén (gyakoribb) $Y = \pi/4$ (1). A fajlagos hőbevitellel (vonalenergia) érzékeltetjük az 1 mm hosszban közölt hőenergiát. Ezzel képesek vagyunk megjósolni a végeredményt: kis P/v_r esetén sekélyebb beolvadás tapasztalható, gyorsabb hűlés következik be, aminek eredménye martenzites szövetszerkezet (szénacéllok), mely növeli a repedésveszélyt [10]. Érdemes ezen hánnyadost nagyobb értéken tartani a megfelelő kötés érdekében. A hatásidőtartam ezzel összefügg: minél több ideig közöltünk egy adott anyagi ponttal energiát, annál nagyobb hőmérsékletre hevül, így a hűtési sebesség csökken, martenzitmentes szövetszerkezetet eredményezve.

Az előbbi számításokból tudunk tovább következtetni: meghatározható a felületi energiasűrűség („planimetrikus energiabevitel”, e ; J/mm^2), a térfogati energiasűrűség (volumetrikus energiabevitel, e' ; J/mm^3) és az egységnyi hatásosság (e^* ; $\text{J}/(\text{mm}^2 \cdot \sqrt{\text{s}})$) értékei. A felületi energiasűrűség érzékelteti az egységnyi felülettel közölt energiát, a térfogati energiasűrűség az egységnyi térfogatra vetíti ezt. A teljesítménysűrűség és a felületi energiasűrűség képletek súlyozásából következik az egységnyi hatásosság (2. ábra alsó része), amely leírja, hogy egy adott beviteli teljesítmény mellett milyen mértékben hatékony az energia-anyag átadás a munkadarabra [11].

2.2.1. Hegesztési sebesség hozaganyaggal

Hozaganyag nélküli hegesztés folyamán az alkalmazott hőforrás energiája az alapanyag megolvasztására szolgál. Ha alkalmazunk töltőanyagot, annak megolvasztása miatt többlet-teljesítményre lesz szükségünk [12]:

$$P_{extra} = \dot{m} \cdot \Delta T \cdot c + \dot{m} \cdot L_f \quad (7)$$

ahol:

$\dot{m}$: huzal tömegárama (g/s),

ΔT : huzal és annak olvadáspontja közötti hőmérséklet-különbség (K),

c : hozaganyag fajhője (J/(g·K)),

L_f : acél fajlagos olvadáshője (J/g)

Ebből a képletből egy ismeretlenünk van, a huzal tömegárama, amelyet a következőképp számolhatunk [13]:

$$\dot{m} = \rho \cdot A_{huzal} \cdot v_w \quad (8)$$

ahol:

ρ : sűrűség [g/cm³],

A_{huzal} : huzal keresztmetszete [mm²],

v_w : huzal előtoló sebessége [mm/s],

Ennek ismeretében meghatározható a többlet-teljesítmény-igény az energiamérleg alapján [1], így a módosított hegesztési sebesség:

$$v_{új} = v_{alap} \cdot \frac{P_{alap}}{P_{alap} + P_{extra}} \quad (9)$$

2.3. Hőbevitel

A Rosenhalt-egyenlettel és Bagyinszki–Bitay-féle megközelítésekkel ki lehet fejezni ezen paramétert is. A fedett ívű hegesztéseknél is fontos szerepet játszik a közölt hő, ennek becslésére ad példát az EN 1011-1 szabvány. Lézeres megmunkálásra hasonló képletet alkalmaznak [10]:

$$Q = \frac{\eta \cdot P}{v} \quad (10)$$

ahol:

η : hatásfok (-), ami függ a lézerforrástól és a fény-anyag kölcsönhatástól.

Érdemes foglalkozni vele, hiszen a megmunkálás eredményéről informál minket: a nagy hőbevitel eredménye a lassabb hűlés, ezáltal a várható szövetszerkezet nem tartalmaz martenzitet, ami miatt a repedésérzékenység csökken, viszont ha túl nagy a hőbevitel (nagyon lassú hűtés), szemcsedurulás következhet be [13]. A repedékenységi jóslására szolgál még az ISO 9606-1:2012 szabvány IIW (International Institute of Welding) szerinti karbonegyenérték-számítás is, amivel megállapítható, hogy kell-e munkadarab-előmelegítés a megfelelő kötés érdekében (CE < 0,4; nem kell előmelegíteni, föltötte egyre indokoltabb) [3, 9].

2.4. Beolvadási mélység

Lézeres hegesztés beolvadási mélységét a Rosenthal-egyenlettel szokás megbecsülni. Ezen

egyenlet feltételezi, hogy a varrat szélességének fele a beolvadási mélység és hőforrás pontszerű, amely egyenletes sebességgel mozog a munkadarabon, és a hőátadást elsősorban a hővezetés révén írja le [1]. Ennek az egyenletnek kettő- és háromdimenziós változata is van, a 2D-s felrakó hegesztésekre alkalmazható, ahol a beolvadási mélység elhanyagolt [1, 10]. Mivel ezt szeretnénk kifejezni, a 3D-s modellt kell alkalmazni, ahol feltételezett a hőforrás kiterjedése és Gauss-féle energieloszlása:

$$T - T_0 = \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot k \cdot h} \exp\left(\frac{v_x \cdot \xi}{2 \cdot \kappa}\right) \times K_0\left(\frac{v_x \cdot r}{2 \cdot \kappa}\right) \quad (11)$$

ahol:

k : hővezetési együttható (W/(m·K)),

h : beolvadási mélység (m),

v_x : hőforrás sebessége x irányban (m/s),

ξ : a forrás helyzetétől mért effektív távolság Lagrange-koordináta-rendszerben (m),

κ : hődiffúziós együttható (m²/s),

K_0 : módosított Bessel-függvény nulladik rendje. Érdemes megjegyezni, hogy ezen egyenletet módosítani kell, ha nem szénacélokkal vagy nem folyamatos lézerforrással dolgozunk [14].

2.5. Védőgáz áramlása

A lézeres hegesztések az ömlesztőhegesztések kategóriájába tartoznak [3, 9]. Emiatt az olvadékat védeni kell a környezettől (oxidáció, szennyeződések), ami védőgázzal (védőgázelegyekkel) abszolválható. Ezt a közeget közvetlenül az olvadéktócsára irányítjuk adott áramlási sebességgel. A gázáramlás (l/min) befolyásolja a kötés küllemét, ezáltal mechanikai tulajdonságait. Minőségi varrat érdekében lamináris áramlást kell biztosítanunk, de egyes esetekben csak átmeneti áramlási viszonyokkal érhető el [10, 14]. Ennek bizonyítását a Reynolds-számmal tudjuk érzékeltetni.

$$Re = \frac{\rho \cdot v \cdot d_{spot}}{\mu} \quad (12)$$

ahol:

Re : Reynolds-szám (-),

ρ : a közeg sűrűsége (kg/m³),

v : a közeg áramlási sebessége (m/s).

A Reynolds-szám a közeg (légnemű/ folyékony) áramlásának jellegét írja le: lehet lamináris (rendezett; $Re < 2320$), átmeneti ($2320 < Re < 4000$) vagy turbulens ($Re > 4000$) [15]. A védőgáz áramlásánál ez kulcsfontosságú, mert a turbulencia gázpórusokat vagy egyenetlen védelmet okozhat a hegesztési zónában [3, 9]. Hővezetési lézeres hegesztés folyamán lamináris áramlást kell bizto-

sítani, viszont mélyvarratos lézeres hegesztésnél gyakoriak az átmeneti áramlási viszonyok [14]. Oka a technológia sajátosságaiból fakad: hogy mélyebb rétegekbe eljuthasson a közölt energia, a kulcslyuknak (keyhole, 1. ábra jobb oldala) nyitva kell maradnia, a keletkező plazma és fémgőz mértékét közben kell tartani, mivel optikai közegként vannak jelen, és befolyásolják az energiátovábbítást [2, 16].

Hegesztés folyamán a védőgáz reduktorán tudjuk beállítani a kívánt gáznyomást. Szakemberek számára ez nem kielégítő adat, hisz térfogatáramra szoktak WPS-t (Welding Procedure Specification) alkotni:

$$Q = A_{spot} \cdot v = A_{spot} \cdot \frac{Re \cdot \mu}{\rho \cdot d_{spot}} \quad (13)$$

Ha a reduktor után nem táplálunk be egy áramlásmérőt, akkor először a nyomásesést (ΔP) kell meghatározni a Bernoulli-egyenlettel (elhanyagolva a magasságváltozást) [15]:

$$\Delta P = P_1 - P_2 = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot (v_2^2 - v_1^2) \quad (14)$$

ahol:

P_1 : a nyomása (Pa),

P_2 : a fúvókán kilépő nyomás (Pa),

v_1 : a reduktor kimeneti közegsebessége (m/s),

v_2 : a fúvókán kilépő közegsebesség (m/s).

Ennek tudatában a reduktoron beállítandó nyomásérték a nyomásesés és a fúvókán kilépő nyomás összege. Fontos megjegyezni, hogy a képlet módosul, ha a fúvóka hossza nem elhanyagolhatóan hosszú [9].

Megállapítható, hogy a lézeres hegesztés paramétereinek megállapítása adott feladatra komplex tevékenység. A szakemberek munkájának segítése érdekében az előbb bemutatott számítások szimulációk alapjait is képezik [11, 14]. Ha ezekhez nem férünk hozzá, érdemes kísérletsozortat véghez vinni a tanulmányokban említett paraméterekkel, amit a továbbiakban optimalizálunk a megoldandó feladatra.

3. Kísérlet

A sikeres kézi lézeres hegesztés kulcsa a megfelelő technológiai paraméterek gondos megválasztása, amelyeket az előző fejezetben elemeztünk. A jelen fejezet célja a gyakorlati kísérleti vizsgálat bemutatása, amelyet az Intertechnika csepei műhelyében végeztünk, egy IPG Photonics LightWeld 1500 XC típusú kézi lézeres berendezés (3. ábra) segítségével. Ez az eszköz gyárilag előre beállított

hegesztési programokat alkalmaz (4. ábra), így bizonyos bemeneti paraméterek (teljesítmény, sugárprofil) pontos értékei nem hozzáférhetők. Ennek ellenére vizsgálatunk középpontjában annak megállapítása volt, hogy ezek a gyári beállítások mennyire biztosítanak megfelelő minőségű kötéseket.

Az alkalmazott berendezés napjaink legprofesszionálisabb kézi lézerforrása [17]. Az 1. táblázat ismerteti a lézerforrás tulajdonságait.

1. táblázat. IPG Photonics LightWeld 1500 XC gépi adatok [8]

Paraméter	Érték
Lézerteljesítmény (HPP-impulzus üzemmódban)	150–2500 W
Lézerteljesítmény (CW-folyamatos üzemmódban)	150–1500 W
Üzemmódok	CW, Track, Modulation, HPP, Stich, Clean, ADV. Stich
Lézerforrás hullámhossza	1070 nm
Lengésfrekvencia	0–300 Hz
Lengéshossz	0–15 mm
Bemeneti feszültség	200–240 V
Áramfelvétel teljes terhelésnél	24 A
Névleges teljesítmény	4600 VA



3. ábra. IPG Photonics LightWeld 1500 XC kézi lézerforrás és IPG LightWELD WF-100 huzalelőtoló berendezés

METAL	SHIELDING GAS	MODE	WELD DEPTH			
			0.040" (1.0mm)	0.080" (2.0mm)	0.120" (3.0mm)	0.160" (4.0mm)
STAINLESS STEEL	NITROGEN	CW	A1	A2	A3	A4
		M	C1	C2	C3	-
		W	A6	A7	A8	A9
MILD STEEL	NITROGEN	CW	E1	E2	E3	E4
		M	F1	F2	F3	-
		W	E6	E7	E8	-
GALVANIZED STEEL	NITROGEN	CW	-	-	-	-
		M	J1	J2	J3	-
		W	-	-	-	-
ALUMINUM 3XXX	ARGON	CW	-	-	-	-
		M	H1	H2	H3	H4
		W	-	-	-	-
ALUMINUM 5XXX	ARGON	CW	-	-	-	-
		M	L1	L2	L3	L4
		W	L6	L7	L8	L9

4. ábra. Berendezés programtáblázata [8]

Felhasználóbarát, ezért egy – a géphez tartozó – táblázat alapján csak programot kell kiválasztani az alapanyag, lézermód és beolvadási mélység függvényében (4. ábra). A kísérletek folyamatos üzemmódban történtek hozaganyaggal és hozaganyag nélkül (lásd a táblázat CW és M sorait). Hozaganyagossal hegesztéshez IPG LightWELD WF-100 huzalelőtoló berendezést használtunk.

3.2. A kísérlet alapanyagai

Különböző beolvadási mélységek mellett kívántuk vizsgáldni, így 1 mm-es lemeztől 5 mm-ig mm-ként növeltük a lemezvastagságot. Környezetünkben nem állt rendelkezésre egy adott anyag-típusból mindegyik méret, ezért DC01 (1 és 2 mm) és S355J2 (3 mm-től felfele) jelű szénacélokon kísérleteztünk. Minden esetben egyoldali sarokvarratot készítettünk T elrendezésben, amit a lemezvégek előzetes összefűzésével biztosítottunk. A hozaganyagossal programmód is érdekelt minket (W: Wire welding), ehhez Böhler EMK 8 Ø1 mm tömör huzalelektrodát használtunk. A 2. táblázat nyomán minden esetben 4,6 tisztaságú nitrogént alkalmaztunk védőgázként 0,2 MPa üzemi nyomáson.

2. táblázat. Kísérlet alapanyagainak összetétele

Anyag	C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cu%
S355J2	0,2	0,55	1,6	0,025	0,035	0,55
DC01	0,12	-	0,6	0,045	0,045	-
EMK 8	0,11	1	1,8	-	-	-

3.3. Vizsgálat

Az alkotott varratokat minősíteni kívántuk, így penetrációs vizsgálatot vittünk véghez, és később mikroszkópi csiszolatokat készítettünk optikai vizsgáldás és keménységmérés érdekében.

A folyadékbehatolásos vizsgálatot az Óbudai Egyetem Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Karán végeztük. A vizsgálatot az ISO 3452-1:2021 szabvány szerint végeztük el.

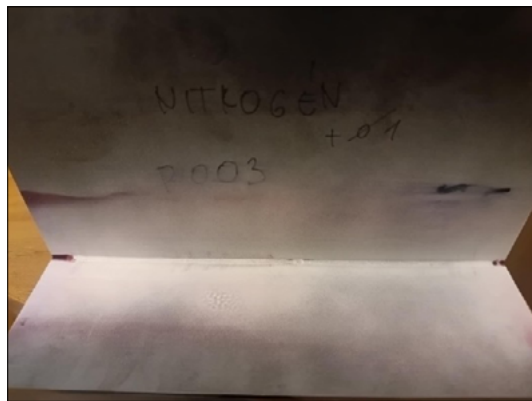
A metallográfiai vizsgálatot a budapesti Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Non-profit Kft. telephelyén készítettük. Az MSZ EN ISO 15614-1:2023 szerint munkáltuk ki a vizsgálandó keresztmetszetet: vékonyabb munkadarabokat lemezollóval daraboltunk, 4 mm-es lemezektől sarokcsiszolót alkalmaztunk. Ezzel a megoldással jóval nagyobb területet vágunk ki az esetleges hőkezelés miatt, a továbbiakban abrazív vágógéppel hoztuk beágyazható méretűre vizes elárasztás mellett. A mintakészítés az MSZ EN ISO

1463:2021 szabvány szerint készült. Mivel csak a varratok alakját és esetleges hibákat kerestünk, így 1 µm-es gyémánt szuszpenzióig políroztunk (makró felvételek). A szövetszerkezet láthatóvá tételéhez 5 %-os Nitalt használtunk.

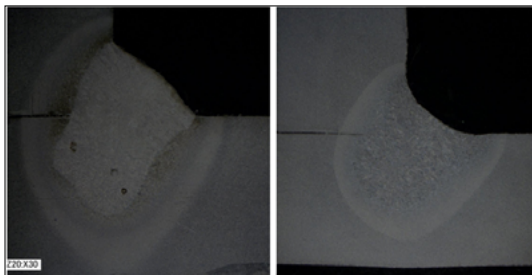
A keménységmérést az egyetem falain belül végeztük, Vickers eljárást alkalmaztunk 200 g-os terheléssel, mivel a hőhatásövezetek a technológiától elvártan keskenyek. Ennek eredményeiben semmi kirívót nem találtunk, az alapanyagoktól a varratig haladva egyre nagyobb keménységértékeket regisztráltunk.

3.4. Eredmény

A szemrevételezés és penetrációs vizsgálatok folyamán megállapítottuk, hogy semmiféle, a varrat felszínére kifutó anyaghiba nem volt. A mikroszkópi felvételeken látható, hogy gömb alakú, pórusos varratok készültek (MSZ EN ISO 6250-1:2008 szerint 2011 hibakód) a gyártó által ajánlott paraméter-táblázattal. Legvalószínűbb oka az egyenlőtlen sugárvezetés és a pisztoly pozícióba tartásának bizonytalansága lehet.



5. ábra. S355J2 3mm vastag lemez E8 jelű programmal, hozaganyaggal hegesztett minta penetrációs vizsgálatának eredménye



6. ábra. E4 programmal készített S355J2 jelű minták: 5 mm-es hozaganyagossal (bal) és 4 mm-es alapanyagába hegesztett (jobb) kötések

4. Konklúzió

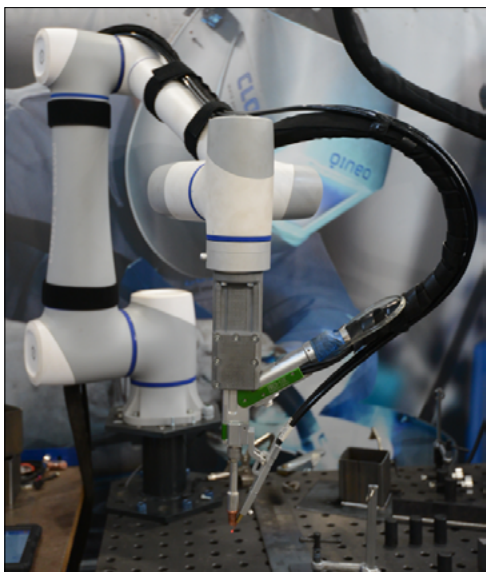
A lézeres hegesztés kulcsa az alkalmazott technológia ismerete. Sok esetben szabad hagyatkozni triviálisnak tűnő, empirikus képletekre, segédletekre. Ha biztosra szeretnénk menni, érdemes optimalizált technológiai paramétereket kidolgozni, szimulálni.

A lézeres hegesztés egyik érzékeny paramétere a hegesztési sebesség, a kézi sugárvezetés bizonytalansága miatt. Bár többletköltséget jelent (többmillió forinttal), ha hegesztési eljárás specifikációt (WPS: Welding Procedure Specification) szeretnénk alkotni sorozat- vagy tömeggyártás érdekében, érdemes collaborative robottal integrálni a lézerforrást [4].

A 4. ábrán látható paraméter-táblázat meghatározza a hegesztés védőgázát (nitrogén). Bár a metallográfiai csiszolatokon nem volt tetten érhető, érdemes más, iparban gyakran alkalmazott védőgázzal kísérletezni, hiszen a nitrogén képes az alapanyagok ötvözőivel nitrideket képezni (esetünkben Mn₄N- és Si₃N₄-kiválások lehettek volna).

Köszönetnyilvánítás

A szerzők ezúton szeretnék köszönetet mondani az Intertechnika Kft.-nek a kísérleti hegesztések kivitelezésében, a berendezés adatainak közlésében és a Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Non-profit Kft.-nek a metallográfiai mintaalkotásban és mikroszkópi felvételek készítésében.



7. ábra. CR10A Dobotra szerelt FWH20-S10A lézeres hegesztőpisztoly [4]

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] E. Kannatey-Asibu Jr.: *Principles of Laser Materials Processing Developments and Applications*. 2nd edition, Wiley, Hoboken, NJ, 2023.
- [2] Buza G.: *Lézersugaras Technológiák I.* Edutus Főiskola, Budapest, 2012.
- [3] Gáti J. (szerk.): *Hegesztési Zsebkönyv I.* Cokom Mérnökiroda Kft., Budapest, 2023.
- [4] Gáti J., Kovács T., Nagy B.: *Gépesített kézi lézeres hegesztés gyakorlati tapasztalatai.* Hegesztéstechnika, XXXIV/ 4. (2024) 43–47.
- [5] General Electric Company. Industrial hand held laser tool and laser system (US4564736A), Amerikai Szabadalmi Hivatal 1986. <https://patents.google.com/patent/US4564736A/en>
- [6] Halász G.: *Kézi lézeres berendezések biztonságos használata.* Hegesztéstechnika XXXV/1. (2024) 41–47.
- [7] MSZ EN ISO 4063:2023: Hegesztés, forrasztás és termikus vágás. A hegesztési eljárások megnevezése és azonosító számuk.
- [8] LightWELD® Sorozatú Kézi Lézerhegesztő Rendszer Eredeti Használati Útmutató Fordítása, dokumentumszám: DOCCHUGMPSHU0018, Rev:2 (2023. november 29.)
- [9] Bagyinszki G., Bitay E.: *Hegesztéstechnika I.: Eljárások és Gépesítés.* Erdélyi Múzeum-Egyesület, Kolozsvár, 2010. <https://doi.org/10.36242/mtf-08>
- [10] Volpp J.: *High-Power Laser Material Processing for Engineers.* Taylor & Francis Group, LLC, 2025.
- [11] Bitay E.: *Lézeres felületkezelés és modellezés.* Erdélyi Múzeum-Egyesület, Kolozsvár, 2007. <https://doi.org/10.36242/mtf-04>
- [12] Salminen Antti Sakari: *Effect of welding parameters on the efficiency and energy distribution during laser welding with filler wire.* ICALEO 2001, Laser Institute of America, 2001. 409–418. <https://doi.org/10.2351/1.5059891>
- [13] Messler, R. W.: *Principles of Welding: Processes, Physics, Chemistry, and Metallurgy.* Wiley, 2004. 167–168.
- [14] Hekmatjou H., Zeng Z., Shen J., Oliveira J. P. Nafakh-Moosavy H.: *A comparative study of analytical Rosenthal, finite element, and experimental approaches in laser welding of AA5456 alloy.* Metals, 10/4. (2020) 436. <https://doi.org/10.3390/met10040436>
- [15] Lajos T.: *Az áramlástan alapjai.* 5. kiadás, Akadémiai Kiadó, 2024. <https://mersz.hu/lajos-az-aramlastan-alapjai/>
- [16] Buza G., Erős A., Fazekas É.: *A hegesztési munkagáz összetételének hatása a plazmaképződésre a lézersugaras hegesztés során.* Bányászati és kohászati lapok. Kohászat, 148/6. (2015).
- [17] https://spark-co.com/en/2024/05/24/ipg-light-weld-what-you-need-to-know/?utm_source=chatgpt.com (letöltve: 2025. április 16.)



Furatmegmunkálási eljárások pontosságának vizsgálata

Accuracy Examination of Hole Machining Methods

Ráczai Viktor Gergely,¹ Mikó Balázs²

¹ Óbudai Egyetem, Anyagtudományok és Technológiák Doktori Iskola. Budapest, Magyarország, raczi.viktor@bgk.uni-obuda.hu

² Óbudai Egyetem, Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Gépészeti és Technológiai Intézet, Gyártástechnológiai Intézeti Tanszék. Budapest, Magyarország, miko.balazs@bgk.uni-obuda.hu

Abstract

The geometric accuracy and surface quality of hole machining processes are fundamentally important for the operational reliability of manufactured components, as supported by the literature review. The aim of this research was to compare the geometric and surface characteristics of circular pockets produced by three different machining methods: turning, boring, and milling. During the investigations, coordinate measuring machine (CMM) and surface roughness measurement methods were applied, and the results were evaluated using the Taguchi method, signal-to-noise (S/N) ratio analysis, and weighted scoring assessment. Based on the results, boring proved to be the most favorable method in terms of geometric accuracy, while milling yielded better surface roughness values. The findings of this research can support the selection of appropriate pre-production machining technologies and contribute to the optimization of manufacturing processes.

Keywords: *geometric tolerance, hole machining, Taguchi experiment design.*

Összefoglalás

A furatmegmunkálási eljárások geometriai pontossága és felületi minősége alapvető fontosságú a gyártott alkatrészek működési megbízhatósága szempontjából, amint azt a szakirodalmi áttekintés is alátámasztja. Jelen kutatás célja három különböző forgácsolási eljárással (esztergálással, kiesztergálással és marással) készített körsebek geometriai és felületi jellemzőinek összehasonlítása volt. A vizsgálatok során koordináta-mérési (CMM) és felületi érdesség-mérési módszereket alkalmaztunk, az eredményeket a Taguchi-módszer alapján, jel-zaj arány számítással és súlyozott pontozásos kiértékeléssel elemeztük. Az eredmények alapján a geometriai pontosság szempontjából a kiesztergálástechnológia bizonyult a legkedvezőbbnek, míg a marás a felületi érdességi paraméterek tekintetében nyújtott kedvezőbb értékeket. A kutatás megállapításai hozzájárulhatnak a megfelelő előgyártási technológia kiválasztásához és a gyártási folyamatok optimalizálásához.

Kulcsszavak: *geometriai tűrések, furatmegmunkálás, Taguchi-kísérlettervezés.*

1. Bevezetés

A hengeres felületek megmunkálása során elérhető geometriai pontosság meghatározó szerepet játszik a gyártott alkatrészek működési megbízhatóságában, különösen olyan alkalmazások esetén, ahol csapágyazás, illeszkedés vagy tömítés az elvárt funkció. A korszerű gyártástechnológiák célja nem csupán a méretpontosság, hanem a minimális alakhibák (például a hengeresség és kőralakúság) biztosítása is. Ennek érdekében a

különböző forgácsolási eljárások összehasonlítása és használt technológiai paramétereik optimalizálása elengedhetetlen.

A megmunkált alkatrészek geometriai és méretbeli pontosságának értékelésére különböző mérőszámok alkalmazhatók, amelyek meghatározását és értelmezését az ISO-szabványok részletesen leírják. A ΔD (átmérőeltérés) a mért átlagos átmérő és a névleges méret különbségét jelenti, és a mérettűrésekre vonatkozó ISO 14405-1:2016 szabvány alapján értelmezhető. A mérettűrés mellett

a geometriai tűrések részletgazdagabb leírását adják a gyártott elem eltéréseinek. A *RONt* (Roundness total deviation) a körkörösség eltérését fejezi ki, és az ISO 12180-1 és ISO 12180-2 szabványok alapján kerül meghatározásra (1. ábra/a). Ez az érték a mért kontúr legnagyobb és legkisebb sugara közötti különbséget jelenti egy adott keresztmetszetben. A *CYLt* (Cylindricity total deviation) hasonló módon a teljes hengerességi eltérést írja le, amelyet az ISO 12181-1 és ISO 12181-2 szabványok definiálnak (1. ábra/b). Ez a jellemző a mért felületet éppen lefedő legkisebb és legnagyobb koncentrikus hengerek közötti távolságként értelmezhető. Mindhárom mérőszámot általában mikrométerben (μm) adják meg, és a gyakorlatban koordinátamérő gépekkel (CMM) végzett alak- és méretellenőrzések során kerülnek meghatározásra. A jelen vizsgálat során a körzsebek geometriai jellemzésére a ΔD -, *RONt*- és *CYLt*-paraméterek kerültek alkalmazásra.

Az esztergálás az egyik legelterjedtebb eljárás hengeres felületek készítésére, azonban bizonyos esetekben nem alkalmazható (szerelt vagy nem forgásszimmetrikus alkatrészeknél). Ilyen helyzetekben alternatív megmunkálási módok (pl.: marás, kiesztergálás) kerülnek előtérbe.

Marási eljárás során a forgácsolási paraméterek mellett egyéb körülmények is hatással vannak a megmunkált felület pontosságára, mint például a hűtési viszonyok [1]. Az elvégzett kísérletek alapján a legkedvezőbb eredményt a 65,46 m/min forgácsolási sebesség, 0,3 m/min asztalelőtoló sebesség és 1,16 l/h emulzió alkalmazása eredményezte, ahol a *CYLt* értéke 19,20 μm , a *CYLv* pedig 8,52 μm volt [1].

Mérések szerint a kenőanyag típusa és mennyisége jelentősen befolyásolta a *CYLt*-, *CYLp*- és *CYLv*-értékeket. Kutatások eredményei alapján a legacsonyabb *CYLt*-értéket (13,31 μm) 188,5 m/min forgácsolási sebesség, 0,05 mm/ford előtolás és 546 cm³/min emulzió eredményezte [2, 3].

A különféle alakhibák elemzése tangenciális esztergálás esetén is egyre nagyobb figyelmet

kap. Az eljárás különleges kinematikai jellemzői révén kiválóan alkalmazható nagy pontosságú hengeres felületek megmunkálására, azonban az alakhiba – különösen a *CYLv* és a *RONt* – jelentősen függ a forgácsolási sebességtől és a fogásmélységtől [4].

A kemény megmunkálások (edzett acélok esztergálása és köszörülése) összehasonlítása esetén, a *RONt*-, *CYLt*-, *CYLtt*- és *Ra*-paraméterek alapján a keményesztergálás versenyképes alternatíva lehet a hagyományos köszörüléssel szemben, különösen, ha a megmunkálás egy felfogásban, egy gépen történik [5].

A hónolás mint befejező megmunkálás szintén hozzájárul a kiváló alakhelyességű furatok előállításához. Nagypál és Sztankovics munkájában kimutatták, hogy az abrazív szerszám szerkezete és az előtolás mértéke hatással van a *CYLt*-, *CYLtt*- és *RONt*-paraméterekre – a kisebb szemcseméret és a zártabb szerkezet kedvezőbb hengerességet eredményezett [6].

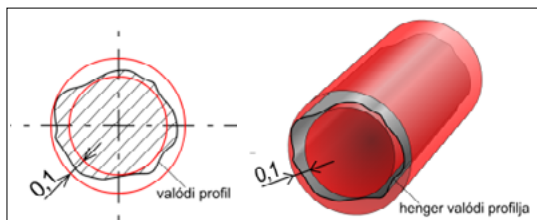
Külön figyelmet érdemelnek azok az eljárások is, amelyek mechanikus alakításra (nem forgácsolásra) épülnek. Ferencsik és Varga több tanulmányban is vizsgálták a gyémántszerszámok felületvasalás hatását a mikrokeménységre és a hengerességre, és kimutatták, hogy a megfelelő vasalási paraméterek alkalmazásával jelentős mértékben javítható az alakhelyesség [7, 8].

E kutatások együttes tanulsága, hogy a különböző forgácsolási és alakító eljárások befolyásolják a geometriai alakhelyesség alakulását, emellett a megfelelő eredmény elérése érdekében minden esetben szükséges az alkalmazott technológiai paraméterek gondos megválasztása.

A jelen tanulmány célja annak vizsgálata, hogy a kiesztergálással előállított körzsebek geometriai pontossága, különösen a hengeresség, köralakúság és a felületi érdességi paraméterek alapján, mennyire közelíti meg az esztergálással készült munkadarabok pontosságát. Az eredmények segíthetnek annak eldöntésében, hogy a jövőbeni kísérletek során elegendő-e a kiesztergálást alkalmazni az előgyártásban.

2. Anyagok és módszertan

A forgácsolási kísérletek során három különböző forgácsolási technológiával készítettük el a körzsebeket. Mindhárom eljárás alkalmazása során keményfém szerszámokat használtunk, amelyeket a Walter Hungária Kft. biztosított számunkra. Az esztergálással készült körzsebek esetében az A20S-SDQCL11 jelű fűrőrudat és a



1. ábra. A köralakúság (a) és hengeresség (b) geometriai eltérések meghatározása

DCMT11T304-MP4-WPP20G jelzésű lapkát alkalmaztuk (1. táblázat/No. 1). A kiesztergálással készült munkadarabok esetében a B4030G. T28. 33-41.Z jelű szerszámot és a TCMT06T104-FP4 jelzésű lapkát használtuk (1. táblázat/No. 2), míg a marással készült körzsebek megmunkálásánál a H4021017-20 jelölésű ujjmarót alkalmaztuk (1. táblázat/No.3).

A forgácsolási vizsgálatok a MAZAK SQT 10 MS CNC megmunkálóközponton és a Mazak Nexus 410A-II CNC marógépen kerültek végrehajtásra. A szerszámok állapotfelmérése és geometriai méreteik ellenőrzése (valós szerszámtátmérő megállapítása kiesztergáló- és marószerszám esetén) az Elbo Controlli Hathor lézeres szerszámbemérő segítségével történt.

A forgácsolási kísérleteket C45 (1.0503)-jelölésű nemesíthető szénacélon végeztük, amelynek kémiai összetétele: C: 0,43–0,5%; Si: <0,4%; Mn: 0,5–0,8%; Mi: <0,4%; P <0,045%; Cr: <0,4%; Mo: <0,1%. Az anyagot kiváló mechanikai tulajdonságai miatt gépészeti és szerkezeti alkatrészek alapanyagaként alkalmazzák. Az általunk használt, Ø80×70 mm-es geometriai mérettel rendelkező munkadarabok keménysége HV30 $185 \pm 7,3$ ($\sigma_{3,65}$) volt.

A kísérlet során használt munkadarabok előgyártmányai a MAZAK SQT 10 MS CNC megmunkálóközpontban készültek két felfogásban. A kísérlet során Ø34 mm átmérőjű körzseb simítása történt 32 mm mélységig (2. ábra). A vizsgálat során a fogásmélység (a) (marás esetén fogásszélesség [ae]) 0,5 mm volt. A kísérleti eredmények összehasonlíthatósága érdekében az anyagáram (V [mm³/min]) értéke mindhárom eljárás esetén azonos volt. A forgácsolási kísérletek árasztásos hűtés (MOL Emolin 420 6%-os oldat) alkalmazásával kerültek végrehajtásra.

A forgácsolási kísérletek a Taguchi kísérlettervezési módszer (L9) alapján kerültek megtervezésre. A vizsgálat során mindegyik eljárás esetén megváltoztattuk a forgácsolási sebesség (v_c) és a fogankénti előtolás (f_z) értékét három szinten. A 2. táblázat tartalmazza az alkalmazott technológiai paraméterek értékeit.

2.1. Koordinátamérési vizsgálatok

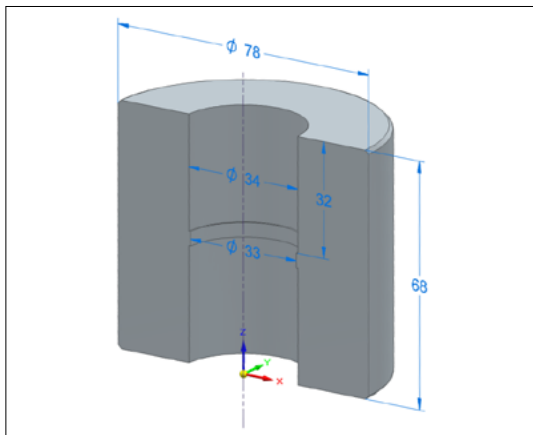
A forgácsolási kísérleteket követően a Mitutoyo CRYSTA-Apex V544 koordinátamérő gép segítségével határoztuk meg a körzseb geometriai hibáit ($RONt$, $CYLt$) és méretének eltérését az elméleti geometriától (ΔD). A vizsgált geometriai eltérések értékeinek meghatározását tizenegy mélységben (h : 2; 4,5; 7; 9,5; 12; 14,5; 17; 19,5; 22; 24,5; 27 mm),

1. táblázat. A kísérleteknél alkalmazott szerszámok

No.	Szerszám	Lapka
1	A20S-SDQCL11	DCMT11T304-MP4-WPP20G
2	B4030G. T28. 33-41.Z	TCMT06T104-FP4
3	H4021017-20	

2. táblázat. A kísérleteknél alkalmazott technológiai paraméterek

Esztergálás			Kiesztergálás			Marás		
No.	v_c (m/min)	f_z (mm)	No.	v_c (m/min)	f_z (mm)	No.	v_c (m/min)	f_z (mm)
1	180	0,05	4	180	0,1	7	180	0,15
2	200	0,1	5	200	0,15	8	200	0,05
3	220	0,15	6	220	0,05	9	220	0,1



2. ábra. Kísérletnél alkalmazott munkadarab

szintenként 24 pontból (összesen: 264 pont) állapítottuk meg.

A Mahr MarSurf GD 120 érdességmérő segítségével határoztuk meg a felületi érdességi paramétereket (Ra , Rz). A vizsgálat során minden megmunkált felületet három pozícióban (0° ; 120° ; 240°) és három mélységben (0; 9; 18 mm) mértük meg (összesen: 9 mérés), a MSZ EN ISO 21920:2022 szerinti It : $4,8 + 2 \cdot 0,8$ mm hossz alkalmazásával.

A mérési eredményeket a mérőgépek saját szoftvere mellett, MINITAB 22 szoftver segítségével értékeltük ki.

Az eredmények meghatározásánál a legkisebb négyzetek módszerét (Least Squares Cylinder Fit) alkalmaztuk, ami minimalizálja a mért pontok és az elméleti átmérőtől az illesztett kör vagy henger középpontjának tengelyére merőleges távolságok négyzetösszegét. A kapott eredményeket grafikus formában ábrázoltuk.

3. A mért értékek bemutatása

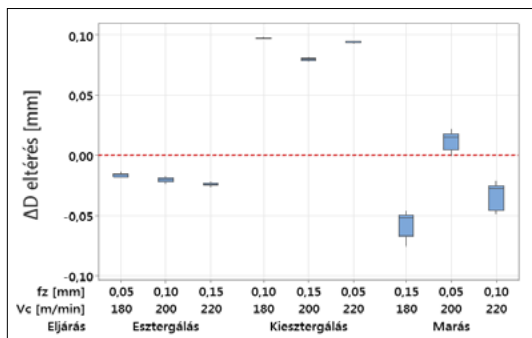
Az elméleti átmérőtől való eltérés (ΔD) eredményeit a **3. ábra** mutatja, ahol a 264 darab mérés-eredmény eloszlása látható. Az adatok alapján megállapítható, hogy a különböző forgácsolási eljárások jól elkülöníthetők. Az esztergálási és kiesztergálási technológiáknál megállapítható, hogy a forgácsolási technológiák kismértékben befolyásolják az elméleti geometriától való eltérést, míg marás esetén ez a hatás jelentős. Az esztergálás okozta a legkisebb ΔD -eltérést (átlagosan $-0,02$ mm), míg a kiesztergáláskor átlagosan $0,09$ mm-rel nagyobb körzsebek készültek. Az erőmérési eredmények és a Necurom 651-es műfában történő kísérletek alapján megállapítható, hogy a szerszám deformációja okozta az átmérő geometriai eltérését.

A mért pontok segítségével meghatároztuk az adott szinthez tartozó köralakúság ($RONt$) nagyságát (**4. ábra**). Az adatok alapján megállapítható, hogy az esztergálás és a kiesztergálás közel hasonló köralakúságot okoz, míg a marási eljárásnál nemcsak az adatok szórása jelentős, de a vizsgált geometriai eltérés is 2,8-szorosa az esztergálási eljárás átlagához képest. Az adatok alapján itt is megállapítható, hogy a technológiai paraméterek jelentős hatást fejtenek ki marási eljárás esetén a köralakúság nagyságára.

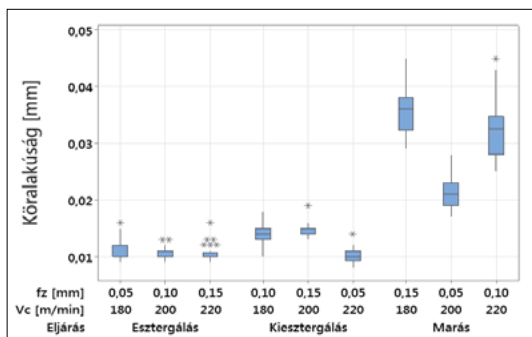
A körzsebek hengeressége ($CYLt$) vizsgálatának eredményeit a **5. ábra** mutatja be, ahol 36 mérés (9×4) eredményei vannak feltüntetve. Az eredmények alapján megállapítható, hogy a legkisebb hengerességi eltérést az esztergálással készült körzsebek esetén lehetett tapasztalni. Kiesztergálás esetén a hengeresség nagysága átlagosan 10%-kal tért el az esztergált körzsebeiktől, míg marással készült munkadarabok esetén 2,9-szeres az átlagos eltérés. Az adatok alapján az is jól látható, hogy marásnál a technológiai paraméterek jobban befolyásolják a hengeresség értékét.

3.1. Érdességmérési vizsgálatok

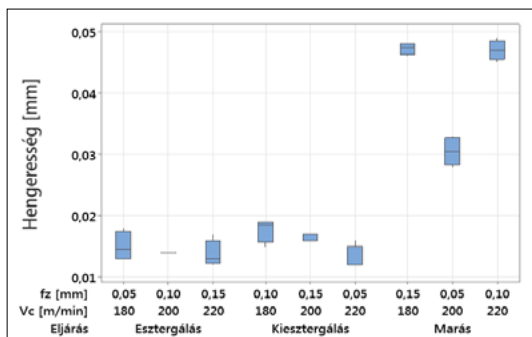
Az átlagos felületi érdesség (Ra) adatait összegzi a **6. ábra**. A legkisebb Ra -érdességet a marási eljárás okozta. Esztergálással átlagosan 2,6-szor, míg kiesztergálás esetén átlagosan 2,8-szor nagyobb Ra -érdesség volt mérhető. Az átlagos felületi érdességre marás esetén nincs számottevő hatása a technológiai paramétereknek, míg esztergálás és kiesztergálás esetén a technológiai paraméterek hatása jelentősen befolyásolja az Ra értékét. Emellett megállapítható, hogy a felület homogenitása egyéül szerszám alkalmazásával jóval kedvezőbb, mint többélű szerszám esetén.



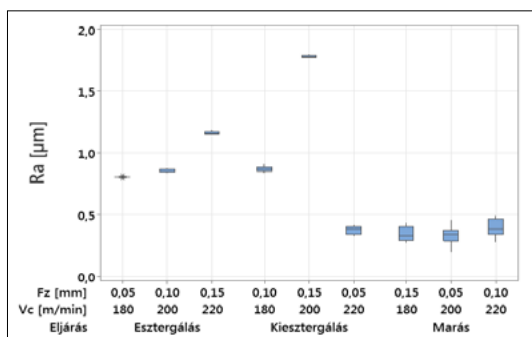
3. ábra. Elméleti mérettől való eltérés



4. ábra. Köralakúság alakulása a vizsgálat során



5. ábra. Hengeresség alakulása a vizsgálat során



6. ábra. Átlagos felületi érdesség alakulása a vizsgálat során

A felületi érdességi vizsgálatok során a másik vizsgált paraméter az egyenetlenség-magasság (R_z) volt, amelynek eredményeit a 7. ábra mutatja. Marási eljárással készített körzsebek esetén volt a legkisebb az R_z érdességi paraméter, míg kiesztérgálás esetén átlagosan 1,8-szor, esztérgálás esetén átlagosan 2,1-szer nagyobb R_z volt mérhető. Az eredmények szórása alapján kijelenthető, hogy az esztérgálással készített munkadarabok homogenitása sokkal kedvezőbb, mint a többi eljárásnál. Kiesztérgálás során a hűtés intenzitásának hiánya eredményezhette az R_z -adatok szórását, mert a folyó forgács nem tudott eltávozni a körzsebből.

4. A mért értékek elemzése és megállapítások

A kísérleti eredmények kiértékeléséhez a Taguchi-módszert alkalmaztuk, amely lehetővé teszi több tényező hatásának egyidejű vizsgálatát viszonylag kevés számú elvégzett kísérlet esetén. Az adatok elemzése során kizárólag jel-zaj arány (Signal-to-Noise Ratio, S/N) alapú kiértékelést alkalmaztunk. A jel-zaj arány számítása lehetővé teszi, hogy ne csak az átlagos eredményeket vizsgáljuk, hanem a mérési eredmények szórását, stabilitását is figyelembe vegyük. Ezáltal megbízhatóbb képet ad arról, hogy egy adott technológiai beállítás mennyire egyenletesen és kiszámíthatóan teljesít. A módszert széles körben alkalmazzák kísérlettervezésben (DOE), gyártástechnológiában és minőségbiztosításban, különösen olyan helyzetekben, ahol a folyamat robusztusságának növelése a cél [9, 10].

A tényezők hatásának értékelése során a delta érték (Δ) nagyságát vettük figyelembe, amely az adott tényező legjobb és legrosszabb szintjén mért jel-zaj arányok közötti különbséget jelöli (1. képlet). A delta érték nagysága arányos az

adott tényező eredményre gyakorolt hatásával, így a tényezők fontossági sorrendje ezen értékek alapján állapítható meg [9].

$$\Delta = S/N_{\max} - S/N_{\min} \quad (1)$$

„Érték közel legyen a célértékhez” (Nominal is best) esetén a képlet:

$$S/N = -10 \cdot \log_{10}(s^2) \quad (2)$$

ahol:

s: az y értékek szórása.

„Minél kisebb, annál jobb” (Smaller is better) esetén a képlet:

$$S/N = -10 \cdot \log_{10} \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) \quad (3)$$

ahol:

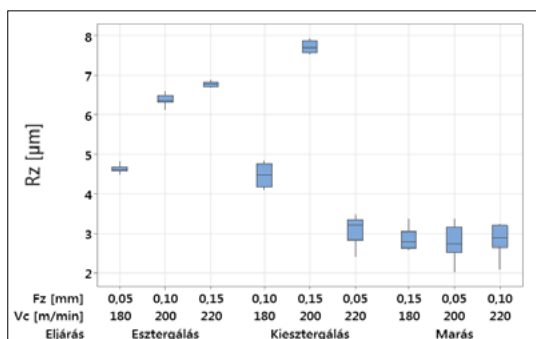
y_i : i -edik mért érték,

n : mérések száma.

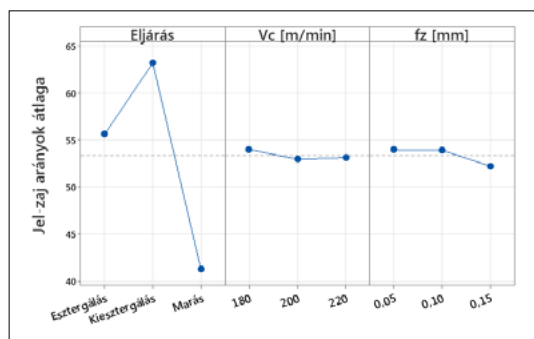
4.1. Koordinátamérési vizsgálatok

A 8. ábra az elméleti átmérőtől való eltérés alapján számított jel-zaj arányok főhatásábráját mutatja. A „célértékhez közeli” típusú jel-zaj arány szerint (2. képlet) a nagyobb érték jobb folyamatstabilitást jelez. A legnagyobb hatást a megmunkálási eljárás gyakorolta az átmérőpontosságra (Δ : 21,87), míg az előtolás (Δ : 1,75) és a forgácsolási sebesség (Δ : 1,05) kisebb befolyással bírt. Bár a kiesztérgálás eltérése nagyobb volt (3. ábra), mégis ez a módszer biztosította a legstabilabb, ismételhető eredményeket, melyek korrekcióval pontosíthatók. A marás 35%-kal kisebb jel-zaj arányt mutatott, így az eljárás pontossága kedvezőtlenebbnek bizonyult. A legjobb eredményt a 180 m/min forgácsolási sebesség és 0,05 mm előtolás adta.

A köralakúsági eltérések értékeléséhez a „minél kisebb, annál jobb” típusú jel-zaj arányt alkal-



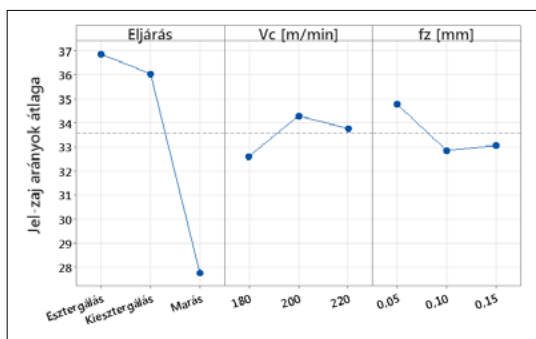
7. ábra. Egyenetlenség-magasság alakulása a vizsgálatok során



8. ábra. Elméleti átmérőtől való eltérés jel-zaj arányának főhatásábrája

maztuk, mivel a cél az alakhibák csökkentése volt (3. képlet). A **9. ábra** alapján a legnagyobb hatást a megmunkálási eljárás gyakorolta (Δ : 8,67), míg az előtolás (Δ : 2,36) és a forgácsolási sebesség (Δ : 1,47) kisebb mértékben befolyásolták az eredményt. Az esztergálás biztosította a legjobb stabilitást, a kiesztorgálás 4%-kal, a marás 22%-kal kedvezőtlenebb jel-zaj arányt mutatott. A legjobb értékeket 200 m/min forgácsolási sebesség és 0,05 mm előtolás mellett kaptuk.

A hengerességi eltérések kiértékelését szintén a „minél kisebb, annál jobb” típusú jel-zaj arány alapján végeztük, mivel a cél a geometriai hibák csökkentése volt (3. képlet). A **10. ábra** szerint a legnagyobb hatást a megmunkálási eljárás gyakorolta (Δ : 9,09), míg az előtolás (Δ : 1,91) és a forgácsolási sebesség (Δ : 1,68) kevésbé befolyásolták az eredményeket. Az esztergálás biztosította a legstabilabb hengerességi értékeket, a kiesztorgálás 2%-kal gyengébb, de még kedvező, míg a marás 25%-kal kisebb jel-zaj arányt eredményezett, ami nagyobb szórásra és instabilitásra utal. A legjobb értékeket 200 m/min forgácsolási sebesség és 0,05 mm előtolás adta.

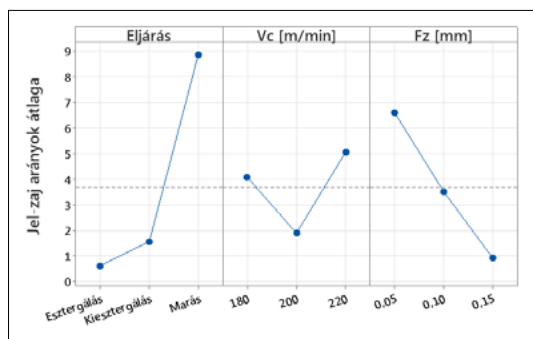


9. ábra. A köralakúság jel-zaj arányának főhatás-ábrája

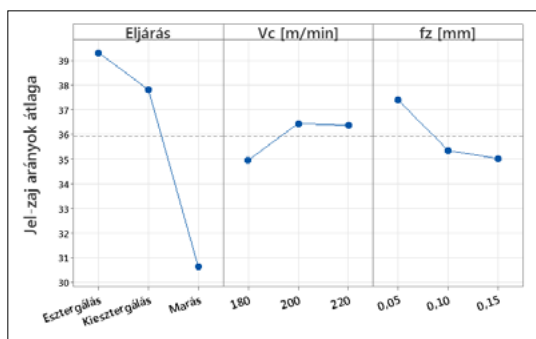
4.2. Érdességmérési vizsgálatok

A felületi érdesség (R_a) értékeléséhez a „minél kisebb, annál jobb” típusú jel-zaj arányt alkalmaztuk, a sima felület elérése érdekében (3. képlet). A **11. ábra** alapján a megmunkálási eljárás hatása volt a legjelentősebb (Δ : 8,21), ahol a marás biztosította a legjobb felületminőséget. Az esztergálás esetében 93%-kal nagyobb R_a -érték adódott, ami a legkedvezőtlenebb eredményt jelentette. Az előtolás szintén erősen befolyásolta az érdességet (Δ : 5,66), ahol a 0,05 mm-es érték biztosította a legsimább felületet. A forgácsolási sebesség hatása kisebb mértékű volt (Δ : 3,17), és a legjobb eredmények 220 m/min mellett jelentkeztek, míg a 200 m/min érték a leggyengébb stabilitást adta.

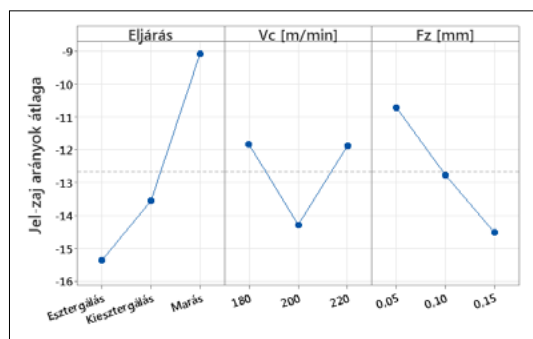
Az R_z érdességi paraméter esetében hasonló eredmények születtek, mint az R_a -értéknél, így itt is a „minél kisebb, annál jobb” típusú jel-zaj arány alapján történt a kiértékelés (3. képlet). A **12. ábra** szerint a megmunkálási eljárás döntő hatást gyakorolt az R_z stabilitására (Δ : 6,27), a legjobb eredményeket a marási eljárás eredményezte. Esztergálási eljárás esetén 69%-kal nagyobb R_z -érték keletkezett, ami kedvezőtlenebb felület-



11. ábra. Átlagos érdesség jel-zaj arányának főhatás-ábrája



10. ábra. Hengeresség jel-zaj arányának főhatás-ábrája



12. ábra. Egyenetlenség-magasság jel-zaj arányának főhatás-ábrája

minőséget jelez. Az előtolás hatása szintén jelentős volt (Δ : 3,80), a kisebb (0,05 mm) előtolás biztosította a legsimább felületet. A forgácsolási sebesség hatása (Δ : 2,45) alapján a legjobb eredmény 220 m/min mellett mutatkozott, míg 200 m/min-nél a legnagyobb romlás volt tapasztalható.

4.3. Adatok kiértékelése

A jel-zaj arányok eredményei alapján megállapítható, hogy minden vizsgált válaszparaméter esetében a megmunkálási eljárás gyakorolta a legnagyobb hatást az eredményekre. A **3. táblázat** szerint az elméleti átmérőtől való eltérést leginkább az alkalmazott eljárás befolyásolta, míg a forgácsolási sebesség és előtolás hatása jóval kisebb volt. Hasonló tendencia figyelhető meg a **4.** és **5. táblázat** esetében is, ahol a köralakúsági és hengerességi eltérések stabilitását szintén az eljárás befolyásolja a legnagyobb mértékben.

A felületi érdességi jellemzők (**6.** és **7. táblázat**) alapján a marás technológiája biztosította a legkedvezőbb jel-zaj arányt. Ezzel szemben a körkörös és hengeres geometriai eltérések szempontjából az esztergálás adta a legjobb eredményeket.

Összesítve a geometriai és felületi érdességi eredményeket, megállapítható, hogy a kiesztergálás biztosította a legkiegyensúlyozottabb és legstabilabb megmunkálási eredményeket, kedvező pontosság és felületminőség mellett.

A forgácsolási sebesség (v_c) hatása közepes mértékű volt, a legjobb értékek általában 200–220 m/min tartományban jelentkeztek. Az előtolás (f_z) esetén egyértelmű tendencia figyelhető meg: a 0,05 mm-es kicsi előtolás minden válaszparameternél kiemelkedően jó jel-zaj arányt eredményezett.

5. Következtetések

Jelen kutatás célja három különböző forgácsolási eljárással (esztergálás, kiesztergálás és marás) készített körzsebek összehasonlítása, a geometriai eltérések (ΔD , $RONt$, $CYLt$) és a felületi érdességi paraméterek (Ra , Rz) alapján. A vizsgálatok során koordinátamérési és felületi érdességmérési eljárásokat alkalmaztunk, az eredményeket a Taguchi-módszer szerint, jel-zaj arány számításal értékelve.

Az egyszerű átlagértékek alapján a geometriai jellemzők tekintetében az esztergálás adta a legkedvezőbb eredményeket, amit szorosan követett a kiesztergálás. A marás minden geometriai paraméter esetében nagyobb eltérést és szórást mutatott.

A felületi érdességi adatok alapján ugyan a

3. táblázat. A ΔD jel-zaj arányának összefoglaló értékei

Szint	Eljárás	V_c m/min	f_z mm
1	55,61	54,02	53,97
2	63,19	52,97	53,92
3	41,32	53,14	52,23
Delta	24,87	1,05	1,75
Rang	1	3	2

4. táblázat. A $RONt$ jel-zaj arányának összefoglaló értékei

Szint	Eljárás	V_c m/min	f_z mm
1	39,32	34,97	37,40
2	37,82	36,45	35,37
3	30,65	36,37	35,03
Delta	8,67	1,49	2,36
Rang	1	3	2

5. táblázat. A $CYLt$ jel-zaj arányának összefoglaló értékei

Szint	Eljárás	V_c m/min	f_z mm
1	36,87	32,63	34,78
2	36,06	34,31	32,87
3	27,79	33,78	33,07
Delta	9,09	1,68	1,91
Rang	1	3	2

6. táblázat. Az Ra jel-zaj arányának összefoglaló értékei

Szint	Eljárás	V_c m/min	f_z mm
1	0,6367	4,0839	6,5947
2	1,5678	1,8993	3,5221
3	8,8488	5,0701	0,9365
Delta	8,2121	3,1708	5,6582
Rang	1	3	2

7. táblázat. Az Rz jel-zaj arányának összefoglaló értékei

Szint	Eljárás	V_c m/min	f_z mm
1	-15,355	-11,830	-10,711
2	-13,544	-14,277	-12,764
3	-9,084	-11,876	-14,508
Delta	6,270	2,447	3,797
Rang	1	3	2

marási eljárás eredményezte a legkisebb átlagos Ra- és Rz-értékeket, azonban az esztergálás és a kiesztergálás stabilabb és homogénebb felületi minőséget biztosított.

Az eredmények alapján a legjobb összesített eredményeket a kiesztergálás eljárása adta. A forgácsolási paraméterek közül a legmagasabb forgácsolási sebesség (220 m/min) és az kicsi előtolás (0,05 mm) kombinációja biztosította a legjobb pontosságot és felületi minőséget.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Varga G.: *Analysis of Cylindrical Deviations in Nonconventionally Machined Cylindrical Workpieces*. GÉP, 75/1. (2024) 47–50.
<https://doi.org/10.70750/GEP.2024.1.10>
- [2] Varga G., Puskás T., Debreceni I.: *Analysis of Cylindrical Error Deviation of Surfaces Ehen Using Reduced Amount of Coolants and Lubricants in Machining*. WSEAS Transactions on Applies Theoretical Mechanics, 13. (2018) 103–116.
- [3] Varga G., Puskás T., Debreceni I.: *Examination of Shape Error of Outer Cylindrical Surfaces Machined by Environmentally Friendly Way*. International Journal of Mechanical Engineering, 3. (2018) 43–51.
- [4] Sztankovics, I., Pásztor I. : *Shape Error Analysis of Tangentially Turned Outer Cylindrical Surfaces*.

Acta Technica Corviniensis, 15/4. (2022) 23–28.

- [5] Kundrák J., Sztankovics I., Lukács F.: *Comparative Analysis of Hard Machined Bores Based on the Roughness and Accuracy*. Cutting & Tools in Technological System, 92. (2020) 19–25.
<https://doi.org/10.20998/2078-7405.2020.92.03>
- [6] Nagypál G., Sztankovics I.: *Furatok alakhibájának vizsgálata az előtolás függvényében hónoló megmunkálásnál*. Multidiszciplináris Tudományok, 10/2. (2020) 481–486.
<https://doi.org/10.35925/j.multi.2020.2.53>
- [7] Ferencsik Varga V.: *Analysis of Shape Correctness of Surfaces of Diamond Burnished Components*. MATEC Web of Conferences, 137. (2017) 01019.
<https://doi.org/10.1051/mateconf/201713701019>
- [8] Ferencsik V.: *A vasalási eljárás felületi keménységre és hengerességre gyakorolt hatásának vizsgálata különböző anyagminőségek esetén*. Multidiszciplináris Tudományok, 12/5. (2022) 22–30.
<https://doi.org/10.35925/j.multi.2022.5.3>
- [9] Montgomery D. C.: *Design and Analysis of Experiments*. (9th ed.). John Wiley & Sons, 2017. ISBN: 978-1119113478
- [10] Drégelyi-Kiss Á.: *Application of Experimental Design-Based Predictive Models and Optimization in Additive Manufacturing—a Review*. Hungarian Journal of Industry and Chemistry, 52/1. (2024) 55–70.
<https://doi.org/10.33927/hjic-2024-08>



A szürke nyár nyomószilárdságának vizsgálata

Compression Strength Testing of Grey Poplar

Szöke Fanni,¹ Tárkányi Sándor,² Kánnár Antal³

¹ Soproni Egyetem, Faipari Mérnöki és Kreatívipari Kar, Kreatívipari Intézet. Sopron, Magyarország, Szoke.Fanni@phd.uni-sopron.hu

² Soproni Egyetem, Faipari Mérnöki és Kreatívipari Kar, Kreatívipari Intézet. Sopron, Magyarország, tarkanyi.sandor@uni-sopron.hu

³ Soproni Egyetem, Faipari Mérnöki és Kreatívipari Kar, Kreatívipari Intézet. Sopron, Magyarország, kannar.antal@uni-sopron.hu

Abstract

Knowledge of the strength values of *Populus canescens* is important for expanding the range of applications of this species. The use of wood as an orthogonally anisotropic material in structural engineering is significantly influenced by its strengths in different anatomical directions. The results obtained from tensile and compressive strength tests of test specimens in the main anatomical directions allow the determination of the strength surface, which makes it possible to determine the strength of wood in any direction. A further within-group classification is provided by the separation of sapwood and duramen, so that the strength behaviour of the individual wood sections within the wood body can be revealed in addition to the different ultimate strengths.

Keywords: grey poplar, strength surface, anisotropy.

Összefoglalás

A szürke nyár (*Populus canescens*) alkalmazási lehetőségeinek bővítése érdekében fontos szilárdsági értékeinek ismerete. A faanyag mint ortogonálisan anizotróp anyag szerkezetépítési felhasználását jelentősen befolyásolják annak különböző anatómiai irányokban mérhető szilárdságai. A fő anatómiai irányokban kialakított próbatestek húzó- és nyomószilárdsági vizsgálataiból adódó mérési eredményekkel lehetőség nyílik a szilárdsági felület meghatározására, amely tetszőleges irányban meghatározhatóvá teszi a faanyag szilárdságát. További csoporton belüli osztályozást jelent a szíjács- és gesztminták különválasztása, így a vizsgálat során a különböző irányú szilárdságok mellett a fatesten belül az egyes farészek szilárdsági viselkedése is feltárható.

Kulcsszavak: szürke nyár, szilárdság, felület, anizotrópia.

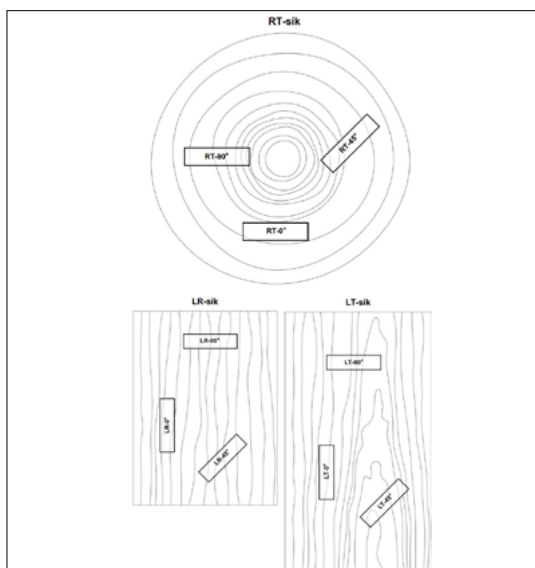
1. Bevezetés

Erdészeti területen végzett kutatások kimutatták, hogy a növekedő évi átlaghőmérsékletek és a csökkenő csapadékmennyiségek következtében az érzékeny fajok mortalitásának kockázata fokozódik [1]. A Magyarországon őshonos, jelentős hazai állománnyal rendelkező szürke nyár (*Populus × canescens*) kiemelkedő lehetőséget nyújt a klímaváltozás következtében csökkenő számú állományok helyettesítésére. Gyorsan növő, jól termeszthető fafaj, amely a mai magyar fagazdaság-

ban 1,5 millió hektár erdőterületet foglal el, ebből évente 1,3–1,5 millió m³ faanyag kerül kereskedelembé. Ez a mennyiség az összes évi fakitermelés 23–25%-a. Felhasználását elsősorban ládák, raklapok, alátétek, forgácslapok, farostlemezek gyártása jellemzi [2]. Szerkezeti felhasználása a nyárfajok átlagánál nagyobb sűrűsége miatt elvben lehetséges, ugyanakkor a kiszámítható tervezés érdekében további szilárdsági vizsgálatokra van szükség. Jelen kutatás az anizotróp tulajdonságokból eredő szilárdsági felületek meghatározására irányul a különböző anatómiai irányokban.

2. Anyagok és módszerek

A szürke nyár geszt- és szíjácsrésze jelentősen elkülönül egymástól. A 30–40% arányban jelen lévő szíjács nedvességtartalma nagyobb, mint a geszté, ugyanakkor a szakirodalom szerint fizikai jellemzői között nincs lényeges különbség. A próbatestek kialakításánál figyelembe vettük a két farész különválasztását, hogy az egyes részekre vett szilárdságok elkülöníthetőbbek legyenek, valamint az eredményeket az eltérő nedvességtartalom se befolyásolja. A minták kialakításánál ügyelni kell a megfelelő hossz méretre. Amennyiben az túl hosszú, a nyomásból származó normál-feszültségek mellett a minta kihajlik és hajlításból származó feszültség is keletkezik, míg a túl rövid kialakítás során az erőátadási helyeken keletkező feszültségi állapot befolyással van a középső rész lineáris feszültségi állapotára. A szakirodalom az ideális méretet úgy határozza meg, hogy a próbatest hossza a legkisebb keresztmetszeti méret 2-3-szorosa legyen [3, 4]. Ez alapján a saját minták névleges méretét $20 \times 20 \times 50$ mm-ben határoztam meg. A szilárdsági vizsgálatok során a kialakított próbatesteken kiemelt szerepet kapott az anatómiai irányok figyelembevétele. Ahogyan az első ábra is mutatja, longitudinális (L), radiális (R), tangenciális (T) irányokat és ezek síkjait különböztetjük meg, melyen irányfüggően 0° , 45° és 90° -os kialakítású próbatesteket készítettünk (1. ábra). A többirányú próbatestekkel a későbbiekben a szilárdsági felületek meghatározása vált lehetővé.



1. ábra. A próbatestek irányfüggő kialakítása

A 45° -os rostlefutás a nyírószilárdság kísérleti meghatározására irányul, melyet az Askenazi-féle anizotróp szilárdságelmélet és gyakorlati tapasztalat tesz lehetővé [3]. A kialakításnak köszönhetően a normál igénybevétel ellenére a próbatestek az anatómiai fősíkok főtengelyével párhuzamosan elnyíródnak, melynek során normál- és nyírófeszültségek lépnek fel. Tiszta nyírás ekkor sem fog fellépni, ugyanakkor a nyírási keresztmetszet mentén a nyírófeszültség eloszlása egyenletes lesz, mely más módszer esetén nem mondható el. A normál-feszültségek befolyása a nyírófeszültségre meghatározható a húzó- és nyomószilárdsági vizsgálatok feszültségfüggvényeinek maximuma közötti összehasonlítással, mely egy meghatározott valószínűségi szinten belül bizonyíthatóan nem befolyásolja a nyírószilárdságot. Így húzószilárdsági mérésekkel közvetett módon meghatározható a nyírószilárdság [4].

A vizsgálatok során irányonként – $LR0^\circ$, $LR45^\circ$, $LR90^\circ$, $LT45^\circ$, $LT90^\circ$, $RT45^\circ$ – 30 szíjács és ugyanennyi geszt, összesen mintegy 400 próbatesten történt nyomószilárdsági mérés, melyhez Instron 5985 univerzális anyagvizsgáló gép állt rendelkezésre. Ezen próbatestszám mellett mintegy 0,2 MPa pontossággal határozhatóak meg a szilárdsági értékek. A mérés menete az ISO 13061-17 szabvány alapján zajlott, mely többek között meghatározta, hogy a vizsgálatokat 1 és 5 perc közötti időre kell kalibrálni, míg a próbatest törése be nem következik [5]. A szabványban írtak eléréséhez alapvetően 0,6 mm/perc értéket kalibráltunk a műszer vizsgálati sebességéhez, viszont az anatómiai irányok, valamint eltérő szilárdságok végett $LT90^\circ$ és $LR45^\circ$ gesztminták esetén 1,2 mm/perc, $LR45^\circ$ szíjács és $LT45^\circ$ esetén 1,8 mm/perc értékre kellett növelni a sebességet. A nedvességtartalmat a nedves és az abszolút száraz tömeg segítségével határoztuk meg, amelyet a szabványban foglalt átszámító képlet (1) segítségével 12%-os légszáraz tömegre vonatkoztattunk. A nyomószilárdságot „ σ ” jelöli, „ U ” a nedvességtartalom, „ α ” egy korrekciós tényező, mely a nedvességtartalomra jutó szilárdságváltozást jellemzi, értéke 0,04 [5]:

$$\sigma_{12} = \sigma_U [1 + \alpha(U - 12)] \quad (1)$$

Az ily módon korrigált, maximum erő és a felület hányadosaként számított feszültségi értékek figyelembe vehetőek a szakirodalmi összehasonlításhoz, melyek szintén légszáraz szilárdságra vonatkoznak.

Meghatározásra került mindemellett a próbatestek rugalmassági modulusza, amely befolyásolja

a későbbiekben bemutatott görbék meredekségét is. Ehhez ki kell fejezni a fajlagos hosszváltozást a teljes hosszváltozás, valamint az eredeti hossz hányadosaként (2):

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L} \quad (2)$$

A rugalmassági modulusz a nyomófeszültség és a hozzá tartozó fajlagos alakváltozás hányadosaként határozható meg az adatok ismeretében (3), a lineáris elasztikus tartományban:

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad (3)$$

A számításokat a mérési hibák kizárását követően minden mintatest eredményein elvégeztük, majd kiértékelésre kerültek a minimum, maximum, átlag szórás figyelembevételével.

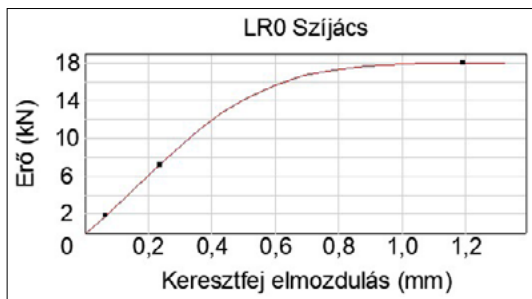
3. Eredmények és kiértékelésük

A vizsgálat során a műszer minden próbatestről erő-elmozdulás diagramot készített, melyen jól nyomon követhető a tönkremenetel és annak mértéke. Az egyes szakaszok jól elkülöníthetők minden esetben. Először a felületi kiegyenlítőds ment végbe, melyet egy lineárisan emelkedő szakasz követett, ez az erő egyenletes felvételét mutatta. Ennek meredekségét a rugalmassági modulusz mértéke határozta meg. A harmadik fázisban a próbatestben szemmel nem látható repedések mentek végbe a maximum erőfelvétel pontjáig. A faszerkezet roncsolódása, szemmel látható tönkremenetele a negyedik, utolsó szakaszban történt, melyet a műszer 40%-os visszaesésig folytatott. Minden vizsgálat a szemmel látható tönkremenetelig zajlott.

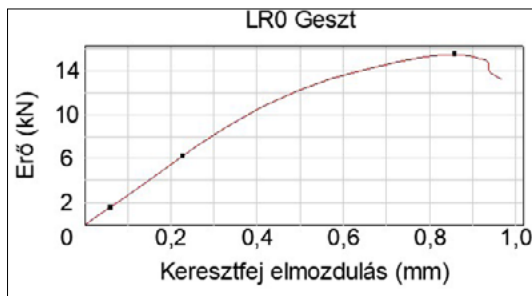
Az LR0 – szíjács-próbatestek erő-elmozdulás diagramján megfigyelhetők az egyes fázisok (2. ábra). A lineáris szakaszt egy elhajló görbe szakasz követi, a tönkremenetel a negyedik, utolsó szakaszban rajzolódott ki, ahol nem jellemző a hirtelen törés, csak kismértékű erőcsökkenés tapasztalható. A szilárdsági adatokat az 1–6. táblázatok tartalmazzák.

Ugyanezen irányban a geszt próbatestek valamennyivel kisebb mértékű erőfelvételt mutattak (3. ábra), a tönkremeneteli részben pedig sokkal jelentősebb mértékű csökkenés volt látható. A hirtelen ugrást a minta törése okozta.

A törésképekre a szakirodalom szerint longitudinális, rostokkal párhuzamos irányban több különböző alaptípust lehet megkülönböztetni, mint például összeroppanás, ék alakú hasadás, nyíródás, hasadás, összeroppanás és hasadás, valamint a végek elcsúszása, kinyílása [6]. A mérés során



2. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LR0-szíjács



3. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LR0-geszt



4. ábra. A próbatestek jellemző törésképe – LR0

ezekre a próbatestekre jellemző törésképet a következő ábra mutatja (4. ábra). Jól látható, hogy a legjellemzőbb törésképe a nyíródás, mely a geszt részek esetében kismértékű hasadással társult, a próbatest egyben maradásával, ez okozta a diagramon megjelenő törésképet is.

LR45 irányban a szíjácsminták jellemző diagramja (5. ábra) meredek lineáris szakasszal kezdődik, majd a harmadik, szemmel nem tapasztalható tönkremeneteli szakaszban minden esetben hirtelen váltás következett egy kisebb meredekségű szakaszra. A negyedik szakaszban folyamatos töredezés után hirtelen tönkremenetel ment végbe.

A geszt próbatetek a szíjáccsal ellentétben kisebb mereedségű görbét eredményeztek, kiemelkedő változás nélkül (6. ábra). A tönkremeneteli szakaszon a fokozatosan bekövetkező roppanások után egy hirtelen, a próbatest szétválását okozó törés keletkezett.

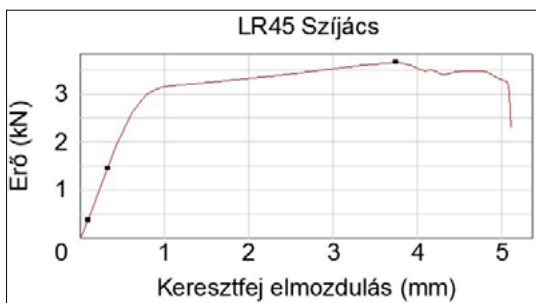
A törésképek (7. ábra) jellemzően a szíjács esetén összeroppanást és elnyíródást mutattak az évgűrűk mentén. A próbatetek egyben maradtak, jelentős maradó alakváltozással. A geszt minden esetben ridegen viselkedett, a törésképeket nyíródás jellemezte, amely a próbatest szétválását eredményezte, jelentős, maradandó alakváltozás nélkül.

Az LR90 szíjács próbatetek diagramja (8. ábra) egyenletes merekségű képet mutat, még a tönkremeneteli szakaszban sem mutatkozott hirtelen

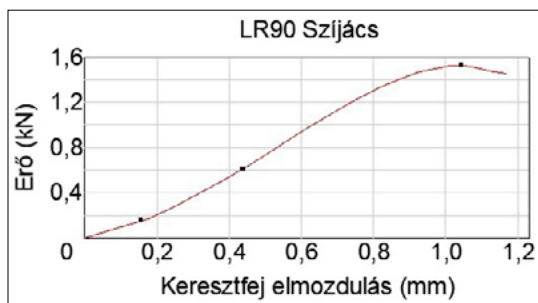
törés. A rostok fokozatosan, arányosan nyomódtak össze a vizsgálat során.

A gesztre (9. ábra) hasonló jelleggörbe vonatkozik, az utolsó szakaszt kivéve, ahol szinte minden esetben a maximum erőfelvétel pontja után jelentősebb esés mutatkozott, amely hirtelen roppanásra utalt. Ez a folyamat olyan gyorsan ment végbe, hogy a próbatest újra erőt kezdett el felvenni, melyet a kisebb emelkedő szakaszon tapasztalhattunk.

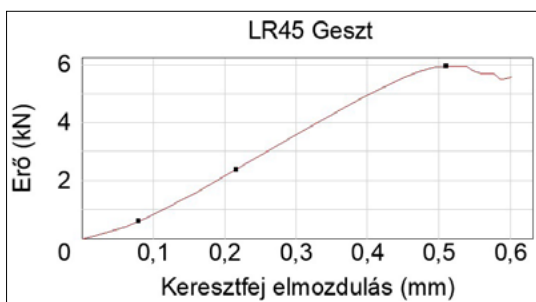
A szakirodalom szerint tangenciális és radiális irányban, a rostra merőleges nyomás jellemző törésképei a korai pászta egy területének összeroppanása (elnyíródás egy évgűrű mentén), valamint az évgűrűk kihajlása [6]. Szíjács esetében a korai pászta összeroppanása, míg a gesztre emellett a nyíródás is jellemző volt, amely az évgűrű kiválásában is megmutatkozott (10. ábra).



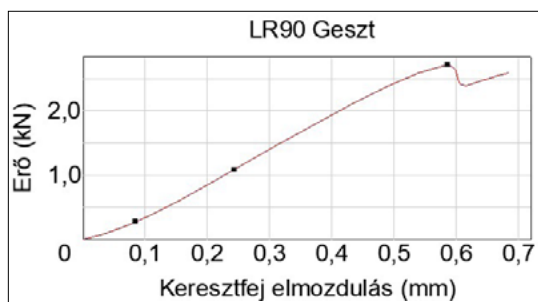
5. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LR45-szíjács



8. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LR90 szíjács



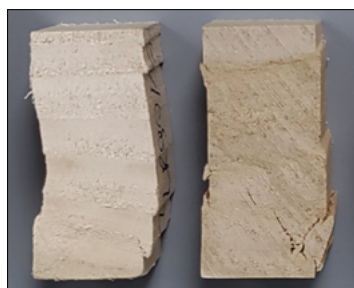
6. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LR45 geszt



9. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LR90 geszt



7. ábra. A próbatetek jellemző törésképe – LR45



10. ábra. A próbatetek jellemző törésképe – LR90

Az LT45 próbatetek közül a szíjács diagramja (11. ábra) az LR45 szíjácsnál tapasztalható ábrát mutatja, ugyanakkor a tönkremeneteli szakaszban itt nem jelentkeztek hirtelen változások, csekély intenzitással csökkenő szakaszt tapasztaltunk.

A gesztminták is hasonló görbét mutattak, a lineáris szakasz kisebb meredekségével (12. ábra). Az utolsó szakaszban fellépő gyors mértékű értékszkkenést a próbatetek teljes törése okozta.

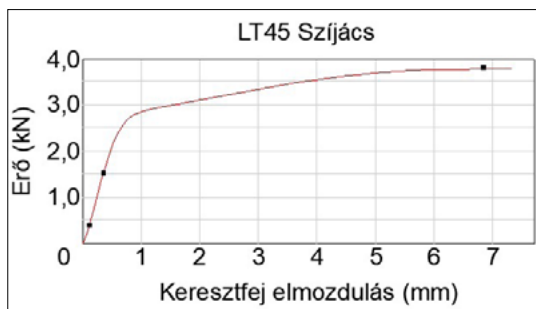
A törésképeket az LT45 próbatetek esetén (13. ábra) főleg nyíródás jellemezte, amely a szíjácsnál egyfajta „S” alakú tartós alakváltozással társult, a húzott oldalak szétnyílásával. Geszt esetén jelentős alakváltozás nélkül ment végbe a próbatetek szétválása.

LT90 esetén (14. ábra) viszonylag nagy meredekségű lineáris szakasz lépett fel, ugyanakkor a szemmel látható tönkremenetel nem jelentkezett törés formájában, ami a diagramon is látható.

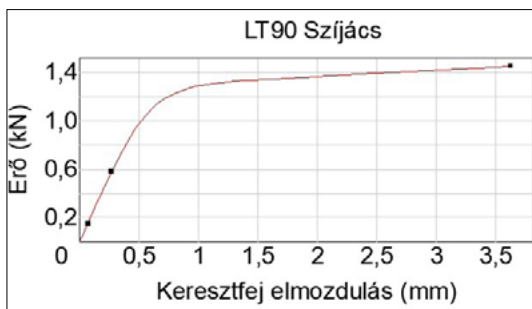
Az LT90 geszt próbatetek ezzel ellentétben nem jelentős, de könnyebben elkülöníthető tönkremenetelt mutattak a görbén (15. ábra).

Az LT90 próbatetek jellemző törésképe (16. ábra) az LR90 próbatetek esetében ismertett szakirodalommal vehető össze. Tangenciális irányra vonatkoztatva az évgűrűk kihajlása jellemzi, szíjács és geszt esetében is. Mindkét mintatípus maradó alakváltozást szenvedett el, amely a geszt esetén volt jelentősebb.

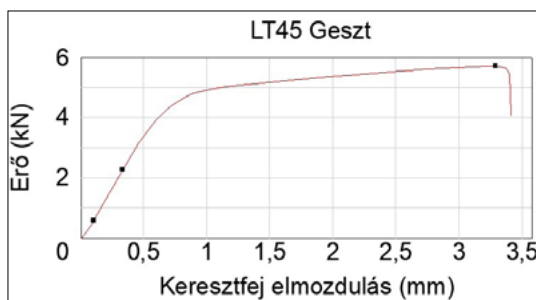
Az RT45 szíjács próbatetek (17. ábra) a maximum erőfelvétel pontját követően enyhe mere-



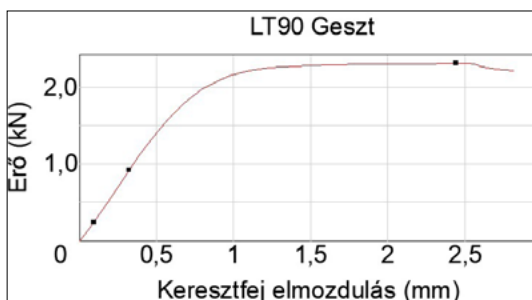
11. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LT45 szíjács



14. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LT90 szíjács



12. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LT45 geszt



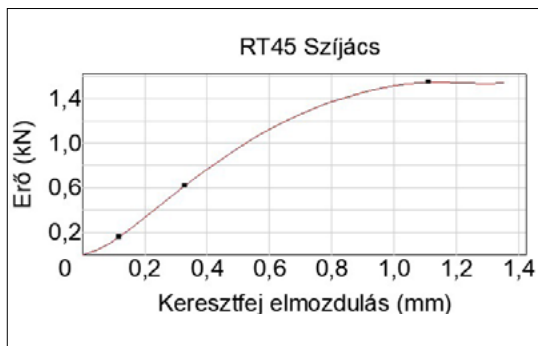
15. ábra. Erő-elmozdulás diagram – LT90 geszt



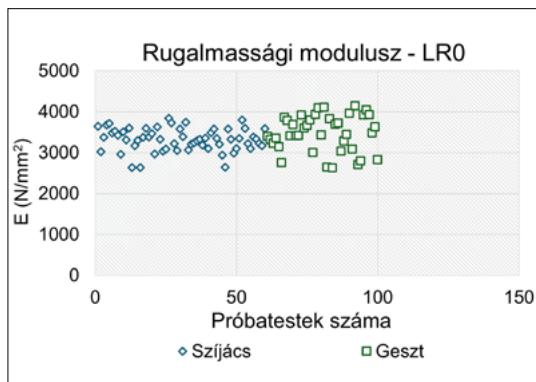
13. ábra. A próbatetek jellemző törésképe – LT45



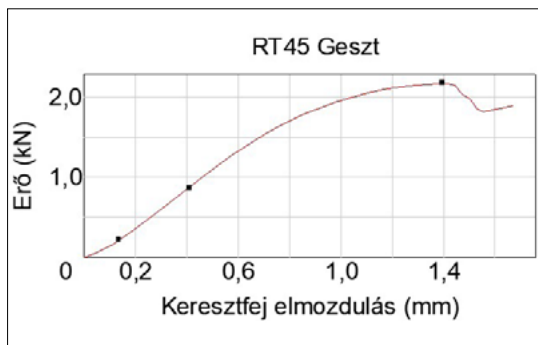
16. ábra. A próbatetek jellemző törési képe – LT90



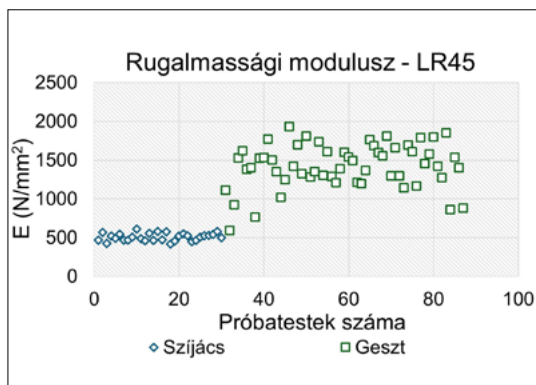
17. ábra. Erő-elmozdulás diagram – RT45 szíjács



20. ábra. Rugalmassági modulusz-értékek – LR0



18. ábra. Erő-elmozdulás diagram – RT45-geoszt



21. ábra. Rugalmassági modulusz-értékek – LR45



19. ábra. A próbatetek jellemző törési képe – RT45

dekségű csökkenő szakasszal jelezték tönkremenetelüket, hirtelen törésképet nem mutatva.

A geszt erőváltozási görbéje hasonlóan alakult (18. ábra), ugyanakkor az utolsó szakaszban megjelent a fokozatos tönkremenetelre utaló csökkenő szakasz. Az egyes kis ugrások utaltak az évgűrűk törésére.

Jellemző tönkremenetel a tangenciális és radiális irányra vonatkoztatva az évgűrűk kihajlása (19. ábra). A töréskép a szíjácsnál szinte mindegyik évgűrűre vonatkozott, a gesztnél az egész próbatest maradandó kihajlást szenvedett.

A diagramok lineáris szakaszának meredekségét a rugalmassági modulusz határozza meg a lineáris elasztikus tartományban, melyet a korábban bemutatott képletek alapján lehet meghatározni. A következő ábrákon az egyes irányokra vonatkozó rugalmassági modulusz-értékek láthatóak, külön a szíjács és a geszt részekre vonatkozóan, az egyes próbatetek számának függvényében. A pontos átlagértékek táblázatban kerülnek bemutatásra.

Az LR0 minták esetében (20. ábra) mindegyik rész hasonló rugalmassági értékeket mutatott, a geszt minimálisan nagyobb átlaggal rendelkezett, ugyanakkor a szórása is nagyobb a szíjácsénál, mely a ridegebb viselkedésből adódott.

Az LR45 próbatetek értékei már jóval nagyobb különbségeket mutattak (21. ábra). Míg a szíjács szorosan illeszkedett egy értékhez, a geszt nagy szórást, ugyanakkor sokkal nagyobb eredményeket mutatott, nemcsak átlagban, hanem minimumértékeit is figyelembe véve.

Az LR90 próbatestek rugalmasságimodulusz-értékeinél szintén megfigyelhető a szíjács és geszt részek különbözősége (22. ábra). A szórás mind egyik esetben jelentős, ugyanakkor egymáshoz képest jól elkülöníthető. A geszt nagyobb átlagértéket eredményezett.

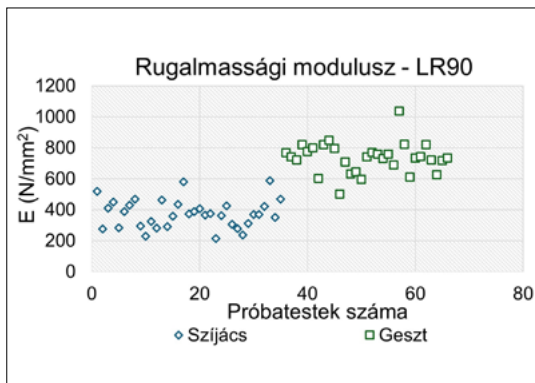
Az LT45 próbatestek eredményei (23. ábra) a rugalmasságimodulusz-értékeit illetően elkülönültek, ugyanakkor a geszt átlaga csak kismértékben haladta meg a szíjács átlagát. A geszt szórása nagyobb mértékű, minimum értékei a szíjács minimumai alatt voltak. Az LR45 próbatestekkel összehasonlítva a szíjács nagyobb szórással rendelkezett, a két farész közötti különbség ugyanakkor kevesebb lett.

LT90 irányban a szíjács- és gesztértékek szórása közel azonos mértékű, a szíjács átlaga a geszt értékeinek átlaga alatt maradt (24. ábra).

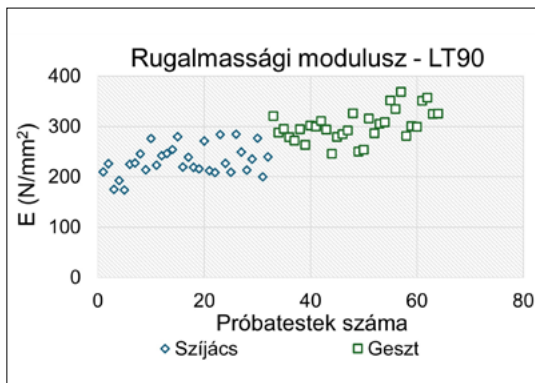
Az RT45 próbatestek rugalmasságimodulusz-értékei szíjács és geszt mellett vegyes csoportokra is osztódtak (25. ábra). A kísérlet olyan próbatestet tartalmazott, melyek a teljes hossz mentén a szíjács-geszt határt is magukban foglalták, s ebből

adódóan mindkét rész tulajdonságai jellemezték. A szórás mindegyik csoportnál nagymértékű volt, az átlagok ugyanakkor a geszt esetében nagyobbak. Jól kivehető, hogy a vegyes minták egyfajta átlagot képviseltek a két rész között.

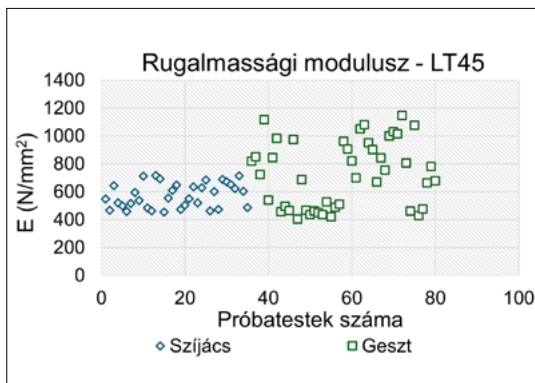
Az ismertetett eredmények alapján az alábbi táblázatok mutatják be a nyomószilárdságra, rugalmassági moduluszra vonatkozó átlagokat, minimum, maximum, szórás- és a szórásszázalék-értékeket, amelyek minél kisebbek, annál megbízhatóbb anyagviselkedésre utalnak. Az fc.k az alsó 5%-os kvantilis értékeire vonatkozik, melynek segítségével meghatározhatóvá válik a szilárdsági osztály. Az összehasonlítás alapjául a szerkezeti tervezésnél is használatos Eurocode 5 szabványsorozat szilárdsági értékei szolgáltak, melyek szintén a karakterisztikus érték alsó 5%-os kvantilisét veszik figyelembe [7]. A 45°-os próbatesteket nem tárgyalja a szabvány, így nem besorolhatóak (N. B.). Az LR0-ra a rosttal párhuzamos, az LR90 és az LT90-re a rostra merőleges irányú nyomás vonatkozik.



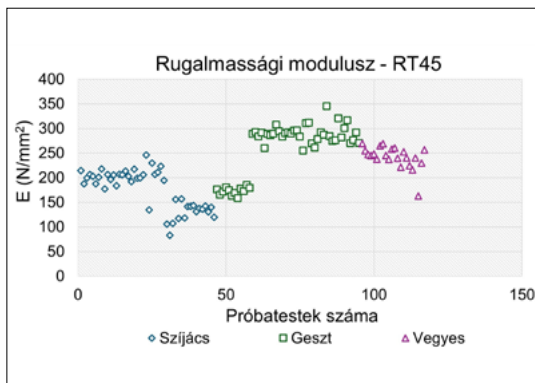
22. ábra. Rugalmasságimodulusz-értékek – LR90



24. ábra. Rugalmasságimodulusz-értékek – LT90



23. ábra. Rugalmasságimodulusz-értékek – LT45



25. ábra. Rugalmasságimodulusz-értékek – RT45

1. táblázat. LR0 – rosttal párhuzamos nyomás

LR0 – rosttal párhuzamos nyomás (N/mm ²)			
Szójács		Geszt	
Átlag	33,72	Átlag	33,02
Min.	24,71	Min.	21,48
Max.	38,18	Max.	41,01
Szórás	2,85	Szórás	5,17
Sz%	8,46	Sz%	15,66
Szójács és geszt			
σ_{12}	33,44	$f_{c,k}$	24,93
E_{mean}	3384	Szil. o.	C30

4. táblázat. LT45 – rostra 45°-os nyomás

LT45 – rostra 45°-os nyomás (N/mm ²)			
Szójács		Geszt	
Átlag	8,28	Átlag	9,19
Min.	6,88	Min.	6,02
Max.	9,43	Max.	14,09
Szórás	0,80	Szórás	2,80
Sz%	9,70	Sz%	30,42
Szójács és geszt			
σ_{12}	8,79	$f_{c,k}$	6,50
E_{mean}	661,1	Szil. o.	N. B.

2. táblázat. LR45 – rostra 45°-os nyomás

LR45 – rostra 45°-os nyomás (N/mm ²)			
Szójács		Geszt	
Átlag	7,26	Átlag	11,48
Min.	5,69	Min.	5,04
Max.	8,62	Max.	16,44
Szórás	0,64	Szórás	2,69
Sz%	8,88	Sz%	23,45
Szójács és geszt			
σ_{12}	10,02	$f_{c,k}$	5,74
E_{mean}	1108,5	Szil. o.	N. B.

5. táblázat. LT90 – rostra merőleges nyomás

LT90 – rostra merőleges nyomás(N/mm ²)			
Szójács		Geszt	
Átlag	2,62	Átlag	3,81
Min.	1,78	Min.	2,91
Max.	3,32	Max.	4,69
Szórás	0,40	Szórás	0,42
Sz%	15,20	Sz%	10,96
Szójács és geszt			
σ_{12}	3,22	$f_{c,k}$	2,49
E_{mean}	266,7	Szil. o.	C22

3. táblázat. LR90 – rostra merőleges nyomás

LR90 – rostra merőleges nyomás (N/mm ²)			
Szójács		Geszt	
Átlag	3,74	Átlag	5,93
Min.	2,87	Min.	4,48
Max.	4,53	Max.	8,83
Szórás	0,50	Szórás	0,91
Sz%	13,44	Sz%	15,32
Szójács és geszt			
σ_{12}	4,77	$f_{c,k}$	3,79
E_{mean}	543,6	Szil. o.	C50

6. táblázat. RT45 – rostra 45°-os nyomás

RT45 – rostra 45°-os nyomás (N/mm ²)			
Szójács		Geszt	
Átlag	2,46	Átlag	3,34
Min.	1,82	Min.	0,77
Max.	3,05	Max.	4,49
Szórás	0,41	Szórás	0,81
Sz%	16,86	Sz%	24,18
Vegyes		Sz + g + v	
Átlag	3,27	σ_{12}	2,98
Min.	2,96	E_{mean}	223,6
Max.	3,70	$f_{c,k}$	2,51
Szórás	0,21	Szil. o.	N. B.
Sz%	6,48		

4. Következtetések

A fenti mérési eredményekből azt lehetett megállapítani, hogy a faanyag a különböző irányokban jelentősen eltérő viselkedést mutatott. Ez kimutatható a vizsgálatok során kirajzolt diagramokból, melyek a viselkedésre, törnkremenetel típusára is utalnak. A szíjács és a geszt részek között a mérések során jelentős különbség volt megfigyelhető. A szíjács inkább rugalmas viselkedést mutatott, a rostok csúsztak, alakváltozást szenvedtek, de a próbatest egyben maradt. A geszt törnkremenelekor sokkal ridegebb törésképek keletkeztek, többnyire a minták szétválásával, rostok szakadásával, törésével. A rugalmassági moduluszok szintén jelentősen eltérő viselkedést hoztak a szíjács és geszt függvényében, melyek a táblázatokban is látható szórásértékekkel rendelkeztek. Mind a két farészt illetően együttesen is meghatározásra kerültek a rugalmassági modulusz és szilárdsági értékek, figyelembe véve azok együtt dolgozását. A gyakorlatban is behatárolható szilárdsági értékek meghatározásához az alsó 5%-os kvantilisek kiszámítását követően szilárdsági osztályba sorolás is történt. Az eredmények kimutatták, hogy a szíjács kisebb szilárdsági eredményei ellenére megbízhatóbb és rugalmasabb viselkedést mutatott, kis szórással. Ezzel szemben a geszt nagyobb mérési értékekkel rendelkezett, ugyanakkor rideg viselkedése nagyobb szórást mutatva kiszámíthatatlanabb végeredményt adott.

Az eredmények alapján elmondható, hogy a szürke nyár szilárdsága eléri a szerkezeti fa szilárdsági követelményeit, így szerkezetépítési anyagként javasolható, és ezáltal az import fenyőanyag vele kiváltható.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Gálos B., Führer E.: *A klíma erdészeti célú előrevetítése*. Erdésettudományi Közlemények, 8/1. (2018) 43–55.
<https://www.doi.org/10.17164/EK.2018.003>
- [2] Molnár S., Farkas P.: *Nyár (nyár fajok) – Populus spp.* In: *Földünk ipari fái* (2nd ed.), Eds. Molnár S., Farkas P., Börzsök Z., Zoltán Gy., Photog. Richter H.G., & Szeles P., Faipari Tudományos Egyesület, Sopron, ISBN 978-963-12-5239-2, 97–99.
- [3] Askenazi E. K.: *Anizotropia dreveszinü i drevesznüh materialov (A fa- és faalapú anyagok anizotrópiája)*. 1. kiadás. Lesznaja Promüslennosztty, Moszkva, 1978. 97-99.
- [4] Szalai J.: *A faanyag és faalapú anyagok anizotróp rugalmasság- és szilárdságtana*. 1. rész. A mechanikai tulajdonságok anizotrópiája. Erdészeti és Faipari Egyetem, Sopron, 1994. 286–293.
- [5] EN ISO 13061-17: Physical and Mechanical Properties of Wood – Test Methods for Small Clear Wood Specimens-. Part 17: Determination of Ultimate Stress in Compression Parallel to Grain. 2017.
- [6] Bodig J.: *The Effect of Anatomy on the Initial Stress-Strain Relationship*. Forest Products Journal, 15/5. May 1965. 197-202.
- [7] Armuth M., Bodnár M.: *Fa tartószerkezetek – Tervezés az Eurocode alapján*. 3. aktualizált és bővített kiadás. Artifex Kiadó Kft., Budapest, 2018. 19.



Implantátumcsavarokban ébredő belső feszültségek szimulációs vizsgálata

Simulation Analysis of Internal Stresses in Implant Screws

Vörös Ádám,¹ Peske Csanád,² Talabérné Kulcsár Klaudia³

¹ Széchenyi István Egyetem, Audi Hungaria Járműmérnöki Kar, Anyagtudomány és Gépszerkezettan Tanszék, Győr, Magyarország, voros.adam@hotmail.com

² Óbudai Egyetem Alba Regia Kar, Mérnöki Intézet, Székesfehérvár, Magyarország, peskecsanad@gmail.com

³ Óbudai Egyetem Alba Regia Kar, Mérnöki Intézet, Székesfehérvár, Magyarország, kulcsar.klaudia@amk.uni-obuda.hu

Abstract

The aim of this study was to investigate the failure of titanium alloy fixation screws (connecting the implant and the abutment) used in custom-made subperiosteal implants. Once the cause of failure was determined, our main objective was to determine the maximum tightening torque for the existing design. To achieve this, 3D CAD screw models were examined using finite element software. Based on the results obtained, we were able to recommend a tightening torque interval to the screw manufacturer that was guaranteed not to lead to failure (provided that the screws are manufactured according to the dimensional tolerances specified in the drawing). Our secondary objective was to improve the design of the screw to ensure that the failure could be fully eliminated. In this paper we will describe the failure mode, its cause, the methodology of our investigation, the results obtained, the conclusions drawn and finally, future research opportunities.

Keywords: subperiosteal implant, screw joint, simulation, finite element analysis.

Összefoglalás

Kutatásunk célja az egyedi szubperiosteális implantátumok esetén használt (az implantátumot és a felépítményt összekötő) titánötvözetből készült rögzítőcsavar tönkremenetelének vizsgálata volt. Miután meghatároztuk a tönkremenetel okát, fő célunk a jelenlegi dizájnról történő maximális meghúzási nyomaték meghatározása volt. Ehhez 3D CAD csavarmodelleket vizsgáltunk végeelem-módszerrel. A kapott eredmények alapján ajánlást tudtunk tenni a csavarok gyártójának egy előírt meghúzási nyomatéktartományra, amely még garantáltan nem vezet tönkremenetelhez (amennyiben a rajzon előírt gyártási tűréseknek megfelelő csavarok készülnek). Másodlagos célunk a csavardizájn fejlesztése volt annak érdekében, hogy a hibát teljes mértékben ki tudjuk küszöbölni. A tanulmány során bemutatjuk a hiba jelenségét, annak okát, a vizsgálatunk menetét, a kapott eredményeket, az ezek alapján felállított következtetéseinket, végül pedig a további fejlesztési, vizsgálati lehetőségeket.

Kulcsszavak: szubperiosteális, implantátum, csavarkötés, szimuláció, végeelem-módszer.

1. Bevezetés

A végeelem-módszer korszerű numerikus módszer, amelyet széles körben alkalmaznak a fizikai jelenségek szimulációjában és elemzésében. A módszer lehetővé teszi az alkatrészek optimalizálását a hatékonyabb és költséghatékonyabb ter-

mékfejlesztés érdekében [1]. Az orvostudomány területén, különösen a fogászatban, a numerikus analízis nélkülözhetetlen eszközzé vált komplex biomechanikai rendszerek vizsgálatához, amelyek nehéz vagy lehetetlen in vivo vagy in vitro körülmények között elemezni [2, 3].

A fogászati implantátumok tervezése és értékelése során a numerikus analízis lehetővé teszi az implantátum és a környező csont közötti interfész stabilitásának és megbízhatóságának részletes vizsgálatát. A túlterhelés vagy alulterhelés jelentős hatással lehet a csontvesztésre, ami kiemeli az implantátumok biomechanikai viselkedésének, pontos modellezésének fontosságát [5]. A módszer alkalmazása kiterjed a dinamikus és fárasztó terhelések elemzésére is, amelyek kulcsfontosságúak az implantátumok hosszú távú sikerének előrejelzésében [3, 4].

A biomechanikai optimalizálás kiemelt szerepet játszik a fogászati implantátumok tervezésében. A végelem-módszer lehetővé teszi különböző implantátumkialakítások hatásainak értékelését, valamint a tervezési paraméterek finomhangolását a hosszú távú stabilitás érdekében [1, 2]. Emellett végelem-módszerrrel figyelembe vehető a súrlódás hatása a csavarok előfeszítésére, amely kritikus tényező a protetikai szerkezetek tartósságában [4, 6].

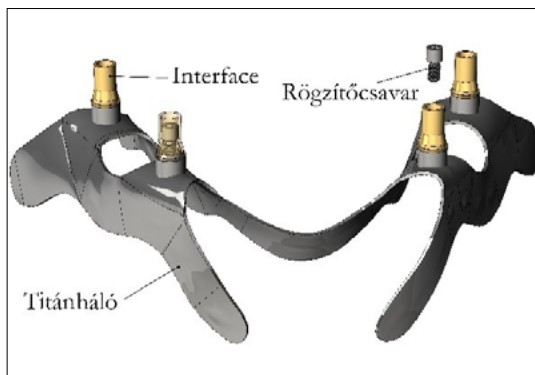
Összességében a numerikus modellezés lehetővé teszi a fogászati implantátumok komplex biomechanikai viselkedésének átfogó megértését, hozzájárulva a klinikai eredmények javításához és a protetikai szövetmennyek csökkentéséhez [7, 8].

2. Az elemzés szükségessége

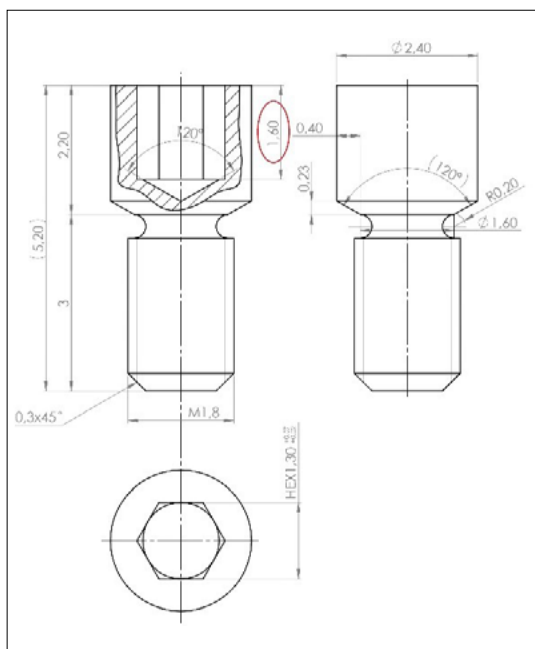
2.1. Szubperioszteális implantátumok

A napjainkban használt korszerű fogtechnikai implantátumok három fő csoportba sorolhatók. A leggyakrabban használt típus az endoszteális implantátumok, ezek általában csavarmentes implantátumok, amelyek közvetlenül az állkapocscsontba kerülnek. Amennyiben a csontállomány nem engedi meg a csavaros implantátumok használatát, akkor jöhetnek szóba a transzoszteális (állkapocscsontot átkaroló, ahhoz rögzített), illetve a szubperioszteális (a mandibula vagy a maxilla felületére helyezett és ahhoz rögzített) implantátumok. A szubperioszteális implantátumok főbb részei az 1. ábrán tekinthetők meg [9, 10].

A háló alapja általában additív gyártással készül, Ti-6Al-4V por alapanyagból. A darabot a gyártás után öttengelyes marógépen utómunkálják, ekkor alakítják ki a meneteket és az interfészek fogadására alkalmas felületeket (perselyek). Az interfészek (amelyek fogadják a későbbiekben a koronát vagy a műfogsor-felépítményt) és a rögzítőcsavarok jellemzően Ti-6Al-4V ELI anyagú titánötvözetből, forgácsolással (esztergálás), rúd alapanyagból készülnek.



1. ábra. Szubperioszteális implantátumok főbb részei



2. ábra. Interfész-rögzítőcsavar műszaki rajza a főbb méretekkel

Tanulmányunk során a szubperioszteális implantátumok esetén használt, a háló és az „interfész” közötti rögzítésre szolgáló csavarokat vizsgáltuk. A 2. ábrán egy implantátumcsavar műszaki rajza tekinthető meg, a főbb méreteivel és a méretekhez tartozó tűrésekkel.

2.2. A probléma bemutatása

Ahogy az a 2. ábrán is látható, a felhasznált csavarok menete M1,8. Ezen és a hasonló méretű csavarok rögzítéséhez a fogorvosok 25 ± 5 Ncm meghúzási nyomatékot szoktak alkalmazni.

A csavar meghúzásához az 1,3 mm-es laptávú belső kulcslyuknyílást használják. A nyomaték-tartomány tartásához kalibrált nyomaték-csavarhúzót használnak. A csavarhúzó és a csavar közötti kapcsolatot egy bitfej biztosítja. Annak érdekében, hogy a csavarokat minél nagyobb nyomatékkal lehessen rögzíteni, elkerülve a belső kulcslyuknyílás vagy a bitfej sérülését, maximalizálni kell a kulcslyuknyílás méreteit. A csavarfej mérete a férőhely szűkösége miatt korlátozott, a befogadó (anya) menet felső síkjából kiálló teljes hossz nem lehet nagyobb, mint a rajzon is látható $0,4 \times 2,2$ mm.

Emiatt gondosan kell megválasztani a belső kulcslyuknyílás kialakítását és méreteit, elkerülve azt, hogy túlságosan kicsi falvastagság maradjon a csavarfej külső felülete vagy a menetkifutás miatti alászurás és a belső kulcslyuknyílás vagy annak előfurata között. A maradó falvastagságok a 3. ábrán láthatók, veszélyes keresztmetszetekként meghatározva. A lehetséges törésvonalak által összekötött felületeket a jobb áttekinthetőség érdekében négy különböző metszeten ábrázoltuk, amelyeket páronként eltérő színű vonalakkal, valamint a, b és c jelölésekkel láttunk el. Amennyiben ez nem megfelelően kerül kiválasztásra, a csavarfejben ébredő feszültségek meghaladják a csavar anyagára jellemző 795 N/mm^2 -es folyáshatárt, melynek hatására a csavar, a fej és a szár között elnyíródik (a csavarfej leszakad) [9].

Az alapján, hogy a legszűkebb keresztmetszet hol keletkezik, három eltérő veszélyes keresztmetszetet különíthetünk el, melyek elhelyezkedését a 3. ábrán láthatjuk.

Az a) esetben a törés a belső hatszög egyik csúcsa és a csavarfej oldala között keletkezik. Esetünkben ez nem releváns, mivel a kulcs mérete gondosan kiválasztott és többszörösen ellenőrzött, valamint azon változtatni nem tudunk. A b) esetben a törés a csavarfej kúpos része és a nyílás között jön létre. A c) esetben a belső kulcsnyílás pedig a belső kulcslyuknyílás technológiai (elő)furatának csúcsa és a menetkifutás miatti alászurás között látható a törés.

Utóbbi kettő oka a túl mély kulcslyuknyílás megválasztása. A 4. ábrán egy csavar látható a tönkremenetel után, ennél a darabnál a törés a c) keresztmetszetben keletkezett.

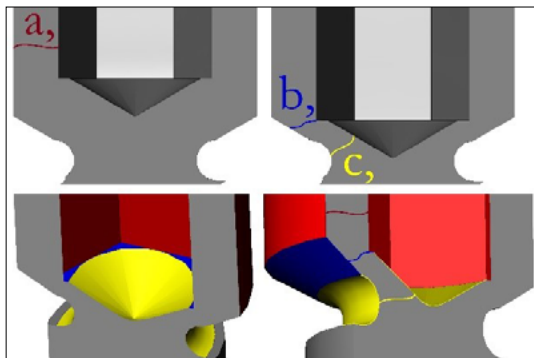
Kutatásunk oka, hogy egy terheléses vizsgálat-hoz készített minta összeszerelésekor a csavarok néhány esetben már 30 Ncm értéknél is elnyíród-tak.

Ezen előzetes kutatás során összesen négy különböző csavart vizsgáltunk, melyek mind egye-

dileg, esztergálással készültek. A tönkremenetel ezek esetén 30 Ncm ; $32,6 \text{ Ncm}$; 33 Ncm , illetve 55 Ncm -nél következett be. Mivel az 55 Ncm -es eredmény $\sim 20 \text{ Ncm}$ -rel eltér a többi nyomatéktól, emiatt egyszeri gyártási hibára gyanakodhatunk a többi csavar esetén.

Az 5. ábrán a nyomaték-csavarhúzó látható, amelyet a fent említett kutatásban használtunk, és amelynek típusa: Stahlwille Torsiotronic 1,2.

Fontos azonban megjegyezni, hogy a beépítés előtti többszöri tesztelés, valamint a szigorú mi-



3. ábra. Veszélyes keresztmetszetek



4. ábra. Csavar a tönkremenetel után, két leszakadt csavarfej és egy menetes szár



5. ábra. Felhasznált nyomaték-csavarhúzó

nőségirányítási rendszereknek köszönhetően gyártási hibás csavar nem kerülhet a végfelhasználóhoz. Ugyanakkor szeretnék elérni azt, hogy már eleve ne is készülhessenek olyan csavarok, melyek a későbbiekben a terhelés hatására elszakadhatnak.

Alapvetően a csavarok belső kulcslyuknyílásánál az előfúratnak 3 különböző csúcsszöge lehet, attól függően, hogy mekkora a csúcsszög a kiválasztott előfúróval. Ebből a három verzióból mi a két legáltalánosabb esetet, a 180° és a 120° -os előfúratot vizsgáltuk, de léteznek 140° -os szerzőszámok is. Az előfúrók csúcsszögei és a hozzájuk tartozó furatképek (balról jobbra a csúcsszög nagysága szerint növekvő sorrendbe állítva) a 6. ábrán figyelhetők meg.

3. A CAD-modell bemutatása

A publikációban az implantátumcsavarokban ébredő belső feszültségek szimulációs vizsgálatát végeztük. A modell a 7. ábrán látható.

A modell 3 részből áll: a persely anyaga Ti-6Al-4V (Grade 5), amely additív gyártással készült a szubperiosteális implantátummal együtt. Továbbá a modellben található az interfész, illetve a csavar, amelyek Ti-6Al-4V ELI (Grade 23) titánótvözetből készültek. A csavar és a persely nem tartalmaz menetet, ezeket a szimulációs programban utólagos geometriai átalakítással készítettük el. Az Ansys (mérnöki szimulációs program) behíváskor minden érintkező felületet „bonded”-nak veszi, ami azt jelenti, hogy nem enged semmilyen elmozdulást. Az egyes részek közötti kötések manuálisan kellett átállítanunk: a persely és az interfész között maradt a „bonded” kapcsolat, a persely és a csavar között úgynevezett „frictional” kötést alkalmaztunk, amely súrlódást jelent, illetve az interfész és a csavar között „rough” kapcsolatot alkalmaztunk, amely az elemek elválását engedélyezi. Mivel a persely együtt készül az implantátummal, azt vettük fix megtámasztásnak. Az implantátum az összeintegrációt követően becsontosodik, ezért az állkapoccsal együtt mozoghat. Terhelésnek csavarmeghúzási nyomatékot adtunk meg, amely értékeit 10–80 Ncm között vizsgáltuk. A beállított peremfeltételek a 8. ábrán láthatók.

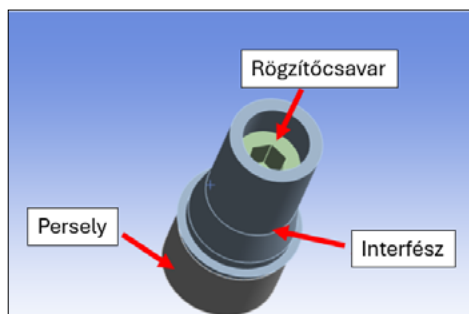
4. Vizsgálatok

Vizsgálatainkat kétfajta rögzítőcsavaron végeztük: egy 120° fokos, illetve egy 180° fokos csúcsszögű alakítottuk ki. Ezek a 9. ábrán láthatóak.

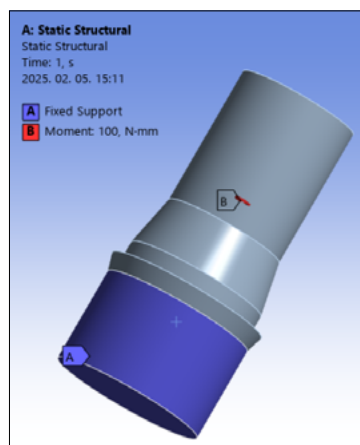
A hálózásnál alkalmazott háló-tetrahedron há-



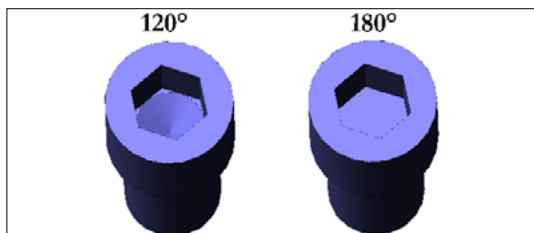
6. ábra. Előfúrók lehetséges csúcsszögei és az általuk kialakított lehetséges furatképek



7. ábra. CAD-modell bemutatása



8. ábra. Peremfeltételek



9. ábra. Különböző csúcsszögek kialakítása

lőzásfajtát használtunk. A 120° -os csúcshög esetében a csomópontok száma 51 260–53 194 közé esett, az elemszámok mennyisége pedig 33 289–34 776 között volt. A 180° -os csúcshög esetében ezek az értékek a következőképpen alakultak: a csomópontok száma 51 447–52 566 közé, az elemszámok pedig 33 455–34 325 közé estek. A vizsgált területnél sűrűbb hálózást alkalmaztunk.

5. A numerikus analízis eredményei

Jelen publikációban kizárólag a csavaron, a menetkifutási horornál, illetve a menetnél ébredő feszültségek értékeit vizsgáltuk. A vizsgálatok alapján megállapítható, hogy a maximális feszültségértékek a menetkifutásnál alakulnak ki, amelyet a 10. ábra mutat be.

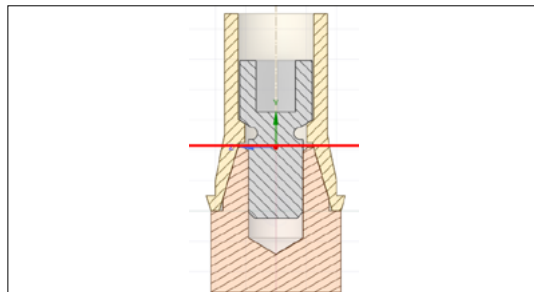
A következőben a rögzítőcsavar szárában a legnagyobb feszültség keletkezésének a helyét 11. ábra mutatja be:

A 12. ábrán látható a feszültség eloszlása, ahol nagyon jól kivehető a fent említett helyen keletkező maximális feszültség.

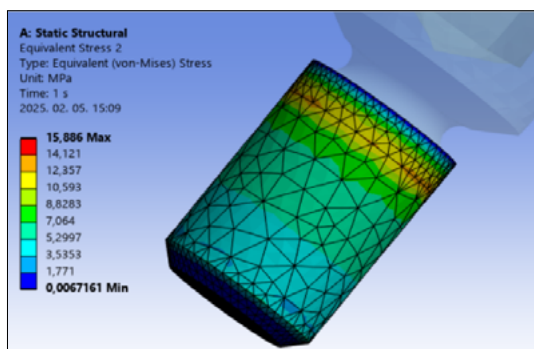
A 13. ábrán látható a csavaron a menetkifutási horornál keletkező feszültségeloszlás, amelyet a 120° -os csúcshögrel rendelkező rögzítőcsavar esetében mértünk. A következő diagramok esetén, a diagramok vízszintes tengelyén a különböző csavarmeghúzási nyomatékok, a függőleges tengelyén pedig a csavarban az ezek hatására ébredő maximális feszültségértékek láthatók. Minden különböző színnel jelölt érték (függvény) különböző kulcslyuknyílás-mélységekhöz (2. ábra pirossal jelölt mérete) tartozik.

A 14. ábrán láthatók a csavar szárában keletkező feszültségek, amelyet a 120° -os csúcshögű rögzítőcsavar esetében kaptunk.

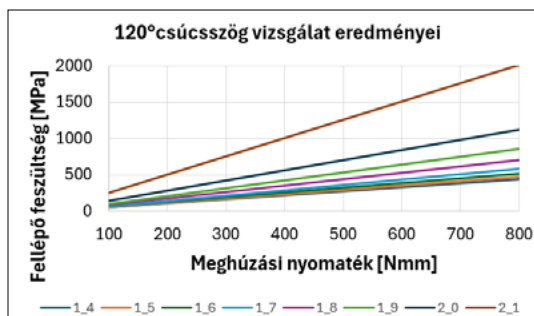
A 15. ábrán látható a csavar menetkifutási horornál keletkező feszültségeloszlás, amelyet a 180° -os csúcshögű rögzítőcsavar esetében kaptunk.



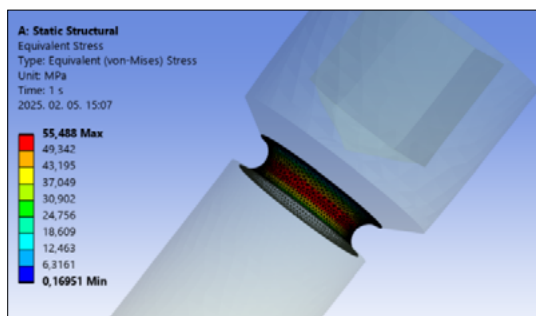
11. ábra. A csavar szárában keletkező maximális feszültség helye



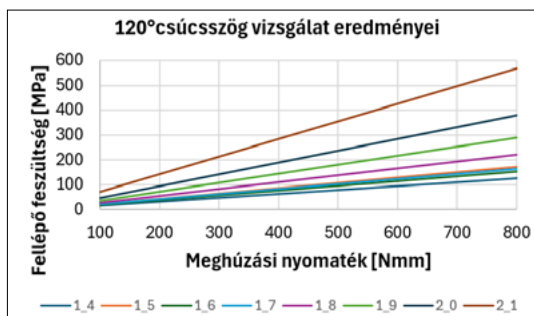
12. ábra. A csavar szárában keletkező feszültség eloszlása



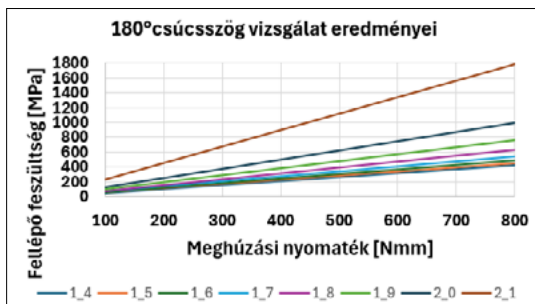
13. ábra. A 120° -os csúcshögvizsgálat eredményei (beszúrásnál)



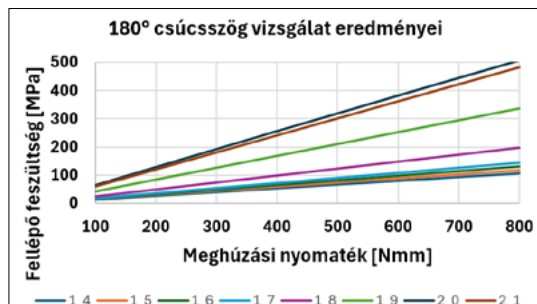
10. ábra. A csavaron a menetkifutási horornál keletkező feszültség



14. ábra. A 120° -os csúcshögvizsgálat eredményei (csavarszárban)



15. ábra. A 180°-os csúcscsögvizsgálat eredményei (csavarcsúskítésnél)



16. ábra. A 180°-os csúcscsögvizsgálat eredményei (csavarcszárbán)

A 16. ábrán láthatók a csavar szárában keletkező feszültségek, amelyeket a 180°-os csúcscsöggel rendelkező rögzítőcsavar esetében mértünk.

5. Konklúzió

Amint azt már az első fejezetben említettük, a csavarok Ti-6Al-4V ELI alapanyagára jellemző folyáshatár a gyártótól kikért katalóguslap és az ASTM F136-13 szabvány alapján, az általunk használt átmérőjű alapanyagra vonatkoztatva 795 N/mm². Ez azt jelenti, hogy ha a csavarban ébredő belső feszültségek eléri ezt az értéket, akkor a csavar képlékeny alakváltozása megkezdődik. A valóságban ennek biztos elkerülése érdekében a méretezéskor biztonsági tényezőket alkalmaznak.

Az alapanyagra jellemző vegyi összetétel az 1. táblázatban, a fontosabb mechanikai tulajdonságai pedig a 2. táblázatban figyelhetők meg. Ezen értékek az ASTM F136-13 szabványból származnak, amely az orvosi, kis szennyezőtartalmú titánötvözetekre, az alakítható, lágyított Ti-6Al-4V ELI titánötvözetre vonatkozik. Ez a szabvány biztosítja, hogy az anyag megfeleljen a szigorú követelményeknek, melyeket az orvosi alkalmazások támasztanak [10].

A kis szennyezőtartalom kiemelten fontos a megfelelő biokompatibilitás elérése céljából.

Az eredmények kiértékelésénél három különböző eset, három biztonsági tényező látható. Az első eset, ahol a biztonsági tényező $n = 1$, a maximális megengedett belső feszültség 795 N/mm², a 3. és 4. táblázatban az ezt meghaladó értékek piros háttérrel láthatók. A második esetben a biztonsági tényező értéke $n = 1,5$, ekkor a maximális feszültség értéke 530 N/mm² (az ezt meghaladó értékek narancssárga háttérrel jelölve). Az utolsó esetben $n = 2,5$ a biztonsági tényező, ekkor a feszültség maximális értéke 318 N/mm² (az ezt meghaladó értékek citromsárga háttérrel vannak

jelölve). Azon esetekben, ahol a táblázatokban a kapott feszültségérték háttére nem kapott egyéb színt (fehéren maradt), biztosan nem következik be tönkremenetel ($n = 2,5$ biztonsági tényezővel számolva).

A 3. táblázatban a 120°-os, a 4. táblázatban pedig a 180°-os furatoknál fellépő maximális feszültségértékek láthatók, a belső kulcslyuknyílás mélységei (1. ábra, pirossal jelölt méret) és a meghúzási nyomatékok (25–80 Ncm) függvényében.

A csavarokra jellemző 25 ± 5 Ncm-es meghúzási nyomatéktartomány felső értéke 30 Ncm. A kapott szimulációs eredmények alapján különböző maximális furathosszakot tudunk meghatározni annak függvényében, hogy a belső kulcslyuknyílás kialakításához szükséges előfurat furata 120° vagy 180°-os csúcscsögű. A maximális ébredő feszültségek alapján a 120°-os esetben a maximális furathossz 1,8 mm, a 180°-os esetben pedig 1,9 mm lehet, $n = 2,5$ -ös biztonsági tényező esetén.

Eredményeink és tapasztalataink alapján a továbbiakban javasoljuk a 180°-os csúcscsögű előfuratok használatát, mivel a szimulációs eredmények alapján ebben az esetben átlagosan 8,44%-kal kisebb feszültségértékek ébrednek. Ennek köszönhetően pedig hosszabb belső kulcslyuknyílással lehet előállítani a csavarokat. A mélyebb kulcslyuknyílás nagy előnye, hogy nagyobb meghúzási nyomatékokat tudunk biztonsággal elérni a csavarok rögzítésekor, anélkül, hogy a kulcs vagy a csavar sérüljön.

Az 5. táblázatban látható, hogy adott furathosszoknál hány százalék az eltérés a kialakuló belső feszültségek esetén, a 120°-os és a 180°-os csúcscsögű alkalmazása esetén. Megfigyelhető, hogy az eltérések nagysága folyamatos növekedést mutat a furatok mélységének növelése esetén. Az 1,9 mm mély furatok esetén az eltérés már 11,17%.

1. táblázat. A Ti-6AL-4V-ELI anyag vegyi összetétele

Ti-6AL-4V-ELI (ASTM F136) Tömeg %	
Al	5,5–6,5
V	3,5–4,5
Fe	max 0,25
O	max 0,13
C	max 0,08
Ti	Maradék

2. táblázat. A Ti-6AL-4V-ELI anyag mechanikai tulajdonságai

Ti-6Al-4V-ELI (ASTM F136) Mechanikai tulajdonságai	
Sűrűség	4,47 g/cm ³
Olvadáspont	1649 °C
Béta átmeneti hőmérséklet	977 ± 4 °C
Hővezetési képesség (20°C-on)	6,6 W/m°C
Folyáshatár (20°C-on)	min 795 N/mm ²
Rugalmasság (20°C-on)	min 860 N/mm ²
Nyúlás (20°C-on)	10%

A táblázatban szereplő értékek számítására az (1) képletet használtuk.

$$Dif = 1 - (\sigma_{180} / \sigma_{120})$$

(1)

6. További kutatási lehetőségek

A csavarok tönkremenetelének elkerülése azok műtét közbeni meghúzásakor kiemelkedő fontosságú. Amennyiben egy csavar tönkremenetele egyértelműen észlelhető a műtét közben (fejleszkadás), akkor a csavart el kell távolítani és új csavart kell behelyezni. A csavar (csavarok) eltávolítása megnövekedett műtéti időt jelenthet, mely fokozhatja az aneszteziológiai szövődeményeket, így többletköltségek kialakulásához vezethet. Ennél még jelentősebb probléma az az eset, ha a csavar deformációját, tönkremenetelét nem észlelik, annak egyértelmű külső jele nincs. Ilyen lehet például az az eset, amikor a meghúzás hatására ébredő belső feszültségek elérik a folyáshatárt, ennek hatására a csavar feje a szárhoz képest elcsavarodik, de teljes szakadás még nem jelentkezik, mert a feszültség nem éri el az alapanyagra jellemző szakítószilárdságot. Ilyenkor a sérült csavarok miatt a kötés minősége nem megfelelő, ami az implantátum korai tönkremeneteléhez vezethet.

3. táblázat. A csavarban ébredő maximális belső feszültségek értéke 120°-os előfurat esetén

Az eredmények N/mm ² -ben értendők (σ _{120°})						
Furat hossza (mm)	Meghúzási nyomaték (Ncm)					
	25	30	40	50	65	80
1,4	137	165	220	275	357	440
1,5	148	177	236	295	384	472
1,6	163	196	261	326	424	522
1,7	183	220	294	367	477	587
1,8	220	264	352	440	572	704
1,9	269	323	430	538	699	861
2	352	423	564	705	916	1128
2,1	631	757	1009	1261	1639	2018

4. táblázat. A csavarban ébredő maximális belső feszültségek értéke 180°-os előfurat esetén

Az eredmények N/mm ² -ben értendők (σ _{180°})						
Furat hossza (mm)	Meghúzási nyomaték (Ncm)					
	25	30	40	50	65	80
1,4	133	159	212	265	345	424
1,5	141	169	225	282	366	451
1,6	152	182	243	304	395	486
1,7	169	202	270	337	438	540
1,8	198	237	316	396	514	633
1,9	239	287	382	478	621	765
2	310	372	497	621	807	993
2,1	558	670	893	1117	1452	1787

5. táblázat. A csavarban ébredő maximális belső feszültségek százalékos eltérései

Előfurat hossza	Maximális nyomatékel-térés, Dif
1,4 mm	3,42%
1,5 mm	4,46%
1,6 mm	6,87%
1,7 mm	8,11%
1,8 mm	10,08%
1,9 mm	11,17%
2 mm	11,93%
2,1 mm	11,45%

Ezen okok miatt szeretnénk kutatásunkat folytatni a következő irányokban:

- különböző menetkifutási kialakítások feszültségkoncentrációs hatásának vizsgálata;
- valós csavarok gyártása és azok tönkremenetelének vizsgálata – ezzel ellenőriznénk a szimulációs eredményeinket;
- új csavardizájnok tervezése és tesztelése (fejmagasság, belső kulcslyuknyílás hossza, fejátmérő optimalizálása, önzáró kúpos kialakítások használata lehetőségeinek vizsgálata, az esetlegesen fellépő meglazulások kiküszöbölésére);
- csavarok anyagának és utókezeléseinek (hőkezelések) vizsgálata;
- M1,8-as és M2-es csavarok optimális meghúzási nyomatéktartományának meghatározása, szimuláció és valós tesztek segítségével.

Köszönetnyilvánítás

Ezúton szeretnénk megköszönni a Dent-Art Kft.-nek a biztosított tesztadarabokat (interfészek, csavarok), valamint a cég dolgozóinak, legfőképp dr. Kónya Jánosnak, a cég vezetőjének a konzultációs lehetőségeket és a szakmai segítségnyújtást. Tapasztalatuk és segítségük nagyban felgyorsította kutatásunk előrehaladását.

Ezen kívül külön köszönet az Abricad Kft.-nek, amely ideiglenesen biztosította számunkra a hozzáférést SolidWorks tervezőprogramjukhoz, így lehetőséget teremtve a csavar és interfész 3D-modellek elkészítésére.

Továbbá szeretnénk megköszönni a Kulturális és Innovációs Minisztérium és a Nemzeti Kutatási, Fejlesztési és Innovációs Alap által nyújtott támogatást az Egyetemi Kutatói Ösztöndíj Program keretein belül (EKÖP-KDP), amelyben Vörös Ádám részesül. Ez nagy segítséget nyújtott a kutatás és a cikk megírása során egyaránt.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Stein E.: *History of the Finite Element Method – Mathematics Meets Mechanics – Part I: Engineering Developments*. In: The History of Theoretical, Material and Computational Mechanics – Mathematics Meets Mechanics and Engineering. (Editor: Stein E.). Springer Berlin, Heidelberg, 2013. 399–442.
- [2] Dolgov V. Y., Klyshnikov K. Y., Ovcharenko E. A., Glushkova T. V., Batranin A. V., Agienko A. S., et al.: *Finite Element Analysis-Based Approach for Prediction of Aneurysm-Prone Arterial Segments*. Journal of Medical and Biological Engineering, 39/1. (2019) 102–108.
<https://doi.org/10.1007/s40846-018-0422-x>
- [3] Gizzi A., De Bellis M. L., Vasta M., Pandolfi A.: *Diffusion-Based Degeneration of the Collagen Reinforcement in the Pathologic Human Cornea*. Journal of Engineering Mathematics, 127/3. (2021) 1–27.
<https://doi.org/10.1007/s10665-020-10088-x>
- [4] Heller M. O.: *Finite Element Analysis in Orthopedic Biomechanics*. In: Human Orthopaedic Biomechanics. (Innocenti B. and Galbusera F.) Academic Press, Southampton, 2022. 637–658.
- [5] Geng J., Tan K. B. C., Liu G.: *Application of Finite Element Analysis in Implant Dentistry: a Review of the Literature*. The Journal of Prosthetic Dentistry, 85/6. (2001) 585–598.
<https://doi.org/10.1067/jmpr.2001.115251>
- [6] Alkan I., Sertgöz A., Ekici B.: *Influence of Occlusal Forces on Stress Distribution in Preloaded Dental Implant Screws*. The Journal of Prosthetic Dentistry, 91/4. (2004) 319–325.
<https://doi.org/10.1016/j.prosdent.2004.01.016>
- [7] Assenza B., Scarano A., Leghissa G., Carusi G., Thams U., Roman F.S., Piattelli A.: *Screw- Vs Cement-Implant-Retained Restorations: an Experimental Study in the Beagle. Part 1. Screw and Abutment Loosening*. Journal of Oral Implantology, 31/5. (2005) 242–246.
[https://doi.org/10.1563/1548-1336\(2005\)31\[242:SV CRAE\]2.0.CO;2](https://doi.org/10.1563/1548-1336(2005)31[242:SV CRAE]2.0.CO;2)
- [8] Pjetursson B. E., Thoma D., Jung R., Zwahlen M., Zembic A.: *A Systematic Review of the Survival and Complication Rates of Implant-Supported Fixed Dental Prostheses (FDPs) After a Mean Observation Period of at Least 5 Years*. Clinical Oral Implants Research, 23/6. (2012) 22–38.
<https://doi.org/10.1111/j.1600-0501.2012.02546.x>
- [9] Jaber H., Kónya J., Kulcsár K., Kovács T.: *Effects of Annealing and Solution Treatments on the Microstructure and Mechanical Properties of Ti6Al4V Manufactured by Selective Laser Melting*. Materials, 15/5. (2022)
<https://doi.org/10.3390/ma15051978>
- [10] ASTM F136: Titanium Alloys. Standard Specification for Wrought Titanium-6Aluminum-4Vanadium ELI (Extra Low Interstitial) Alloy for Surgical Implant