

Miskolci Egyetem

GÉPÉSZMÉRNÖKI ÉS INFORMATIKAI KAR



**KÜLSŐ HENGERES FELÜLETEK GYÉMÁNT SZERSZÁMMAL
VÉGZETT VASALÁSI ELJÁRÁSÁNAK VIZSGÁLATA**

PHD ÉRTEKEZÉS

Készítette:

Ferencsik Viktória
okleveles gépészmérnök

SÁLYI ISTVÁN GÉPÉSZETI TUDOMÁNYOK DOKTORI ISKOLA
GÉPÉSZETI ANYAGTUDOMÁNY, GYÁRTÁSI RENDSZEREK
ÉS FOLYAMATOK TÉMATERÜLET
GYÁRTÁSI RENDSZEREK ÉS FOLYAMATOK TÉMACSOPORT

Doktori Iskola vezető:

Vadászné Prof. Dr. Bognár Gabriella
a műszaki tudomány doktora, egyetemi tanár

Témacsoport vezető:

Dr. Maros Zsolt
egyetemi docens

Tudományos vezető:

Dr. Varga Gyula
egyetemi docens

Miskolc
2025

TARTALOMJEGYZÉK

TÉMAVEZETŐI AJÁNLÁS	VI
KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS.....	VII
JELÖLÉSEK JEGYZÉKE.....	VIII
ÁBRAJEGYZÉK.....	XI
TÁBLÁZATJEGYZÉK	XIII
BEVEZETÉS	1
1 SZAKIRODALMI ÁTTEKINTÉS	2
1.1. Az élettartam-növelő eljárások elméleti alapjai	2
1.2. A hideg képlékenyalakító eljárások típusai	4
1.2.1. Ütötetes felületszilárdítás	4
1.2.2. Felülethengerlés	6
1.2.3. Felületvasalás	6
1.2.3.1. Megmunkálható anyagminőségek	9
1.2.3.2. A felületminőséget befolyásoló tényezők vasalás során.....	9
1.2.3.3. A felületvasalás hatékonysága – tudományos előzmények	11
2 AZ ÉRTEKEZÉS CÉLKITŰZÉSEI ÉS A MEGVALÓSÍTÁS MÓDSZEREI	20
2.1. Az értekezés célkitűzései	20
2.2. Az elméleti vizsgálatok megvalósítása	22
2.3. A kísérleti terv és kiértékelése	22
2.3.1. A teljes faktoriális kísérlettervezés	23
2.3.2. A kiértékelési stratégia.....	26
2.4. A vasalási kísérletek körülményei	27
2.5. A felületi érdesség mérése	29
2.6. A maradó feszültség mérése	29
3 A FELÜLETVASALÁS ELMÉLETI VIZSGÁLATA	33
3.1. A felületminőség modellezésének lehetőségei vasalás esetén.....	33
3.2. A Hertz-féle összefüggés és annak alkalmazhatósága vasalt felület elméleti érdességének meghatározására	35
3.3. A felületvasalás modellezése végeselemes módszerrel	45
3.3.1. Geometriák megalkotása.....	46
3.3.2. A vizsgált alumíniumötvözet anyagmodellje.....	49
3.3.3. A mozgásviszonyok definiálása.....	53
4 A FELÜLETVASALÁS HATÉKONYSÁGA	55
4.1. A vasalt felület érdessége	55
4.1.1. Kísérleti eredmények – felületi érdesség	56
4.1.2. A felületi érdesség végeselemes modellel való összehasonlító elemzése ...	64
4.1.3. Az elméleti érdesség korrigált számítóképlete	68
4.2. A vasalt felület maradó feszültsége	71
4.2.1. Kísérleti eredmények – maradó feszültség.....	71
4.2.2. A feszültségi állapot végeselemes modellel való összehasonlító elemzése ..	77
4.3. A kísérleti eredmények összefoglalása	83

5 ÚJ TUDOMÁNYOS EREDMÉNYEK, TÉZISEK	84
ÖSSZEFOGLALÁS	87
SUMMARY	89
IRODALOMJEGYZÉK	91
AZ ÉRTEKEZÉS TÉMÁJÁBAN MEGJELENT JELENTŐSEBB PUBLIKÁCIÓK	100
MELLÉKLETEK.....	1
M1. A felületi érdességmérés eredményei	1
M2. A szimulált primer profilgörbék	9
M3. Az analitikai úton meghatározott felületi érdesség	12
M4. A röntgendiffrakciós mérés eredményei	18
M5. A szimulált maradó feszültség	24

TÉMAVEZETŐI AJÁNLÁS

Ferencsik Viktória: „Külső hengeres felületek gyémánt szerszámmal végzett vasalási eljárásának vizsgálata” című PhD értekezéséhez

A megmunkálások fejlesztése jelentős hatással van a termelőeszközök és a szolgáltatások előállításának hatékonyságára és a termék (gyártmány) minőségére. A forgácsoló megmunkálások jelentős részaránya mellett egyre nagyobb mértékben megjelennek a forgács nélküli megmunkálások is ezekben a folyamatokban. A forgácsnélküli megmunkáló eljárások közül a vasalásra vonatkozó, szakirodalomban közölt vizsgálatok száma korlátozott a modellezések, számítások pontossága vonatkozásában. A kutatás témája a gyémántvasalási eljárás tudományos elemzése, a keletkező felületi érdességet és maradó feszültséget befolyásoló technológiai paraméterek hatásának feltárása a precíziós követelményeknek megfelelő alkatrészek előállításához.

A bemutatott eredmények igazolják, hogy a kutatómunka elérte célját. Ezt a jelölt a csúszó súrlódásos gyémántvasalásra alkalmazott modellezésekkel (Hertz-féle; végeselemes), a felületi érdességet befolyásoló technológiai paraméterek megadásával és a vasalt felület maradó feszültségének vizsgálatával, összehasonlító elemzésével elért eredményei bizonyítják.

A kutatás során nyert és az értekezésben is bemutatott új eredmények a jelölt saját eredményei, melyeket rendszeresen ismertetett elismert hazai és nemzetközi konferenciákon és folyóiratokban.

Ferencsik Viktória elvégzett kutatómunkájával és PhD értekezésének elkészítésével igazolta kiváló elméleti és gyakorlati felkészültségét és alkalmasságát önálló tudományos munka végzésére.

Az előzőek alapján az értekezés elfogadását és sikeres védelem esetén a PhD fokozat odaítélését maximálisan támogatom.

Miskolc, 2025. 11. 19.

Dr. Varga Gyula
egyetemi docens
tudományos vezető

KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS

Az értekezés a Sályi István Gépészeti Tudományok Doktori Iskola keretein belül a „Külső hengeres felületek gyémánt szerszámmal végzett vasalási eljárásának vizsgálata” című kutatómunkámat foglalja össze, melyet a Miskolci Egyetem Gyártástudományi Intézetében végeztem el.

Ezúton szeretnék köszönetet mondani témavezetőmnek, Dr. Varga Gyulának, aki elindított a kutatói pályán, támogatta és biztatta tudományos munkámat, valamint hozzájárult annak folyamatos fejlődéséhez. Lehetőséget biztosított eredményeim bemutatására hazai és nemzetközi konferenciákon, valamint publikációkban, továbbá szakmai látókörömet bővítette projektmunkákba való aktív bevonással.

Köszönettel tartozom a Miskolci Egyetem Gyártástudományi Intézetének munkatársainak is, akik már hallgatói éveim kezdetétől támogattak, és mind tudásukkal, mind szakmai háttérükkel hozzájárultak fejlődésemmel.

Végezetül hálásan köszönöm szüleimnek, hogy azt tanították: mindig legyen célom az életben; férjemnek, aki e céljaim elérésében mindvégig támogatott; valamint nevelt lányaimnak, akiknek mindezt továbbadhatom.

JELÖLÉSEK JEGYZÉKE

Görög betűs jelölések

α	– együttható [-]
β	– együttható [-]
γ	– együttható [-]
$\Delta\rho_{y\xi}$	– változást kifejező viszonyszám [%]
δ	– vasalószerszám elméleti bemélyedésének mélysége [mm]
ε	– alakváltozás [-]
ε_{Ra}	– relatív eltérés [%]
θ	– érintkezési orientációs szög [°]
θ'	– röntgendiffrakció szöge [°]
λ	– röntgensugárzás hullámhossza [m]
μ_T	– Tabor-paraméter [-]
ν	– Poisson-tényező [-]
$\bar{\sigma}$	– folyási feszültség [MPa]
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	– egyes főirányokban mért főfeszültségek [MPa]
σ_a	– axiális irányú maradó feszültség [MPa]
σ_t	– tangenciális irányú maradó feszültség [MPa]
ν	– kinematikai viszkozitás [mm ² /s]
τ	– maradó nyírófeszültség [MPa]
φ	– alakváltozás mértéke

Latin betűs jelölések

A	– vasalószerszám relatív főgörbülete [mm]
a	– vasalószerszám elméleti bemélyedésének szélessége [mm]
a'	– ellipszis nagy féltengelye [mm]
B	– munkadarab relatív főgörbülete [mm]
b	– ellipszis kis féltengelye [mm]
b_i	– regressziós függvény együtthatója
b_0	– Watss-Ford próbatest kezdeti szélessége [mm]
c	– keményedési együttható [-]
$c_{elméleti}$	– elméleti érdesség súlya [-]

c_v	– sebesség hatásának együtthatója [-]
c_0	– konstans [-]
d_{hkl}	– adott hkl Miller indexű síkok rácssík-távolsága
E	– Young-féle rugalmassági modulus [N/mm ²]
e	– ellipszis numerikus excentricitása [mm]
F	– terhelőerő/vasalóerő [N]
F_f	– hengerlőerő [N]
F_h	– fékezőerő [N]
FWHM	– diffrakciós csúcs teljes szélessége félintenzitásnál [°]
f	– vasalási előtolás [mm/ford]
HRC	– Rockwell keménység
HV	– Vickers keménység
Hz	– Hertz (a frekvencia SI-mértékegysége)
h	– barázdamélység [μm]
i	– járatszám [-]
k	– anyagparaméter [mm ² /N]
l	– húr hosszúsága [mm]
m	– alakváltozási sebesség kitevője [-]
N	– elemszám [-]
n	– keményedési kitevő [-]
n_{sz}	– szerszám fordulatszáma [1/min]
n_{mdb}	– munkadarab fordulatszáma [1/min]
PCD	– polycrystalline diamond (mesterséges gyémánt)
p	– nyomáseloszlás [MPa]
p_0	– maximális érintkezési nyomás [MPa]
p'	– faktorok száma [-]
p_{max}	– vizsgált profil legnagyobb magassági kitérése a középvonaltól [μm]
R	– vasalószerszám sugara [mm]
R'	– radiális irányban értelmezett effektív sugár [mm]
R''	– axiális irányban értelmezett effektív sugár [mm]
R_a	– átlagos felületi érdesség [μm]
R_i	– Rangsor [-]
R_{ku}	– profil lapultság [μm]
R_p	– érdességi profil maximális csúcsmagassága [μm]
R_{sk}	– profil ferdeség [μm]
R_t	– maximális érdességmagasság [μm]
R_{ti}	– vasalandó felület maximális érdességmagassága [μm]
R_z	– átlagos egyenetlenség-magasság [μm]
R_1	– vasalószerszám elméleti sugara [mm]
R_2	– tengelyszerű munkadarab elméleti sugara [mm]

r	– elmozduló pont elemi erőtől való távolsága [mm]
S_c	– elméleti érintkezési felület [mm]
s	– Watss-Ford próbatest alakítás utáni vastagsága [mm]
s_0	– Watss-Ford próbatest kezdeti vastagsága [mm]
v	– vasalási sebesség [m/min]
v_{\max}	– vizsgált profil legnagyobb mélységi kitérése a középvonaltól [μm]
w	– vizsgált elméleti pont z tengely irányú elmozdulása [mm]
w_0	– Watss-Ford nyomóbetét szélessége [mm]
x_i	– faktor (független változó)
y	– függő változó
y	– kezdeti folyási feszültség [MPa]
$y_{\xi e}$	– megmunkálás előtti felületi állapot [$\mu\text{m}/\text{MPa}$]
$y_{\xi v}$	– vasalt felületi állapot [$\mu\text{m}/\text{MPa}$]
z_i	– az i-dik faktor alsó vagy felső szintje
z_i^0	– a faktor alapszintje
Δz_i	– variációs intervallum

ÁBRAJEGYZÉK

1.1. ábra	Hidegalakítás okozta csúszósík-módosulás polikristallin fémekben	3
1.2. ábra	Szabad és korlátozott mozgású ütötestes felületszilárdítás	5
1.3. ábra	Sörétezés hatására bekövetkező maradófeszültség változás különböző keménységű anyagok esetén	5
1.4. ábra	Tengelyszerű darab felülethengerlésének sematikus ábrázolása	6
1.5. ábra	Felületvasalás gyakorlati megvalósítása	7
1.6. ábra	A felületvasalás során zajló folyamatok.....	8
1.7. ábra	A vasalási paraméterek vizsgálatának százalékos megjelenése	10
1.8. ábra	A felületminőséget befolyásoló vasalási paraméterek Ishikawa-diagramja	11
2.1. ábra	A vizsgálat menetének bemutatása	21
2.2. ábra	Termék előállításának modellje	23
2.3. ábra	Becsült modell térbeli ábrázolása három faktor kétszintű vizsgálatokor	26
2.4. ábra	A munkadarab geometriájának vázlata	27
2.5. ábra	A munkadarab és a szerszám elhelyezkedése a munkatérben.....	29
2.6. ábra	Köbös kristályrendszer leírása koordináta-rendszerrel	30
2.7. ábra	A röntgendiffrakciós módszer elvi alapja és megvalósítása	31
2.8. ábra	A kísérletterv sematikus ábrázolása	32
3.1. ábra	Kontaktmechanikai keresztmetszet (x-z sík) gömbszerszám bemélyedése esetén	36
3.2. ábra	Köríves felületű testek közötti érintkezés	37
3.3. ábra	A kontaktzóna modellezése.....	38
3.4. ábra	A vizsgált ellipszis és annak egy pontjának elmozdulása	40
3.5. ábra	A vizsgált ellipszis körré transzformálása.....	41
3.6. ábra	Az elméleti maximális barázdamélység és a benyomódási mélység viszonya kis vasalási előtolás alkalmazása esetén	45
3.7. ábra	Hálózott munkadarabrészlet felületérdesség és maradó feszültség vizsgálatának esetére	48

3.8. ábra	A rugalmas-képlékeny/képlékeny modell főbb részei	50
3.9. ábra	Izotróp és vegyes keményedési modell	51
3.10. ábra	Watts-Ford próba sematikus vázlata	52
3.11. ábra	A vizsgált anyagminőség (EN AW-2011) valós folyásgörbéje	53
3.12. ábra	A vasalószerzám mozgásának szimulálása	54
4.1. ábra	R_{aI} . változásának válaszfelülete a faktortérben	57
4.2. ábra	R_{aII} . változásának válaszfelülete a faktortérben	57
4.3. ábra	R_{zI} . változásának válaszfelülete a faktortérben	59
4.4. ábra	R_{zII} . változásának válaszfelülete a faktortérben	59
4.5. ábra	R_{tI} . változásának válaszfelülete a faktortérben	61
4.6. ábra	R_{tII} . változásának válaszfelülete a faktortérben	61
4.7. ábra	Szimulált felületprofilok összehasonlítása (Kísérlet II. – 1-2).....	65
4.8. ábra	A 6-1 sorszámú felület (jobb oldal) érdességi anomáliája	66
4.9. ábra	A maximális érdességmagassági paraméter analitikai úton számított, végeeselemes módszerrel szimulált és kísérleti úton mért értékeinek összehasonlítása	69
4.10. ábra	σ_{tI} . változásának válaszfelülete a faktortérben	72
4.11. ábra	σ_{tII} . változásának válaszfelülete a faktortérben	72
4.12. ábra	σ_{aI} . változásának válaszfelülete a faktortérben	74
4.13. ábra	σ_{aII} . változásának válaszfelülete a faktortérben.....	74
4.14. ábra	Vasalt „3” felület szimulált maradó feszültsége	79
4.15. ábra	Vasalt „3” felület maradó feszültségének eloszlása	80
4.16. ábra	Vasalt „6” felület szimulált maradó feszültsége	81
4.17. ábra	Vasalt „6” felület maradó feszültségének eloszlása.....	82

TÁBLÁZATJEGYZÉK

1.1. táblázat	A felületvasalással kapcsolatos tanulmányok osztályozása	11
1.2. táblázat	A vasalás okozta kedvező változások mértéke acél és ötvözetei esetén	15
1.3. táblázat	A vasalás okozta kedvező változások mértéke alumínium és ötvözetei esetén.....	16
2.1. táblázat	A felhasznált 2^3 típusú kísérleti terv mátrixa.....	24
2.2. táblázat	A vizsgált anyagminőség kémiai összetétele és fizikai jellemzői	28
3.1. táblázat	Az együtthatók értékei az érintkezési orientációs szög függvényében ..	44
4.1. táblázat	A vizsgált kétdimenziós érdességi paraméterek	56
4.2. táblázat	Az alkalmazott vasalási paraméterek	56
4.3. táblázat	Az átlagos felületi érdesség (R_a) változása.....	57
4.4. táblázat	Az átlagos egyenetlenség-magasság (R_z) változása	58
4.5. táblázat	A maximális érdesség-magasság (R_t) változása	60
4.6. táblázat	A felületi érdességre vonatkozó eredmények rangsorolása.....	63
4.7. táblázat	A felületi érdesség szimulált és valós eredményei Kísérlet I. esetén	65
4.8. táblázat	A felületi érdesség szimulált és valós eredményei Kísérlet II. esetén....	67
4.9. táblázat	Az analitikai, szimulált és valós maximális érdességmagasság (R_t , [μm]) értékei.....	69
4.10. táblázat	A tangenciális irányú maradó feszültség (σ_t) változása	72
4.11. táblázat	Az axiális irányú maradó feszültség (σ_a) változása	74
4.12. táblázat	A maradó feszültségre vonatkozó eredmények rangsorolása.....	76
4.13. táblázat	A maradó feszültség szimulált és valós eredményei	78

BEVEZETÉS

Az életszínvonal folyamatos emelése az emberiség történetének egyik meghatározó célkitűzése volt, és a jövőben is az marad. A különböző ipari ágazatok ezzel párhuzamosan fejlődtek: számosságukban és technológiai színvonalukban egyaránt követték az egyre növekvő társadalmi és gazdasági igényeket, amely folyamat a XVIII. század közepétől az ipari forradalmak korszakát eredményezte.

Az új felfedezések és technológiai áttörések hatására új üzemszervezési formák születtek, és ezek nyomán egy folyamatos, dinamikus fejlődési pálya indult el. A termelés volumene ugrásszerű növekedésnek indult, amit hamarosan a minőségi követelmények szigorodása követett. Az új anyagminőségek elterjedése új iparágak és gyártástechnológiák megjelenéséhez vezetett. Napjainkban – a zajló negyedik ipari forradalom időszakában – a gyártott alkatrészek felületi minőségének javítása kiemelt prioritássá vált. A technológiai fejlődés révén olyan nagy teljesítményű befejező megmunkálási eljárásokat fejlesztettek ki, amelyek nagy termelékenység mellett képesek biztosítani a makro- és mikrogeometriai jellemzők pontos kialakítását. Az elmúlt évtizedekben egyre nagyobb hangsúlyt kaptak a forgácsolásmentes, hideg képlékeny felületszilárdító eljárások is, mivel ezek bevezetésével és automatizálásával olyan igénybevételek hatása válik mérsékelhetővé, amelyek az alkatrészek élettartamát csökkentik. E technológiák lehetőséget kínálnak a fáradási repedések kialakulásának és terjedésének késleltetésére, elsősorban a felületen ébredő kedvező, nyomó maradó feszültségek létrehozásával. A korszerű ipari gyakorlatban a felületközeli maradó feszültségi állapot már nemcsak ajánlott, hanem elvárt minőségi jellemzője a fáradási igénybevételnek kitett gépelemeknek. Ezzel párhuzamosan egyre hangsúlyosabban jelenik meg az igény olyan környezetbarát, energiatakarékos technológiák iránt, amelyek speciális körülményeket nem igényelnek, és akár nemvas alapanyagok esetében is hatékonyan alkalmazhatók. A felületvasalás egy ilyen hatékony és környezetkímélő eljárás, amelynek tudományos vizsgálatával a Miskolci Egyetem Gyártástudományi Intézetében – illetve annak jogelődjében, a Gépgyártástechnológiai Tanszéken – több elismert kutató is foglalkozott, így például Dr. Leskó Balázs, Dr. Erdődy László, Dr. Gribovszky László, Dr. Orosz László, Dr. Felhő Csaba és Dr. Varga Gyula. Kutatási témámat a felületvasalás külső hengeres felületeken történő alkalmazására építettem, figyelembe véve a technológia ipari jelentőségét, valamint az intézet korábbi tudományos eredményeit.

1 SZAKIRODALMI ÁTTEKINTÉS

A kutatási témához kapcsolódó átfogó szakirodalmi áttekintés során bemutatom a hideg képlékeny alakító technológiák elméleti háttérét, az eljárások főbb típusait, illetve a felületvasaláshoz kapcsolódó tudományos előzményeket.

1.1. Az élettartam-növelő eljárások elméleti alapjai

Működésük, üzemelésük során az egyes gépelemeket, azok alkatrészeit számos igénybevétel érheti, számos típusú károsodási formát okozva [1], a terhelések ismétlődése pedig az alakváltozó képesség határának elérése után mikro-repedések keletkezéséhez vezet. Ezek a repedések és maguk a lokális szerkezetváltozások a legnagyobb feszültség helyén, rendszerint az alkatrész felületén jelentkeznek [2, 3], tehát e felületek mikro- és makro-geometriai jellemzői meghatározó hatással vannak a tönkremenetelre és élettartamra [4, 5].

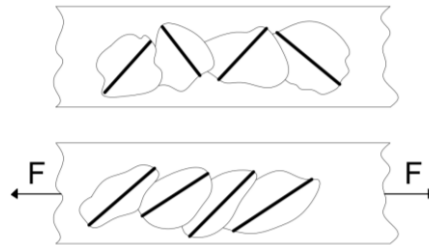
Valamilyen mértékben minden mechanikai megmunkálás megváltoztatja az alakított felület minőségét és a felszín alatti réteg tulajdonságait. Ez utóbbi anyagszerkezettel való összefüggésével kapcsolatban pedig többféle szilárdságnövelő mechanizmus is ismeretes, ennek egyike a hideg képlékeny alakítás következményeként fellépő alakítási keményedés. Ezen felül, a felületi rétegre korlátozott hidegalakítás révén csökken a munkadarab felületi érdessége, a felszínközeli rétegben jelentős mértékű nyomó maradó feszültség indukálódik, mely által nő a terhelhetőség, a kifáradással szembeni ellenállóképesség, mindezek által pedig növekszik az élettartam [1, 2, 6, 7].

Az egyes eljárások okozta anyagban lejátszódó folyamatok alapvető megértése érdekében, az alakváltozás következményeit célszerű három szinten: szub-mikroszkópikus, mikroszkópikus és makroszkópikus szinten vizsgálni.

Gyakorlatilag a képlékeny alakváltozás ún. diszlokációs mechanizmus közvetítésével, vagyis egydimenziós kristálytani rácshibák csúszósíkon bekövetkező mozgásával realizálódik a kristálytanilag legtömöttebb irányokban. Az alakítás során ezek a diszlokációk kölcsönhatásba kerülhetnek vagy éppen ki is olthatják egymást, de inkább

jellemzően nagyszámú új diszlokáció keletkezik, mely által növekedni fog a kristály energiaszintje. Ennek az a magyarázata, hogy az alakítás közben végzett munka jelentős része hővé alakul, azonban a maradék néhány százalék az alakított anyagban fog tárolódni, a diszlokáció körül egy rugalmas feszültségteret kialakítva, s így egy egyensúlytól eltérő állapot jön létre [2, 9].

Mikroszkópikus szinten vizsgálva, a rekrisztallizációs hőmérséklet alatt végzett alakítás közben szemcsetorzulás lép fel, a kristallitok csúszósíkjai, melyek addig statisztikusan rendezetlenül helyezkedtek el, a terhelőerő hatására igyekeznek befordulni a terhelés síkjába [1, 8], ezáltal határozott kristálytani rendezettséget véve fel, ahogy azt az 1.1. ábra szemlélteti [2].



1.1. ábra. Hidegalakítás okozta csúszósík-módosulás polikrisztallin fémekben [2]

Ezt a fajta rendezettséget nevezzük alakítási textúrának, melynek egy fontos következménye, hogy az addig kvázi-izotróp (térbeli iránytól független) mechanikai tulajdonságok megváltoznak, vagyis az anyag anizotróppá válik.

A disszertáció alapvetően a felvázolt jelenségek mikroszkópusan érzékelhető hatásaival foglalkozik, melyek hatására az egyes szilárdságtani jellemzők úgy, mint folyáshatár, szakítószilárdság és keménység növekszenek. Ez abból eredeztethető, hogy a diszlokációk – a körülöttük kialakult feszültségteret következtében – feltorlódnak, ezáltal a mozgásuk, vagyis maga a képlékeny alakváltozás tovább folytatása csak egyre növekvő feszültséggel lehetséges a nagyobb mechanikai ellenállás miatt. Vizsgálat tárgyát képezi a maradó feszültség változása, melyet az okoz, hogy a fém magasabb energiaszintje a hidegalakítás hőmérsékletén nem tud önkéntelen folyamatok eredményeként relaxálni, hiszen az csak az atomok szilárd állapotban való diffúziós mozgásával (öndiffúzó) mehetne végbe. A folyamat mérhető megindításához szükséges aktiválási energia azonban normál hőmérsékleten rendszerint nem elegendő [1, 2, 8, 9]. Illetve, az értekezés taglalja egy további mikroszkópikus hiba, a felületi érdesség változásának vizsgálatát is.

1.2. *A hideg képlékenyalakító eljárások típusai*

Az egyes alkatrészek tervezett élettartamának biztosításában a tervezés és üzemeltetés mellett fontos szerepet játszik a gyártási mód, illetve paramétereinek helyes meghatározása. Ennek oka, hogy a felületelemek tulajdonságai, integritása szignifikánsan befolyásolják a rendszer funkcionális viselkedését. Ebből pedig az következik, hogy a működő, terhelés alatt álló felületek minőségének kardinális jelentősége van az élettartam szempontjából [10, 11].

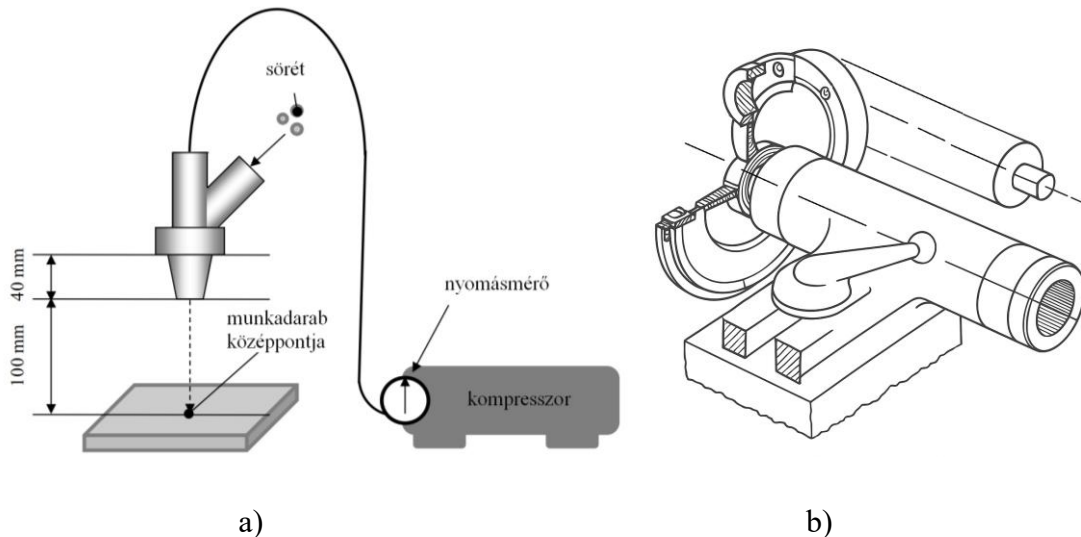
A hideg képlékenyalakító eljárásokkal előnyös módon változtatható a forgácsolt felületek geometriája, csökkentve az egyenetlenségeket és növelve az élettartamot [3, 10, 12]. A tartósságnövelés céljából alkalmazott felületszilárdító technológiák csoportosíthatók aszerint, hogy milyen jellegű a szerszám működő és a munkadarab megmunkálendő felületének relatív elmozdulása [3, 10]. Eszerint az alábbi megmunkálások különböztethetők meg:

- dinamikus hatással alakító ütőtestes felületszilárdítás,
- gördülő relatív elmozdulást alkalmazó felülethengerlés,
- csúszó relatív elmozduláson alapuló csúszó súrlódásos vasalás.

1.2. 1. *Ütőtestes felületszilárdítás*

Az egyes felületek ütőtestes szilárdítása során a szabadon mozgó szemcsék (sörét) vagy a korlátozottan kötött ütőtestek becsapódása által keltett kinetikai energiát használjuk fel a felületi réteg keménységének növelésére [1, 10], mely keménységnövekedés 200 μm -tól akár tizedmilliméteres mélységig is megvalósulhat [1, 10, 13].

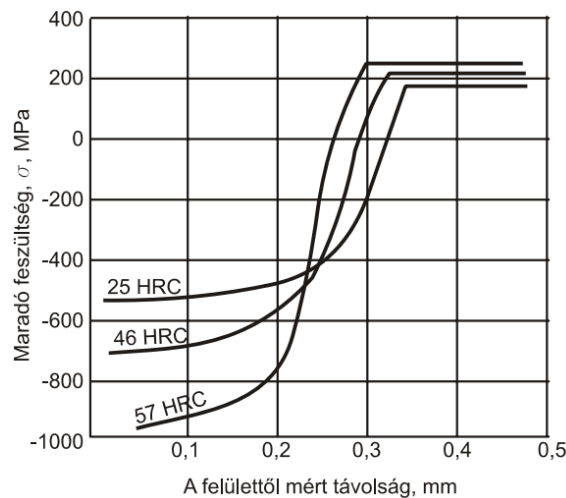
Szabad mozgású ütőtestek esetében a pneumatikus sörétező berendezések a legelterjedtebbek (1.2.a ábra), mivel szerkezeti kialakításuk és működésük egyszerű, a szükséges sűrített levegő pedig az egyes üzemek, műhelyek alapfelszereltsége közé tartozik. A forgó alakos ütőtestes megmunkálásnál (1.2.b ábra) már késtartóba fogják be a tárcsaszzerű szerszámot, melynek kerülete mentén alakos, gyűrű vagy golyó ütőtestek helyezkednek el.



1.2. ábra. Szabad (a) [14] és korlátozott (b) [10] mozgású ütőtestes felületszilárdítás

Az egyes eljárások alkalmazásával növelhető a fásasztó igénybevétellel szembeni ellenállóképesség, mivel az ütközéskor végbemenő dinamikus kölcsönhatás által nyomó maradó feszültség keletkezik az alakított felszínközeli rétegben [1, 10, 13, 15]. Ezt a jelenséget alátámasztja a Bagyinszki és Bitay [1] által közölt kísérleti eredményeket szemléltető 2.3. ábra, amely a 0,4%-os széntartalmú acél sörétezését követően kialakuló feszültségállapot-változást mutatja be az alábbi alkalmazott technológiai paraméterek figyelembevételével:

- sörétátmérő: 0,6-1 mm
- sörétnyaláb sebessége: 65 m/s
- sörétezés ideje: 2 min

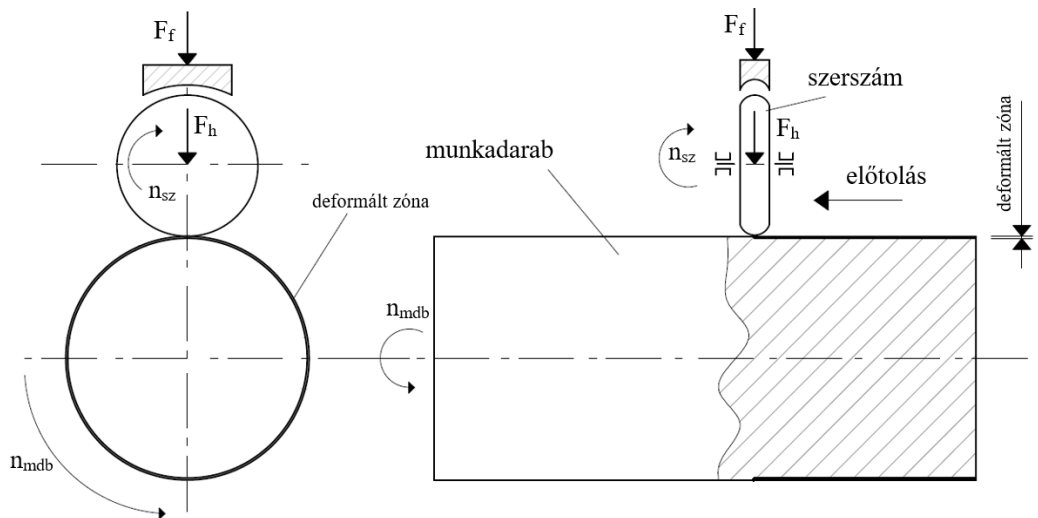


1.3. ábra. Sörétezés hatására bekövetkező maradófeszültség változás különböző keménységű anyagok esetén [1]

1.2. 2. Felülethengerlés

A hengerlési eljárás során az érdesség-csökkenést és felkeményedést a szabadon mozgó szférikus vagy gyűrű alakú szerszám és a munkadarab alakítandó felülete közötti gördülési súrlódás közben fellépő kölcsönhatás eredményezi. Ez a forgácsleválasztás nélküli technológia is az által alkalmas a fizikai és mechanikai tulajdonságok javítására, hogy a megmunkált felületi réteg adott mélységében nyomó maradó feszültséget generál [1, 10, 16-18].

Számos megoldást fejlesztettek ki külső hengeres felületek szilárdító, esztergán vagy célgépen végzett hengerlésére, ezek egyikén szemlélteti a jellemző mozgásviszonyokat az 1.4. ábra.



1.4. ábra. Tengelyszerű darab felülethengerlésének sematikus ábrázolása [18]

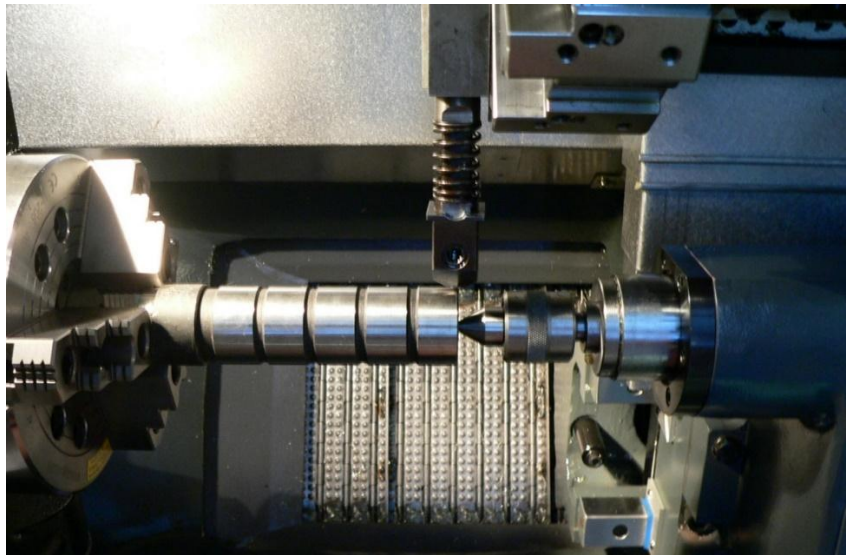
A folyamat megvalósításához szükséges hengerlőerő (0,005-20 kN) létrehozható előfeszített rugóval, hidraulikus és pneumatikus módon vagy akár mágneses úton. Ennek a technológiai paraméternek a fokozásával növelhető leginkább a deformációs mélység, tehát nagy hatással van a szilárdságtani jellemzőkre [18, 19], de természetesen a kialakult érdességet is befolyásolja.

1.2. 3. Felületvasalás

Külső hengeres felületek vasalásakor az alakítóelem, vagyis a szerszám és a munkadarab statikus érintkezése során létrejövő csúszási súrlódáskor végbemenő kölcsönhatás eredményeként következik be a képlékeny alakváltozás. A megmunkálás során nem keletkezik forgács, sem szikra vagy por, ráadásul hűtő-kenő folyadék igénye is

minimális, sőt esetenként elhagyható, így környezetkímélő és egyben költséghatékony megmunkálás valósítható meg [20-22].

A mérnöki gyakorlatban már évtizedek óta hatékonyan alkalmazzák, alapvetően vasúti kocsik tengelyeinek, illetve autóiipari főtengelyek megmunkálására fejlesztették ki, majd felhasználási köre egyre kiterjedtebbé vált. Előszeretettel applikálják hidraulikai és egyéb munkahengerek, dugattyúk, csapágyfészek, perselyek, csapok befejező megmunkálásaként [3, 6, 24]. Alkalmazási területéhez pedig általánosságban hozzátartozik az autóiipari, légi- és űrhajózási ipar [25-27], de számos példa létezik az egészségügyben való felhasználására is [28, 29]. Az 1.5. ábra egy CNC esztergagépen való megvalósítást ábrázol tengelyszerű darab megmunkálása esetén.



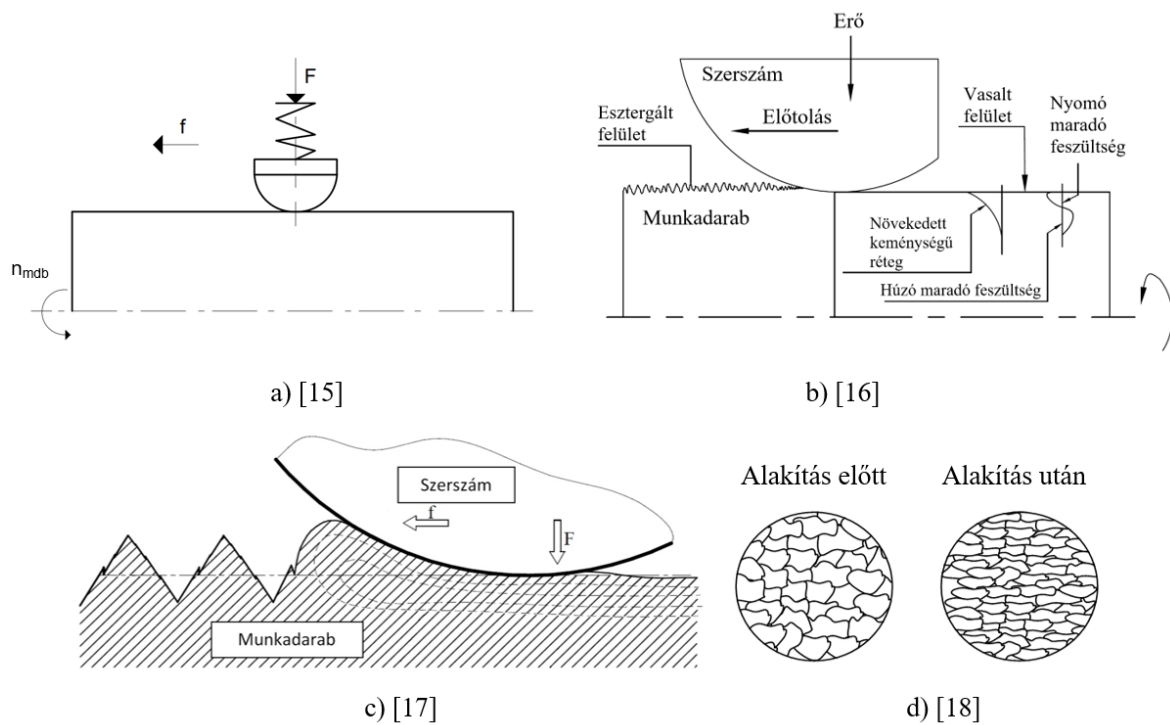
1.5. ábra. Felületvasalás gyakorlati megvalósítása

Alkalmazásának célja a felület minőségének javítása és az alkatrész élettartamának növelése, melyet a felszínközeli réteg keménységének növelésével és a felület érdességének csökkentésével ér el [30, 31]. Utóbbi állítást támasztja alá például, hogy az érdesebb felületeknek nagyobb a kopási sebessége, az pedig anyagvesztéshez, repedéskeletkezéshez vezet [32].

Bár nagyszámú anyagleválasztó megmunkálási mód alkalmas finomfelületek előállítására (köszörülés, leppelés, szuperfinisítés, stb.), de ezek a technológiák egyrészt geometriai hibákat eredményezhetnek a nagy hőfejlődés által [3, 20, 24], másrészt a húzó maradó feszültség arányát növelik, míg a vasalás a fásztó igénybevétellel szemben előnyös nyomó maradó feszültséget generál [24, 30-34]. Az eljárásnak ez egy kiemelten fontos előnye, hiszen, Mertinger és társai [35, 36] szerint az egyes, fásztásnak kitett

alkatrészek ipari gyakorlatban meghatározott minőségi követelményei magukba foglalják a felszínközeli rétegben ébredő maradó feszültség értékét és eloszlását is.

Az 1.6. a) ábrán látható, ahogy a szerszámra beépített rugó létrehozza a szükséges, a munkadarab anyagának folyási határát meghaladó nyomóerőt, majd a szerszám f előtolással a munkadarab forgástengelyével párhuzamos irányban egyenes vonalúan mozog a forgó mozgást végző munkadarab felületén.



1.6. ábra. A felületvasalás során zajló folyamatok

Ahogy Dzionk és társai [4, 39] is ismertetik, az eljárás során lezajló folyamatok több szakaszra bonthatóak: a kezdeti szakaszban a szerszám, nyomást gyakorolva a felületi egyenetlenségek csúcsaira, képlékeny deformációt idéz elő, mely által megváltozik a szabálytalanságok szerkezete, alakjuk és magasságuk csökken (1.6. b) ábra).

A második fázisban – a megnövekedett nyomás által – a deformált anyag a szerszám érintkezési pontjában lévő szabad terek irányába mozdul el (1.6. c) ábra), vagyis az érdesség csúcsok belapulnak a mélyedésekbe. Megjegyzem, hogy ebben a fázisban, ha a technológiai adatok nincsenek helyesen megválasztva, mikro-repedések keletkezhetnek, illetve az anyag kipattogzódhat.

Az utolsó szakaszban a szemcsék oly módon deformálódnak képlékenyen, hogy hosszúkás alakot vesznek fel (1.6. d) ábra). Látható, hogy az alakítás előtt közel egyenlő

térfogatúak a szemcsék, azonban az alakítás irányában egyre inkább nyújtottakká válnak és az anyag anizotróppá válik az alakítási textúra következményeként (lásd: 2.1. fejezet).

1.2.3.1. Megmunkálható anyagminőségek

A mérnöki konstrukciók idő előtti meghibásodása életveszélyes lehet amellet, hogy súlyos gazdasági veszteségeket okoz. Maga a fáradás ismétlődő igénybevétel hatására bekövetkező tönkremenetel, mely jellemzően mikro-repedésből indul ki, tehát az alkatrészek megmunkálása során törekednünk kell - a megvalósítás költségének figyelembevételével - a minél finomabb felület elérésére [1, 2, 40].

A gépiparban leginkább a köszörülést alkalmazzák fémek és ötvözetek felületminőségének javítására [24], azonban egyre több ipari szektor (járműgyártás, légi- és űrhajózási ipar, vegyipar, élelmiszeripar, stb.) használ fel, illetve követeli meg a nem-vasalapú anyagok használatát, köszönhetően azok alacsony sűrűségének és kedvező mechanikai tulajdonságainak [25, 42-44]. Ugyanakkor ezeknek az anyagoknak az abrazív módon történő megmunkálása nehézkes a nagy hőfejlődés miatt is, ez esetben hatékony és előnyös megoldásként alkalmazhatóak az olyan, újrakristályosodási hőmérséklet alatt kivitelezhető technológiák, mint a felülethengerlés és -vasalás.

Alapvetően széles a vasalással megmunkálható anyagminőségek tartománya, kezdve az alumínium és ötvözetektől [11, 25, 31, 42-44], a bronzon [24, 32] és acélon, illetve azok ötvözetein [4-6, 20, 21, 27, 33, 34, 38, 39] át, egészen az olyan speciális anyagokig, mint pl.: bio-lebomló MgCa ötvözet [28], kovácsolt titánötvözet [29], Inconel 718 [45] vagy akár a nagy molekulatömegű polietilén [46].

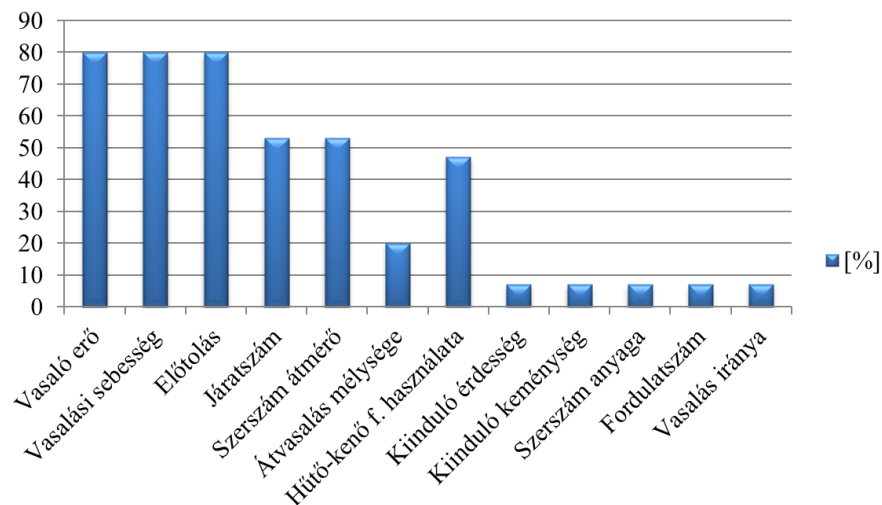
Továbbá, fontosnak tartom megjegyezni, hogy Brinksmeier és társai [47] kísérletileg igazolták, hogy nagy mennyiségű instabil ausztenitet tartalmazó munkadarabok vasalása martenzites átalakuláshoz vezethet a deformáció által. Ez pedig amiatt jelentős, mert bizonyították, hogy felületkezelő eljárással is megvalósítható a martenzites átalakulás termikus energia bevitele nélkül.

1.2.3.2. A felületminőséget befolyásoló tényezők vasalás során

A különböző megmunkáló eljárások során az ideálistól eltérő, mikro- és makroszkópikus hibákkal rendelkező reális felületet kapunk, ezeknek a hibáknak a mértékét pedig nagyban befolyásolják a megmunkálás kivitelezésekor beállított technológiai paraméterek.

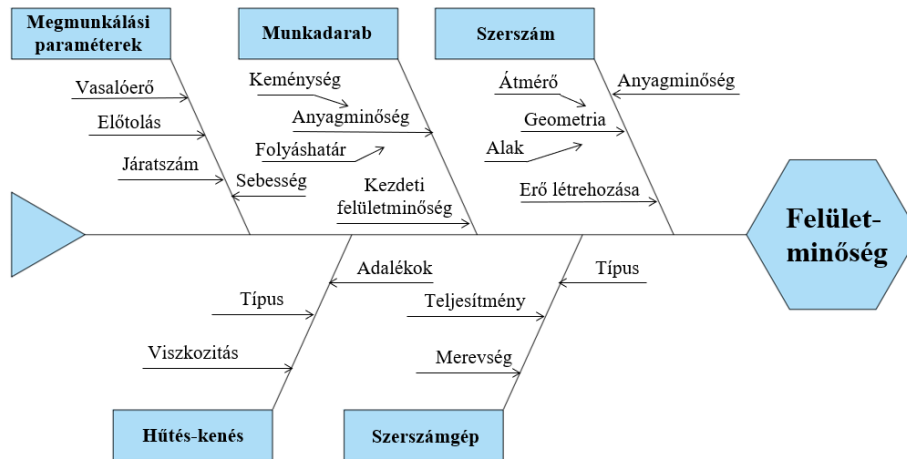
Az utóbbi évtizedben számos elméleti és kísérleti munka született ezzel kapcsolatban a vasalás tekintetében is, hiszen a téma többszörösen összetett. A vasalási feltételek meghatározása közelítő számításokon, egyező vagy hasonló tulajdonságú anyagok már meglévő kísérleti eredményein, illetve az esetenként rendelkezésre álló univerzális nomogramokon és speciális normákon alapulnak [6], de alapvetően meghatározó az is, mi a célunk az alkalmazásával. A felületi érdesség javítása? A felületi réteg keménységének növelése? Esetleg mindkét tényező kedvező mértékű módosítása?

Az is komplexé teszi a feladatot, hogy nagy a száma azoknak a kontrolparamétereknek, melyek befolyásolják a megmunkált darab felületének tulajdonságait, pl.: vasalási sebesség, előtolás, vasalóerő (másként: nyomóerő/terhelőerő), járatszám, a szerszám anyagminősége és geometriája, hűtő-kenő folyadék alkalmazása, stb. [1, 3-6, 10, 20, 21, 24, 25, 27, 28, 30-32, 42-45, 48]. Folyamatosan zajlanak a kutatások azzal kapcsolatban is, mely tényezőknek mekkora a hatása, esetleg egymással milyen mértékben korrelálnak, különböző anyagminőségeknél milyen a befolyás mértéke. A Mahajan és Tajane (2013) felmérése alapján készült diagramon (1.7. ábra) a vizsgált paraméterek tudományos közleményekben megjelenő gyakorisága látható.



1.7. ábra. A vasalási paraméterek vizsgálatának százalékos megjelenése [49]

Szakirodalmi kutatás, illetve tudományos témavezetőm, Dr. Varga Gyula nyomán [50], az alábbi halszálka diagramban foglaltam össze azokat a vasalási folyamat során alkalmazott technológiai jellemzőket, melyeknek hatása van a felületminőségre.



1.8. ábra. A felületminőséget befolyásoló vasalási paraméterek Ishikawa-diagramja

1.2.3.3. A felületvasalás hatékonysága – tudományos előzmények

Annak ellenére, hogy a felületvasalási technológiát az amerikai General Electric fejlesztette ki [51], ipari szintű felhasználása az egykori Szovjetunióban terjedt el, ezáltal megkövetelve a téma tudományos szintű megközelítését is. Több száz publikáció született mind a vasalt felületek integritásával, mind az eljárás fizikai folyamatainak (illetve a szintetikus gyémántok előállításának) tanulmányozásával kapcsolatban.

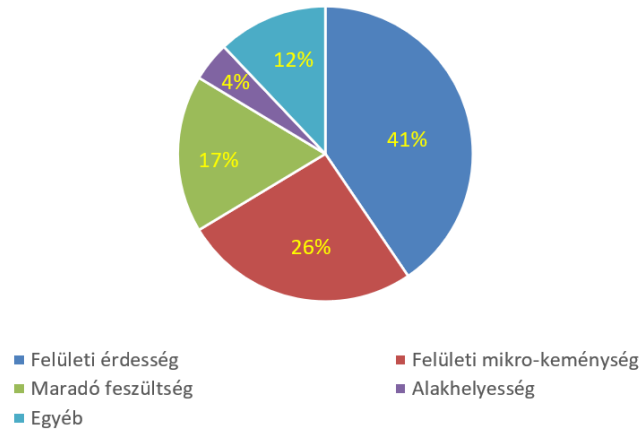
Ahogy a felhasználás, úgy a kutatók köre is egyre gyarapodott, vizsgálataikat pedig számos tényező alapján lehet kategorizálni. Egy lehetséges megoldást tartalmaz az 1.1. táblázat, mely az általam feldolgozott releváns tudományos közleményeket osztályozza.

1.1. táblázat. A felületvasalással kapcsolatos tanulmányok osztályozása

<i>Indikátor</i>	<i>Alindikátor</i>	<i>Hivatkozás</i>
I. Vizsgált tényező	I.1. Felületi érdesség	[4], [20], [21], [24], [27], [28], [30-33], [37], [42-46], [48], [52], [55], [57-63], [65-68], [71-76], [78], [80-84], [89], [95], [96], [104], [106], [116]
	I.2. Felületi mikro-keménység	[5], [20], [21], [25], [27], [28], [32], [42], [44], [45], [46], [48], [53], [57-59], [61-65], [72-74], [78], [79], [81], [82], [95], [118]
	I.3. Maradó feszültség	[20], [27], [28], [31], [33], [56-59], [62], [64], [67], [69], [71], [72], [74], [78], [80], [95], [96]
	I.4. Alakhelyesség	[53], [54], [61], [95], [118]
	I.5. Egyéb	[21], [28], [34], [39], [43], [44], [46], [65], [69], [70], [72], [77], [78], [84]

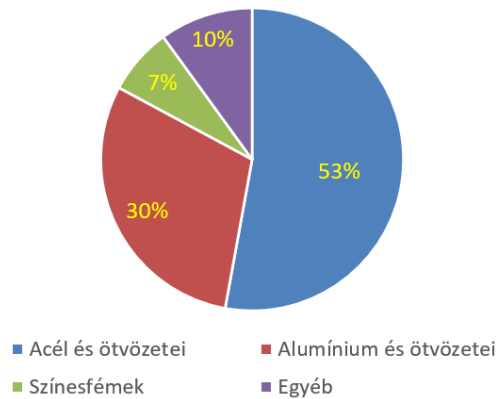
<i>Indikátor</i>	<i>Alindikátor</i>	<i>Hivatkozás</i>
II. Munkadarab anyagminősége	II.1. Acél és ötvözetek	[4], [5], [20], [21], [27], [30], [33], [34], [39], [48], [52], [54-59], [61], [66-68], [70-73], [75], [76], [79], [81], [83], [89], [95-97], [104], [106], [118]
	II.2. Alumínium és ötvözetek	[25], [31], [39], [42-44], [53], [54], [60-66], [74], [77], [78], [80], [104], [116]
	II.3. Színesfémek	[24], [25], [32], [43], [61]
	II. 4. Egyéb	[28], [37], [45], [46], [69], [82], [84]
III. Vizsgálati módszer	III.1. Analitikai	[52], [55], [89]
	III.2. VEM szimuláció	[33], [56], [60]
	III.3. Analitikai és kísérleti	[4], [5], [21], [24], [25], [27], [30], [32], [39], [42], [43], [45], [48], [53], [57-60], [63-66], [68], [74-76], [79], [81-84], [95-97], [104], [106], [118]
	III.4. VEM szimuláció és kísérleti	[31], [37], [62], [67], [72], [78], [95-97], [116]
	III.5. Kísérleti	[20], [28], [34], [44], [46], [54], [61], [69-71], [73], [77], [80]
IV. Vizsgált vasalási paraméter	IV.1. Vasalóerő	[5], [20], [21], [25], [27], [28], [30-34], [39], [42], [44], [45], [46], [48], [55-57], [59-62], [67-69], [71-75], [77-84], [89], [95], [96], [104], [116], [118]
	IV.2. Előtolás	[4], [20], [21], [24], [25], [27], [28], [31], [32], [37], [39], [42], [43], [45], [46], [48], [52-55], [57-68], [70-72], [74], [76-79], [81], [83], [89], [95], [97], [106], [118]
	IV.3. Sebesség	[4], [21], [24], [28], [31], [32], [34], [37], [39], [42], [45], [48], [52-54], [56], [58-61], [63], [65], [67], [70], [71], [77], [79], [81], [90], [118]
	IV.4. Járatszám	[5], [24], [27], [28], [32], [34], [53], [58-60], [63], [84], [95]
	IV.5. Szerszámfej átmérője	[20], [42], [43], [45], [57], [60], [64], [66], [73], [76], [82], [89], [95]
	IV.6. Vasalási mélység	[24], [25], [30], [31], [43], [44], [52], [53], [60], [61], [65], [69], [70], [76]
	IV.7. Hűtő-kenő folyadék	[31], [37], [59], [79]
	IV.8. Vasalás iránya	[28], [31], [33], [34], [44], [46], [62], [64-66]

Ahogy azt az 1.9. ábra is mutatja a felületvasalás tanulmányozása során leginkább a felület érdességének és mikro-keménységének változását vizsgálják.



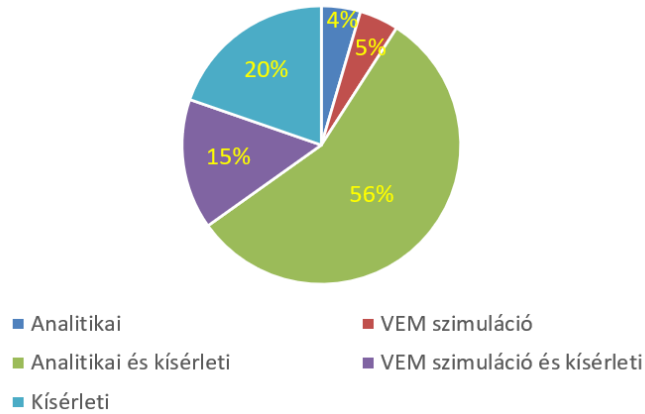
1.9. ábra. A vasalási vizsgálatok tárgyának százalékos eloszlása

A vizsgált anyagminőségek tekintetében nagyobb mértékű eloszlás tapasztalható (1.10. ábra) és általánosságban kijelenthető, hogy ezek mindegyike kismértékű rugalmas alakváltozási képességgel rendelkezik, mely egyben feltétele is a technológia hatékony alkalmazásának.



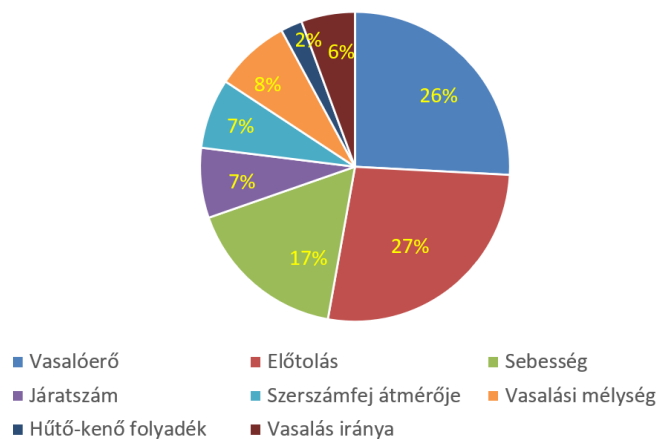
1.10. ábra. A vizsgált anyagminőségek százalékos eloszlása

Az 1.11. ábra szerint a kutatók elsősorban az analitikai vizsgálatokkal kiegészített gyakorlatban megvalósított kísérleteket részesítik előnyben (57 %), szemben a tisztán analitikai megközelítéssel, illetve az is szembeötlő, hogy kevés véges elemes szimuláció készül az eljárás modellezésére.



1.11. ábra. A vizsgálati módszerek százalékos eloszlása

A 1.12. ábrán szereplő diagram pedig igazolja a már korábban, Mahajan és Tajane (2013) által összefoglalt trendet, vagyis azt, hogy a sokféle befolyásoló paraméterből eddig is kiemelt figyelmet fordítottak a vasalóerő, - az előtolás és – a sebesség befolyásoló mértékének vizsgálatára.



1.12. ábra. A vizsgált paraméterek százalékos eloszlása

A vasalás okozta változások átláthatóbbá tétele érdekében, az 1.2. táblázatban százalékos mértékben kifejezve foglaltam össze a módosulások értékét az érdességre, felületi mikro-keménységre és feszültségi állapotra vonatkozóan, acél anyagminőséget vizsgáló releváns irodalmak esetére. A feltüntetett egyes értékek több mérés esetén a kapott/számított eredmények számtani közepét fejezik ki, illetve bizonyos esetekben egy tartományt jelölnek.

1.2. táblázat. A vasalás okozta kedvező változások mértéke acél és ötvözetei esetén

Forrás	Anyagminőség	Változás mértéke [%]		
		Érdesség	Mikro-keménység	Maradó feszültség
[4]	C53	1605,77	-	-
[5]	S355JR	-	36,25	-
[20]	C45	21-60	18	67,63
[21]	AISI 1045	83	14	-
[27]	G10380	33	4	-
[30]	36CrNiMo4	15,26	-	-
[33]	AISI 1038	-	-	36
[48]	AISI 1010	48	9,38	-
[52]	AISI 1042	76,74	-	-
	UNS S32760	62		
[54]	34-CrNiMo6	86,33	44,82	-
	S355J2	88,36	58,98	
[57]	42CrMo4	84,87	0,64	98,415
[58]	17-4 PH	22-38	-	-
[59]	AISI420	97,73	2,9	68,77
[66]	G10380	79	-	-
[67]	EN 1.4301	78,16	-	63,97
[68]	42CrMo4	75-100	-	-
[71]	AISI 316	27,26	-	278,94
	UNS S46500	25,81		54,96
[72]	X6CrNiTi18	64,25	8,77-42,74	-
[73]	C45	89,02	196,39	-
[75]	AISI 1042	74,2	-	-
	Inconel 718	72,9		
[76]	AISI 4130	294,75	-	-
[79]	AISI 1043	-	235,79	-
[83]	X40CrMoV5-1	45,62	-	-
[95]	D3	86,2	-	-
[104]	AISI 5140	87,5	-	-
[118]	C60	-	7,86	-

A táblázat alapján egyértelműen látható, hogy valóban milyen sokrétű még egy típusú anyagminőségen belül is az eljárás hatékony alkalmazhatóságának köre. Megfigyelhető, hogy a vizsgált jellemzők között a legnagyobb mértékű javulást a felületi érdesség

esetében lehet elérni, míg a mikro-keménység szinte egyáltalán, vagy csak kismértékben növelhető, kivéve bizonyos ötvözetek esetén.

Az 1.3. táblázatban ugyancsak a felületvasalás okozta százalékban kifejezett változásokat összegeztem a feldolgozott releváns szakirodalmak eredményei alapján, viszont alumínium és ötvözetekre vonatkozóan.

1.3. táblázat. A vasalás okozta kedvező változások mértéke alumínium és ötvözetek esetén

Forrás	Anyagminőség	Változás mértéke [%]		
		Érdesség	Mikro-keménység	Maradó feszültség
[31]	EN AW 2007	80,55	-	-
[42]	5083 Al-Mg	94,25	52,34	-
[44]	Al 2050 T3	-	19,92	-
	Al 2050 T8		7,32	
[54]	AW 6082 T6	89,66	13,5	-
[60]	EC1350	60,69	-	-
[61]	Al 6061	41,42	15,15	-
[62]	Al 2050 T3	71,94	10-40	-
[63]	Al 7075	22,93	6,42	-
[64]	A92017	-	17	-
[65]	2017A-T451	81	17	-
[66]	A92017	68,25	-	-
[74]	EN AW-2024	73,68-94,84	84,19-174,53	13,38-53,16
[78]	Al 2024-T3	11-36	~22	45-72
[80]	EN AW-5083	19,41-91,72	-4,32	86
[104]	AA7075	75	-	-

A megismert és feldolgozott szakirodalmak jelentős mértékben hozzájárultak saját kutatómunkám irányvonalának meghatározásához, különös tekintettel a felületi érdesség, feszültségi állapot és a megmunkálási paraméterek közötti összefüggések feltárása tekintetében. Ahogy az a 3. táblázatban is látható, számos kutatócsoport végzett részletes vizsgálatokat különböző alumíniumötvözeteken alkalmazott vasalási eljárások hatásmechanizmusának feltérképezésére, kísérleti és numerikus módszerekkel egyaránt. Posdzhich és társai [31] síkfelületek megmunkálása esetén vizsgálták a vasalási erő, előtolás és sebesség felületi érdességre gyakorolt hatását, továbbá vége-selemes módszerrel a feszültségi állapot változását. A numerikus és kísérleti eredmények alapján arra a következtetésre jutottak, hogy a vasalást megelőző felületi integritási jellemzők (felületi érdesség és feszültségi állapot) nem befolyásolják nagy mértékben a vasalási eljárás

hatását. Ezen felül, a maradó feszültség mélységi megjelenését leginkább a vasalási erő nagysága határozza meg a vizsgált EN AW-2007 jelű alumínium esetében.

Basak és kutatótársai [42] a járműgyártásban is gyakran alkalmazott 5083 Al-Mg jelű anyagminőséget vizsgálták a felületi érdesség, keménység és szakítószilárdság tekintetében. A mért értékek alapján egyértelműen azt a következtetést vonták le, hogy az előtolás növelése negatívan befolyásolja a vizsgálat alá vont jellemzőket, míg a fordulatszám hatását elhanyagolhatónak állapították meg.

Rodriguez és munkatársai [44] már hőkezelt, T3 és T4 hőkezeltségi állapotú 2050 jelű dörzshegesztett alumínium ötvözetten végeztek vizsgálatokat, a hegesztési varraton és annak környezetében. A dörzshegesztés okozta kedvezőtlen mechanikai tulajdonságok (keménység, szakító szilárdság) a vasalási folyamat alkalmazásával előnyösen módosultak, illetve igazolták a vasalás kedvező hatását két felületi topográfiai jellemzőre is. Sanchez Egea és társai [62] ugyancsak ezen az anyagminőségen végeztek vasalási kísérleteket, viszont azt kiegészítették szimulációs vizsgálatokkal, melyek eredményei alapján egységesen azt fogalmazták meg, hogy a vasalóerő befolyásolja leginkább a nyomó maradó feszültség keletkezését, azonban nagyobb érték esetén az kedvezőtlen mértékben módosítja a felületi érdességet az ötvözet alacsony keménysége miatt.

Kluz és szerzőtársai [74] szintén dörzshegesztett darabokon alkalmazták a vasalási eljárást, de már nagyobb keménységgel rendelkező EN AW-2024-T3 anyagminőségen. Különböző paraméterbeállításokat alkalmazva, nagymértékű javulást sikerült előidézniük a mikro-keménység, felületi érdesség és nyomó maradó feszültség szempontjából is. Ezzel megegyező anyagminőségen Amini és társai [78] a kísérleti vizsgálataikat szimulációs elemzéssel is bővítették ANSYS program alkalmazásával. A keménységen és felületi érdességen túl, egyedi módon a szakadási nyúlás változását is megvizsgálták. Ez utóbbival kapcsolatban a vasalás szintén pozitív, de csekély mértékű változást generált. Továbbá, megállapításokat tettek a maradó feszültségre vonatkozóan is, annak ellenére, hogy izotrópikus keményedési modellt alkalmaztak a szimuláció megalkotása során.

Schubnell és Farajian [80] pedig úgyszintén egyedülálló példaként, többek között a fáradási szilárdság hatását is elemezték dörzshegesztett EN AW-5083 anyag esetén, összevetve a mélyhengerlés és felületvasalás hatásait. Az érdesség és fáradási szilárdság tekintetében csekély különbség mutatkozott a két képlékenyalakító eljárás között, viszont a keménység szempontjából a vasalás, míg a maradó feszültség tekintetében a hengerlés bizonyult kedvezőbbnek, utóbbival egymással szembenálló megállapításokat fogalmaztak meg.

Huuki és társai [54] úgyszintén rendhagyó esetként – a felületi érdességen és keménységen túl – megvizsgálták EN AW-6082-T6 jelű alumínium ötvözetben is a vasalási eljárás köralakhelyességre gyakorolt hatását. A kísérlet megvalósítása során azonban csak egyféle paraméterbeállítást alkalmaztak, mely az alumínium esetében megmagyarázhatatlanul nagy szórást mutatott.

Randjelovic és kutatótársainak [60] munkája pedig amiatt sajátos, mert annak érdekében, hogy bizonyítsák, a vasalást megelőző felület minőségének nincs hatása a kialakuló felületi érdességre, a marás kinematikai modelljét vették alapul végeselemes vizsgálataikhoz. A kísérleti és szimulációs eredmények is igazolták, hogy az az optimális, ha a vasalószerszám behatolási mélysége megegyezik a vasalandó felület érdességét jellemző R_p (profil maximális csúcsmagassága) értékkel.

Sharma és Kapoor [63] Taguchi-féle kísérlettervezési módszer és varianciaelemzés alkalmazásával tervezték meg, illetve egészítették ki Al7075 jelű alumíniumon végzett gyakorlati kísérleti vasalási munkájukat, melynek során szokatlan paraméterkombinációként a sebesség, előtolás és járatszám felületi érdességre, valamint keménységre gyakorolt hatását vizsgálták. Az eredmények elemzése alapján arra az ugyancsak nem jellemző következtetésre jutottak, hogy az előtolásnak nincs jelentősége a felület minőségének változásában, így annak növelésével még csökkenthető is a megmunkálási idő.

Travieso-Rodriguez és társai [64] is kísérlettervezési módszerrel közelítették meg a vasalás okozta keménység és feszültségállapot változás vizsgálatát A92017 anyagú konvex munkadarabok esetén. Kutatómunkájuk Travieso-Rodriguez, Dessein és Gonzales-Rajas [66] vizsgálatain alapul, melynek során a szóban forgó anyagminőséget konkáv felületkialakítás esetén is megmunkálták a felületi érdesség változásának vizsgálata tekintetében. Mindkét geometriai kialakítás esetén a görbületi sugár befolyásolta leginkább a kialakuló felületi minőséget, valamint a nagyobb mértékű előtolás bizonyult kedvezőbbnek.

Amdouni és kutatótársai [65] kizárólag a vasalási irány vizsgálatát, illetve a szerszámmozgatás optimális stratégiájának meghatározását tűzték ki célul a 2017A-T451 alumíniumötvözet síkfelületének vasalása során. Vizsgálatuk a felületi érdességre és keménységre fókuszált. Kísérleteikhez krómozott, 100Cr6 jelű csapágyacélból készült szerszámot alkalmaztak, miközben a többi vasalási paramétert állandó értéken tartották; ezek közül a behatolási mélységet diszkrét értéként kezelték.

Stöckmann és Putz [116] síkfelületen végeselemes szimulációk segítségével elemezték az alumíniumötvözet vasalásának hatásait, melyet kísérletekkel igazoltak. Kutatásuk alapfeltevése az volt, hogy a kiindulási felület minősége nem befolyásolja a vasalás hatékonyságát. Az általuk kidolgozott modell a kísérleti eredményekhez viszonyítva 0,53-3,8 μm közötti átlagos eltérést (2-23%-os relatív eltérést) mutatott az átlagos felületi érdességre vonatkozóan.

Akárcsak a nagyszámú feldolgozott publikáció, a példaként kiemelt tanulmányok megállapításai is nem csupán a téma kijelölésében játszottak szerepet, hanem rávilágítottak bizonyos ellentmondásokra és kutatási hiányterületekre, melyek tisztázására és kiegészítésére a jelen munka törekszik.

2 AZ ÉRTEKEZÉS CÉLKITŰZÉSEI ÉS A MEGVALÓSÍTÁS MÓDSZEREI

A felületvasalás elméleti alapjai, továbbá az eljárás hatékonyságára és a vasalt felület minőségére vonatkozó szakirodalmi elemzés alapján, meghatározom tudományos értekezésem tárgyát, kijelölöm az elérendő célkitűzéseket. Megállapítom a vizsgálandó jellemzőket, ezen vizsgálatok elvégzésének menetét, az elméleti kutatómunka módszerét, valamint a gyakorlati kísérleti munka feltételeit.

2.1. *Az értekezés célkitűzései*

Az értekezés elsődleges célja a gyémántszerszámos felületvasalás hatékonyságának vizsgálata és növelése, valamint az elméleti felületi érdességre gyakorolt hatásának elemzése meglévő mechanikai modellek alapján. A vizsgálatok során figyelembe veszem és igazodom a befejező megmunkálásokkal szemben támasztott egyre szigorúbb követelményekhez.

Az eljárást végelelemes módszerrel is tanulmányozom, amelyet több, faktoriális kísérlettervezés alapján végzett kísérletsorozattal egészítetek ki gyengén ötvözött alumínium anyagminőségen. A disszertáció céljai közé tartozik empirikus összefüggések feltárása a felületi minőséget jellemző különböző mérőszámok és a technológia megvalósítása során beállított paraméterek között.

További célkitűzésem egy olyan továbbfejlesztett elméleti modell és végelelemes modell kidolgozása, amely a gömb végű vasalószerszámmal végzett megmunkálás során előálló felületi érdesség előrejelzését teszi lehetővé, ezáltal támogatva az eljárás optimalizálását az adott anyagminőségre vonatkozóan.

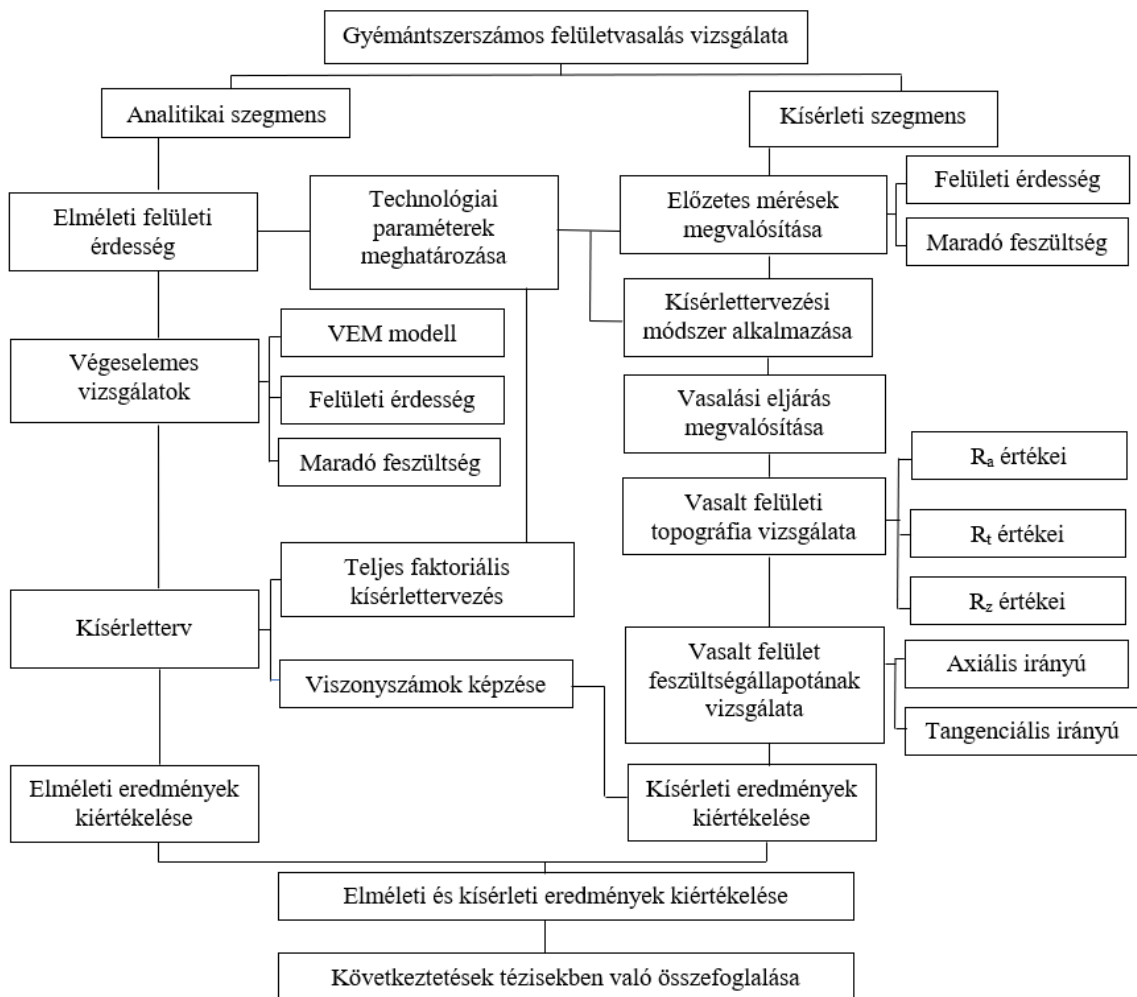
PhD dolgozatomban bemutatom a kutatómunka kezdeti tevékenységeitől az egyes elért eredményeket, az új tudományos konklúziókat pedig tézisekben fogalmazom meg az alábbi lépések megvalósításának megfelelően:

- A gömb végű vasalószerszámmal végzett vasalási folyamat elméleti vizsgálata, meglévő mechanikai modellek felhasználásával egy, a külső hengeres felület megmunkálására alkalmas relevánsabb modell kidolgozása céljából.
- A vasalást jellemző technológiai paraméterek és a felületi érdesség, továbbá maradó feszültség kapcsolatának végelelemes módszerrel történő vizsgálata.

- Az eljárás felületi érdességre és feszültségi állapotra gyakorolt hatásának kísérleti úton történő vizsgálata.
- A gyémántszerszámos vasalás technológiai paramétereinek hatásvizsgálata és optimalizálása külső hengeres felületen, a vizsgált felületminőségi jellemzők szempontjából. A legnagyobb hatással bíró technológiai paraméter(ek) azonosítása, összefüggések feltárása, valamint az esetleges eltérések okainak magyarázata.
- Az eredmények, a szimulációs vizsgálatok és a kutatómunka során szerzett tapasztalatok alapján egy - a mérnöki gyakorlatban is helytálló - analitikus modell megalkotása.

A megalkotott modell hozzájárulhat a vasalás hatékonyságának növelésére, ezáltal akár a vizsgált anyag felhasználhatósági körének bővítésére környezetkímélő módon.

A gyémántszerszámos felületvasalás vizsgálatának lépéseit, azok menetét és főbb meghatározó elemeit a 2.1. ábra tartalmazza.



2.1. ábra. A vizsgálat menetének bemutatása

2.2. *Az elméleti vizsgálatok megvalósítása*

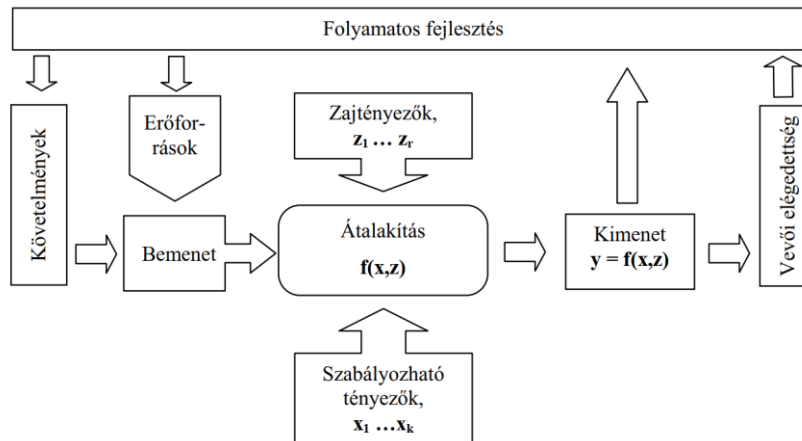
Mivel egy adott megmunkálási eljárás alkalmazásával kialakult reális felületet több tényező, rendszerint együttesen is befolyásol, az elméleti érdekesség meghatározásával számos kutató foglalkozott és foglalkozik jelenleg is többféle megközelítésből. Benardos és Vosniakos [85] releváns módon négyféle szemléletet különböztet meg:

- 1) A forgácsoláselmélethez való viszonyulás, melynek során a megmunkált felület ábrázolására analitikus modellek, számítógépes algoritmusok kifejlesztése révén történik a forgácsolási folyamat kinematikai jellemzőinek szempontjából.
- 2) Tapasztalati megközelítés kísérletek megvalósításán keresztül, ezáltal vizsgálva és megállapítva a különböző tényezők hatásait.
- 3) A kísérletek szisztematikus megvalósítása, az adatok gyűjtése és elemzése érdekében kísérlettervezési módszerek alkalmazása, a rendelkezésre álló erőforrások optimális kihasználásával.
- 4) Mesterséges intelligenciát igénybe vevő stratégiák.

Figyelembe véve a felületvasalás jellegzetességeit és az irodalmi áttekintés során tapasztalt trendeket, az eljárást analitikus modelleken keresztül vizsgálom meg, melyet kiegészítek végeselemes vizsgálatokkal, továbbá a gyakorlatban megvalósított kísérletekkel. Az elméleti vizsgálatok során röviden elemzem és összehasonlítom a már meglévő felületvasalást jellemző mechanikai modelleket, ami alapul szolgál mind a további analitikai vizsgálatok irányvonalához, mind a kísérleti vizsgálati rész teljesítéséhez. A kutatást a teljes faktoriális kísérlettervezés módszerére alapozom, amely lehetővé teszi a kulcsfontosságú paraméterek statisztikai alapú hatásvizsgálatát; részletes ismertetését a következő alfejezetpont tartalmazza.

2.3. *A kísérleti terv és kiértékelése*

Egy termék minőségét annak gyártása során számos szabályozható és nem szabályozható, ún. zajtényező befolyásolja, amint azt a 2.2. ábra is szemlélteti. A tényezők összetett kölcsönhatási rendszere azonban a legtöbb esetben nem ismert vagy nincs rendszerszinten feltárva, ami gátolja a termékminőség jövőbeni előrejelzését és tervezhetőségét. E tényezők és azok kölcsönhatásainak feltérképezésére a legalkalmasabb módszer a tervezett kísérletek végrehajtása, különösen a fejlesztési ciklus korai szakaszában - például egy új termék gyártástervezése során -, amikor még lehetőség van a befolyásoló paraméterek optimalizálására és a folyamatba történő integrálásukra.



2.2. ábra. Termék előállításának modellje [117]

A termékminőség és a gyártási pontosság biztosítása érdekében elengedhetetlen a vizsgálatok széles spektrumának elvégzése, hiszen - ahogyan azt Varga is kiemeli [118] - a korszerű gyártástechnológia egyik központi kérdése, hogy miként állíthatók elő gazdaságosan olyan felületek, amelyek nem csupán megfelelnek a minőségi követelményeknek, hanem azok javítását is lehetővé teszik.

A minőségi jellemzők ingadozásának mérséklésére bevált eljárás a kísérlettervezés alkalmazása, amely egy előre meghatározott struktúra szerint felépített kísérletsorozatot jelent. Ennek során a vizsgált folyamatot befolyásoló tényezőket, ún. faktorokat szisztematikusan változtatva törekszünk arra, hogy a lehető legkevesebb kísérlet elvégzésével a lehető legtöbb információt nyerjük. A módszer lehetőséget ad az egyes tényezők fő- és kölcsönhatásainak azonosítására, hatásuk mértékének meghatározására, valamint a folyamat jellemzésére alkalmas matematikai modell felállítására.

A megfelelően megválasztott kísérleti terv lehetővé teszi az egyes változók közötti kapcsolatok egyszerű, alacsony fokszámú polinomfüggvényekkel történő közelítését, ami statisztikailag megbízható paraméterbecslést eredményez. Összességében a kísérlettervezés olyan optimalizálási feladatként értelmezhető, amelyben a célfüggvény explicit módon nem ismert, ezért annak közelítésére viszonylag egyszerű függvényformákat alkalmazunk a független változók optimális működési tartományának feltérképezése céljából.

2.3.1. A teljes faktoriális kísérlettervezés

A disszertációban tárgyalt felületvasalási eljárás vizsgálatához a teljes faktoriális kísérlettervezés módszerét választottam, mivel így a mérhető változó jellemzők, vagyis faktorok optimális működési tartománya lineáris vagy legfeljebb másodfokú függvények alkalmazásával azonosítható, továbbá az összes tényező egyidejűleg változtatható. Ez

utóbbi különösen előnyös, mert lehetővé teszi a faktorok közötti kölcsönhatások kimutatását, vagyis képet ad arról is, hogy azok milyen mértékben függenek a többi tényező beállított értékeitől (továbbiakban szintjeitől). A módszer további jelentős előnye, hogy elfogadható értékek között tartja az elvégzendő kísérletek számát, ezáltal jól alkalmazható az ipari gyakorlatban is.

Az ilyen kétszintű tervezett kísérleteket 2^p típusú kísérletnek is nevezik, mikor is a p számú faktor két beállítási szintjének minden kombinációját megvalósítjuk. Az egyes faktorok szintjeinek meghatározása több szempont figyelembevételével történik, befolyásolja például a kívánt kísérletezési tartomány nagysága vagy a faktorok esetleges beállítási hibái.

A faktorok kiválasztásán túl, meg kell határozni azok értelmezési tartományát, azon belül pedig egy vizsgálati tartományt, másnéven faktorteret. A faktortér határoló pontjainak és a tervezési mátrixnak a megállapításához el kell végezni az egyes változók skálatranszformációját. Ennek eredményeként az x_i faktor értéke felső szintként $+1$, alsó szintként -1 értéket vesz fel, mely a (2.1) egyenlettel definiálható.

$$x_i = \frac{z_i - z_i^0}{\Delta z_i} \quad (2.1)$$

Továbbiakban a vasalási eljárás vizsgálatához a 2.1. táblázatban ismertetett háromtényezős teljes faktoriális kísérletterv mátrixát alkalmazom.

2.1. táblázat. A felhasznált 2^3 típusú kísérleti terv mátrixa

Beállítások	Faktorok és kölcsönhatások								y
	X ₀	X ₁	X ₂	X ₃	X ₁ X ₂	X ₁ X ₃	X ₂ X ₃	X ₁ X ₂ X ₃	
1	+	-	-	-	+	+	+	-	y ₁
2	+	+	-	-	-	-	+	+	y ₂
3	+	-	+	-	-	+	-	+	y ₃
4	+	+	+	-	+	-	-	-	y ₄
5	+	-	-	+	+	-	-	+	y ₅
6	+	+	-	+	-	+	-	-	y ₆
7	+	-	+	+	-	-	+	-	y ₇
8	+	+	+	+	+	+	+	+	y ₈

A kísérleti mátrix teljesíti a legjobb becsléshez szükséges feltételeket: kielégíti a középpontra vonatkozó szimmetriát, a normalitási feltételt (mindegyik oszlop elemeinek négyzetösszege egyenlő a kísérleti beállítások számával), az ortogonalitást (bármely két oszlopvektor skaláris szorzata zérus) és az elforgathatóságot (a függő változó becslésének pontossága a középponttól egyenlő távolságra megegyezik és az iránytól független) [119].

Továbbá látható, hogy három faktor esetében három kétfaktoros kölcsönhatás (x_1x_2 ; x_1x_3 ; x_2x_3) és egy háromfaktoros kölcsönhatás ($x_1x_2x_3$) is felírható. Ez utóbbi azt jelenti, hogy valamely kétfaktoros kölcsönhatás mértéke függ az x_3 értékétől.

Az aktív kísérlet megtervezése és az ahhoz leginkább illeszkedő matematikai modell meghatározása során célom empirikus összefüggések felállítása. Jelöljék a faktorokat természetes mértékegységükben $\tilde{x}_1, \tilde{x}_2, \tilde{x}_3, \dots, \tilde{x}_i$, a függő változó pedig a következő általános alakban írható fel:

$$\tilde{y} = \varphi(\tilde{x}_i) \quad (2.2)$$

A választott kétszintű kísérletterv esetén egy, a főhatásokat és a kétfaktoros kölcsönhatásokat is tartalmazó modell illeszthető, amely egy nem teljes másodfokú polinom formájában adható meg:

$$\tilde{y} = \beta_0 + \sum_{i=1}^f \beta_i \tilde{x}_i + \sum_{i<j}^* \beta_{ij} \tilde{x}_i \tilde{x}_j + \sum_{i=1}^f \beta_{ii} \tilde{x}_i^2 + \dots \quad (2.2)$$

A (2.1) egyenletben bemutatott skálatranszformáció alkalmazásával a (2.2) modell standardizált, dimenzió nélküli alakra hozható, így a közelítő polinom az alábbi formát ölti:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^f b_i x_i + \sum_{i<j} b_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^f b_{ii} x_i^2 + \dots \quad (2.3)$$

melynél y az \tilde{y} függő változó dimenzió nélküli megfelelője, míg b_0 , b_i , b_{ii} együtthatók pedig a (2.2) polinom standardizált értékmérői. Ezek meghatározása a különböző x_i faktorokértékek melletti kísérleti eredmények felhasználásával történik [120].

Mivel a vizsgált kísérleti térben egy-egy faktor irányában egy lépésen belül csak két adat áll rendelkezésre, ezen két pontra csak egyenes fektethető, magasabb rendű görbe nem, így a kísérleti felület egy lineáris modellel (regressziós függvény) közelíthető, amely a három faktor közötti összes lehetséges kölcsönhatást is tartalmazza az alábbi módon:

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + b_3 x_3 + b_{12} x_1 x_2 + b_{13} x_1 x_3 + b_{23} x_2 x_3 + b_{123} x_1 x_2 x_3 \quad (2.4)$$

Az egyenletben szereplő b együtthatók meghatározása a kísérleti mátrix segítségével történik, a (2.2) összefüggés alkalmazásával.

$$b_i = \frac{\sum_{i=1}^N x_{ij} y_i}{N} \quad (2.5)$$

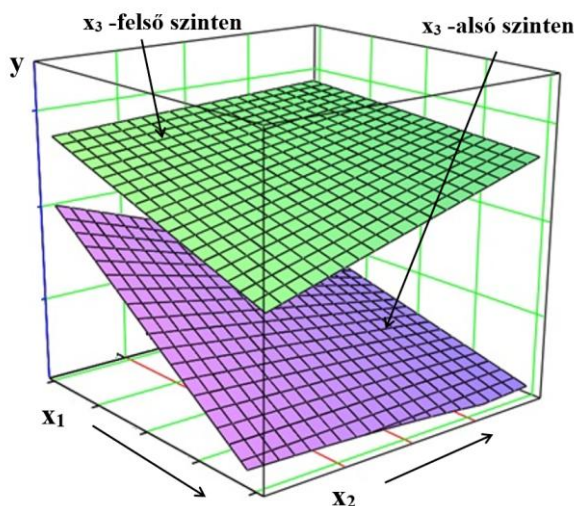
Vagyis, a 2.1. táblázatban szereplő y kísérleti eredmények oszlopvektorát skalárisan össze kell szorozni az adott faktor x_i oszlopvektorával, majd az így kapott elemeket összegezve, az összegüket el kell osztani az elemszámmal (N).

2.3.2. A kiértékelési stratégia

Az eljárást elsődlegesen befolyásoló faktorok kiválasztása, azok szintjeinek és a vizsgálati tartomány nagyságának meghatározása, valamint az illeszthető matematikai modell definiálása után kerül sor magának a kísérletnek a végrehajtására, az előállított kísérleti mátrix (2.1. táblázat) szerint. Ezt követi az adatfeldolgozás és az adatok kiértékelése, amelynek fő célja a lehető legtöbb információ kinyerése az adott kísérleti tervből.

A kísérletek kiértékelésére többféle módszer is alkalmazható, például egyszerű hatásvizsgálat, varianciaanalízis vagy közelítő függvények meghatározása. Ezen túlmenően, mivel a kísérleti előzmények és az irodalmi hivatkozások is alátámasztják, hogy a felületvasalás esetén egy adott faktor válaszváltozóra gyakorolt hatása függ a többi faktor beállítási szintjétől, valamint az a feltétel is teljesül, hogy a vizsgált tényezők mennyiségi (kvantitatív) jellegűek, ezek hatása grafikusán is értelmezhető.

Ehhez nyújt lehetőséget a legkisebb négyzetek módszerével előállított válaszfelület-elemzés, vagyis a regressziós függvény térbeli ábrázolása. Ez nemcsak az adott kísérleti térben történő optimumkeresést teszi lehetővé, hanem az azon kívül optimális irányok kijelölését is [120, 121]. Egy példát szemléltet a 2.3. ábra.



2.3. ábra. Becsült modell térbeli ábrázolása három faktor kétszintű vizsgálatokor

Az elkészített válaszfelületek lehetővé teszik a faktorok optimális működési tartományának kijelölését, amely a válaszfüggvény alapján írható le és ami megadja a jelenség matematikai modelljét, mely jelen esetben a (2.4) egyenlettel realizálódik.

A disszertációban az y függő változók olyan dimenzió nélküli viszonyszámok determinálását jelentik, melyek kifejezik a vizsgált felületvasalási eljárás alkalmazása által okozott százalékos változásokat. Ezek a viszonyszámok figyelembe veszik a megmunkálás előtti $y_{\xi e}$ felületi állapotot is a (3.50) összefüggés szerint, melyben $y_{\xi v}$ a már vasalt felületi jellemzőre vonatkozik.

$$y = \Delta\rho_{y_{\xi}} = \left(\frac{|y_{\xi e} - y_{\xi v}|}{|y_{\xi e}|} \right) \cdot 100\% \quad (2.6)$$

Aszerint, hogy az elemzett válaszjellemző mely kritikus pontja, vagyis minimuma vagy maximuma az elérendő cél, az optimális állapotot a minél kisebb vagy nagyobb $\Delta\rho_{y_{\xi}}$ érték fogja képviselni.

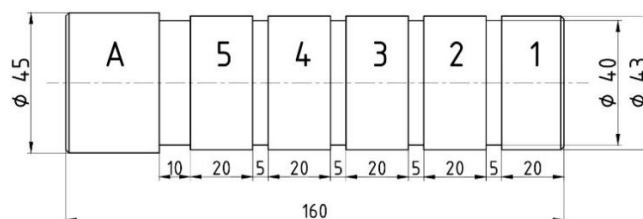
2.4. A vasalási kísérletek körülményei

A felületi érdesség és feszültségállapot vizsgálatára és elemzésére vasalási kísérleteket valósítottam meg. A megmunkálási és mérési folyamatokat részben a Miskolci Egyetem Gyártástudományi Intézetének gép- és eszközparkjával, részben a Fémteni, Képlékenyalakítási és Nanotechnológiai Intézet közreműködésével valósítottam meg.

A vasalási eljáráshoz kapcsolódó kísérletek Optimum OptiTurn L440 típusú CNC esztergagépen valósultak meg, mely eszterga nagy pontosságú Siemens vezérléssel és megfelelő merevséggel rendelkezik, szerszámbefogója alkalmas a választott vasalószerszám rögzítésére. A megmunkálás során szférikus felületűre csiszolt, 7 mm átmérővel rendelkező Cogsdill gyártmányú PCD anyagú szerszámot alkalmaztam. A kívánt vasalóerőt a szerszámtestbe épített rugó biztosítja, melynek előfeszítettségét, vagyis a rugó karakterisztikát, Kistler 9257A piezoelektromos erőmérővel való előzetes mérés alapján határoztam meg.

Az eljárás nem igényel nagy mennyiségű hűtő-kenőfolyadékot, minden esetben minimális kenést alkalmaztam Ciks gyártmányú, $v = 70 \text{ mm}^2/\text{s}$ kinematikai viszkozitású szánkenő olajjal.

A tengelyszerű munkadarabok geometriai kialakítása során szempont volt a későbbiekben ismertetett teljes faktoriális kísérlettervezés jellege. A 2.4. ábrának megfelelően, azok több szelvényrészletből állnak, megmunkálásuk egységesen $f_{1e} = 0,2 \text{ mm/ford}$, majd $f_{2e} = 0,15 \text{ mm/ford}$ értékű simító esztergálással történt.



2.4. ábra. A munkadarab geometriájának vázlata

Gyengén ötvözött, ~160 HV keménységű EN AW-2011 alumínium anyagminőséget választottam a vizsgálatok tárgyának, mivel e típus mechanikai tulajdonságai - az ötvözőelemek csekély jelenléte mellett - elsősorban a megmunkálás módján keresztül befolyásolhatók. Ez lehetőséget biztosít arra, hogy a felületvasalás révén javítható legyen az anyag élettartama és felületi minősége további ötvözőelemek vagy hőkezelési eljárások alkalmazása nélkül. E megközelítés nemcsak a gyártási folyamat egyszerűsítését, hanem a környezetterhelés csökkentését is szolgálja, miközben fenntartható módon növeli a gyengén ötvözött alumínium felhasználhatósági körét.

Az anyag pontos kémiai összetételét Apollo X gyártmányú pásztázó elektronmikroszkóppal ellenőriztem, ennek átlagolt eredményét foglalja össze a 2.2. táblázat az anyagminőséghez tartozó főbb fizikai és mechanikai tulajdonságokkal.

2.2. táblázat. A vizsgált anyagminőség kémiai összetétele és fizikai jellemzői

Kémiai összetétel						
Elemek	Al	Si	Fe	Cu	Bi	Pb
átlagos m/m%	92,11	0,19	0,84	5,65	0,46	0,74
Fizikai és mechanikai tulajdonságok						
Sűrűség	2,84 g/cm ³					
Young-féle rugalmassági modulus	7,25·10 ⁴ N/mm ²					
Poisson-tényező	0,33					
Szakítószilárdság	370-410 MPa					
Folyáshatár	210-250 MPa					

Az alumínium megmunkálhatóságának pontos ismerete egyre fontosabb manapság, hiszen ezt az anyaminőséget - és annak különböző ötvözeteit - számos iparág széles körben alkalmazza. Különösen fontos ez a repülőgépiparban, az autóiparban, az elektronikai iparban, valamint az építőiparban, ahol az anyag kedvező szilárdság-tömeg aránya, jó korrózióállósága és újrahasznosíthatósága kiemelt szempont. A felületminőségre vonatkozó technológiai elvárások azonban egyre szigorúbbak, ezért elengedhetlenné vált az alumíniumötvözetek viselkedésének részletes, paraméterekre lebontott vizsgálata a befejező megmunkálások tekintetében. Állításaimat nagyszámú általam feldolgozott szakirodalom támasztja alá, ahogy azt az 1.2.3.3. fejezetpontban részleteztem.

A hárompofás önközpontosító tokmányba befogott munkadarabot, illetve a szerszámbefogóban rögzített szerszámot szemlélteti a 2.5. ábra.



2.5. ábra. A munkadarab és szerszám elhelyezkedése a munkatérben

Tekintetbe véve az 1.2.3.2. fejezponban leírtakat, a kísérletek során a vasalóerő, előtolás, sebesség és járatszám hatását vizsgálom, azok számszerű értékeinek meghatározása pedig az áttanulmányozott szakirodalmak eredményein, továbbá előkísérletek tanulságain alapulnak, igazodva a vizsgált anyagminőség mechanikai tulajdonságaihoz és az alkalmazott teljes faktoriális kísérlettervezéshez.

2.5. A felületi érdesség mérése

Az összehasonlító elemzés megvalósításához mérési vizsgálatokat végeztem az előesztergált és a felületvasalt munkadarabok több pontján mind a felületi érdesség, mind a maradó feszültség tekintetében.

A megmunkált felületek érdességi vizsgálatát és annak kiértékelését AltiSurf[®]520 gyártmányú érdességmérő gépen végeztem el. Minden szelvényrészleten három, egymáshoz képest 120°-ban elforgatott alkotó mentén történt mérés MG140 nagyítóval ellátott CL2 jelű konfokális kromatikus szenzorral, melynek érzékenysége 0,012 μm és mintavételi gyakorisága 1000 Hz. A szabványnak [86] megfelelően a megelőző műveletben alkalmazott előtolás alapján 4 mm kiértékelési hossz került beállításra. Mivel a mért felületen az alaki eltérést a névleges alaknak megfelelően kell eltávolítani, a kiértékeléshez $\lambda = 0,8$ mm levágási hosszt és Gauss-szűrőt is alkalmaztam.

Figyelembe véve az ipari alkalmazhatóságot és az elméleti, valamint szimulált értékekkel való összevethetőséget, a mért érdességi paraméterek közül az átlagos érdesség (R_a), az átlagos egyenetlenség-magasság (R_z) és a maximális érdesség-magasság (R_t) értékeit vizsgálom. Az értékelés során az egyes szelvények mentén háromszor elvégzett mérések számtani átlagát használom fel az elemzéshez. Továbbá, felhasználok azokat az elméleti felületi érdesség meghatározásánál és a véges elemes modell megalkotása során is.

2.6. A maradó feszültség mérése

A feszültségi állapot mérésének több elterjedt módszere is létezik, például a roncsolásos eljárások közé tartozó lyukfúrásos vagy részleges levágásos technika, illetve a

mechanikai eltávolításon alapuló módszerek. A vizsgálat azonban roncsolásmentesen is elvégezhető, többek között mágneses Barkhausen-zaj (MBN - Magnetic Barkhausen Noise) elemzéssel, ultrahangos méréssel, neutron-diffrakcióval vagy az általam választott röntgendiffrakciós eljárás alkalmazásával, amely a röntgensugárzás hullámtermészetét hasznosítja az anyag belső feszültségállapotának feltérképezésére [87]. A méréseket Stresstech Xstress 3000 G3R típusú röntgendiffrakciós mérőberendezéssel végzem el.

Az anyagban a makroszkopikus maradó feszültség az atomtörzsek kristályrácsbeli egyensúlyi helyzetéből való elmozdulását eredményezi. Kristályszerkezeti szempontból ez a rácsparaméterek megváltozását jelenti. Mivel a maradó rácsfeszültség hatására a rácssíkok közötti távolság is módosul, ezen távolságok mérése lehetővé teszi a feszültség értékének visszaszámítását.

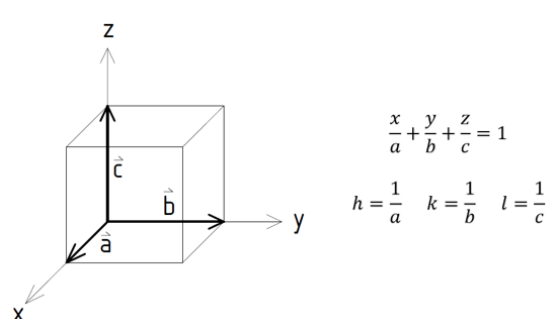
A felhasznált mérési módszer során az alkalmazott röntgensugárzás hullámhosszának ismeretében, az adott rácssíktávolság-változásból (d_{hkl}) eredő Bragg-szög eltolódását mérem. A kiértékeléshez a Bragg-egyenletet alkalmazom, amely az adott hullámhosszú, adott Miller indexű rács síksorozatáról visszaverődő hullámok teljes erősítésének feltételét írja le [88]:

$$n\lambda = 2d_{hkl} \cdot \sin\theta' \quad (2.7)$$

ahol:

- n egész szám
- λ a röntgensugárzás hullámhossza
- d_{hkl} adott hkl Miller indexű síkok rácssík-távolsága
- θ' a diffrakció szöge

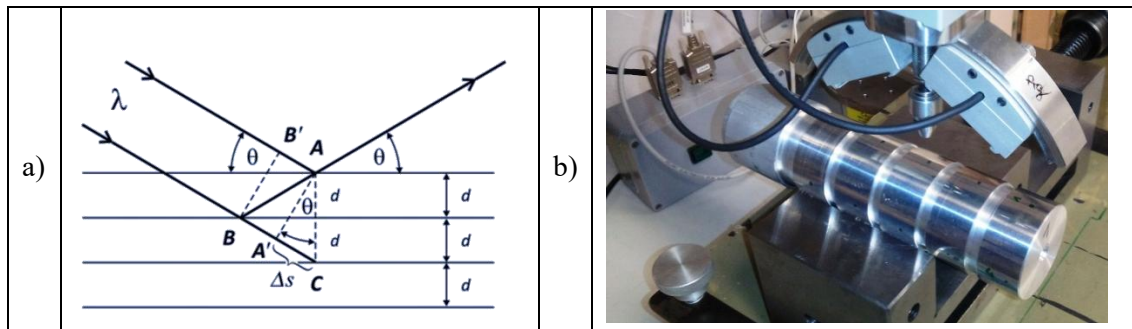
A megalkotott diffrakciós kép a különböző szögekben mért visszaverődő sugár intenzitásának mérése. Az adott szögeknél mérhető diffrakciós csúcsokból visszaszámolható a diffrakciót okozó síksorozat távolsága. Adott a rácsparaméterű kockarács esetén a tetszőleges (hkl) Miller indexű rácssíkok távolsága az alábbi összefüggésből számolható, melyhez további magyarázatot nyújt a 2.6. ábra.

$$d_{hkl} = \frac{a}{\sqrt{h^2+k^2+l^2}} \quad (2.8)$$


The diagram shows a 3D coordinate system with axes x, y, and z. A cube is drawn with its edges along these axes. The edge lengths are labeled as \hat{a} , \hat{b} , and \hat{c} . A plane is shown intersecting the x, y, and z axes at points $\frac{x}{a}$, $\frac{y}{b}$, and $\frac{z}{c}$ respectively. The equation $\frac{x}{a} + \frac{y}{b} + \frac{z}{c} = 1$ is written next to the plane. Below this, the Miller indices are defined as $h = \frac{1}{a}$, $k = \frac{1}{b}$, and $l = \frac{1}{c}$.

2.6. ábra. Köbös kristályrendszer leírása koordináta-rendszerrel [2]

Az ismertett technika elvi alapját és megvalósítási pillanatát szemlélteti a 2.7. ábra.

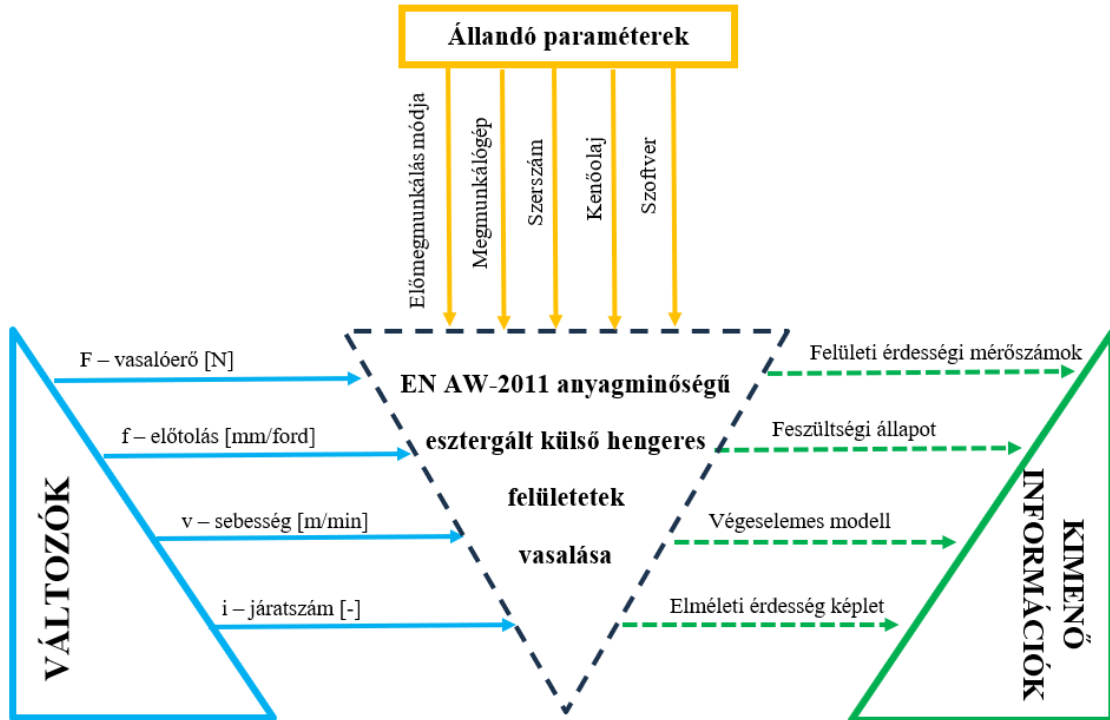


2.7. ábra. A röntgendiffrakciós módszer elvi alapja (a) [8] és megvalósítása (b)

A méréseket négy ponton végeztem el 90° -os elforgatással tangenciális és axiális irányban is, mivel feltételeztem, hogy a megmunkálás iránya befolyással lehet a feszültségállapot változására.

A 2.8. ábra a kísérleti rendszer logikai felépítését szemlélteti, kiemelve a változó paraméterek, állandó tényezők és kimeneti információk közötti összefüggéseket. A vizsgálatok gyengén ötvözött, EN AW-2011 anyagminőségű, esztergált külső hengeres felületek vasalására irányultak. A kísérletek során egységes előmegmunkálási módot, szerszámgépet, szerszámot, kenőanyagot és szoftverkönyezetet alkalmaztam, biztosítva ezzel a reprodukálhatóságot és az eredmények összehasonlíthatóságát.

Változó paraméterként a vasalóerő (F), előtolás (f), sebesség (v) és járatszám (i) szerepelnek, melyek hatását a felületi érdességi jellemzők és a feszültségi állapot alakulásán keresztül vizsgáltam. A mért eredmények nemcsak a felületminőség értékelésére szolgálnak, hanem alapot nyújtanak a végeleemes szimulációkhoz, segítenek a felületi érdességre vonatkozó prediktív modell megalkotásában, finomhangolásában. Az elméleti és gyakorlati vizsgálatok együttesen támogatják a megmunkálási paraméterek optimalizálását és ezáltal hozzájárulnak az anyagtulajdonságok ipari alkalmazhatóságának javításához.



2.8. ábra. A kísérletterv sematikus ábrázolása

3 A FELÜLETVASALÁS ELMÉLETI VIZSGÁLATA

A mérnöki technológia fejlődésének köszönhetően folyamatosan új lehetőségek, módszerek jelennek meg az anyagszerkezeti változások vizsgálatára. Ezek közül a legtöbbet alacsony költségvetésből lehetetlen kivitelezni, emiatt is tartom fontosnak, hogy a felületvasalás jelenségét ne csupán kísérleti, hanem elméleti szinten is vizsgáljam. A fejezetpont ennek bemutatását, a megvalósított vége-selemes vizsgálatokat, valamint az alkalmazott kísérlettervezési módszer ismertetését taglalja.

3.1. *A felületminőség modellezésének lehetőségei vasalás esetén*

A gyémántszerszamos felületvasalás hatékonyságát - és magát a képlékeny deformációs folyamatot - számos paraméter befolyásolja, akár kritikus mértékben is. Például a nem megfelelően megválasztott vasalóerő alacsony nyomófeszültséget, szélsőséges esetben akár húzó maradó feszültséget generálhat, amely csökkenti a felület kopásállóságát és élettartamát.

A folyamat optimalizálása érdekében számos kutató foglalkozott a felületi érdesség és a feszültségállapot modellezésével, melyek eredményeként egy adott anyagminőség esetén a vasalás eredményesség előzetesen becsülhető.

Forgácsoló megmunkálások esetében az elméleti érdesség számítása széles múltra tekint vissza, példának okáért, a felületvasalás kinematikájához leginkább hasonlító hosszesztergálásnál - ahol a munkadarab forgómozgása és a szerszám tengelyirányú lineáris előtolásával kombinálódik - az elméleti érdesség analitikai úton meghatározható [89]. A felületvasalás esetében - a folyamat képlékenyalakító jellege miatt - az elméleti érdesség analitikus úton történő számítása közvetlenül nem lehetséges, mivel az eljárás során nem értelmezhető hagyományos értelemben vett fogásmélység. A keletkező felületi topográfia a vasalási erő, a szerszám és a munkadarab anyagjellemzői, valamint geometriájuk összetett kölcsönhatásának eredménye. A várható felületminőség és a szerszám-munkadarab kontaktus jellemzéséhez ezért szükség van a képlékeny alakítás elvein alapuló, kontaktmechanikai összefüggések tanulmányozására és alkalmazására.

A kontaktmechanika szilárd testek érintkezésének vizsgálatával foglalkozik, különös tekintettel az érintkező felületeken kialakuló nyomáseloszlásra, alakváltozásra és feszültségállapokra. A klasszikus analitikus megközelítéseken túl, mára olyan fejlett numerikus modellek is rendelkezésre állnak - például végeselemes módszerek (VEM) -, amelyek lehetővé teszik az érintkezési jelenségek részletesebb vizsgálatát. Ezek nemcsak az érintkezési zónák geometriai jellemzésére alkalmasak, hanem képesek előre jelezni a kialakuló mechanikai igénybevételeket, valamint a maradó feszültségek és alakváltozások mértékét is. Ezért az ilyen modellek egyre szélesebb körben alkalmazhatók az anyagvizsgálattól kezdve a mérnöki szerkezetek élettartamának becsléséig.

Fontos kiemelni, hogy a modern kontaktmechanikai modellek kialakulása egy több mint 150 éves fejlődési folyamat eredménye, amely jelentős történeti előzményekre támaszkodik. A korai modellek és elméleti megközelítések áttekintése elengedhetetlen a korszerű, komplex számítási módszerek mélyebb megértéséhez, mivel ezek alapvető fogalmi és módszertani keretet biztosítanak a jelenlegi kutatások számára. Az egyik első matematikai leírás ezen a területen a klasszikus elméleten alapuló Boussinesq-közelítés, amely a rugalmas-képlékeny féltér koncentrált erővel való terhelésének modellje. Feltételezése, hogy a féltér határán lévő feszültségértékek megegyeznek a vizsgált anyag folyáshatárával, mely meghatározhatóvá teszi a képlékenyen alakváltozott zóna mélységét és így az ehhez szükséges erő nagyságát [90]. Megközelítési módja azonban nem volt alkalmas gyakorlati számításokhoz és az ezen megoldáson alapuló részleges számítási eredményeket is csak bizonyos esetekre (lapos végű hengeres és a kúpos bélyeg) lehetséges levezetni.

Ezt a problémát Bradley azzal küszöbölte ki [91], hogy modelljében elhanyagolta az érintkezési deformációt, helyette a van der Waals erőket vizsgálta két szilárd gömb érintkezésekor, elsőként figyelembe véve az adhéziós erőket a kontaktmechanika területén. A modelltől az a kritikus erő vezethető le, amely a két test szétválasztásához szükséges, viszont csak merev testek érintkezésére alkalmazható. Ezt követően Johnson, Kendall és Roberts továbbfejlesztették az elméletet (JKR-modell), bevezetve a rugalmas deformációk és az érintkezési zóna környezetében kialakuló erőeloszlás figyelembevételét. Az általuk megalkotott modell alapján az adhéziós erők nemcsak kohéziós hatást gyakorolnak az érintkező gömb alakú testek között, hanem befolyásolják a kontaktus geometriáját is, azaz növelik az érintkezési felület méretét. Ennek meghatározásához figyelembe veszik az anyagok olyan rugalmas jellemzőit, mint a Young-modulus (egységnyi relatív alakváltozáshoz szükséges feszültség) és a Poisson-tényező (megadja a keresztirányú

relatív összehúzódás és a hosszirányú relatív megnyúlás arányát) [92]. Bár az elmélet jelentős előrelépést hozott az adhéziós kontaktmechanika területén, több lényeges korlátja is van. Feltételezi, hogy az érintkező testek tisztán lineárisan rugalmas anyagból állnak, így nem veszi figyelembe a képlékeny alakváltozást, így nem alkalmas erős lokális deformációk modellezésére. Ezen túlmenően a tapadó (adhéziós) erőhatásokat kizárólag az érintkezési területre korlátozza, és olyan rendszerekre érvényes elsősorban, ahol az adhézió dominál a külső mechanikai terheléssel szemben. Ezzel szemben a DMT (Derjagin-Muller-Toporov) modell úgy tekinti, hogy az adhéziós erők elsősorban az érintkezési zónán kívül, azaz a tényleges érintkezési felület peremén hatnak. A modell a tapadó erők hatását külön kezeli a mechanikai érintkezéstől, és azt feltételezi, hogy az anyagok merevebbek, az adhéziós hatás pedig gyengébb, így a kontaktzónában létrejövő alakváltozás elhanyagolható [93]. A DMT-modell kidolgozása során egy merev gömb és egy síkfelület érintkezését vették alapul, ezért a modell elsősorban kis kontaktzóna esetén alkalmazható. További feltétel, hogy az adhéziós erők viszonylag gyengék legyenek a rugalmas deformáció hatásához képest. A JKR és a DMT modell közötti átmenetet az ún. Tabor-paraméter (μ_T) írja le, amely megmutatja, hogy az adhézió milyen mértékben befolyásolja a kontaktzónában fellépő rugalmas alakváltozást [94]. Ha $\mu_T \gg 1$, az adhézió jelentősen növeli az érintkezési felületet és a JKR modell releváns (jellemzően lágy, rugalmas anyagok esetén), míg $\mu_T \ll 1$ esetében a DMT modell alkalmazandó, mivel a tapadási hatás minimális. Ha a Tabor-paraméter értéke ≈ 1 , a két modell akár keveredhet is, de ez esetben finomabb numerikus vagy tapasztalati modellezés válhat szükségessé.

Szakirodalmi kutatásaim alapján a lehetséges elméleti megközelítések között gyakran javasolják a Hertz-elmélet alkalmazását is [55, 75, 82, 84, 89, 95-97], amely a rugalmas szilárd testek normál irányú érintkezésére kidolgozott klasszikus kontaktmechanikai modell. Ugyanakkor a vizsgált geometriai konfigurációra - vagyis egy gömb (szerszám) és egy külső hengeres felület (munkadarab) érintkezésére - ezen elmélet alkalmazása eddig nem kapott kellő figyelmet, hiányzik az elméleti előrejelzés numerikus szimulációkkal és kísérlet eredményekkel való közvetlen összehasonlítása.

3.2. A Hertz-féle összefüggés és annak alkalmazhatósága vasalt felület elméleti érdekességének meghatározására

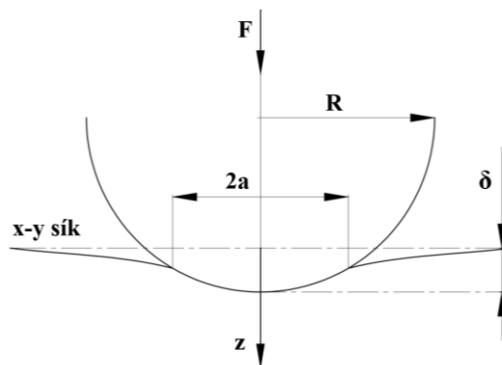
A deformálódó szilárd testek érintkezése egy a természetben és a mérnöki gyakorlatban egyaránt általánosan előforduló jelenség, mely fontos szerepet tölt be a fizika, biológia, asztrofizika, nanoindentáció stb. területeken [98, 99].

A Hertz-elmélet, mely a modern kontaktmechanika mérföldköve azóta, hogy megalkotója 1882-ben publikálta, két szilárd test érintkezési mechanizmusát írja le a lineáris rugalmasság és az elenyésző deformációk tartományában az alábbi feltételek teljesülése esetén [100]:

1. Az érintkező testek anyaga homogén és izotróp.
2. Az érintkezés során a testekre ható terhelés olyan rugalmas alakváltozást hoz létre, mely a Hook-törvénnyel leírható.
3. A kölcsönhatásban résztvevő testek teljes felületéhez képest az érintkezési felület kicsi.
4. Az érintkezési felületre ható nyomóerők merőlegesek és a súrlódásból származó hatásokat elhanyagoljuk.

Az elméletet felhasználó legtöbb kutatómunka a nemlineáris anyagtulajdonságokra vagy a konstitutív paraméterek azonosítására irányult a mért terhelés-eloszlás adatok illesztéséből inverz módszerekkel. Ez általában úgy történik, hogy numerikus szimulációkat futtatnak különböző paraméterekkel, majd az eredményeket összevetik a mért adatokkal, így következtetnek vissza az anyag tulajdonságaira. Bár ezek a modellek pontosabb képet adnak például lágy anyagok viselkedéséről, jelentős számítási igényt támasztanak, szemben a Hertz-elmélettel, amely meghatározott feltételek mellett ugyan, de egyszerű analitikus megoldással dolgozik [98, 99].

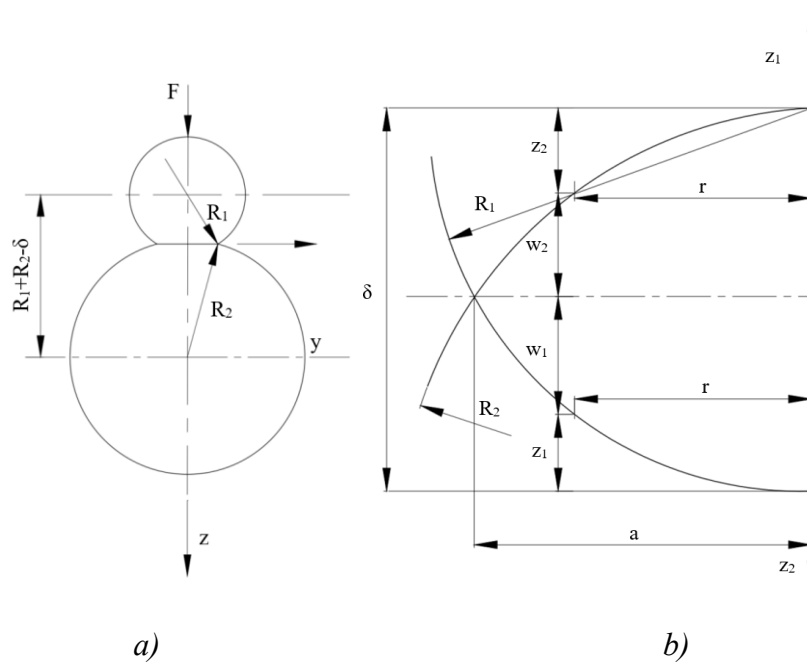
Az elmélet az érintkező egyik test, pontosabban gömb profiljára parabolikus megközelítést alkalmaz kis érintkezési terület esetén, mely ideálisan felhasználható a szférikus szerszámmal végzett felületvasalás leírására. A 3.1. ábra illusztratív módon mutatja be, ahogy a vasalás során az R sugárral rendelkező szerszám az F erő hatására $2a$ tengelyirányú szélességben δ benyomódási mélységet generálva mélyed a munkadarab anyagába.



3.1. ábra. Kontaktmechanikai keresztmetszet (x - z sík) gömbszerszám bemélyedése esetén

A továbbiakban a gömbszerszám és a hengeres munkadarab érintkezésének Hertz-elmélet szerinti modellezését ismertetem, melyet kiegészítettem a JKR-modell [92] és Ponomarjov [101] megközelítésének releváns elemeivel. E kiegészítések lehetővé teszik az anyagszerkezet lokális változásainak és a szövetszerkezeti átrendeződés hatásainak figyelembevételét, melyek a klasszikus Hertz-elmélet hatókörén túlmutatnak.

Tekintsünk két, R_1 és R_2 sugarú gömböt, melyeket pontbeli érintkezésük után F erővel terhelünk a 3.2. a) ábrán látható módon. Az egyes ábrák nem méretarányosak; a szerszámot a jobb láthatóság érdekében aránytalanul nagyítva jeleníttem meg.



3.2. ábra. Köríves felületű testek közötti érintkezés [100]

A 3.2. ábra a) részletén a gömb és a hengeres test globális elrendezése látható, ahol az alkalmazott F erő a testek szimmetriatengelyén keresztül hat az a sugarú érintkezési zónában. A δ közeledési távolság nemcsak a testek görbületi jellemzőiből vezethető le, hanem a kontaktpontok relatív elmozdulása alapján is meghatározható. Ennek megfelelően, a 3.2. b) ábrán r jelöli az elmozduló pont terhelő erőtől való távolságát, w_1 és w_2 jelölik a testek z_1 és z_2 irányú elmozdulását, ekkor az adott pontok közeledése az alábbi módon írható le:

$$\delta = (z_1 + w_1) + (z_2 + w_2) \quad (3.1)$$

Ezáltal érintkezni azon pontok fognak, melyre teljesül, hogy

$$z_1 + z_2 = \delta - (w_1 + w_2) \quad (3.2)$$

A szerszám sugara és az elmozduló pont terhelő erőtől való távolsága közti összefüggés kifejezése Pitagorasz-tétel alkalmazásával:

$$R_1^2 - r^2 = (R_1 - z_1)^2 = R_1^2 - 2R_1z_1 + z_1^2 \quad (3.3)$$

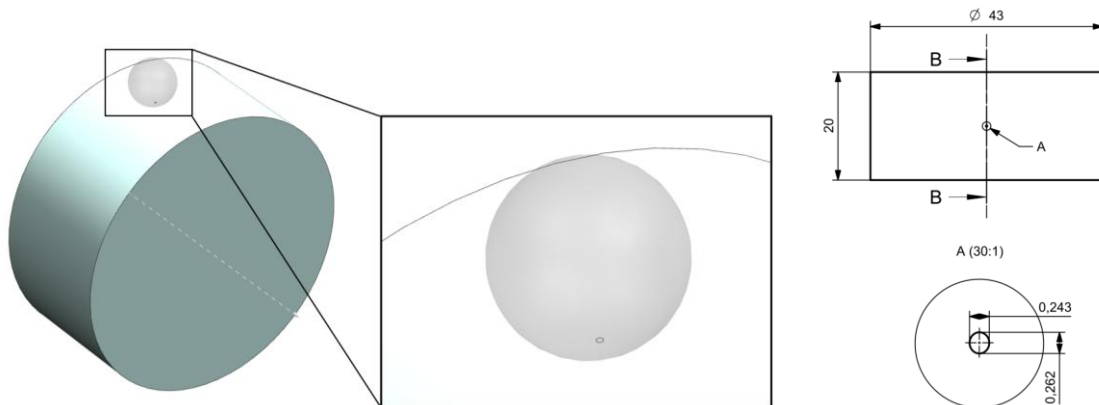
z_1^2 másodrendűen kicsi érték, elhanyagolható, így:

$$z_1 = \frac{r^2}{2R_1}; z_2 = \frac{r^2}{2R_2} \quad (3.4)$$

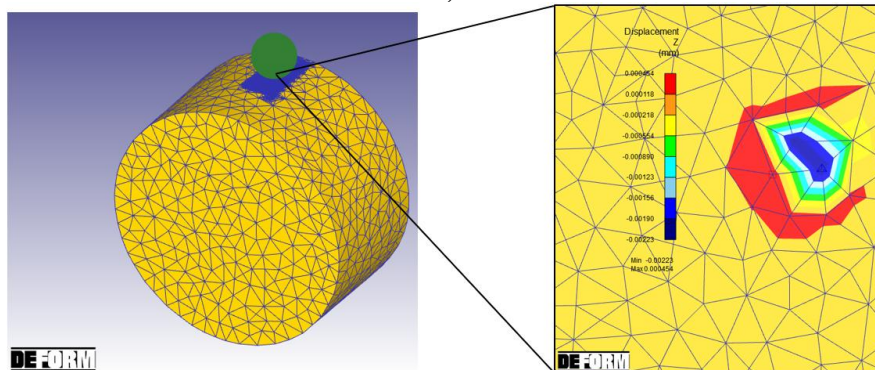
Így, a közeledő pontok érintkezés utáni távolsága a következőképpen fejezhető ki:

$$w_1 + w_2 = \delta - (z_1 + z_2) = \delta - \frac{r^2}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (3.5)$$

Két eltérő görbületű test érintkezésekor a kontaktfelület nem kör, hanem ellipszis alakú lesz [101], így a vasalóerő hatására kialakuló érintkezési nyomás egy ellipszis alakú területen oszlik el, amelynek geometriáját a testek görbületi viszonyai határozzák meg. Az állítás ellenőrzése és alátámasztása érdekében a valós méreteknek megfelelően megalkottam a testmodelleket NX tervezőprogramban, továbbá végeeselemes módszerrel szimuláltam azt DEFORM kóddal. A 3.3. a) ábra a gömb alakú szerszám és a hengeres munkadarab érintkezésének méretarányos modelljét és nézeteinek vázlatát mutatja be.



a)



b)

3.3. ábra. A kontaktzóna modellezése

A szimulációban (3.3. b) ábra) a modellek anyagminőségei a valós anyagjellemzőknek felelnek meg, vagyis a PCD szerszám és az EN AW-2011 munkadarab anyagminőségének; ennek részleteit a 3.3.2. alfejezet ismerteti.

A nyomáeloszlás matematikai leírásához szükség van a fő- és melléktengelyek ismeretére, melyhez felhasználom az ellipszoid egyenletét:

$$\left(\frac{x}{a'}\right)^2 + \left(\frac{y}{b}\right)^2 + \left(\frac{z}{c}\right)^2 = 1 \quad (3.6)$$

Mivel az érintkezési felületen a nyomáeloszlás az x- és y-tengely mentén szimmetrikus és a legnagyobb mértékű nyomás az érintkezési felület középpontjában jelentkezik, a felületi nyomáeloszlás a kialakuló ellipszoid-süveg ordinátaival arányos, tehát:

$$w_1 + w_2 = \delta - \frac{x^2}{2R_1} - \frac{y^2}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (3.7)$$

Ahhoz, hogy az érintkezési felületen kialakuló elmozdulások pontosan jellemezhetőek legyenek, nem elegendő csupán a geometriai viszonyok ismerete. A felületi nyomáeloszlás hatására fellépő alakváltozások mértékét az anyag rugalmas tulajdonságai is meghatározzák, ezért a továbbiakban szükség van az egyes testek anyagparamétereinek - így az elasztikus modulusnak (E) és a Poisson-tényezőnek (ν) - figyelembevételére. Az érintkezési pontok függőleges elmozdulása az ellipszis alakú érintkezési felületen (S_c) a következőképpen fejezhető ki rugalmas anyagparaméterek és a p nyomáeloszlás segítségével [100], [101]:

$$w_1 = k_1 \int_{S_c} \frac{p}{r} dS; w_2 = k_2 \int_{S_c} \frac{p}{r} dS \quad (3.8)$$

A k_1 és k_2 rugalmassági anyagparaméterek kiszámítására szolgáló összefüggés:

$$k_1 = \frac{1-\nu_1^2}{E_1}; k_2 = \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (3.9)$$

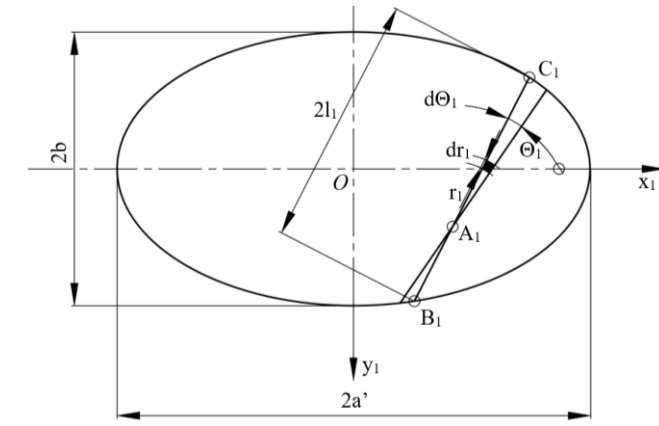
Az ellipszoid-süveg által határolt nyomáeloszlás a következő módon számítható:

$$p = p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a'}\right)^2 - \left(\frac{y}{b}\right)^2} \quad (3.10)$$

A nyomáeloszlás tehát az a' és b fél-tengelyek által meghatározott ellipszisre vonatkozik és p_0 a maximális érintkezési nyomást jelenti az ellipszis középpontjában. A gömbre és hengerre vonatkozó erőegyensúlyi feltételből [92] levezethető, hogy ez a maximális érintkezési nyomás:

$$p_0 = \frac{3F}{2a'b\pi} \quad (3.11)$$

Ez az érték a 3.4. ábrán jelölt $S_c = \pi a'b$ területű ellipszis mentén oszlik el.



3.4. ábra. A vizsgált ellipszis és annak egy pontjának elmozdulása

Visszatérve a nyomáseloszlásból származó elmozdulás meghatározásához, vizsgáljunk egy tetszőleges $A_1(x_1, y_1)$ pontot az S_c érintkezési területen belül. A cél, hogy meghatározzuk az ehhez a ponthoz tartozó w elmozdulást a nyomáseloszlás alapján. A 3.4. ábrán látható, hogy az integrálási terület egy ellipszis alakú tartomány, melyet könnyebb kiszámolni, ha a síkbeli pontokat polárkoordinátákkal írjuk fel az ellipszisen belül, ehhez alkalmazom az r_1 távolságot és a θ_1 szöget. Így a dS_c elliptikus területen a határon nem egyszerűen fix számok, hanem szögtől függő sugarak szerint változik a határ, az A_1 pontra vonatkozó függőleges elmozdulás pedig:

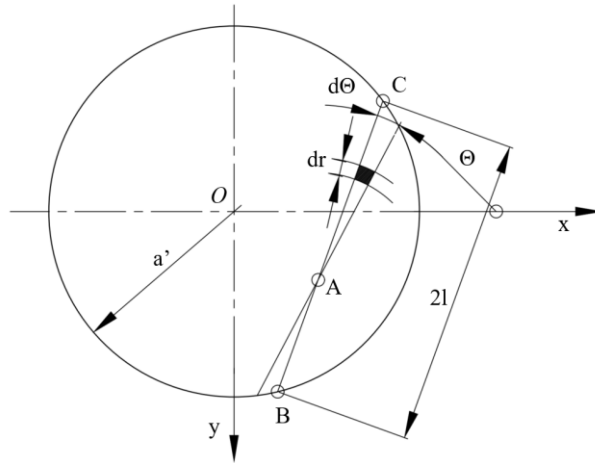
$$w = k \int_{S_c} \frac{p}{r_1} dS_c = k \int_0^{2\pi} \int_0^{2l_1(\theta_1)} \frac{p}{r_1} \cdot r_1 dr_1 d\theta_1 = k \int_0^{2\pi} \int_0^{2l_1(\theta_1)} p \cdot r_1 dr_1 d\theta_1 k \quad (3.12)$$

A képletben szereplő k tényező a rugalmas anyagparaméterek együttesét fejezi ki.

Az integrálok könnyebb számíthatósága érdekében új független változókat vezetek be az alábbi összefüggések segítségével:

$$x = x_1 ; y = \frac{a'}{b} y_1 \quad (3.13)$$

, vagyis Ponomarjov nyomán az x_1, y_1 koordináta síkot xy síkká transzformálom, amelyben az ellipszisekből egy kör keletkezik (3.5. ábra), miközben a felületi nyomás értékei pontonként változatlanok maradnak.



3.5. ábra. A vizsgált ellipszis körré transzformálása

Ebben a transzformációban a $\overline{B_1C_1}$ húr a \overline{BC} húnak felel meg, az ívelemek aránya pedig a következőképpen kapcsolható össze:

$$dr_1 = \frac{l_1}{l} dr \quad (3.14)$$

A nyomásábrák vonalelemei közötti kapcsolatot fejezi ki az összefüggés:

$$\int_{2l_1} p dr_1 = \frac{l}{l_1} \int_{2l} p dr \quad (3.15)$$

A (3.10) képletet felhasználva felírható a nyomáseloszlás alatti terület a transzformált koordinátarendszerben, ahol az ellipszis körré alakult:

$$\int_{2l_1} p dr_1 = \frac{l}{l_1} \frac{p_0}{a'} \frac{\pi l^2}{2} \quad (3.16)$$

Ezt visszahelyettesítve (3.12)-be:

$$w = k \frac{\pi p_0}{2a'} \int_0^\pi \frac{l_1}{l} l^2 d\theta_1 \quad (3.17)$$

Az elmozdulás kiszámításához szükség van a nyomáseloszlás síkbeli geometriájának pontos jellemzésére. A koordináta-transzformáció után az adott irányban húzott húrhoz tartozó félhossz négyzetét az alábbi kifejezés adja meg:

$$l^2 = a'^2 - (x \sin \theta + y \cos \theta)^2 = a'^2 - \left(x_1 \sin \theta + \frac{a}{b} y_1 \cos \theta \right)^2 \quad (3.18)$$

A transzformációnak megfelelően felírható, hogy

$$l_1 \cos \theta_1 = l \cos \theta = \frac{b}{a'} l \sin \theta \quad (3.19)$$

, melyben a jobb oldali tag a transzformáció hatását tükrözi, így jelen esetben az y tengely mentén a torzulás $\frac{b}{a'}$. Ez egy geometriai azonosság, ami a vetületek arányára épül.

Az ellipszisen vett húr hossz és a körbeli húr hossz arányának irányfüggését paraméteres leírással lehet közelíteni, melyben a kör pontjai:

$$l \cos \theta = x_1 ; \frac{b}{a'} l \sin \theta = y_1 \quad (3.20)$$

Az ellipszis egy pontjának a középponttól mért távolsága:

$$l_1^2 = x_1^2 + y_1^2$$

$$\left(\frac{l_1}{l}\right)^2 = \cos^2 \theta + \frac{b^2}{a'^2} \sin^2 \theta \quad (3.21)$$

, mely azt írja le, a transzformáció során a sugárhossz hogyan torzul az irányszög függvényében. Ez azért szükséges, hogy meghatározható legyen a két rendszer közötti elemi szögek kapcsolata:

$$d\theta_1 = \frac{b}{a'} \left(\frac{l}{l_1}\right)^2 d\theta \quad (3.22)$$

Felhasználva a (3.18), (3.21) és (3.22) képleteket a (3.17)-es összefüggésben és figyelembe véve, hogy integrálás határai θ és θ_1 szerint azonosak, az elmozdulás megadása az alábbi módon lehetséges:

$$w = k \frac{\pi p_0}{2a'} \int_0^\pi \frac{a'b - \frac{b}{a} x_1^2 \sin^2 \theta - \frac{a'}{b} y_1^2 \cos^2 \theta - x_1 y_1 \sin 2\theta}{\sqrt{1 - \left(\frac{b}{a'}\right)^2 \sin^2 \theta}} d\theta \quad (3.23)$$

ahol $e = \sqrt{1 - \left(\frac{b}{a'}\right)^2}$ az ellipszis numerikus excentricitása, mely egy dimenzió nélküli paraméter és az ellipszis alakját jellemzi. Az értéke 0 és 1 között változik, ahol a 0 egy kört, míg 1 egy parabolához hasonlító alakot jelent. Az excentricitással figyelembe veszem, hogy az érintkező rugalmas test a terhelés hatására deformálódik, következésképpen az érintkezési felületen vizsgált pontok is. Ráadásul, mivel a vasaló megmunkálás során a képlékeny alakváltozás tartományában a nyomófeszültség meghaladja a munkadarab anyagának folyáshatárát - ez egyben feltétele a hideg képlékenyalakítás megvalósulásának - az érdességcsúcsok képlékeny-rugalmas deformációs zónájában a feszültségkomponensek is torzulnak [82, 101-104].

A (3.23) képletben szereplő kvadratúra felbontható elsőfajú elliptikus integrálra [101]:

$$K(e) = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{d\theta}{\sqrt{1 - e^2 \sin^2 \theta}} \quad (3.24)$$

, másodfajú elliptikus integrálra:

$$L(e) = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - e^2 \sin^2 \theta} d\theta \quad (3.25)$$

, ezeket összekapcsolva pedig az alábbi alakra lehet felírni:

$$D(e) = \frac{1}{e^2} [K(e) - L(e)] \quad (3.26)$$

A (3.23)-(3.26) képletek alapján az alábbi összefüggések adódnak:

$$\int_0^\pi \frac{d\theta}{\sqrt{1-e^2\sin^2\theta}} = 2K(e); \int_0^\pi \frac{\sin^2\theta d\theta}{\sqrt{1-e^2\sin^2\theta}} = 2D(e);$$

$$\int_0^\pi \frac{\cos^2\theta d\theta}{\sqrt{1-e^2\sin^2\theta}} = 2[K(e) - D(e)]; \int_0^\pi \frac{\sin 2\theta d\theta}{\sqrt{1-e^2\sin^2\theta}} = 0$$

Az elmozdulás végleges kifejezése ellipszis alakú nyomáeloszlás esetén a féltér felületének a terhelés körzetén belül fekvő pontjaira:

$$w = k \frac{p_0}{a'} \left[a' b K - \frac{b}{a'} D x_1^2 - \frac{a'}{b} (K - D) y_1^2 \right] \quad (3.27)$$

, ahol x_1 tengely az ellipszis nagy tengelyének, az y_1 tengely pedig a kistengelyének irányába esik. Az elliptikus integrálok meghatározása történhet numerikus módszerekkel vagy matematikai szoftverek felhasználásával, de Han és kutatótársai nyomán [105] az excentricitás figyelembevételéhez kiemelem azokat és külön együtthatók (α , β , γ) formájában használom fel az érintkezési területet jellemző kis és nagy féltengely, valamint a bemélyedési mélység meghatározásához. Tekintetbe kell venni, hogy a deformációs és az érintkezési terület kialakulása a testek görbületi sugaraitól is függ, így a kontaktáló testek érintkezési pont közelében lévő geometriájából szükséges kiindulni annak érdekében, hogy az elliptikus integrálok paraméterezéséhez és számításához szükséges θ segédszög definiálható legyen. A jelen vizsgálatban szereplő R_1 sugarú gömb vasalószerszám és az R_2 sugarú hengeres munkadarab érintkezésekor a relatív főgörbületek:

$$A = \frac{1}{2R_1}; B = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \quad (3.28)$$

A θ érintkezési orientációs szög meghatározása relatív főgörbületek felhasználásával az alábbi módon történik [101]:

$$\cos\theta = \frac{A}{B} \quad (3.29)$$

, mely gömb és henger érintkezése esetén:

$$\cos\theta = \frac{R_2}{R_1 + R_2} \quad (3.30)$$

Az elliptikus érintkezési terület két főtengelye két különböző síkban elhelyezkedő görbületi sugarakhoz kapcsolódik, melyek az ún. effektív sugarak segítségével írhatóak le [101]. A gömb görbületi sugara (R_1) minden irányban azonos, de a henger görbületi sugara két síkban különbözik: a keresztmetszeti síkban a görbületi sugár a henger sugarának (R_2) felel meg, míg a hosszanti síkban a görbületi sugár végtelen, mivel a henger ebben az irányban egy egyenes. Ennek megfelelően, az effektív sugarak a két test görbületi sugarainak kombinációjából származnak, melyhez a Hertz-elméletet veszem alapul, így:

$$\frac{1}{R'} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}; \frac{1}{R''} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{\infty} \quad (3.31)$$

$$R' = \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2}; R'' = R_1 \quad (3.32)$$

ahol R' a radiális irányú, míg R'' az axiális irányú görbülethez tartozik.

Minél kisebb az effektív sugár, annál élesebb a görbület, a bemélyedési mélység (δ) pedig annál mélyebb. Ezzel szemben, nagy effektív sugár esetében a görbület és a bemélyedési mélység is kisebb lesz, vagyis δ fordítottan arányos az effektív sugarakkal a (3.33) egyenletnek megfelelően [92].

$$\delta = \frac{a'^2}{R'} + \frac{b^2}{R''} \quad (3.33)$$

Az eddig ismertett összefüggések felhasználásával és az excentricitással kapcsolatos tényezők kiemelésével, az ellipszis nagy (a') és kis féltengelyének (b), illetve a behatolási mélység értékének számítása az alábbi módon történik:

$$a' = \alpha^3 \sqrt{\frac{3}{4} \frac{R_2}{R_1 + R_2} \left(\frac{1 - \theta_1^2}{E_1} + \frac{1 - \theta_2^2}{E_2} \right)} F \quad (3.34)$$

$$b = \beta^3 \sqrt{\frac{3}{4} R_1 \left(\frac{1 - \theta_1^2}{E_1} + \frac{1 - \theta_2^2}{E_2} \right)} F \quad (3.35)$$

$$\delta = \gamma^3 \sqrt{\frac{9}{16} \frac{R_1 + R_2}{R_1^2 R_2} \left(\frac{1 - \theta_1^2}{E_1} + \frac{1 - \theta_2^2}{E_2} \right)^2} F^2 \quad (3.36)$$

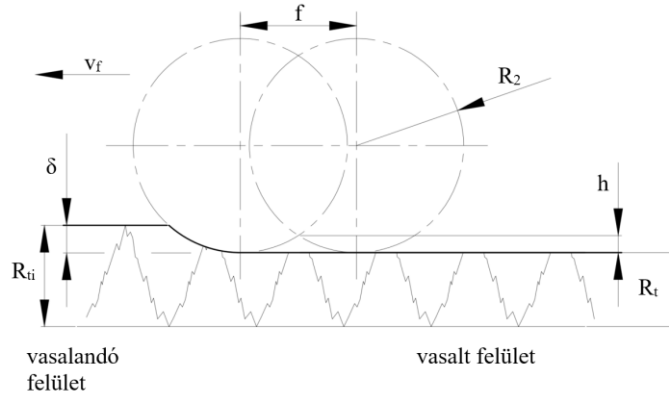
Mivel az ellipszis excentricitásához szükséges kis és nagy féltengely értéke ismeretlen, annak iteratív becslése, illetve táblázatos meghatározása is az érintkezési orientációs szög felhasználásával történhet. Az utóbbi alkalmazásához szükséges értékeket foglalja össze a 3.1. táblázat az α , β és γ elliptikus integrálokból származó numerikus együtthatókra, melyek lehetővé teszik az ellipszis paramétereinek gyorsabb és átláthatóbb becslését.

3.1. táblázat. Az együtthatók értékei az érintkezési orientációs szög függvényében [105]

θ	0°	10°	20°	30°	35°	40°	45°	50°
α	∞	6,612	3,778	2,397	2,397	2,136	1,926	1,754
β	0	0,319	0,408	0,493	0,530	0,576	0,604	0,641
γ	-	0,851	1,220	1,550	1,550	1,637	1,709	1,772
θ	55°	60°	65°	70°	75°	80°	85°	90°
α	1,611	1,486	1,378	1,284	1,202	1,128	1,061	1,00
β	0,678	0,717	0,759	0,802	0,846	0,893	0,944	1,00
γ	1,828	1,875	1,912	1,944	1,967	1,985	1,996	2,00

A felületvasalás alkalmazásának eredményeként kialakuló elméleti érdességmagassági tényező (R_t) értékét több olyan tényező is befolyásolja, melyet figyelembe kell venni az

analitikai megközelítés során. Ilyen a vasalást megelőző művelet által kialakított felületi érdesség (R_{ti}), a vasalási előtolás (f), a vasalószerszám benyomódási mélysége (δ), továbbá az ún. barázdamélység (h), amely a vasalás során létrejövő elméleti érdességi csúcsok maximumát jelenti, ahogy azt a 3.6. ábra szemlélteti [95, 97, 106].



3.6. ábra. Az elméleti maximális barázdamélység és a benyomódási mélység viszonya kis vasalási előtolás alkalmazása esetén [106]

A barázdamélység meghatározása azon elv alapján történik, hogy két, egységnyi előtolásra lévő szerszámlenyomat elméleti metszéspontját vesszük figyelembe. Tekintettel arra, hogy jelen körülmények szerint a barázdamélység értéke kisebb, mint a normál benyomódási mélység, így az, a (3.37) képlet alapján számítható.

$$h = \frac{125f^2}{R_2} \quad (3.37)$$

Az δ normál benyomódási mélység és a h barázdamélység ismeretében meghatározható az elméleti maximális egyenletesség [95, 97, 106], azaz a profil legmagasabb és legmélyebb pontja közötti távolság:

$$R_t = R_{t_i} - \delta + h \quad (3.38)$$

Az előzőekben részletesen ismertetésre kerültek azok az elméleti összefüggések, amelyek a felületvasalás során kialakuló geometriai kontaktviszonyok és érdességi jellemzők leírására alkalmasak. A következőekben az eljárás numerikus, végelelemes modellezését mutatom be, különös tekintettel az érdesség változására és a maradó feszültségre.

3.3. A felületvasalás modellezése végelelemes módszerrel

Az utóbbi évtizedben a számítógépes szimuláció a korszerű gyártástervezés és -technológia egyre szignifikánsabban alkalmazott eszközévé alakult, így a végelelemes

modellező szoftverek ismerete és adaptálása a különböző folyamatokra számos ipari és kutatási folyamatban vált általánosan alkalmazottá. A numerikus modellezés különösen nagy segítséget nyújt a képlékenyalakító technológiák vizsgálatában, mivel lehetővé teszi az alakváltozások és a belső feszültségek részletes elemzését, ezáltal meggyorsítja és megbízhatóbbá teszi a technológiai tervezést [107-109].

Az 1.2.3. alfejezetpontban bemutatott szakirodalmi elemzés alapján több kiemelkedő kísérleti tanulmány vizsgálta a felületvasalás folyamatát. Ugyanakkor, a numerikus szimuláció és modellezés segítségével gyorsabban elemezhetjük az anyagok viselkedését, tanulmányozhatjuk a bennük lejároló folyamatokat, amint azt Swamy és munkatársai is kiemelik [110]. Ezért a numerikus szimulációs technikák kulcsfontosságú szerepet töltenek be a mérnöki és tudományos kutatásokban, lehetővé téve, hogy komplex jelenségeket tanulmányozzanak és megalapozott döntéseket hozzanak anélkül, hogy kizárólag költséges és időigényes kísérleti vizsgálatokra támaszkodnának. A végeelemes módszer képes feltárni a felületi deformációk lokális eloszlását is, ami kísérleti úton sok esetben körülményesebben vagy költségesen lenne mérhető. A numerikus szimuláció matematikai modellek, számítógépes algoritmusok felhasználásával szimulálja és jelzi előre a fizikai rendszerek viselkedését, egyúttal lehetőséget nyújtva a paraméterek módosítására, optimalizálására - ami kulcsfontosságú az olyan fejlett technológiai ágazatokban, mint a repülőgép- és űrkutatás vagy az innovációkat leginkább megkövetelő járműipar.

Célom hengeres munkadarab felületvasalására vonatkozóan egy olyan végeelemes alapmodell megalkotása, melynek segítségével a technológiai és a teoretikus problémák során felmerülő paramétervizsgálatok könnyen kivitelezhetőek a felületi érdesség és az anyag feszültségi állapotának szempontjából is, utóbbi esetében kiküszöbölve az esetleges roncsolással járó vizsgálatok szükségességét. Összességében, a szimulációk segítségével virtuális prototípusok által lesz biztosított az anyagválasztás, a megmunkálási paraméterek, a szerszámjellemzők stb. racionális tervezése. Ennek érdekében a disszertációban a technológia végeelemes modelljét DEFORM kóddal szimuláltam kétdimenziós vizsgálati térben, mivel az jelentősen költség- és időhatékonyabb, mint annak 3D-s változata, illetve a modell geometriai jellemzőinek módosítása is egyszerűbben kivitelezhető. A modellalkotás részleteit és döntéshozatali lépéseit ismertetik a következő alfejezetpontok.

3.3.1. Geometriák megalkotása

A végeelemes módszer alapja a virtuális munka elve, mely során a testben kialakuló elmozdulásmezőt kis altartományok, vagyis végeelemek által közelíti oly módon, hogy az

az elemek között folytonos, az ismeretlen paramétereknek véges számú ponthoz rendelt elmozdulások felelnek meg. Ezek a kisméretű idealizált diszkrét részek csomópontokon keresztül csatlakoznak egymáshoz, melyek elmozdulását a potenciális energia minimumából határozzuk meg, algebrai egyenletrendszer megoldásán keresztül [106].

Az analízisben maga a számítógépes geometriai modell a vizsgált fizikai test digitális reprezentációja, mely nagyban befolyásolja a szimuláció lefutási idejét és a kapott eredmény helytállóságát. Külső hengeres felület vasalásának mozgásviszonyai alapján kijelenthető, hogy a folyamat két geometria modellre szimplifikálható: a megmunkálandó felületelemre és a megmunkálást megvalósító szférikus PCD (polycrystalline diamond) fejre. Tehát a modell tartalmaz egy felső szerszámot, mely az anyagminőségéből és a megmunkálás jellegéből adódóan, nem szenved alakváltozást, így azt a továbbiakban merevnek, állandó keresztmetszetűnek tekintem, ezáltal nem szükséges ún. hálózás alkalmazása, ami tovább csökkenti a számítási időszükségletet.

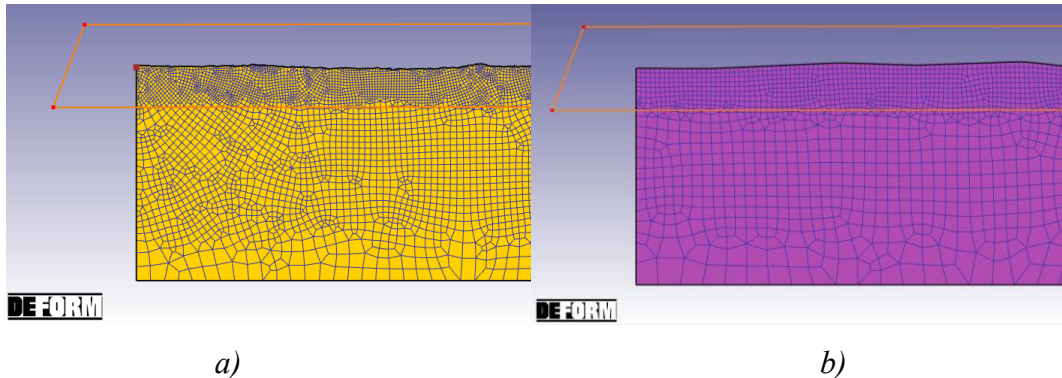
A munkadarab felületének megalkotása során kihasználtam a szoftver által nyújtotta azon lehetőséget, miszerint a felületmodell definiálása történhet kontrolpontok megadásával is. Ennek amiatt van nagy jelentősége, mivel egyik célkitűzésem a vasalás felületi érdességre gyakorolt hatásának szimulálása, melynek helytállóságára hatással van a kiindulási felület részletessége, hiszen az összehasonlító elemzések μm -es nagyságrendben történnek. A valós felületi érdesség importálásának előfeltétele volt annak kigyűjthetősége, ezt a 2.3.2. fejezetben megadott Altisurf[®]520 gyártmányú érdességmérő berendezés Altimap szoftverével végeztem el az előírt 4 mm-es hosszúságban, melynek értelmében összesen 4000 pontra vonatkozóan alkottam meg a vasalás előtti felület y-tengely irányú eltéréseit. A szimulációk lefutását követően szintén van lehetőség a megmunkált felület geometriájának ponszerű lekérdezésére, így a kapott koordinátákat exportálom, az adatok feldolgozását numerikus értékelemzéssel, táblázatkezelő környezetben végzem el. Ennek keretében kiszámítom az átlagos felületi érdesség (R_a) számszerű értékét, így kvantitatív módon is értékelhetővé válik a vasalás hatása, lehetővé téve a kiinduló és megmunkált felületek összehasonlítását.

Mivel az előzetes elméleti és kísérleti vizsgálatok eredményei, valamint a feldolgozott szakirodalmak is azt mutatják, hogy az eljárás jellemzően 0,02-0,17 mm mélységben érvényesül, a számítási idő csökkentése érdekében újabb egyszerűsítést eszközöltem és a munkadarab vastagságát 0,2 mm-re csökkentettem.

A munkadarab valóságghű megalkotásának másik kihívása a megfelelő hálógenerálás abszolválása volt. Előzetes vizsgálataim alapján, a végeselemes háló kialakítása eltérő

stratégiát igényel attól függően, hogy a szimuláció célja a felületi érdességváltozás vagy a maradó feszültség elemzése. Érdességvizsgálat esetében elengedhetetlen a felszínközeli réteg nagyfelbontású (μm -es tartomány) hálózása, hogy a kiindulási topográfia és az azon bekövetkező lokális geometriai módosulások pontosan követhetőek legyenek. Ezzel szemben a maradó feszültség meghatározása nem igényli a felszín ilyen részletességű leképezését, viszont szükségessé tette a feszültségeloszlás szempontjából releváns mélységtartomány egyenletes és stabil hálózását. Így a két vizsgálati cél esetén eltérő lokális hálósűrűség-eloszlást alkalmazok, optimalizálva a számítási igényeket és az eredmények megbízhatóságát az adott analízishez.

Ugyanakkor, az alapháló létrehozása során mindkét vizsgálati típus esetében egy viszonylag durva, kevés elemszámból álló hálóval indítottam a szimulációt, lehetőséget adva a hálósűrűségi vizsgálat lefolytatására. Ezt követően progresszív finomítást végzek előbb globálisan, majd célzottan a lokálisan kritikus területekre. Figyelembe véve, hogy a képlékeny alakváltozás a felülethez közeli zónában realizálódik, a 3.7. ábrán bemutatott módon a felszíntől számított 0,02 mm-es mélységtartományban sűrűbb hálózást alkalmazok, hogy a kontaktzóna mechanikai viselkedése kellő részletességgel leképezhető legyen.



3.7. ábra. Hálózott munkadarabrészlet felületérdesség (a) és maradó feszültség (b) vizsgálatának esetére

Tehát a két eltérő szimulációs cél (maradó feszültség és felületi érdességváltozás vizsgálata) ugyanazon geometriára épül, de eltérő hálósűrűségi beállításokat igényel. A maradó feszültségek esetében alkalmazott végleges háló közel 12 ezer elemet tartalmaz (elemméret minimuma $\sim 0,003$ mm, maximuma $\sim 0,021$ mm), amely körülbelül 12500 végeelem és 13100 csomópont létrehozását jelenti. Ezzel szemben a felületi érdességváltozás elemzése nagyobb részletességet kíván meg, különösen a felszínközeli finomszerkezet pontos követése érdekében, így ebben az esetben a háló átlagosan mintegy

30 ezer elemet foglal magában (elemméret minimuma $\sim 0,001$ mm, maximuma $\sim 0,012$ mm), hozzávetőlegesen 33 300 elemmel és 34 200 csomóponttal. A hálósűrűség minden esetben addig került finomításra, amíg a további hálósűrítés már nem eredményezett számottevő változást az elmozdulási és feszültségi kimenetekben, biztosítva ezzel az eredmények numerikus konvergenciáját.

3.3.2. *A vizsgált alumíniumötvözet anyagmodellje*

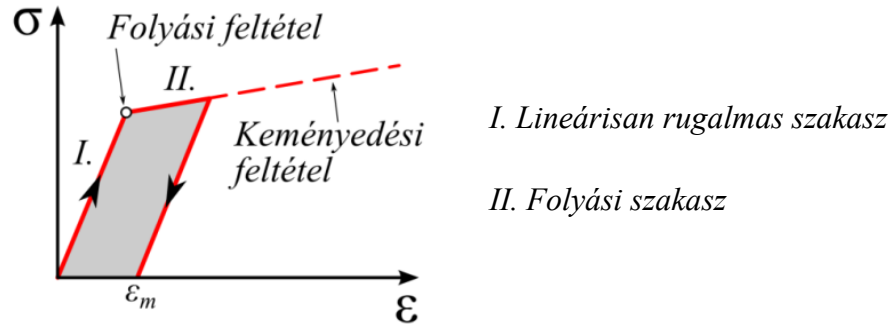
A pontos végeleemes diszkretizációhoz elengedhetetlen, hogy a vizsgált anyagminőséghez illesztett anyagmodell minél pontosabban leképezze a szimulálni kívánt fizikai folyamatot, mivel az anyagmodell írja le matematikailag az anyag külső terhelésre adott válaszát. Ez határozza meg, hogy adott feszültségállapot mellett az anyag mikor és milyen módon lép át a rugalmas tartományból a képlékeny tartományba.

A jelen kutatásban kétféle elemzési célt különítetek el: egyrészt a felületi érdesség változásának, másrészt a maradó feszültség kialakulásának és eloszlásának vizsgálatát. Az előzetes szimulációk alapján azt tapasztaltam, hogy a felületi érdesség numerikus lekövetéséhez - mivel az elsődlegesen a felületi zónában kialakuló alakváltozásra koncentrálnak - az izotróp keményedést alkalmazó anyagmodell is egyenértékű pontosságot biztosít, miközben jelentősen csökkenti a számítási időt. Ezzel szemben a maradó feszültségek részletes és megbízható meghatározásához egy összetettebb megközelítés szükséges, az izo-kinematikus (vegyes) keményedési modell alkalmazása, mivel ez képes megragadni a rugalmas-képlékeny alakváltozás során fellépő keményedési jelenségek komplexitását. Ugyanakkor, az érdességváltozás szimulációjához a tisztán képlékeny anyagmodell alkalmazása bizonyult célszerűnek, mivel a tartós geometriai változásokat meghatározó képlékeny deformáció dominál, ráadásul ez a modell - a számítási idő további redukálása mellett - numerikus stabilitást is biztosított a felszíni kontakterhelések alatt, hiszen nem szükséges az elosztó-plasztikus határ körüli iteráció végrehajtása.

A fentiek alapján tehát a szimulációk során két különböző modellt alkalmaztam az elemzési célhoz igazodva:

- felületi érdesség modellezéséhez izotróp keményedést alkalmazó képlékeny anyagmodellt
- maradó feszültség vizsgálatához izo-kinematikusan keményedő rugalmas-képlékeny modellt.

A rugalmas-képlékeny/képlékeny anyagmodellek az anyag irreverzibilis viselkedését egy adott feszültségérték (folyáshatár) elérése után írják le, jellemzően két fő komponens, a folyási feltétel és a keményedési szabály révén, ahogy azt a 3.8. ábra is szemlélteti.



3.8. ábra. A rugalmas-képlékeny/képlékeny modell főbb részei [111]

A képlékeny alakváltozás a feszültségi állapot függvénye, nem pedig az idő vagy az alakváltozási sebességé. Az anyag kezdeti, lineárisan rugalmas viselkedését (az ábrán az I. szakasz) a Hooke-törvény írja le, amely két anyagállandóval jellemezhető: a Young-modulussal (az alakváltozás és a feszültség közötti lineáris kapcsolat mértéke) és a Poisson-tényezővel (a hosszirányú és keresztirányú alakváltozások aránya). Az EN AW-2011 jelű gyengén ötvözött alumínium vizsgált viselkedéséhez szükséges anyagparamétereket megbízható irodalmi és adatbázis-források alapján határoztam meg.

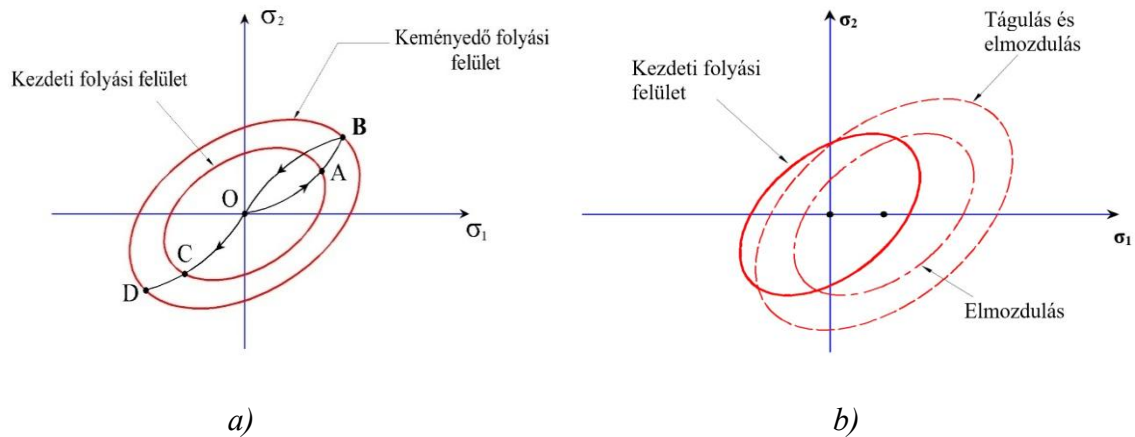
A folyási feltétel célja annak meghatározása, hogy egy adott feszültségi állapot már képlékeny alakváltozást eredményez-e. A végeselemes szimulációkban ehhez az egyenértékű (vagy redukált) feszültség számítása szükséges, amelynek meghatározására a legtöbb szoftver - így a DEFORM v13.1.1 is - a Huber-Mises-Hencky-féle folyási elméletet alkalmazza, az alábbi formában [108]:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (3.39)$$

ahol $\bar{\sigma}$ a folyási feszültséget, $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ pedig az egyes főirányokban mért feszültségeket jelölik.

A folyáshatár túllépése után az anyag további viselkedését a keményedési szabály írja le, amely meghatározza, hogy a folyási felület miként módosul a képlékeny alakváltozás során. Az ábrán a II. szakasz jelzi ezt a folyási tartományt, ahol a feszültség csak a deformáció további növekedésével képes tovább nőni. A választott anyagmodellekben ennek megfelelően a folyási feltétel és a keményedési mechanizmus együttesen határozzák meg az anyag válaszát az alkalmazott terhelésre.

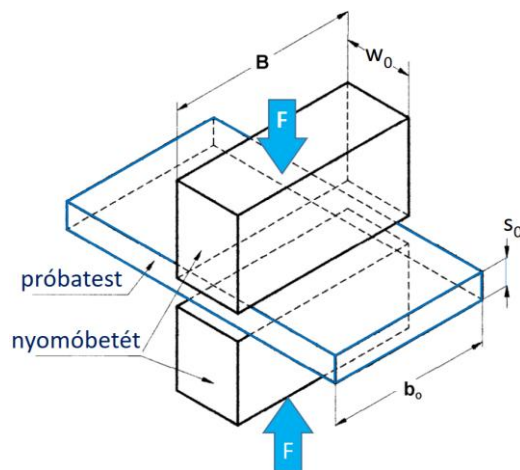
A folyási felület a feszültségi térben elmozdulhat és/vagy az alakját is megváltoztathatja, mely alapján három keményedési modellt különböztetünk meg: a kinematikus, az izotróp és a vegyes keményedést, ez utóbbi kettőt alkalmazom a modellezés során, tekintettel a korábban bemutatott előnyeikre és alkalmazhatóságukra a vizsgált esetekben.



3.9. ábra. Izotróp (a) és vegyes (b) keményedési modell [113]

O: a kezdeti folyási felület középpontja; A/C: a terhelés hatására elért új feszültségi állapot; B/D: a folyási felület tágulása okozta új folyási határ

A minél valóságosabb modellalkotás érdekében, a vizsgált anyagminőség (EN AW-2011) valós folyásgörbéjét Watts-Ford vizsgálattal határoztam meg. A mérési eljárás a 3.10. ábrán bemutatott módon történik, ahol egy síkbeli alakváltozáson átesett térfogatrész párhuzamos felületek közötti zömítését végezzük kis súrlódás mellett. A vizsgálat lehetővé teszi a folyáshatár pontos meghatározását, így biztosítva a modellezés alapjául szolgáló anyagi paraméterek megbízhatóságát.



A síkalakváltozás feltétele:

$$\frac{b_0}{w_0} > 5$$

b_0 – próbatest kezdeti szélessége

3.10. ábra. Watts-Ford próba sematikus vázlatja [114]

A geometriai tényezőkkel kapcsolatos másik feltétel szerint teljesülnie kell, hogy a lemezvastagság (s_0) és a bélyegszélesség (w_0) aránya 2...4 legyen. Ez az érték minél kisebb az előírt tartományon belül, annál inkább figyelmen kívül hagyható a súrlódás nyomáseloszlásra gyakorolt hatása, ugyanakkor a nagyobb arányszám is előnyös, mert ez esetben a nyomóbetétek közötti zóna alakváltozása közel homogén. Ezt az ellentmondást azzal lehet feloldani, ha a szerszámárokat többször cseréljük, csökkenő bélyegszélességet alkalmazva.

Watts-Ford próba esetén az alakváltozás mértéke (φ) a kiindulási (s_0) és az alakítás utáni lemezvastagság (s) ismeretében származtatható a (3.40.) képlet [115] alkalmazásával.

$$\varphi = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{s}{s_0} \quad (3.40)$$

A súrlódást elhanyagolva, a nyomott terület és a nyomóerő ismeretében, az alakítási szilárdság az alábbi összefüggéssel határozható meg síkbeli alakváltozás esetén [115]:

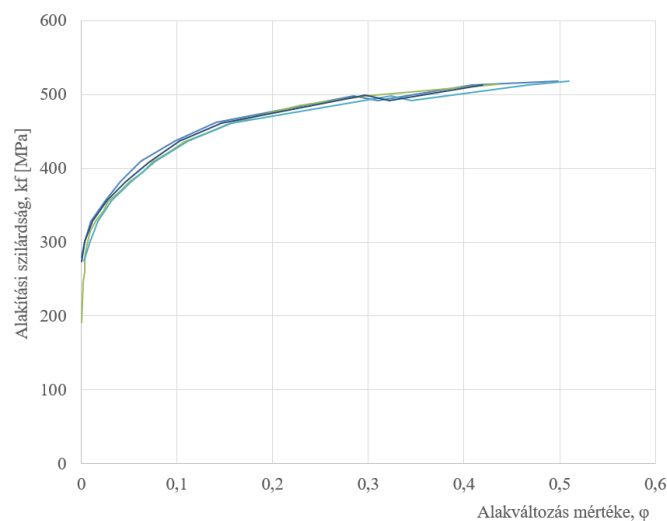
$$k_f = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{F}{b_0 w_0} \quad (3.41)$$

A mérési pontokra illesztett közelítő matematikai függvény alkalmazásával adódik a (3.42) képlet.

$$k_f = c \varphi^n \quad (3.42)$$

, ahol c a keményedési együttható, n pedig a keményedési kitevő.

A vizsgálatok ZD-40 hidraulikus szakítógépen lettek végrehajtva, összesen négy, szabvány szerint kialakított próbatest esetén. A mérési eredményekből meghatározott, valós folyásgörbéket a 3.11. ábra szemlélteti.



3.11. ábra. A vizsgált anyagminőség (EN AW-2011) valós folyásgörbéje

A diagram alapján megállapítható, hogy a négy próbatesthez tartozó folyásgörbék konzisztens trendet mutatnak, így a Watts-Ford próbák eredményei alkalmasak a további szimulációs beállításokhoz.

A DEFORM szoftver eszközt biztosít a kísérleti úton felvett folyásgörbe alkalmazására és konvertálásához, figyelembe véve a kísérleti adatok adiabatikus korrekcióját is. A vizsgált anyagminőségre kísérleti úton felvett folyásgörbe felhasználásával egy realisabb, alkalmazásorientált anyagmodell került kialakításra. A kísérleti görbét a program ún. Power law típusú összefüggésébe illesztve határozható meg az alakváltozással módosuló folyási feszültség az alábbi alakban:

$$\bar{\sigma} = c\bar{\epsilon}^n\dot{\epsilon}^m + y \quad (3.43)$$

c	Anyagállandó,	c = 190,454
$\bar{\epsilon}$	Képlékeny alakváltozás,	
$\dot{\epsilon}$	Alakváltozási sebesség,	
n	Alakítási keményedési kitevő,	n = 0,10571
m	Alakváltozási sebesség kitevője,	m = 1,02487
y	Kezdeti folyási feszültség	y = 87,194 MPa

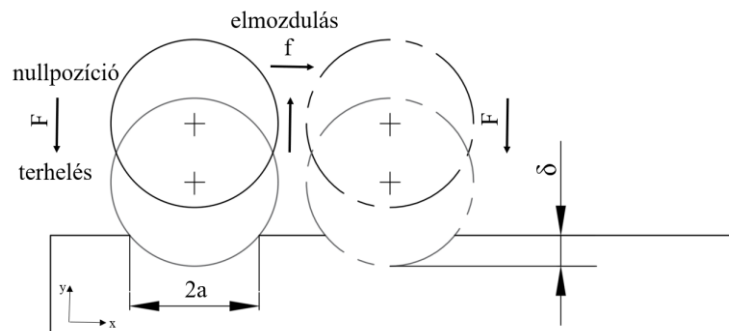
Mivel a modell zárt alakú képlete numerikusan stabil, kevésbé terheli a számítási erőforrásokat, mint az olyan komplexebb modellek, mint a Johnson-Cook vagy a Swift-modell. Továbbá, alkalmasabb a hidegalakításra jellemző fizikai jelenségek pontosabb leírására, hiszen a keményedési kitevő az alakítás során történő nemlineáris folyamatos keményedési viselkedést modellezi, ami kritikus a maradó feszültségek előrejelzéséhez is.

3.3.3. A mozgásvizonyok definiálása

A modellalkotás során egyik alapvető célkitűzésem olyan ésszerű egyszerűsítések alkalmazása volt, amelyek csökkentik a szimulációk futási idejét anélkül, hogy torzítanák a modellezett fizikai feltételeket vagy a kapott eredmények megbízhatóságát. A geometriai leegyszerűsítések után ezt az elvet követtem a mozgásvizonyok meghatározásánál is, figyelembe véve, hogy a szerszám mozgását kétdimenziós környezethez kellett igazítani. A DEFORM 13.1.1 szoftververzió lehetőséget biztosít arra, hogy a szerszám mozgása 2D-s modell esetén is meghatározható legyen akár időfüggvényként, akár a profil és előtolás paramétereinek függvényében. A modellezés során kétféle mozgásbeállítást alkalmaztam attól függően, hogy a maradó feszültségek vagy a felületi érdesség változását kívántam vizsgálni.

A maradó feszültségeloszlás vizsgálatához egy négy lépésből álló ciklikus mozgásmodellt alkalmaztam, amelyet a 3.12. ábra (a valós méretekhez képest aránytalanul nagyított módon) szemléltet:

1. A kijelölt nullpozícióból a szerszám $-y$ irányban a munkadarab anyagába hatol δ mélységig, kontrollparaméterként az alkalmazandó vasalóerő beállítása mellett.
2. A szerszám visszatér a nullpozícióba.
3. A szerszám $+x$ tengely irányában elmozdul a meghatározott előtolás értékének megfelelően.
4. A ciklus újraindul: a szerszám ismét $-y$ irányban mozdul F vasalóerővel.



3.12. ábra. A vasalószerszám mozgásának szimulálása

A módszer több elismert kutatómunkának is [95], [97], [116] alapját képezte, jelen vizsgálatban a ciklus ismétlését tíz alkalommal végeztem el.

A felületi érdesség alakulásának vizsgálatához azonban más jellegű mozgásviszony alkalmazása vált szükségessé. Ebben az esetben a szerszám a teljes szimuláció során állandó $-y$ irányú erőhatást fejtett ki, míg a munkadarabot egyenletes, valós kísérleti paraméterek alapján meghatározott előtolási sebességgel mozgattam az x tengely mentén. Ez a beállítás lehetővé tette, hogy kétdimenziós körülmények között is figyelembe vegyem a vasalási sebesség hatását. A szerszám tehát ebben a modellben nem végzett visszatérő mozgást, hanem folyamatosan hatolt az anyagba az előre meghatározott vasalóerővel, miközben a munkadarab lineárisan mozgott alatta. A szerszámmozgás így a valós próbatesten mért 4 mm-es vasalási hossza lett kiterjesztve, biztosítva a felületi érdességre vonatkozó érvényes összehasonlító vizsgálat alapját. A különböző paraméterkombinációkat és azok részleteit a 4.1. alfejezet ismerteti.

A bemutatott végeeselemes modellalkotási lépések célja az volt, hogy a felületvasalás során fellépő fizikai jelenségeket reálisan, ugyanakkor hatékonyan leíró numerikus környezetet hozzanak létre. Az alkalmazott anyagmodell, a mozgásviszonyok és a szimulációs feltételek összehangolt megválasztása lehetővé tette a vizsgált paraméterek hatásának megbízható elemzését.

4 A FELÜLETVASALÁS HATÉKONYSÁGA

Az egyes képlékenyalakító technológiák alkalmazásának hatékonysága több szempontból is vizsgálható. Jelen doktori kutatás fő fókuszát a felületi érdességet jellemző bizonyos mérőszámok, valamint a kialakuló maradó feszültségi állapot elemzése képezi. Ebben a fejezetben a témához kapcsolódó mérési és számítási eredményeimet mutatom be, melyek alapján következtetéseket és megállapításokat vonok le, amelyek új tudományos tézisek alapjául szolgálnak.

Az elméleti vizsgálatok és a releváns szakirodalmi adatok alapján mérlegeltem, hogy a felületi integritásra mely vasalási paraméterek gyakorolhatják a legnagyobb hatást. Ennek megfelelően a kísérletek során a vasalóerő, az előtolás, a járatszám és a vasalási sebesség együttes hatását vizsgálom.

4.1. A vasalt felület érdessége

Az előírt érdességi követelményeknek megfelelő felületek többféle technológiával is létrehozhatók. Legyen szó hagyományos forgácsoló eljárásról (pl. köszörülés) vagy hideg képlékenyalakításról, általánosan megállapítható, hogy a megmunkálás paraméterei mindig hatással vannak a felület minőségére és geometriai pontosságára. Nemvasfémek esetén az optimálisnak tekinthető vasalási paraméterek a felületi érdesség szempontjából még nem tekinthetők egyértelműen meghatározottnak. Ezért vizsgálataim célja az volt, hogy feltárjam a kiemelt vasalási paraméterek hatását az érdességi profil legjellemzőbb kétdimenziós paramétereire: az átlagos felületi érdességre (R_a), az átlagos egyenetlenség-magasságra (R_z) és a maximális érdesség-magasságra (R_t). Tekintettel arra, hogy a működő felületek mikrogeometriai jellemzése jellemzően kétdimenziós módon történik, a disszertáció is erre a megközelítésre koncentrált. A mért paraméterek definícióját és értelmezését az alábbi 4.1. táblázat foglalja össze, az ISO 4287 [122] szabványnak megfelelően.

Az említett paramétereken túlmenően korábbi kutatómunkáim során számos egyéb érdességi jellemzőt is vizsgáltam, pl. a tribológiai szempontból meghatározó R_{sk} és R_{ku} hibrid paramétereket. Ezek azonban az analitikai modellel és a végelelemes szimulációval nem vethetők össze közvetlenül, így jelen disszertációban nem kerültek be a főbb értékelési és összehasonlítási metrikák körébe.

4.1. táblázat. A vizsgált kétdimenziós érdességi paraméterek [122]

Jel	Megnevezés	Definíció	Egyenlet
R_a	Átlagos felületi érdesség	Az érdességi profil alapvonalától mért távolságainak számtani középértéke	$R_a = \frac{1}{L} \int_0^L z(x) dx$
R_z	Átlagos egyenetlenség-magasság	5 egymást követő, egyedi mérési szakasz, egyedi érdességeinek középértéke	$R_z = \frac{\sum_{i=1}^5 y_{p_{mi}} + \sum_{i=1}^5 y_{v_{mi}} }{5}$
R_t	Maximális érdesség-magasság	A referenciaszakaszon mért magassági és mélységi vonal távolsága	$R_t = y_{p_{max}} + y_{v_{max}}$

4.1.1. Kísérleti eredmények – felületi érdesség

A vizsgálatokat a 3.4.1. alfejezetben bemutatott kísérlettervezési módszernek megfelelően terveztem meg és hajtottam végre. A 4.2. táblázatban összefoglalt beállítási paraméterek meghatározása átfogó szakirodalmi kutatáson és előkísérletek eredményein alapult, figyelembe véve a megmunkált anyagminőség jellemzőit. Ezen túlmenően, az előtolás alsó tartományába eső, szélsőségesen kis értékeket azért vontam be a vizsgálatba, mivel a korábbi kutatások nem tértek ki ezen paramétertartomány részletes vizsgálatára. A célom az volt, hogy feltárjam, indokolt lehet-e technológiai és minőségi szempontból ezen extrém értéktartomány irányába történő elmozdulás, illetve, hogy milyen hatással bírnak ezek a finommegmunkálást célzó paraméterbeállítások a kialakuló felületminőségre.

4.2. táblázat. Az alkalmazott vasalási paraméterek

Ssz.	Kísérlet I.			Kísérlet II.			Transzformált paraméterek		
	F [N]	f [mm/ford]	i [°]	F [N]	f [mm/ford]	v [m/min]	x ₁	x ₂	x ₃
1	10	0,001	1	10	0,001	15	-1	-1	-1
2	20	0,001	1	20	0,001	15	+1	-1	-1
3	10	0,005	1	10	0,005	15	-1	+1	-1
4	20	0,005	1	20	0,005	15	+1	+1	-1
5	10	0,001	3	10	0,001	30	-1	-1	+1
6	20	0,001	3	20	0,001	30	+1	-1	+1
7	10	0,005	3	10	0,005	30	-1	+1	+1
8	20	0,005	3	20	0,005	30	+1	+1	+1

Kísérlet I. jelölésű vizsgálat esetében 30 m/min vasalási sebességet állítottam be minden munkadarab-szelvény megmunkálása esetén, míg *Kísérlet II.* során a járatszám értéke egyszeres volt.

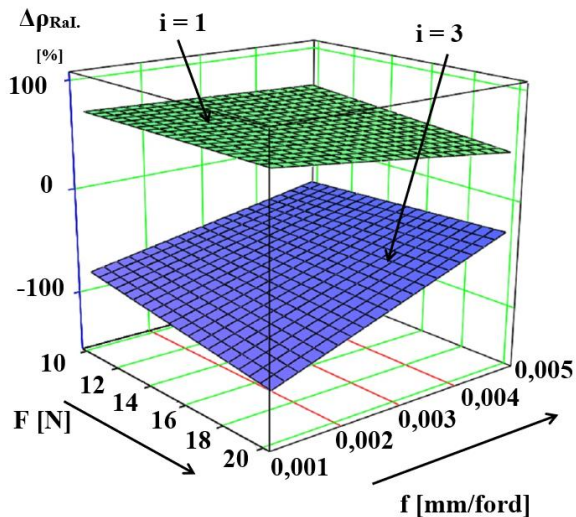
A felületvasalást megelőzően és azt követően elvégeztem az egyes munkadarab-felületek érdességének mérését a 2.3.2. alfejezetben ismertetett módszer szerint, majd a 3.4.2. alfejezetben részletezett eljárással kiértékeltem azokat. A számszerű mért értékeket foglalják össze a 4.3.-4.5. táblázatok, ahol a függő változók - vagyis a százalékos változást kifejező viszonyszámok - értékei minél magasabbak, annál jelentősebb érdességsökkenést jeleznek az eljárás hatásaként.

A mérési jegyzőkönyv alapján kigyűjtött számszerű eredményeket és érdességi profilgörbéket az M1. számú melléklet tartalmazza.

4.3. táblázat. Az átlagos felületi érdesség (R_a) változása

Ssz.	Kísérlet I. R_a [μm]		$\Delta\rho_{RaI}$ [%]	Kísérlet II. R_a [μm]		$\Delta\rho_{RaII}$ [%]
	esztergált	vasalt		esztergált	vasalt	
1	1,1226	0,3457	69,21	1,0117	0,4231	58,18
2	0,9450	0,2516	73,38	0,9299	0,2631	71,71
3	0,9947	0,3599	63,82	0,9374	0,3040	67,57
4	1,0679	0,5875	44,99	0,8834	0,3017	65,85
5	1,0118	1,8215	-80,06	0,9524	0,4891	48,65
6	1,0622	2,2249	-109,46	1,1319	0,4141	63,42
7	0,9213	1,2686	-37,69	1,0559	0,6421	39,19
8	1,0741	1,3817	-28,64	0,9814	1,2703	-29,44

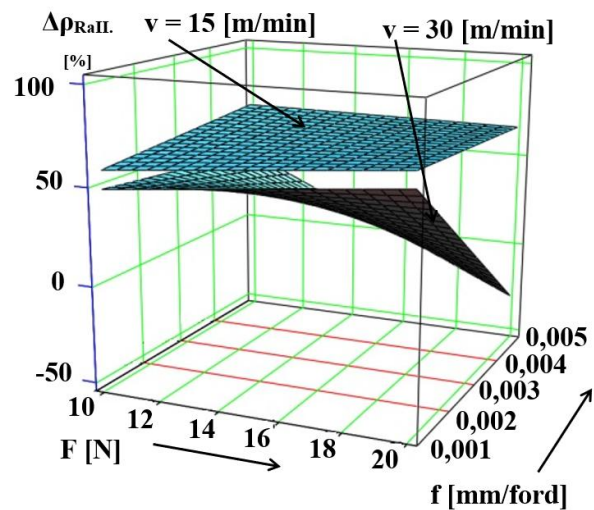
A viszonyszámok számítását követően, a regressziós függvényvizsgálatot ((4.1)-(4.6) egyenletek) és az eredmények kiértékelését, valamint ábrázolását (4.1-4.6 ábra) MathCAD 15. statisztikai szoftverrel végeztem el.



4.1. ábra. R_{aI} változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{RaI} = 126,489 - 2,953 \cdot F - 4,171 \cdot 10^3 \cdot f - 59,376 \cdot i - 1,246 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f - 2,285 \cdot F \cdot i - 1,064 \cdot 10^3 \cdot f \cdot i + 735,75 \cdot F \cdot f \cdot i$$

(4.1)



4.2. ábra. R_{aII} változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{RaII} = 61,585 - 0,094 \cdot F - 6,165 \cdot 10^3 \cdot f - 1,54 \cdot v + 1,323 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f + 0,122 \cdot F \cdot v + 821,667 \cdot f \cdot v - 113,583 \cdot F \cdot f \cdot v$$

(4.2)

Kísérlet I. esetében egyértelműen megállapítható, hogy a növelt járatszám beállítása nem alkalmas felületi érdesség csökkentésére, növelése negatívan korrelál a másik két független változó (vasalóerő, előtolás) növelésével. Ugyanakkor, látható az is, hogy már egyetlen járatszám alkalmazása is szignifikáns érdességcsökkenést eredményez. Ez a jelenség pedig gazdasági aspektusból is pozitív megállapítás, hiszen a felületminőség javítása céljából nem szükséges növelni a megmunkálási időt és költségeket.

A kapcsolódó válaszfelület is megerősíti, hogy a járatszám növelése nem eredményez monoton javulást, $i=3$ esetén a teljes felület negatív értéktartományba esik át, vizuálisan is jól szemléltetve az érdességromlást, melyet a többszöri képlékeny deformáció miatti lokális mikrosérülések okoznak.

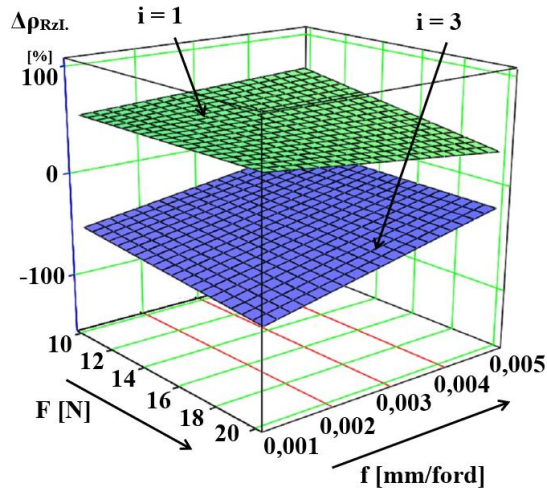
A ciklusidő további csökkentésére lehetőséget biztosít az is, hogy az előtolás növelése többnyire kedvező hatást gyakorolt az érdesség változására.

Kísérlet II. számszerű eredményei alapján elmondható, hogy a kisebb (15 m/min) vasalási sebesség esetén teljes mértékben egységes, kedvező felületi javulás figyelhető meg. A nagyobb (30 m/min) sebesség mellett ugyan szintén pozitív tendenciát tapasztalni, ám a 8. sorszámú felületnél negatív érték jelentkezett. Ez arra utal, hogy az átlagos felületi érdesség érzékenyen reagál a vasalási paraméterek együttesen magas - vagyis maximális - beállítására, ami egyértelműen jelzi a háromfaktoros kölcsönhatás jelenlétét. A válaszfelületi ábrán is jól érzékelhető, hogy a 15 m/min sebességgel végzett megmunkálás konzisztensen kedvezőbb felületminőséget eredményezett, míg 30 m/min esetén - különösen magasabb előtolási értékek mellett - csökken a javulás mértéke, sőt bizonyos paramétertartományban a felületminőség romlása is bekövetkezik.

Az átlagos egyenetlenség-magasságot jellemző paraméter (R_z) értékei szintén hasonló vizsgálat tárgyát képezték, melyek eredményeit az alábbi táblázat foglalja össze.

4.4. táblázat. Az átlagos egyenetlenség-magasság (R_z) változása

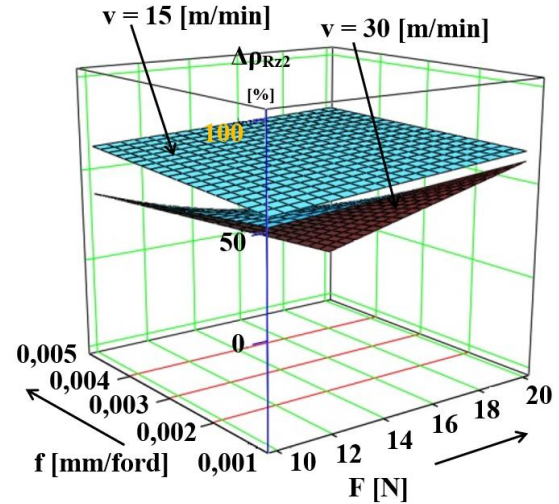
Ssz.	Kísérlet I. R_z [μm]		$\Delta\rho_{RzI}$ [%]	Kísérlet II. R_z [μm]		$\Delta\rho_{RzII}$ [%]
	esztergált	vasalt		esztergált	vasalt	
1	6,0651	2,7207	55,14	6,1135	2,7146	55,59
2	6,0100	2,5422	57,70	5,7399	1,8995	66,91
3	5,9639	1,9799	66,80	6,3137	2,3293	63,11
4	5,9449	4,0704	31,53	6,5407	2,0272	69,01
5	5,8470	8,9717	-52,54	5,9786	2,9443	50,75
6	6,1230	10,3915	-69,71	6,4803	2,4865	61,63
7	5,6889	6,7087	-17,93	6,5035	4,0826	37,22
8	5,6166	6,8064	-21,18	5,8492	7,0841	-21,11



4.3. ábra. R_{zI} változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{RzI} = 80,583 + 2,835 \cdot F + 1,597 \cdot 10^4 \cdot f - 40,375 \cdot i - 1,593 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f - 1,633 \cdot F \cdot i - 3,6 \cdot 10^3 \cdot f \cdot i + 646,875 \cdot F \cdot f \cdot i$$

(4.3)



4.4. ábra. R_{zII} változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{RzII} = 56,12 - 0,283 \cdot F - 7,45 \cdot 10^3 \cdot f - 1,006 \cdot v + 1,459 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f + 0,103 \cdot F \cdot v + 712,333 \cdot f \cdot v - 106,317 \cdot F \cdot f \cdot v$$

(4.4)

Az egyszeres járatszám alkalmazása az esetek döntő többségében a felületi egyenetlenség-magasság jelentős csökkenését eredményezte. A viszonyszámok pozitív tartományban helyezkednek el, jellemzően 55-67 % közötti értékkel, amely a felületvasalás hatékonyságát támasztja alá e paraméter esetében is.

A háromszoros járatszám beállítása viszont több esetben is a felület érdességnövekedését eredményezte, amely a $\Delta\rho_{RzI}$ negatív értékeiben tükröződik. Ez a tendencia az átlagos felületi érdességhez hasonlóan azt mutatja, hogy a túlzott járatszám hátrányosan befolyásolja a felületi mikrogeometriát.

A vasalóerő növelése a legtöbb esetben kedvezően hatott az egyszeres járatszám mellett, azonban háromszoros járatszám esetén ez a kedvező hatás elmaradt vagy negatív irányba fordult. Ez a megfigyelés a 4.3. ábrán is jól látható, ahol az $i=3$ esetben $\Delta\rho_{RzI}$ értékek negatív tartományba esnek, különösen nagyobb erő alkalmazása esetén.

Az előtolás hatása ugyancsak hasonló, mint az átlagos felületi érdesség esetében, vagyis növelésével általában javuló felületminőség tapasztalható, egy esetben meghaladva a 60%-ot is. Ez tovább erősíti azt az összefüggést, miszerint az alacsony előtolás - bár intuitívan finomabb megmunkálást sugall - nem feltétlenül jár együtt jobb felületi paraméterekkel, különösen, ha az járatszám-növeléssel társul.

A háromdimenziós felületi diagramok egyértelműen vizualizálják a fenti összefüggéseket, vagyis azt, hogy technológiai szempontból a túlzott járatszám kerülendő, mivel R_a és R_z esetében is kontraproduktív hatást eredményez. Továbbá, optimális beállításokat az alacsony járatszám, közepes-magas előtolás és a mérsékelt vasalóerő kombinációjával lehet elérni.

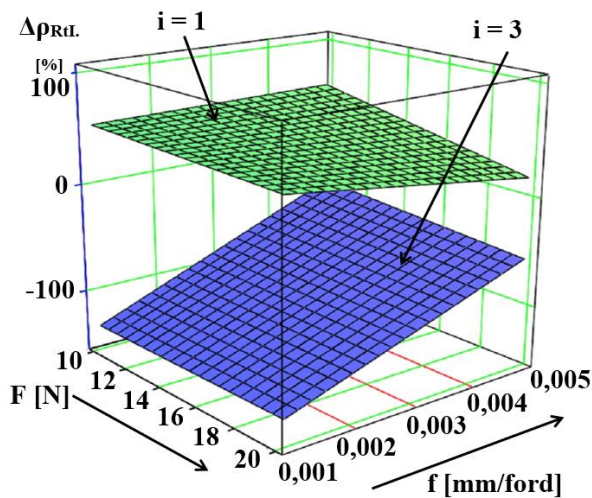
Kísérlet II. esetében megfigyelhető, hogy a relatív javulások magasabbak, mint *Kísérlet I.* esetén. Ez a megfigyelés különösen fontos abból a szempontból, hogy a forgácsolási sebesség megkétszerezésével sem romlott a felületminőség. Ugyanakkor, a válaszfelületeik nagymértékben hasonlóak, amit az magyaráz, hogy az egyes esetek ugyanazon felületi mikrotopográfiáról származnak, így, ha egy független változó erősen befolyásolja az átlagos felületi érdességet, az várhatóan az egyenetlenség-magasságra is hasonló módon hat, ráadásul ez a két tényező fizikailag is összefügg. Viszont, ha ez a két paraméter ennyire hasonló, az azt is jelenti, hogy a felületvasalásnak köszönhetően az érdesség tekintetében nincsenek kiugró anomáliák (túl mély barázdák, túl nagy kiemelkedések). Ebből pedig következik, hogy az ábrákon látható trendek összhangot mutatnak és azt is jelzik, hogy a felületi minőséget azonos tényezők mozgatják.

A maximális érdesség-magasság (R_t) vizsgálata fontos kiegészítése az R_a és R_z paraméterek értékelésének, mivel az az adott értékelési hosszban előforduló legnagyobb profilmagasságot tükrözi, így különösen érzékeny a felületen előforduló kiemelkedő csúcsokra és mélyedésekre tehát az esetleges szélsőséges egyenetlenségek detektálásában játszik kulcsszerepet.

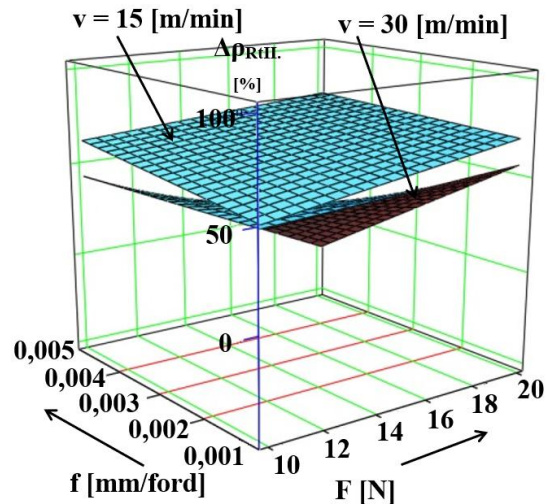
A három paraméter párhuzamos vizsgálata ezért nemcsak az eljárás hatékonyságát mutatja ki, hanem az alkalmazott technológiai beállítások érzékenységre is rávilágít a felületváltozás szempontjából.

4.5. táblázat. A maximális érdesség-magasság (R_t) változása

Ssz.	Kísérlet I. R_t [μm]		$\Delta\rho_{\text{RtI}}$ [%]	Kísérlet II. R_t [μm]		$\Delta\rho_{\text{RtII}}$ [%]
	esztergált	vasalt		esztergált	vasalt	
1	7,4429	3,4059	54,24	7,6052	3,8576	49,28
2	7,1770	3,6195	49,57	7,8737	2,3713	69,88
3	7,1138	3,0610	56,97	8,5543	3,2045	62,54
4	6,7281	5,5299	17,81	9,5248	2,5208	73,53
5	6,9308	16,2023	-133,77	7,1352	3,7538	47,39
6	6,7881	15,7811	-132,48	7,9379	3,4761	56,21
7	6,6607	9,3875	-40,94	8,5208	4,8280	43,34
8	6,2375	9,7202	-55,83	7,5960	9,2197	-21,38



4.5. ábra. R_{tI} változásának válaszfelülete a faktortérben



4.6. ábra. R_{tII} változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{RtI} = 155,564 + 0,326 \cdot F + 331,25 \cdot f - 105,959 \cdot i - 1,091 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f + 0,069 \cdot F \cdot i + 8,974 \cdot 10^3 \cdot f \cdot i + 228,875 \cdot F \cdot f \cdot i$$

(4.5)

$$\Delta\rho_{RtII} = 24,728 + 1,88 \cdot F - 5,938 \cdot 10^3 \cdot f - 0,118 \cdot v + 1,358 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f + 0,028 \cdot F \cdot v + 777,0 \cdot f \cdot v - 106,55 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f \cdot v$$

(4.6)

Kísérlet I. alapján a vasalás hatása a maximális érdesség-magasságra inhomogén eredményt mutat. A vizsgált esetek egy részében javulás figyelhető meg, míg több felületem esetén jelentős romlás történt, két esetben extrém negatív értékkel. E jelentős negatív változások mögött helyi anyagfelgyűródés áll, ami nagy csúcsokat és bemélyedéseket eredményezett, ezáltal jelentősen növelve R_t értékét.

Ugyanakkor, a pozitív eredmények azt jelzik, hogy a megfelelő technológiai paraméterek mellett a vasalás képes jelentősen csökkenteni a legmagasabb topográfiai különbségeket is.

Kísérlet II. eredményei már egyértelműen kedvezőbbek, csupán egy felület esetén regisztráltam enyhébb romlást. A legmagasabb relatív javulási értékek kisebb vasalási sebesség esetén mutatkoztak, ezt a tendenciát megerősíti az ide vonatkozó válaszfelület is. Ezzel szemben, $v=30$ m/min sebesség alkalmazása mellett az eredmények kevésbé egyértelműen kedvezőek.

Kísérlet II. esetében a nagyon hasonló R_a , R_z és R_t értékek a hideg képlékeny alakításra jellemző homogén deformáció, szabályos anyagáramlás, illetve a megmunkált anyag mikroszerkezeti tulajdonságai miatt alakultak ki. Ez a fajta viselkedés, jelenség igazolja, hogy a megmunkálási paraméterek jól kontrolláltak és a felületi érdesség szinte kizárólag a szerszámfelület átadásából származik és nem véletlenszerű deformációból.

Az elvégzett kísérletek alapján megállapítható, hogy a felületvasalás technológiája minden vizsgált érdességi paraméter (átlagos felületi érdesség - R_a , átlagos egyenetlenség-magasság - R_z , maximális érdesség-magasság - R_t) tekintetében potenciálisan kedvező

felületminőséget eredményezhet. Ugyanakkor az elért javulás mértéke markáns érzékenységet mutat a beállított technológiai paraméterek kombinációjára.

Az eredmények objektív és összehasonlítható értékelése érdekében a kiszámított dimenzió nélküli viszonyszámokhoz rangsort állítottam fel. A rangsorolás során a legnagyobb mértékű javulást mutató esethez 1-es, míg a legkedvezőtlenebb érdességi eredménnyel járó beállításhoz 8-as rangértéket rendeltem. A végső értékelést a hat különböző vizsgálati szempont (három érdességi paraméter, két különböző megmunkálási kísérlet) alapján meghatározott rangértékek összege alapján határoztam meg. Az így kapott összesített pontszámok alapján egy átfogó, komplex értékelés született, amelyet a 4.6. táblázat szemléltet.

Az összesített rangsor alapján a legkedvezőbb érdességjavulást a 2. sorszámú vizsgálati eset eredményezte, ahol a vasalási sebesség tekintetében van különbség a kísérletek között. Ez az eredmény különösen figyelemre méltó abból a szempontból, hogy ellentmond az általános várakozásnak, miszerint az alacsonyabb sebesség egyenletesebb deformációt és így kedvezőbb felületminőséget biztosít. Ezzel szemben az itt tapasztalt eredmény arra utal, hogy magasabb vasalási sebesség mellett is elérhető számottevő érdességcsökkenés.

A vizsgálatok során alkalmazott vasalóerő-szintek közül a nagyobb erő több esetben eredményezett jelentősebb relatív javulást a felületi érdesség tekintetében. Ez érvényesült alacsonyabb és magasabb előtolás alkalmazása mellett is, mivel a 2. sorszámú megmunkálás, melynél 20 N erőt alkalmaztam 0,001 mm/ford előtolással, minden vizsgált érdességi paraméter tekintetében kiemelkedő eredményt produkált. Ugyanakkor a 3. sorszámú felületről szintén megállapítható a nagymértékű javulás ténye, ahol a kisebb erő nagyobb mértékű előtolással társult. Tehát, a vasalóerő növelésének kedvező hatása nem lineáris és nem tekinthető általánosan domináns tényezőnek: a kedvező hatás érvényesüléséhez a többi beállítás megfelelő kombinációja is szükséges. A jelenség arra utal, hogy a vasalóerő növelése csak bizonyos paramétertartományokon belül hatékony.

A vasalási járatszám szempontjából egyértelműen megállapítható, hogy annak növelése nem javasolt, amennyiben a cél a felületi érdesség minimalizálása. A vasalóerő és előtolás optimalizálása mellett az egyszeres járatszám alkalmazása tekinthető a legkedvezőbb beállításnak, amely a technológiai hatékonyság és gazdaságosság szempontjait egyaránt támogatja.

4.6. táblázat. A felületi érdességre vonatkozó eredmények rangsorolása

Ssz.	$\Delta\rho_{RaI}$ [%]	R1	$\Delta\rho_{RaII}$ [%]	R2	$\Delta\rho_{RzI}$ [%]	R3	$\Delta\rho_{RzII}$ [%]	R4	$\Delta\rho_{RtI}$ [%]	R5	$\Delta\rho_{RtII}$ [%]	R6	Σ	R
1	69,21	2	58,18	5	55,14	3	55,59	5	54,24	2	49,28	5	22	4
2	73,38	1	71,71	1	57,70	2	66,91	2	49,57	3	69,88	2	11	1
3	63,82	3	67,57	2	66,80	1	63,11	3	56,97	1	62,54	3	13	2
4	44,99	4	65,85	3	31,53	4	69,01	1	17,81	4	73,53	1	17	3
5	-80,06	7	48,65	6	-52,54	7	50,75	6	-133,77	8	47,39	6	40	7
6	-109,46	8	63,42	4	-69,71	8	61,63	4	-132,48	7	56,21	4	35	5
7	-37,69	6	39,19	7	-17,93	5	37,22	7	-40,94	5	43,34	7	37	6
8	-28,64	5	-29,44	8	-21,18	6	-21,11	8	-55,83	6	-21,38	8	41	8

Az előtolás mértéke jellemzően a vizsgálatok egyik legkritikusabb befolyásoló tényezője. Kísérleteim esetében annak hatása a felületi érdességre nem mutatott egyértelmű, monoton összefüggést a vizsgált paraméterterben. Bár az irodalomban gyakran kiemelik, hogy a kisebb előtolás finomabb megmunkálási nyomvonalakat eredményez és ezáltal javítja a felületminőséget, jelen vizsgálat eredményei ennél összetettebb képet mutatnak. Különösen *Kísérlet I.* esetében, ahol egységesen 30 m/min sebességgel és egyszeres járatszámmal történt a megmunkálás, nem mutatkozott szignifikáns különbség a két előtolási szint között. A rangsorban hasonló pozíciókat foglaltak el azok a megmunkálások, amelyek eltérő előtolással, de azonos erővel és járatszámmal valósultak meg.

Hasonló tendenciát figyeltem meg *Kísérlet II.* első négy felületének esetében is, vagyis 15 m/min sebesség alkalmazásakor. Ezekben az esetekben nem volt egyértelműen eldönthető, hogy a kisebb előtolás minden esetben jobb eredményt biztosítana. Nem várt módon, a legkevésbé kedvezőnek tűnő feltételek mellett, a nagyobb előtolás nem rontotta, hanem esetenként javította is a felületminőséget.

Ez a nemlineáris interakció arra utal, hogy az előtolás hatása feltétlenül más paraméterekkel együtt értelmezendő: a nagyobb előtolás nem tekinthető hátrányosnak, ha a megmunkálás többi feltétele (különösen a vasalóerő és a járatszám) megfelelően van beállítva. Ilyen esetekben a magasabb előtolású megmunkálások is versenyképes felületminőséget eredményezhetnek, miközben potenciálisan nagyobb termelékenységet biztosítanak.

A fentiek értelmében megállapítom, hogy az előtolás optimális értéke nem határozható meg abszolút értelemben, hanem a technológiai paraméterter lokális optimumaihoz kapcsolódik. Felületvasalási eljárás optimalizálása során nem elegendő az előtolás hatását izoláltan vizsgálni, hanem azt a többi beállítással együtt, komplex módon szükséges értékelni.

A megállapítások tézisszintű összefoglalását az 5.1. fejezet T1 pontja tartalmazza.

4.1.2. A felületi érdesség végeselemes modellel való összehasonlító elemzése

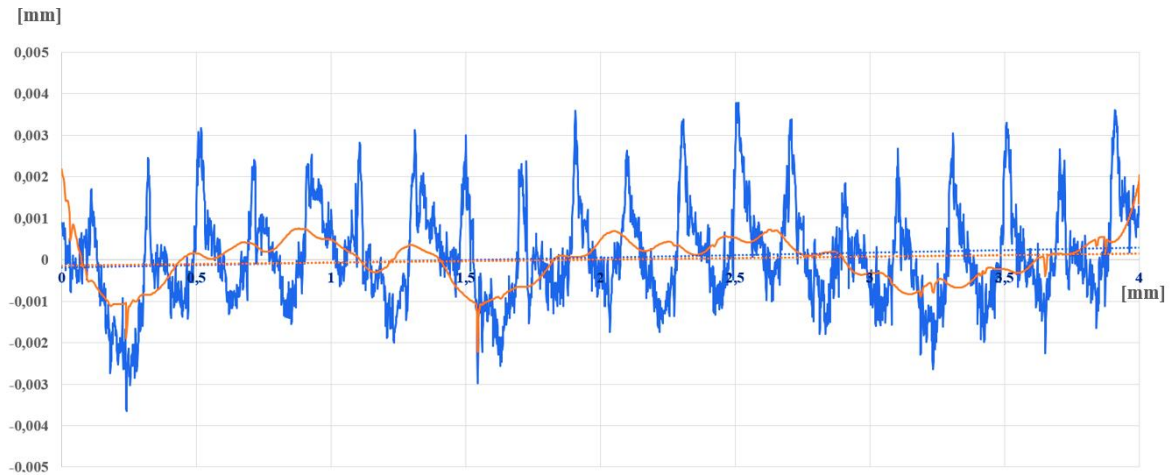
A 3.3. alfejezetben részletesen bemutattam a végeselemes modell felépítésének módszertanát, a modellalkotás során figyelembe vett geometriai, anyagtani és peremfeltételeket. Ezen alapokra támaszkodva futtattam le azokat a szimulációkat, melyek célja a kísérleti vizsgálatok során előállított felületek érdességi jellemzőinek numerikus előrejelzése. A modellek a kísérletsorozatok minden beállítási kombinációjára külön-külön kerültek alkalmazásra, az adott technológiai paramétereknek megfelelően. Mivel a szimulációk kétdimenziós megközelítésen alapulnak, a felületi érdességi paraméterek meghatározása egyetlen metszeti vonal mentén történik. Ez korlátozza bizonyos paraméterek reprezentativitását, különösen azokat, amelyek az egyedi csúcsok és mélyedések jelenlétére érzékenyek. Ilyen az átlagos egyenetlenség-magasság és a maximális érdességmagasság is, mivel értékük nagymértékben függ a profil lokális kiugrásaitól, valamint a hálósűrűségtől. Következésképp ezen paraméterek szimulációs interpretációja fokozott óvatosságot igényel.

A jelen alfejezet elsősorban az átlagos felületi érdesség numerikus modellezésére koncentrál, amely statisztikai jellege révén kevésbé érzékeny az előbb említett tényezőkre. Az R_a széles körben alkalmazott jellemzője a felületminőség ipari szempontú értékelésének, és a modell által előállított adatok összevethetősége is ezen a paraméteren keresztül a legmegbízhatóbb.

Ugyanakkor, a maximális érdességmagasság szimulációval történő vizsgálatától sem tekintek el teljesen, de annak részletes elemzése (az elméleti, szimulált és valós értékek összehasonlításával) a 4.1.3. alfejezetben kerül bemutatásra, mivel metodikailag és tematikusan ott illeszkedik szervezesebben a disszertáció felépítésébe.

A szimulált felületprofilokat a kísérleti beállításokkal megegyező bontásban az M2. számú melléklet tartalmazza. Ezek a profilok vizuálisan is alátámasztják a numerikus modell és a valós felületi alakváltozás közötti megfeleléseket. A 4.7. ábra egy konkrét példát szemléltet: a hálózott esztergált felület profilja kék színnel, míg a szimuláció

lefutását követően a szoftverből kinyert, vasalás által deformált felületprofil narancssárga színnel került megjelenítésre.



4.7. ábra. Szimulált felületprofilok összehasonlítása (Kísérlet II. – 1-2)

Látható, hogy a szimulált görbe ugyan nem tartalmazza a valós mérési adatokra jellemző mikroszkopikus zajt és nagyfrekvenciás egyenetlenségeket, az alacsony frekvenciás komponens lefutása, azaz a hullámprofil karaktere és amplitúdója, jól követi a valós esztergált felület általános trendjeit. Ez különösen igaz a hullámhegyek és hullámvölgyek relatív elhelyezkedésére, valamint az esztergált felületre jellemző periodicitásra, amelyet a szimuláció megfelelő pontossággal reprodukál. A numerikus modell tehát ez alapján is képes visszaadni a valós felületalakváltozás főbb jellemzőit.

A szimulációk eredményeinek objektív értékeléséhez a 4.7. táblázat tartalmazza az egyes vizsgálati esetekre vonatkozó mért és szimulált értékeket, valamint az ezek között fennálló százalékos értékeléseket az alábbi képlet szerint.

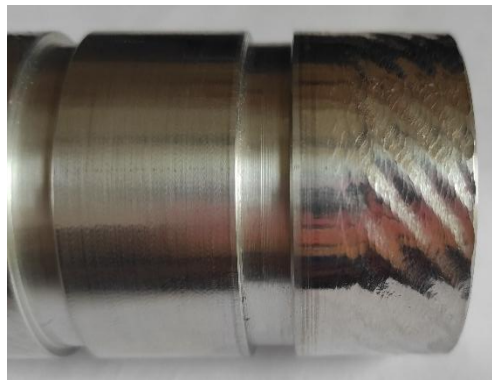
$$\varepsilon R_a = \frac{R_{a,VEM} - R_{a,MÉRT}}{0,5 \cdot (R_{a,VEM} + R_{a,MÉRT})} \cdot 100\% \quad (4.7)$$

4.7. táblázat. A felületi érdesség szimulált és valós eredményei Kísérlet I. esetén

Ssz.	Esztergált		$\varepsilon R_{a,el.}$ [%]	Vasalt		$\varepsilon R_{a,vi.}$ [%]
	MÉRT $R_{a.l.} [\mu m]$	VEM $R_{a.l.} [\mu m]$		MÉRT $R_{a.l.} [\mu m]$	VEM $R_{a.l.} [\mu m]$	
1-2	1,2265	1,2430	1,34	0,5260	0,5640	6,97
2-3	0,9084	1,0030	9,89	0,3409	0,4730	32,46
3-1	1,0951	1,2230	11,03	0,4007	0,4300	7,05
4-1	1,0309	0,9270	10,61	0,7753	0,7410	4,52
5-2	1,0780	1,1920	10,04	1,3673	1,1106	20,72
6-1	1,2572	1,2550	0,18	2,9962	0,9200	106,03
7-3	0,9922	1,1297	12,96	1,1648	1,1446	1,75
8-1	1,1067	1,0400	6,21	1,0520	1,0650	1,23
			~7,78			~22,59

A 4.7. táblázat adatai alapján a *Kísérlet I.* során alkalmazott végeselemes modell alkalmasnak bizonyult az átlagos felületi érdesség előrejelzésére. Az esztergált állapotban mért és szimulált értékek közötti eltérés jellemzően 1-13% közé esik, egy szinte tökéletes egyezés (0,18%) mellett. Ezek az eredmények arra utalnak, hogy a létrehozott modell a kezdeti felületállapot numerikus közelítésére általánosan megbízhatóan alkalmazható, mivel az esztergált felületekre átlagosan 7,78%-os relatív eltérés jellemző.

A vasalt állapotban mért és szimulált értékek közötti különbségek már szélesebb tartományban szórnak: legkisebb eltérés 1,23%, míg a legnagyobb 106,03% volt. Ez utóbbi esetben a numerikusan számított érték közel harmada a valós értéknek, viszont ez nem a modell alapvető hiányosságaira vezethető vissza, hanem egyedi, kísérleti körülményekre, elsősorban rezgésjelenségek fellépésére utal, melyet igazol a 4.8. ábra is.



4.8. ábra. A 6-1 sorszámú felület (jobb oldal) érdességi anomáliája

A periodikus hullámképződés és az egyenetlen topográfiai mintázat arra enged következtetni, hogy a megmunkálás során dinamikus instabilitás lépett fel, a szerszám és a munkadarab közötti rezonancia, amely a szimulációban nem modellezett tényező. Ez alátámasztja, hogy az ilyen kiugró értékek nem a szimulációs modell hibájából, hanem a technológiai körülmények kedvezőtlen alakulásából erednek. Ezzel szemben a többi esetben a szimulált eredmények jó közelítéssel követték a valós érdességi értékeket. A 8-1 és 7-3 sorszámú megmunkálások mindössze 1-2 %-os eltérést mutatnak, ami a modell és a mérési valóság közötti magasfokú konzisztenciát igazolja.

Kísérlet I. eredményeinek értékelését követően a vizsgálatot kiterjesztettem a *Kísérlet II.* során alkalmazott paraméterkombinációkra is, amelyek elsősorban a vasalási sebesség és a járatszám módosításában térnek el az előző sorozattól. A cél az volt, hogy felmérhető legyen, miként változik a végeselemes modell előrejelző képessége eltérő technológiai körülmények között. A mért és szimulált R_a értékek, valamint azok relatív eltérései a 4.8. táblázatban kerültek összefoglalásra.

4.8. táblázat. A felületi érdesség szimulált és valós eredményei Kísérlet II. esetén

Ssz.	Esztergált		$\epsilon R_{a,ell.}$ [%]	Vasalt		$\epsilon R_{a,vil.}$ [%]
	MÉRT $R_{aII.}$ [μm]	VEM $R_{aII.}$ [μm]		MÉRT $R_{aII.}$ [μm]	VEM $R_{aII.}$ [μm]	
1-2	0,9324	0,8950	4,09	0,4337	0,4430	2,12
2-1	0,8596	1,0002	15,12	0,2081	0,4140	98,94
3-3	0,8589	0,9160	6,43	0,3134	0,3410	8,44
4-3	0,8780	0,9270	5,43	0,3476	0,3600	3,50
5-3	0,9676	1,0990	12,72	0,7462	0,7400	0,83
6-2	1,1294	1,1270	0,21	0,4605	0,5030	8,84
7-1	1,1285	1,2860	13,05	0,7023	0,7280	3,59
8-2	1,0050	1,1040	9,39	1,1822	0,9200	24,95
			~8,31			~18,90

A 4.8. táblázatban bemutatott adatok alapján a végeselemes szimulációk *Kísérlet II.* beállításai mellett is jellemzően kedvező egyezést mutattak az esztergált felületre vonatkozó mérésekkel. Az eltérések többsége 5-15% közé esik, az átlagos relatív eltérés értéke 8,31%, amely csak kis mértékben haladja meg a *Kísérlet I.* során megállapított 7,78%-os értéket. Ez arra utal, hogy a numerikus modell az esztergált felület állapotát következetesen jól közelíti.

A vasalt felületek esetében ugyanakkor ismét jelentősebb szórás figyelhető meg. A relatív eltérés átlaga 18,90%, amely határozottan alacsonyabb a *Kísérlet I.* során tapasztalt értéknél (22,59%), de 2-1 sorszámú felületnél rendkívül nagy eltérés tapasztalható (98,94%). Ennek hátterében az áll, hogy a 2-1 felületnél mért extrém alacsony értéket (0,2081 μm) a modell nem tudta reprodukálni és jelentősen nagyobb érdességet becsült (0,4140 μm). Ezt az esetet kivéve a többi beállítás szimulációja már lényegesen pontosabb, jellemzően 2-8% közötti eltérést mutat. Ez megerősíti, hogy a szimulációs modell a valós érdességváltozási tendenciákat jól követi, különösen stabil körülmények és egyszeres járatszám mellett. Külön kiemelendő az 1-2, 3-1, 4-3 és 7-1 jelölésű felületek esete, ahol a vasalt szakaszokra kapott eltérések mindössze 2-4% közöttiek, ami magas szimulációs megbízhatóságot jelez.

Megállapítom, hogy a végeselemes modell az átlagos felületi érdesség (R_a) numerikus előrejelzésére megfelelő pontossággal alkalmazható. Az esztergált felületek esetén mindkét kísérletsorozatban alacsony eltérések mutatkoztak, a szimulált és mért értékek átlagosan ~8% alatti szórást mutattak (*Kísérlet I.*: ~0,07 μm ; *Kísérlet II.*: ~0,08 μm).

A vasalt felületek esetében a szimulációk prediktív pontossága érzékenyebbnek bizonyult a technológiai paraméterekre, ugyanakkor az egyszeres járatszám, kisebb vasalási sebesség és rezgésmentes környezet esetén a mért és szimulált R_a értékek közötti eltérés jellemzően 5% alatti maradt (tipikusan ~0,02–0,03 μm eltérés).

Az eltérések értelmezése során fontos figyelembe venni a szimulációs modell determinisztikus természetét, amely nem képes kezelni az olyan technológiai

instabilitásokat (például rezonancia jelenségeket), amelyek a gyakorlatban jelentősen módosíthatják a kialakuló felülettopográfiát. A 6-1 és 2-1 sorszámú felületek kiugró eltérései (106%, ill. 99%) ezt jól illusztrálják ($\sim 2,08 \mu\text{m}$ és $\sim 0,21 \mu\text{m}$ eltérés).

Ugyanakkor, a legtöbb vizsgálati esetben a modell megfelelően leképezte a paraméterváltozások hatását, így alkalmas a felületminőség trendalapú becslésére és technológiai előkalkulációk támogatására is.

A megállapítások tézisszintű összefoglalását az 5.1. fejezet T2 pontja tartalmazza.

A vizsgálatok során nyilvánvalóvá vált, hogy a felületi érdesség jellemző paramétereinek előrejelzése nem kizárólag szimulációs vagy mérés technikai úton végezhető el, hanem analitikus úton is közelíthető, megfelelő fizikai és geometriai modellezéssel, melyet a 3.2. fejezetben részleteztem. A következő alfejezetben ezért az R_t típusú érdességi paraméter elméleti úton számított értékeit vetem össze a numerikus és kísérleti adatokkal, majd az eltérések alapján képletkorrekciót hajtok végre az elméleti modell megbízhatóságának növelése érdekében.

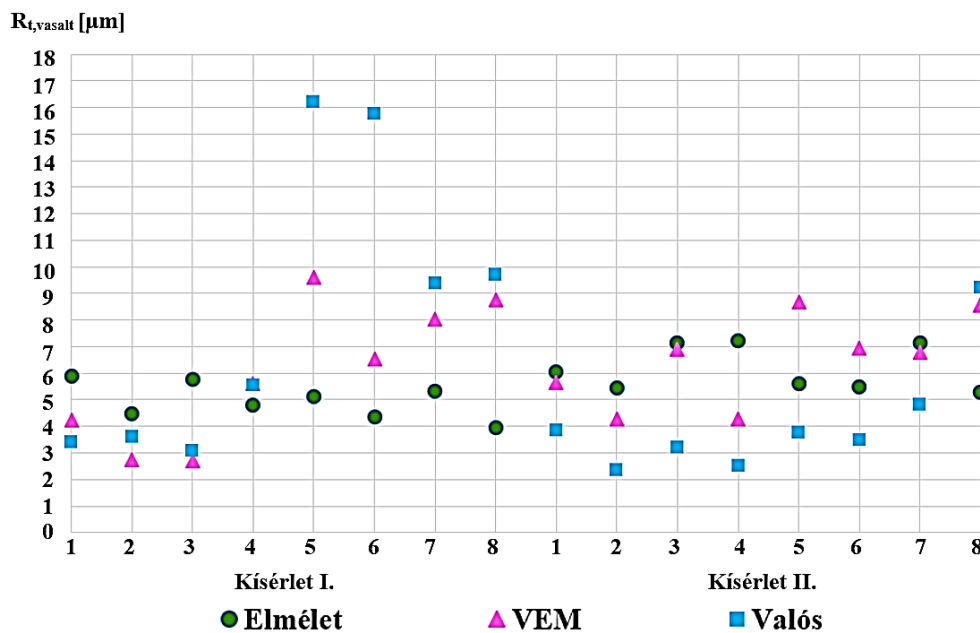
4. 1. 3. *Az elméleti érdesség korrigált számítóképlete*

A 3. fejezetben bemutatott elméleti megfontolások alapján, a kontaktmechanikai modell egyszerűsítésének lehetőségeként megvizsgáltam azt az esetet, amikor a munkadarab geometriáját síkfelületként közelítem, vagyis annak görbületi sugarát végtelennek tekintem. Ebben az esetben a kialakuló érintkezési felület kör alakú és a nyomáeloszlás axiálisan szimmetrikus. A levezetés részleteit, valamint az ehhez kapcsolódó eredményeket az M3. számú melléklet tartalmazza. Előzetesen hivatkozva jelen alfejezet eredményeire, a mellékletben szereplő további eredmények alapján megállapítom, hogy az ellipszis alakú kontaktfelület alkalmazása pontosabb közelítést biztosít az elméleti felületi érdesség meghatározásához. Ennek megfelelően a továbbiakban az ellipszis alakú kontaktfelületet alkalmazó megközelítéssel folytatom az összehasonlító elemzéseket.

Ahogy azt a 3.2. fejezetben ismertettem, meglévő modellek és saját analitikus következtetések mentén megalkottam az elméleti maximális érdességmagasság (R_t) számítására szolgáló egyik kulcselem, a benyomódási mélység (δ) képletét, melyet mechanikai-paramétereken alapuló összefüggéssel írtam le. Továbbiakban, jelen alfejezet célja az elméleti úton számított értékek összevetése a numerikus szimuláció és a kísérleti mérések alapján kapott eredményekkel. A 4.9. táblázat alapján készült 4.9. ábra szemléletesen mutatja be a vasalt munkadarabokhoz tartozó maximális érdességmagasság-értékek összehasonlítását, az analitikai, a szimulált és a valós mérési eredmények tükrében. A (3.36) képletnek megfelelően kiszámított elméleti maximális érdességmagasság értékeket az M3. számú melléklet tartalmazza.

4.9. táblázat. Az analitikai, szimulált és valós maximális érdességmagasság (R_t , [μm]) értékei

	Ssz.	Analitikai	VEM	Valós
Kísérlet I.	1	5,9033	4,2330	3,4059
	2	4,4835	2,7434	3,6195
	3	5,7769	2,6940	3,0610
	4	4,8061	5,5912	5,5299
	5	5,1211	9,6198	16,2023
	6	4,3408	6,5230	15,7811
	7	5,3280	8,0252	9,3875
	8	3,9297	8,7630	9,7202
Kísérlet II.	1	6,0656	5,6519	3,8576
	2	5,4265	4,2778	2,3713
	3	7,1542	6,8832	3,2045
	4	7,2170	4,2901	2,5208
	5	5,5956	8,6596	3,7538
	6	5,4906	6,9513	3,4761
	7	7,1207	6,7837	4,8280
	8	5,2882	8,5581	9,2167



4.9. ábra. A maximális érdességmagassági paraméter analitikai úton számított, vége-selemes módszerrel szimulált és kísérleti úton mért értékeinek összehasonlítása

A maximális érdességmagasság összehasonlító elemzése során céltom az, hogy feltárjam a numerikus és elméleti modellek predikciós pontosságát, illetve az esetleges szisztematikus eltéréseket. A pontdiagramon jól kivehető, hogy az elméleti értékek (zöld kör) egy viszonylag szűk tartományban mozognak, míg a valós mérések (kék négyzet) egyes esetekben jelentősen kilógnak ebből a tartományból, különösen Kísérlet I. esetében,

ahol az 5-8. sorszámú mintáknál nagyobb eltérés is megfigyelhető. Ez egyértelműen arra utal, hogy az elméleti modell nem képes kezelni az extrém technológiai beállítások hatásait, ami jelen esetben a növelt járatszám hatásában nyilvánul meg. A végeselemes modell predikciói (lila háromszögek) jobban közelítik a mért értékeket, csupán néhány mintánál térnek el nagyobb mértékben a valós R_t értéktől. Ennek magyarázatát a 4.1.2. alfejezet taglalja. A grafikon egy másik fontos megállapítása az, hogy míg *Kísérlet II.* esetében az eltérések mérsékeltek és jobban konvergálnak, *Kísérlet I.* esetén sokkal nagyobb a szórás a többszörös járatszám alkalmazása miatt.

Ezek alapján indokolt a bemélyedési mélység számszerű meghatározásához szükséges képlet korrekciója, hiszen az elméleti modell tendenciózusan túlbecsüli a maximális érdességmagasság értékét, így célszerű egy korrekciós tényező vagy egy regressziós összefüggés bevezetése. Ugyanakkor megállapítom, hogy a többszörös járatszámú kísérleti beállítás nem illeszthető be annak értelmezési keretébe, mivel az elméleti képlet egyetlen szerszámátmenet geometriáján és hatásmechanizmusán alapul. A járatszám növekedése a valóságban nem pusztán skálázott, hanem nemlineárisan halmozódó deformációs és maradó geometriai hatásokat idéz elő, amelyet sem a numerikus modell, sem a mechanikai közelítés nem tud helytállóan reprezentálni. Ezért az ezekhez tartozó adatok regressziós elemzésből történő kizárása indokolt.

Mivel a bemélyedési mélység (δ) elméleti képletébe explicit módon beépül a vasalóerő hatása, továbbá a barázdamélység (h) számítása során az előtolás szerepel, mint meghatározó paraméter, indokoltá vált az érdességváltozást befolyásoló további technológiai tényezők vizsgálata. A kísérleti eredmények azt mutatták, hogy a vasalási sebesség (v) - bár a klasszikus kontaktmodellekben nem szerepel közvetlenül - szintén számottevő hatást gyakorol az érdességi paraméterek alakulására. Ez a felismerés indokolta, hogy egy többváltozós lineáris regresszió során a vasalási sebességet is bevonjam a korrekciós modellbe, mint kiegészítő prediktort. Ezzel biztosítható, hogy a valóságos technológiai feltételeket hűbben tükröző, nagyobb prediktív értékű becslés adható a vasalás utáni érdességi állapotra vonatkozóan. A fentiek alapján a korrekciós modell általános alakban a (4.8) képlet formájában írható fel.

$$R_t^{korrigált} = c_{elméleti} \cdot (R_{ti} - \delta + h) + c_v \cdot v + c_0 \quad (4.8)$$

$c_{elméleti}$	az elméleti érdesség súlya
c_v	a sebesség hatásának együtthatója
c_0	konstans

A kapott regressziós összefüggés segítségével pontosabban becsülhető a kialakuló felületi érdesség. A kapcsolódó eredményeket az M3. számú melléklet tartalmazza.

Összegzésként megállapítom, hogy a bemutatott módszertani lépések, a kísérleti mérések, a numerikus szimulációk és az elméleti modellalkotás eredményeinek összevetése lehetővé tették a maximális érdességmagasságra vonatkozó korábbi képlet

továbbfejlesztését. A (4.8) képlettel megfogalmazott regressziós korrekciós modell megfelelően tükrözi a valós technológiai viszonyokat, különös tekintettel a vasalási sebesség hatására, amely az eredeti elméleti modellből hiányzott. Az így kapott összefüggés a vizsgált technológiai tartományon belül megbízhatóbb becslést ad az érdességváltozásra és alapot biztosíthat a felületminőség célzott optimalizálásához is.

Az eredmények téziszintű összefoglalását az 5.1. fejezet T3 pontja tartalmazza.

A felületi érdesség vizsgálatát követően a továbbiakban a vasalt felület maradó feszültségi állapotának változását elemzem, gyakorlati mérések és végeleemes szimulációk eredményei alapján.

4.2. *A vasalt felület maradó feszültsége*

A szerkezeti anyagok feszültségi állapotának tervezése és vizsgálata napjainkban számos ipari ágazatban elengedhetetlen követelménnyé vált, különös tekintettel az élettartamnövelő eljárások hatékonyságának ellenőrzésére. Ezen technológiák célja, hogy az anyagminőség szilárdsági jellemzőit a lehető legnagyobb mértékben kihasználják. Mechanikai igénybevételnek kitett felületek és alkatrészek esetében a felületi rétegben kialakuló, negatív előjelű (nyomó) maradó feszültség kedvező hatású, mivel csökkenti a repedések kialakulásának és terjedésének esélyét, szemben a húzó feszültségek káros hatásaival. A mérnöki gyakorlat tapasztalatai szerint a gépelemek fáradásos tönkremenetelét leggyakrabban a feszültséggyűjtő helyeken fellépő húzó feszültség okozza, ami indokolja a maradó feszültség célzott előállítását lehetővé tevő technológiák fejlődését és elterjedését.

Vizsgálataim minden esetben a feszültségi állapot felületvasalás előtti és utáni megfigyelésére, összehasonlítására irányulnak, melyet a fizikai mérési módszerekhez tartozó röntgendiffrakcióval valósítok meg, kihasználva annak egyik legfontosabb előnyét: az anyag roncsolása nélkül elvégezhető. Az axiális és tangenciális irányú mérések megvalósítása MSZ EN 21432:2019 [123] szabvány szerint történtek a 2.3.3. alfejezetben ismertetett módszer szerint. A vizsgálatokat Stresstech Xstress 3000 G3R típusú röntgendiffraktométerrel hajtottam végre, melynek vezérlése, valamint az adatok rögzítése és feldolgozása a gyártó által fejlesztett XTronic szoftverrel valósult meg, ezáltal kvantitatív eredményt szolgáltatva a vizsgált felületek maradó feszültségére vonatkozóan. A mérési eredményeket az M4. számú melléklet foglalja össze.

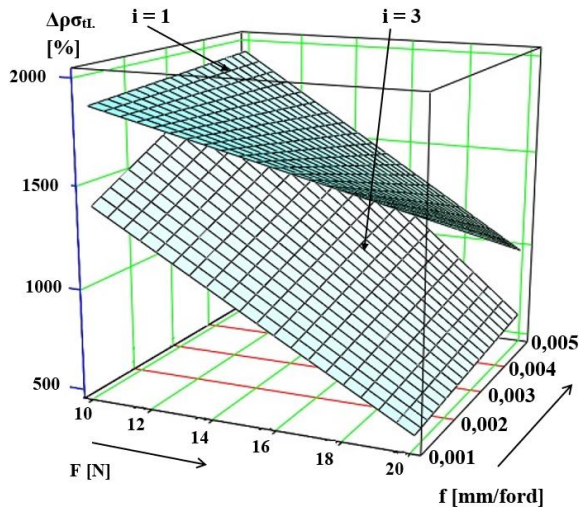
4.2.1. *Kísérleti eredmények – maradó feszültség*

A felszínközeli réteg feszültségi állapotának vizsgálatához a felületi érdesség elemzése során alkalmazott kísérleti módszereket és beállításokat használtam (4.2. táblázat), ezért a vasalási technológiai paraméterek részletes ismertetésétől e ponton eltekintek.

A 4.10-4.11. táblázatok az egyes munkadarabszelvényeken mért, axiális és tangenciális irányú maradó feszültségek átlagértékeit, valamint a két kísérletsorozatból számított, százalékos viszonzyszámokat foglalják össze. A faktoriális kísérlettervezés alapján regressziós függvényt illeszttem a mért válaszváltozókra, figyelembe véve az egyes főhatások és kölcsönhatások hozzájárulását is, melynek eredményeit a (4.9)-(4.12) egyenletek írják le, míg ezek grafikus megjelenítését a 4.10-4.13. ábrák válaszfelületei szemléltetik. A részletes mérési adatokat az M4. számú melléklet tartalmazza.

4.10. táblázat. A tangenciális irányú maradó feszültség (σ_t) változása

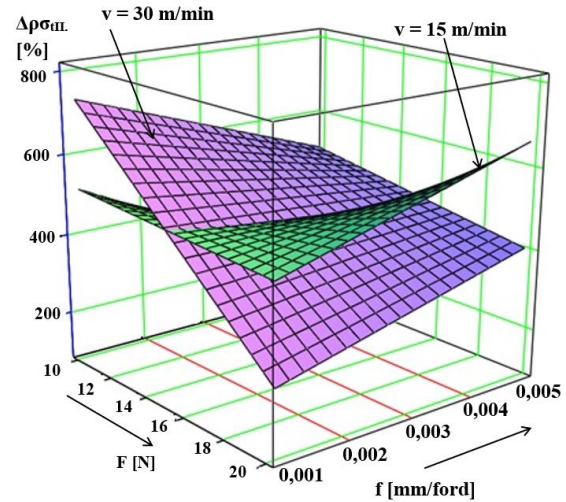
Ssz.	Kísérlet I. σ_t [MPa]		$\Delta\rho_{\sigma t}$. [%]	Kísérlet II. σ_t [MPa]		$\Delta\rho_{\sigma II}$. [%]
	esztergált	vasalt		esztergált	vasalt	
1	-9,5	-187,0	1868,42	23,4	-97,2	515,38
2	-9,5	-152,8	1508,42	23,4	-89,6	482,91
3	-9,5	-194,1	1943,16	23,4	-209,3	186,75
4	-18,5	-198,7	974,05	23,4	-131,5	661,97
5	-9,5	-142,3	1397,89	23,4	-148,4	734,19
6	-18,5	-115,1	522,16	49,3	-71,8	245,64
7	-9,5	-183,5	1831,58	49,3	-200,3	506,29
8	-18,5	-132,5	616,22	49,3	-150,1	404,46



4.10. ábra. $\Delta\rho_{\sigma II}$ változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{\sigma II} = 2,071 \cdot 10^3 + 7,133 \cdot F + 1,348 \cdot 10^5 \cdot f - 13,584 \cdot i - 1,735 \cdot 10^4 \cdot F \cdot f - 27,905 \cdot F \cdot i + 3,618 \cdot 10^4 \cdot f \cdot i + 2,119 \cdot F \cdot f \cdot i$$

(4.9)



4.11. ábra. $\Delta\rho_{\sigma III}$ változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{\sigma III} = 137,465 + 26,645 \cdot F - 2,645 \cdot 10^5 \cdot f + 41,298 \cdot v + 1,572 \cdot 10^4 \cdot F \cdot f - 2,839 \cdot F \cdot v + 3,695 \cdot 10^3 \cdot f \cdot v - 201,369 \cdot F \cdot f \cdot v$$

(4.10)

A tangenciális irányban mért maradó feszültségek esetén valamennyi vizsgálati ponton kedvező irányú, azaz nyomó jellegű változás figyelhető meg a felszínközeli rétegben a vasalási eljárás hatására. *Kísérlet I.* kiértékelése alapján megállapítható, hogy a vasalóerő (F) és az előtolás (f) közvetlenül, főhatásként befolyásolják a maradó feszültségállapot

alakulását. A járatszám (i) hatása önmagában kevésbé domináns, ugyanakkor jelentős kölcsönhatást mutat az előtolással kombinálva. A 4.10. ábrán lévő válaszfelület jól szemlélteti, hogy az előtolás növelése magasabb járatszám mellett aránytalanul erőteljes deformációt eredményez, ami a felületi anyagszerkezet torzulásához és instabil feszültségeloszláshoz vezethet. Ez a viselkedés a hidegalakító eljárásokra jellemző anyagfizikai és mikroszerkezeti folyamatokkal magyarázható: az ismételt képlékeny deformáció hatására az anyagban felhalmozódó maradó alakváltozás meghaladhatja azt a kritikus szintet, ahol az eredetileg kedvező nyomó feszültségek már nem tovább növekednek, hanem akár feszültséginverzió is kialakulhat. Ezt az instabilitást az anyag fáradásához vezető szemcsefinomodás telítődésével és az azt követő szerkezeti visszarendeződési folyamatokkal (pl. dinamikus visszakristályosodás vagy lokális szemcsedurvulás) lehet értelmezni. A vizsgálatok tehát arra utalnak, hogy a maradó nyomó feszültség hatékony eléréséhez nem feltétlenül a maximális járatszám alkalmazása a célravezető, hanem a deformációs energia optimalizált szintje, azaz a vasalóerő és az előtolás megfelelő kombinációja biztosítja a legkedvezőbb eredményt.

Kísérlet II. során mért tangenciális irányú maradó feszültségértékek szintén egyértelműen pozitív hatást mutatnak: a felületvasalás minden esetben nyomó jellegű feszültség kialakulásához vezetett, a kiindulási - jellemzően húzó - feszültségi állapothoz képest. A válaszfelületi modell (4.11. ábra) elemzése alapján megállapítható, hogy a vasalási sebesség (v) számottevően befolyásolja a feszültségváltozás mértékét. A magasabb sebesség (30 m/min) alkalmazása mellett a $\Delta\rho_{\delta t, II}$ értékek szignifikánsan kisebbek, míg az alacsonyabb sebességgel végzett vasalás során a nyomófeszültség növekedése intenzívebb. Ez arra utal, hogy a sebesség emelkedésével a felületi deformáció során keletkező képlékeny hatás és ezáltal a maradó nyomó feszültség mértéke is mérséklődik, feltehetően az érintkezési idő lerövidülése miatt. Ezen felül, a gyors deformáció heterogénebbé teheti az alakítási folyamatot, mivel a gyorsabb mozgás eredményeként az anyag egyes részei másként viselkedhetnek, vagyis a munkadarab belseje és felszínközeli rétegei között deformációs különbségek alakulnak ki.

A válaszfelület görbülete különösen kifejező az alacsony sebességtartományban, ahol az előtolás növelésével együtt a vasalóerő fokozása tovább növeli a $\Delta\rho_{\delta t, II}$ értékét. Ez alapján a deformációs energia kedvező hatásának optimalizálása itt is elsősorban az F - f paraméterek kombinációján keresztül érvényesül, míg a nagy sebesség inkább csökkenti a folyamat hatékonyságát.

A kísérletből levonható egyik legfontosabb következtetés, hogy a vasalási sebesség nemlineáris módon befolyásolja a maradó feszültség kialakulását, és a nyomó feszültség hatékony kialakulásához szükséges energiaátadás szempontjából az alacsonyabb sebesség kedvezőbb feltételeket biztosít. Ezzel összhangban az is megállapítható, hogy az anyag reakciója a technológiai paraméterekre nem lineáris, hanem komplex kölcsönhatásokkal terhelt, így a maradó feszültség optimalizálása többparaméteres, gondos egyensúlyozást igényel. Bár a faktoriális kísérletterv alapvetően két szintre korlátozódik, a regressziós

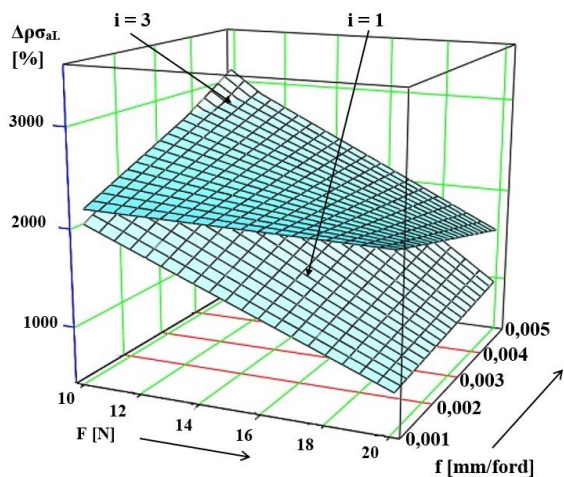
modell interakciós és kombinált tényezőket is tartalmazó kiterjesztésével a nemlineáris hatások is jól megragadhatók [124]. Ezáltal a válaszfelületi elemzés túlmutat az egyszerű lineáris becslésen, és megbízható alapot biztosít az optimalizálási következtetésekhez.

A tangenciális irányú maradó feszültségek értékelését követően a vizsgálatokat az axiális irányú komponensre is kiterjesztettem. Tekintettel arra, hogy jelen esetben tengelyszerű munkadarab megmunkálásáról van szó, az axiális irányú maradó feszültség kiemelt jelentőséggel bír, hiszen ez az irány a geometriai és funkcionális szempontból domináns tengelyirányú terhelésekkel esik egybe. Az ebben az irányban fennálló feszültségeloszlás közvetlenül befolyásolja a repedésindulás helyét, a fáradási élettartamot, valamint a geometriai stabilitást is.

A következőkben bemutatott eredmények célja az axiális irányú maradó feszültségváltozások számszerű és grafikus értelmezése, a korábban alkalmazott kísérleti beállítások és kiértékelési módszerek analógiájára.

4.11. táblázat. Az axiális irányú maradó feszültség (σ_a) változása

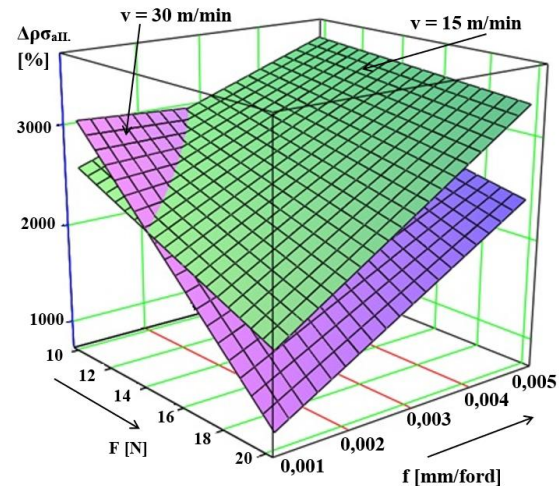
Ssz.	Kísérlet I. σ_a [MPa]		$\Delta\rho_{\sigma a I.}$ [%]	Kísérlet II. σ_a [MPa]		$\Delta\rho_{\sigma a II.}$ [%]
	esztergált	vasalt		esztergált	vasalt	
1	74,5	-217,0	2184,21	-6,1	-163,3	2577,05
2	74,5	-212,9	2141,05	-6,1	-105,9	1636,07
3	74,5	-300,3	3061,05	-6,1	-220,5	3514,75
4	67,0	-308,9	1569,73	-6,1	-207,9	3308,19
5	74,5	-202,7	2033,68	-6,1	-191,6	3040,98
6	67,0	-167,1	803,24	10,5	-82,6	886,67
7	74,5	-307,9	3141,05	10,5	-294,9	2908,57
8	67,0	-198,9	975,14	10,5	-241,1	2396,19



4.12. ábra. δ_{aI} változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{\delta a I.} = 1,0925 \cdot 10^3 + 97,661 \cdot F + 6,165 \cdot 10^5 \cdot f + 553,645 \cdot i - 4,261 \cdot 10^4 \cdot F \cdot f - 65,773 \cdot F \cdot i - 3,527 \cdot 10^3 \cdot f \cdot i + 6,409 \cdot F \cdot f \cdot i$$

(4.11)



4.13. ábra. δ_{aII} változásának válaszfelülete a faktortérben

$$\Delta\rho_{\delta a II.} = 1,296 \cdot 10^3 + 31,562 \cdot F + 5,452 \cdot 10^5 \cdot f + 144,778 \cdot v - 4,327 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f - 9,601 \cdot F \cdot v - 3,296 \cdot 10^3 \cdot f \cdot v + 1,513 \cdot 10^3 \cdot F \cdot f \cdot v$$

(4.12)

Kísérlet I. során mért axiális irányú maradó feszültségek eredményei azt mutatják, hogy a felületvasalás következtében jelentős mértékű nyomó feszültségek alakulnak ki a munkadarab felszínközeli rétegében. A 4.12. táblázatban szereplő $\Delta\rho_{\delta a.I}$ százalékos értékek mindegyike pozitív előjelű, a legalacsonyabb érték is meghaladja a 800%-ot, míg a legmagasabb változás 3141,05%-os, ami extrém mértékű javulást jelent az axiális feszültségállapotban az esztergált állapothoz képest.

A válaszfelület (4.12. ábra) alapján megfigyelhető, hogy a vasalóerő és az előtolás együttes hatása az axiális irányú feszültségek esetében is kulcsszerepet játszik. A nyomó feszültségek mértéke a vasalóerő növelésével fokozatosan emelkedik, különösen alacsony előtolás esetén, ahol a szerszám felületi hatása hosszabb időtartamban és koncentráltabban érvényesül. A válaszfelület enyhén ívelt, de viszonylag sima lefutása azt jelzi, hogy a hatások viszonylag egyenletesen, jól modellezhető módon érvényesülnek.

A járatszám hatása ebben az esetben is jelentős, különösen az F - f kombinációval együtt. A válaszfelületi görbék elmozdulása az $i=3$ szinthez tartozó tartományban mutatja, hogy a többszöri áthaladás fokozott képlékeny deformációt idéz elő, ami a nyomó feszültségek további növekedéséhez vezet. Ugyanakkor, a válaszfelület viszonylagos stabilitása arra utal, hogy ebben a kísérletsorozatban a járatszám növelése még nem eredményezett instabilitási jeleket vagy túlzott feszültségtorlódást.

Megjegyzendő, hogy a tangenciális irányú maradó feszültség elsősorban a munkadarab forgómozgásából származó, körkörös irányú deformációk eredménye, amelyek - az erőhatások teljes kerületen történő eloszlása miatt - rendszerint szimmetrikusabbak és kevésbé koncentráltak. Ennek következtében a tangenciális irányú feszültségek változása általában mérsékeltebb, mint az axiális irány esetében. Az axiális irányú nyomó feszültségek erőteljesebb növekedése azzal magyarázható, hogy a hengeres külső felület megmunkálásának mechanikai sajátosságai az anyagáramlást, a képlékeny deformációt és a rétegtömörödést elsősorban az axiális irányban támogatják.

Kísérlet II. esetében a mért eredmények alapján a felületvasalás ebben az irányban is kedvezően módosítja a feszültségi állapotot, ugyanakkor a feszültségnövekedés mértéke kisebb, mint *Kísérlet I.* esetében. Ez utóbbi különbség főként a vasalási sebesség hatásával magyarázható. A válaszfelületi ábra alapján megállapítható, hogy a vasalási sebesség jelentős befolyással bír az axiális irányú maradó feszültségváltozás mértékére. Az alacsonyabb sebesség ($v = 15 \text{ m/min}$) esetén a $\Delta\rho_{\delta a.II}$ értékek szisztematikusan magasabbak, míg magasabb sebesség ($v = 30 \text{ m/min}$) esetén a nyomó feszültségek növekedése korlátozottabb. Ez arra utal, hogy a vasalófej és a munkadarab közötti érintkezési idő kritikus szerepet játszik a deformáció intenzitásában. Lassabb sebességnél a szerszám hosszabb ideig fejti ki alakító hatását az adott felületrészen, ami elősegíti a képlékeny deformáció mélyebb rétegekbe történő továbbítását és a nyomó maradó feszültség megerősödését.

A válaszfelület topológiája is jól mutatja, hogy az alacsonyabb sebességgel végzett megmunkálás esetén a technológiai paraméterek, különösen a vasalóerő és az előtolás

hatása fokozottabban érvényesül, míg magasabb sebesség mellett ezek befolyása jelentősen csökken. Ez összhangban van a felületvasalási eljárások általános mechanikai elvével, miszerint a deformációs energia átadása időfüggő jelenség, így a rendelkezésre álló kontaktidő rövidülésével a képlékeny alakváltozás mértéke mérséklődik [124]. Továbbá, a válaszfelület magasabb sebesség esetén kevésbé ívelt, ami a hatások kiegyenlítettebb, de gyengébb érvényesülésére utal. Ezzel szemben alacsonyabb sebességnél a $\Delta\rho_{\delta a.II}$ görbülete fokozódik, ami arra utal, hogy az optimális paraméterkombináció megtalálása komplex kölcsönhatásokon keresztül valósul meg.

A számszerű eredmények jobb áttekinthetősége érdekében - a felületi érdesség vizsgálatánál alkalmazott módszerhez hasonlóan - a maradó feszültségi állapot változásának elemzéséhez is rangsorolást végeztem az egyes viszonyszámok alapján.

4.12. táblázat. A maradó feszültségre vonatkozó eredmények rangsorolása

S sz.	$\Delta\rho_{\sigma II}$ [%]	R7	$\Delta\rho_{\sigma III}$ [%]	R8	$\Delta\rho_{\sigma aI}$ [%]	R9	$\Delta\rho_{\sigma aII}$ [%]	R10	Σ	R
1	1868,42	2	515,38	3	2184,21	3	2577,05	5	13	3
2	1508,42	4	482,91	5	2141,05	4	1636,07	7	20	6
3	1943,16	1	186,75	8	3061,05	2	3514,75	1	12	1
4	974,05	6	661,97	2	1569,73	6	3308,19	2	16	5
5	1397,89	5	734,19	1	2033,68	5	3040,98	3	14	4
6	522,16	8	245,64	7	803,24	8	886,67	8	31	8
7	1831,58	3	506,29	4	3141,05	1	2908,57	4	12	2
8	616,22	7	404,46	6	975,14	7	2396,19	6	26	7

Mivel a legkedvezőbbnek mutató sorszám esetében a rangsor pontszámait tekintve egyenlőség mutatkozott, az egyes különálló számértékeket is figyelembe vettem, mely alapján a 3 sorszámú felület megmunkálásához alkalmazott paramétereket határozom meg leginkább előnyösként. Fontos megjegyezni, hogy a meghatározott optimális beállítás, eltérést mutat a felületi érdesség alapján korábban meghatározott kedvező paraméterektől, ahol az alacsonyabb előtolás bizonyult előnyösnek. Ugyanakkor a járatszám és vasalási sebesség vonatkozásában a megfigyelt trendek egyeznek a felületi érdesség értékelése során tapasztaltakkal, ami megerősíti e tényezők meghatározó szerepét a mechanikai felületjavítás hatásosságában.

A maradó feszültségek értékelésének összesített rangsora alapján a 7 sorszámú felület a 3 sorszámúval azonos pontszámot ért el ($\Sigma = 12$), így másodikként került figyelembevételre. A döntés során az egyes részviszonyszámok tényleges értékei alapján végzett súlyozott értelmezés vezetett a 3 felület első helyre sorolásához, ugyanakkor a 7 felület eredményei is kiemelkedőek. Az alkalmazott paraméterkombináció a legnagyobb axiális irányú nyomó feszültségnövekedést, ami a legnagyobb mértékű feszültséginverziót jelzi a teljes mintasorozatban. Ennek fényében kijelenthető, hogy a járatszám növelésének hatása ebben az esetben határozottan előnyös, míg a nagyobb előtolás (bár általánosságban

csökkentő hatású) a növelt járatszám mellett nem akadályozta a nagyfokú feszültségátalakulást. A magas sebesség ellenére elért jelentős nyomófeszültség pedig azt jelzi, hogy a járatszám a kontaktidő szerepét kompenzálni tudja.

A kísérleti úton meghatározott maradó feszültségi állapotváltozások alapján megállapítható, hogy az axiális irányban kialakuló nyomó maradó feszültség mértéke jellemzően meghaladja a tangenciális irányban mérhető értékeket, amely jelenség a szerszám hatásirányához és az alakítási zóna geometriájához köthető.

A rangsorolás alapján kiválasztott optimális beállítás (3. sorszám: $F = 10 \text{ N}$; $f = 0,005 \text{ mm/ford}$; $i = 1$; $v = 15 \text{ m/min}$) a maradó feszültségek szempontjából a legkedvezőbb eredményeket biztosította. Ugyanakkor megjegyzendő, hogy a legkedvezőbb paraméterkombináció nem esik egybe a felületi érdesség alapján korábban meghatározott optimális értékekkel, ami jól érzékelteti, hogy a felületi érdesség és a maradó feszültség optimalizálása eltérő irányú paraméterhangolást igényel.

A megállapítások tézisszintű összefoglalását az 5.1. fejezet T4 és T5 pontja tartalmazza.

Az elvégzett kísérletek és az azokból levont következtetések megalapozzák a további numerikus modellezést. A következő alfejezetben a felületvasalási eljárás végeeselemes szimulációval történő elemzése, valamint a kísérleti eredményekkel történő összevetés kerül bemutatásra.

4. 2. 2. A feszültségi állapot végeeselemes modellel való összehasonlító elemzése

A végeeselemes szimuláció célja a felületvasalási eljárás során kialakuló maradó feszültségi állapot előrejelzése és elemzése, valamint a numerikus és kísérleti eredmények közötti kapcsolat vizsgálata. A szimulációs modellalkotás a 3.3. fejezetben ismertetett beállítások és feltételek alapján, bizonyos korlátok között képes reprodukálni a valós technológiai környezetet. A kétdimenziós modellváltozat, amely a hengeres geometriára történő leképezést síkbeli viszonyokkal közelíti, az axiális irányú maradó feszültségek becslésére alkalmas. A mozgásmodell egyszerűsítése miatt a sebesség paraméter hatásának értelmezése a szimulációban nem megvalósítható, így az ebből eredő hatások a numerikus modellből nem nyerhetők ki közvetlenül.

A 4.13. táblázat foglalja össze milyen numerikus feszültségértékek adódtak, és ezek milyen mértékben közelítik vagy térnek el a kísérlet során mért feszültségi állapotok átlagos, a röntgendiffrakciós eljárás pontosságát tükröző szórással együtt megadott értékeitől. A referenciaértékek, valamint a mért feszültségkomponensekhez tartozó szórások részletesen megtalálhatók az M4. számú mellékletben.

4.13. táblázat. A maradó feszültség szimulált és valós eredményei

Ssz.	Beállított paraméterek			Valós eredmények [MPa]	Szimulált eredmények [MPa]	Eltérés mértéke [MPa]	Mérés szórása [± MPa]
	F [N]	f [mm/ford]	i [ø]				
1	10	0,001	1	-217,0	-78,8	138,2	70,15
2	20	0,001	1	-212,9	-89,4	123,5	68,88
3	10	0,005	1	-300,3	-72,3	228	77,68
4	20	0,005	1	-308,9	-88,9	220	75,45
5	10	0,001	3	-202,7	-83,7	119	42,18
6	20	0,001	3	-167,1	-88,5	78,6	36,3
7	10	0,005	3	-307,9	-81,3	226,6	62,23
8	20	0,005	3	-198,9	-91,2	107,7	61,38

Ahogy az a táblázatból is látható, a vizsgálat tárgyát képező alumínium ötvözet esetében a számszerű valós és elméleti eredmények nagyobb mértékű eltéréssel jelentkeznek, viszont mindenképp figyelembe kell venni a valós értékek széles szórásmezőjét. Az alumíniumötvözetek röntgendiffrakciós vizsgálata önmagában is kihívást jelent, mivel az alacsony atomszámú fémek viszonylag gyenge diffrakciós hatáskeresztmetszettel rendelkeznek, így a kapott interferenciacsúcsok gyakran alacsony intenzitásúak és kiszélesedettek. Ez különösen jellemző a hideg deformáción átesett, erősen texturált szemcseszerkezettel rendelkező minták esetében, ahol a kristályorientációs preferenciák és a lokálisan felhalmozódó diszlokációs feszültségek jelentős torzítást eredményezhetnek [125, 126]. Mindez az alumíniumötvözetek röntgendiffrakcióval történő maradó feszültségvizsgálatának anyagspecifikus megbízhatósági korlátjára utal, ami tovább erősíti a végeelemes modell alkalmazásának létjogosultságát. A témával foglalkozó vizsgálatok közül kiemelendő Ungár [127], valamint Bereznai [128] munkássága, akik egyaránt rámutattak arra, hogy az interferenciacsúcsok kiszélesedése a szemcseméret csökkenésével arányosan fokozódik.

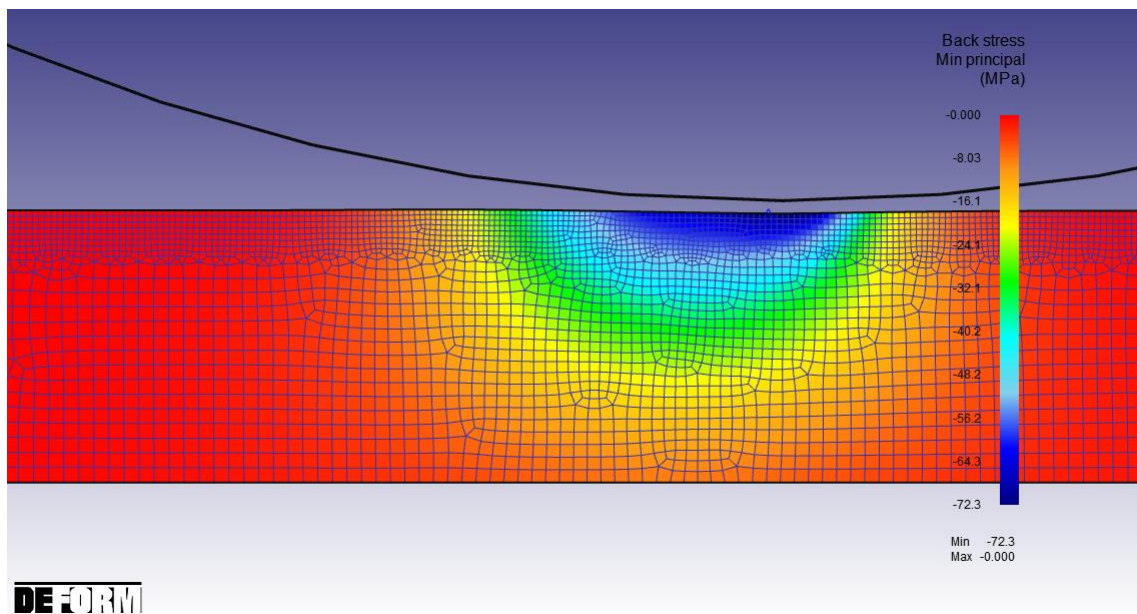
Kijelenthető tehát, hogy míg a valós méréseken alapuló feszültségértékek a vizsgált anyag szerkezeti jellemzői miatt jelentős torzításokkal terheltek, addig a végeelemes szimuláció mentes e hibafaktoroktól. Ennek megfelelően a szimuláció a jelen kísérleti körülmények között támogató és értelmező szerepet tölt be, mivel képes kiszűrni a félrevezető mérési torzításokat és ezzel megalapozottabb következtetések levonását teszi lehetővé.

A felületvasalási eljáráshoz kapcsolódó numerikus modell alkalmazását továbbá az is indokolja, hogy lehetővé teszi a komplex feszültségállapot figyelembevételét. Ezzel szemben a röntgendiffrakciós mérési módszer - annak fizikai sajátosságaiból adódóan - csupán a felületi réteg korlátozott mélységéig (~5-10 μm) szolgáltat információt a feszültségeloszlásról [129]. A mérési mélység növelése ugyan elméletileg megvalósítható nagyobb hullámhosszú röntgensugárzás alkalmazásával, ám ez sem teszi lehetővé a felület

alatti rétegek részletes karakterizálását. Alternatív megoldást jelenthet a neutron-diffrakciós technika alkalmazása, amely képes mélyebb rétegek vizsgálatára is, azonban annak térbeli felbontása és érzékenysége a felületi zónához képest korlátozott, így a komplex alakváltozási zónák finom vizsgálatára kevésbé alkalmas.

A következőkben bemutatom a létrehozott végeselemes modell alapján kapott feszültségeloszlási eredményeket, melyeket a 4.14-4.17. ábrákon a mélység függvényében is ábrázolok. A szemléltetéshez a 3 és 6 sorszámú felületek adatai kerültek kiválasztásra, mivel ezek képviselik a két szélső értéket: a 3 sorszámú beállítás eredményezte a legnagyobb mértékű feszültségállapotot-változást, míg a 6 sorszámú a legkevésbé kedvezőt.¹

Az M5. számú melléklet tartalmazza az összes kísérleti beállításhoz tartozó modellezett eredményeket.



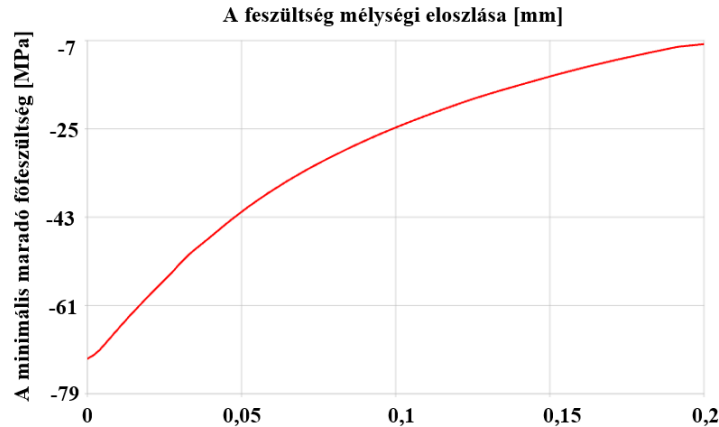
4.14. ábra. Vasalt „3” felület szimulált maradó feszültsége

A 3 sorszámú felülethez tartozó végeselemes szimuláció eredményeit a 4.14. és 4.15. ábrák szemléltetik. A 4.14. ábrán látható színtérkép a kialakult maradó feszültségi állapot eloszlását ábrázolja a legkisebb főfeszültség (min principal stress) értékei alapján, megadva az egyes régiókhoz tartozó nyomófeszültség-értékeket MPa egységben. A sötétkék szín a legnagyobb mértékű nyomó feszültséghez tartozik, amely az alakító szerszám és az anyag közötti érintkezési zóna alatt koncentrálódik. Ez az úgynevezett

¹ A törzsszövegben részletesen bemutatott 3 és 6 sorszámú felületek az elemzett esetek közül a két szélsőértéket képviselik, azonban a levont következtetések nem kizárólag ezekre az esetekre alapulnak. A szimulációs vizsgálatokat a teljes sorozatra elvégeztem, azok eredményeit ábrák formájában mellékelem. Az ott található feszültségeloszlási profilok megerősítik a főszövegben megfogalmazott megállapításokat a vasalási paraméterek tendenciáját illetően.

„intenzív deformációs övezet” az alumínium kedvező alakíthatósági tulajdonságainak köszönhetően a jelen szimulációs eredmények szerint számottevő mélységig kiterjed. Bár az irodalomban elsősorban a felületi rétegek megerősödéséről található adatok, a kapott eredmények arra utalnak, hogy az EN AW-2011 esetében a nyomó maradó feszültség mélyebb zónákban is fennmarad.

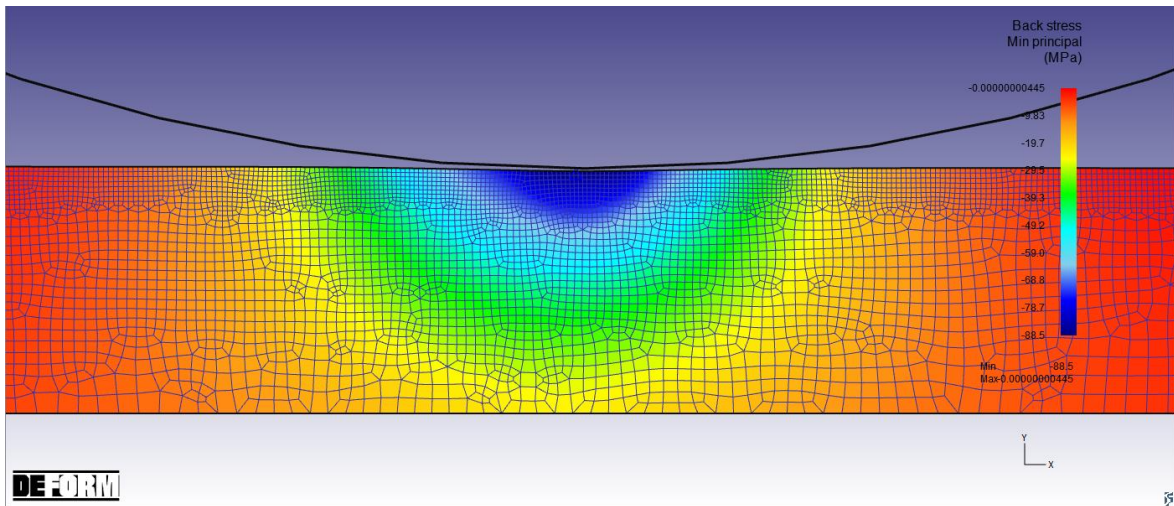
A vizsgált beállítás (10 N vasalóerő, 0,005 mm/ford előtolás, valamint egyetlen járatszám) egy kiegyensúlyozott energia-adagolású deformációs állapotot eredményezett, amely a felszínhez közeli tartományban magas intenzitású feszültségváltozást generált, míg a mélyebb rétegekben egyenletesebb, de továbbra is mérhető maradó feszültségek alakultak ki. A 4.15. ábrán bemutatott mélységi profildiógram kvantitatív módon is igazolja, hogy a nyomó feszültség legnagyobb értéke a felülettől számított 0-0,05 mm közötti zónában jelentkezik, majd ezt követően a feszültségértékek progresszív módon csökkennek, de 0,20 mm mélységig kimutathatóan fennmaradnak.



4.15. ábra. Vasalt „3” felület maradó feszültségének eloszlása

A görbe lefutásának meredeksége - különösen a felszínhez közeli szakaszon - jól tükrözi a szerszám által közvetlenül érintett régióban lezajló intenzív képlékeny deformációt. Ez a koncentrált nyomófeszültség-eloszlás különösen előnyös, mivel éppen azon zónákban erősíti meg a szerkezetet, ahol a fáradási repedések jellemzően kialakulnak. A mélységfüggés alapján megfigyelhető, hogy a vasalás nem csupán a felületi réteg állapotát befolyásolja, hanem az alatta elhelyezkedő anyagrészeket is jelentős mértékben tömöríti.

A vizsgált szimulációs eset eredményei tehát egyértelműen megerősítik, hogy a viszonylag alacsony vasalóerő és egyetlen áthaladás is elegendő a kívánt nyomó feszültségi állapot létrehozásához, amennyiben a megfelelő előtolási érték biztosítja az optimális alakítóhatást. A kapott feszültségprofil ráadásul mélyebb hatásmélységet mutat, mint amit a vonatkozó szakirodalom az alumíniumötvözetek esetén korábban jellemzőnek tartott. Ez arra utal, hogy az EN AW-2011 anyagmechanikai tulajdonságai a hideg képlékenyalakító eljárásokra kifejezetten kedvezően reagálnak, így a felületvasalás a maradó feszültségek szempontjából is hatékony módszerként alkalmazható.



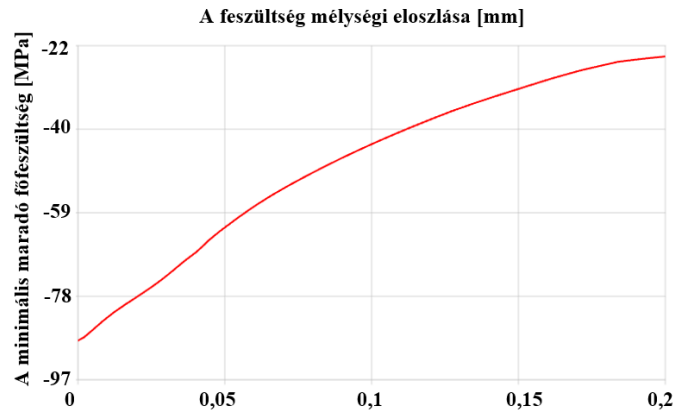
4.16. ábra. Vasalt „6” felület szimulált maradó feszültsége

A 6 sorszámú felület vége-selemes szimulációs eredményeit a 4.16. és 4.17. ábrák szemléltetik. Az alkalmazott technológiai paraméterek (20 N vasalóerő, 0,001 mm/ford előtolás, többszörös járatszám) célja annak vizsgálata is volt, hogy milyen mértékben befolyásolja a szerszám többszöri áthaladása a maradó feszültségeloszlást. A számszerű eredmények alapján megállapítható, hogy a növelt járatszám nem eredményez jelentős mértékű további növekedést a nyomó maradó feszültség maximális értékeiben. Ez arra utal, hogy a felületvasalási folyamat során már az első járat létrehozza a mechanikailag elérhető, felszínközeli telítődési állapotot, amelyet az anyag képlékeny deformációs kapacitása lehetővé tesz.

Noha az intenzitás - azaz a legnagyobb nyomófeszültség - nem növekszik számottevően, a szimulációs eredmények szerint a feszültségeloszlás egyenletessége javul, hiszen a kialakuló nyomófeszültségek mélység szerinti változása homogénebb, a feszültségprofil a teljes vizsgált rétegben fokozatos, jól követhető lefutást mutat. Ez a megfigyelés arra enged következtetni, hogy a növelt járatszám nem a feszültség mértékének, hanem annak eloszlásának minőségét befolyásolja, ami a szerkezeti integritás és a belső anyagállapot szempontjából kiemelt jelentőségű.

Az egyenletes nyomófeszültség-eloszlás kifejezetten előnyös a fáradási ellenállás szempontjából, mivel csökkenti a lokális feszültségkoncentrációk kialakulásának valószínűségét, és ezzel együtt a repedésindulási hajlamot is. Ez különösen dinamikus terhelésnek kitett alkatrészek esetében bír kiemelt fontossággal.

A 4.16. és 4.17. ábrák alapján tehát megállapítható, hogy a járatszám növelése nem jár egyértelmű mechanikai előnnyel, ha csupán a maximális nyomófeszültség-értékek kerülnek figyelembevételre. Ugyanakkor a feszültségeloszlás minőségi jellemzői, például az eloszlás egyenletessége és mélységi gradiense jelentős hatással bírnak az optimalizálási folyamatra.



4.17. ábra. Vasalt „6” felület maradó feszültségének eloszlása

A maradó feszültség numerikus előrejelzése céljából végrehajtott szimulációk és a röntgendiffrakciós méréseken alapuló kísérleti adatok összehasonlítása alapján megállapítható, hogy a két módszer által szolgáltatott értékek között szisztematikus eltérés figyelhető meg, azonban a relatív tendencia több esetben megegyezést mutat. A 4.13. táblázat alapján a végeleemes modell következetesen alacsonyabb nyomófeszültségértékeket prognosztizál, azonban ez az eltérés jól magyarázható a röntgendiffrakciós mérések anyagspecifikus szórásával és a numerikus modell geometriájának, illetve határfeltételeinek idealizáltságával.

A 3 sorszámú felülethez ($F = 10 \text{ N}$, $f = 0,005 \text{ mm/ford}$, $i = 1$) tartozó szimulációs eredmények a legnagyobb nyomó maradó feszültségkoncentrációt mutatták, amely a felszínhez közeli rétegben $-78,8 \text{ MPa}$ körüli értékkel jelentkezett és jól körülhatárolható intenzív deformációs zónát alkotott. A 4.14. és 4.15. ábrák alapján a nyomófeszültség a felszíntől számított $0,2 \text{ mm}$ mélységig hatásosan jelen van, ami a viszonylag kis vasalóerő és nagy előtolás kombinációja mellett is mély rétegekben történő hatásérvényesülést jelent.

A 6 sorszámú felület ($F = 20 \text{ N}$, $f = 0,001 \text{ mm/ford}$, $i = 3$) esetében a szimulációs eredmények alapján ugyan valamivel nagyobb nyomófeszültség jelentkezik a felszínhez közel ($-88,5 \text{ MPa}$), azonban a mélység menti lefutás lassabb, de homogénebb karakterű. A 4.16. és 4.17. ábrák alapján megállapítható, hogy a többszöri áthaladás nem fokozza számottevően a feszültség maximális értékét, ugyanakkor kiegyensúlyozottabb eloszlást eredményez, ami szerkezeti szempontból nagyobb integritást biztosíthat.

Összességében megállapítható, hogy a végeleemes szimuláció nemcsak a maximális értékek előrejelzésére alkalmas, hanem a feszültségek mélyégi gradienseinek és az eloszlás egyenletességének vizsgálatára is. Ez utóbbi szempont különösen fontos a fáradási szilárdság és a dinamikus igénybevételnek ellenálló felületszerkezet optimalizálása során. A megállapítások tézisszintű összefoglalását az 5.1. fejezet T6 pontja tartalmazza.

4.3. *A kísérleti eredmények összefoglalása*

A dolgozat célja annak komplex vizsgálata volt, hogy a gyémántszerszámos felületvasalás milyen mértékben befolyásolja az érdességi paramétereket és a maradó feszültségi állapotot gyengén ötvözött alumínium anyagminőségű külső hengeres felület esetén. A vizsgálatot elméleti modellezésre, kísérleti mérésekre és végelelemes szimulációkra alapozva végeztem el, lehetőséget teremtve az egyes módszerek eredményeinek összevetésére és kölcsönös validálására.

Az elméleti érdességvizsgálat során megalkotott képlet a felületi profil alapszerkezetének matematikai leírására szolgált, amelyet a valós és szimulált eredmények alapján továbbfejlesztettem. A modellbe utólagosan bevezetésre került a vasalási sebesség, mint befolyásoló tényező, amelynek szerepét lineáris regressziós elemzéssel igazoltam az R_t paraméterek alakulása alapján. Az így módosított képlet lehetőséget teremtett az érdességmódosulás trendjének közelítő előrejelzésére a technológiai paraméterek függvényében.

A valós érdességi mérések alapján egyértelműen megállapítható, hogy a járatszám növelése nem vezetett további javuláshoz, sőt, bizonyos esetekben az érdességi értékek romlását eredményezte. Ez a hatás a felületi instabilitás jeleként értelmezhető, amely a túlzott mechanikai terhelés vagy felületi túlalakítás következménye. Ugyanakkor ez a megfigyelés gyakorlati szempontból kedvező, mivel igazolja, hogy a felületminőség javítása már az első áthaladás során elérhető, így a járatszám minimalizálása gazdaságossági szempontból is indokolt.

A végelelemes modelltől kinyert szimulált felületprofilok és a valós mérések összehasonlítása kvalitatív megfelelést mutatott. A topográfiai jellegzetességek, a hullámkarakter és a felületi lefutás egyezése megerősítette, hogy a modell képes visszaadni az esztergált és vasalt felületek alakváltozását.

A maradó feszültség vizsgálata során a röntgendiffrakciós mérések mind az axiális, mind a tangenciális irányban egyértelmű nyomófeszültség-növekedést igazoltak. A szórás nagyságát az alumínium anyagspecifikus diffrakciós korlátai (kis atomszám, kifejezett textúra, diszlokációs torzítás) befolyásolták. Ezzel szemben a végelelemes szimuláció lehetőséget biztosított a nyomófeszültség mélységi eloszlásának torzításmentes megjelenítésére, továbbá érzékenyen reagált a technológiai paraméterek módosítására.

Kiemelendő, hogy a szimuláció nemcsak a maximális értékek becslésére alkalmas, hanem az eloszlás egyenletességének és mélységi lefutásának vizsgálatára is. Ez különösen fontos a fáradási viselkedés szempontjából, mivel a homogénebb feszültségprofil kedvezőbb szerkezeti integritást biztosít.

Összefoglalva elmondható, hogy a kombinált kísérleti és szimulációs módszertan alapján hiteles következtetések vonhatók le a vasalási paraméterek hatásairól. A különböző vizsgálati módszerek egymást kiegészítve, több szinten is visszaigazolták a felületjavító technológia működését és optimalizálhatóságát.

5 ÚJ TUDOMÁNYOS EREDMÉNYEK, TÉZISEK

A gyémántszerszámos felületvasalás kiemelkedő technológia a nagy pontosságú és hosszú élettartammal rendelkező alkatrészek fenntartható gyártása esetében. Kutatómunkám nemvas fém megmunkálására vonatkozóan olyan kérdésekre ad választ, amelyeket korábban nem tárgyaltak vagy nem vizsgáltak kellő mélységben a célkitűzésekben megfogalmazottak szerint. Az átfogó és részeredmények alapján levonható következtetéseket az alábbi tézisekben foglalom össze.

5.1. Tézisek

- T1. A vizsgált anyagminőségre specifikus empirikus összefüggéseket határoztam meg a technológiai adatok és a megmunkálás hatékonysága között, melyhez a teljes faktoriális kísérlettervezés módszerét alkalmaztam. Megállapítottam, hogy a felületi érdesség vonatkozásában a vasalóerő, előtolás és sebesség elsődleges hatást gyakorolnak a felületi érdességre, míg a járatszám növelése nem eredményez arányos javulást, bizonyos paraméterkombinációk esetén instabil viselkedést eredményez, mely roncolja a munkadarabfelületet. A mérési eredmények alapján kijelentettem, hogy a felületi érdesség javításának szempontjából a járatszám növelése nem indokolt, sem technológiai, sem gazdasági megfontolásból [S1, S8]. *(Vizsgálati feltételek: EN AW-2011 anyagminőség, $R_1 = 3,5$ mm PCD szerszám, $F = 10-20$ N, $f = 0,001-0,005$ mm/ford, $v = 15-30$ m/min, $i = 1-3$; vizsgált érdességi paraméterek: R_a , R_z , R_t)*
- T2. Létrehoztam egy olyan anyagspecifikus, valós felületi érdességen alapuló végeselemes modellt, amely a gyémántszerszámos felületvasalás során fellépő alakváltozási folyamatok és kialakuló érdességi jellemzők numerikus vizsgálatára alkalmas. A modell megbízhatóságát alátámasztja, hogy annak prediktív pontossága megfelelően érzékeny a technológiai paraméterekre, stabil technológia körülmények esetén a mért és szimulált átlagos felületi érdesség értékek közötti eltérés jellemzően 5% alatti marad. A tendenciahelyes előrejelzés és a paraméterérzékenység alapján megállapítottam, hogy a modell alkalmas a felületminőség ipari célú becslésére, technológiai optimalizálására, valamint további, nagy pontosságot igénylő anyag- és eljárás kutatások alapjául is szolgálhat [S5, S7, S10, S11]. *(Az anyagmodell együtthatói: $c = 191,454$, $n = 0,10571$, $m = 1,02487$, $y = 87,194$; vizsgálati tartomány: $F = 10-20$ N, $f = 0,001-0,005$ mm/ford, $v = 15-30$ m/min, $i = 1-3$; vizsgált érdességi paraméterek: R_a , R_t)*

- T3. A felületvasalási folyamat kontaktmechanikai vizsgálata alapján, a gömbvégű szerszám és a külső hengeres felület érintkezési sajátosságait figyelembe véve, kidolgoztam egy új modellváltozatot az elméleti maximális érdességmagasság előrejelzésére. A modell alapját képező analitikai képletbe beépítettem a kontaktfelület helyes geometriai leírását, továbbá az alkalmazott megmunkálási paraméterek közül nemcsak a vasalóerő és az előtolás, hanem a vasalási sebesség is szerepet kapott. Utóbbi hatását többszörös lineáris regresszióval jellemeztem, amely lehetővé tette a képlet prediktív képességének javítását. A képletkorrekció révén olyan analitikai modellt hoztam létre, amely pontosabban tükrözi a valós technológiai feltételeket és támogatja az optimalizált paraméterválasztást [S12]. *(Vizsgálati feltételek: külső hengeres felület és gömb szerszám érintkezése; vizsgálati tartomány: $F = 10-20\text{ N}$, $f = 0,001-0,005\text{ mm/ford}$, $v = 15-30\text{ m/min}$, $i = 1-3$; vizsgált érdességi paraméter: R_t)*
- T4. Kísérleti úton igazoltam, hogy csúszó súrlódásos vasalás hatására külső hengeres felületen tangenciális és axiális irányban is nagymértékű nyomó maradó feszültségi állapot alakul ki, melynek nagyságát a technológiai paraméterek interakciós hatások révén befolyásolják. A tangenciális irányú maradó feszültség intenzitását elsősorban a járatszám és az előtolás kombinációja határozza meg, együttes növelésük mérsékli a feszültséginverziót. Axiális irányban a sebesség is közvetlen hatást gyakorol, annak növelése szintén gyengíti az inverziós hatást [S2-S4, S6, S9]. *(Vizsgálati feltételek: EN AW-2011 anyagminőség, $R_1 = 3,5\text{ mm PCD}$ szerszám, $F = 10-20\text{ N}$, $f = 0,001-0,005\text{ mm/ford}$, $v = 15-30\text{ m/min}$, $i = 1-3$; vizsgált irányok: tangenciális, axiális.)*
- T5. Kísérleti úton, válaszfelület elemzéssel igazoltam, hogy a deformációs energia átadása és a maradó feszültségek kialakulása során nemlineáris kölcsönhatások figyelhetők meg, különösen az előtolás és a járatszám, valamint a sebesség és a vasalóerő együttes hatásában. Ennek következtében a maradó nyomófeszültség optimalizálása kizárólag többparaméteres modellalkotással lehetséges. A feszültségállapokra és felületi érdességre vonatkozó paraméterkombinációk összevetése alapján megállapítottam, hogy a felületminőség komplex javításához kompromisszumos technológiai paraméterválasztás szükséges [S8, S9]. *(Vizsgálati feltételek: EN AW-2011 anyagminőség, $R_1 = 3,5\text{ mm PCD}$ szerszám, $F = 10-20\text{ N}$, $f = 0,001-0,005\text{ mm/ford}$, $v = 15-30\text{ m/min}$, $i = 1-3$; vizsgált irányok: tangenciális, axiális; vizsgált érdességi paraméterek: R_a , R_t)*
- T6. Igazoltam, hogy a gyémántszerszámú felületvasalás során kialakuló axiális irányú maradó feszültség mélységi eloszlása numerikus úton előre jelezhető egy, a valós anyagjellemzőkön és egyszerűsített geometriai viszonyokon alapuló végeselemes modellel. A numerikus szimulációk és a röntgendiffrakciós mérések összehasonlító elemzése alapján kimutattam, hogy a szimulációs modell szisztematikusan alacsonyabb nyomófeszültségértékeket prognosztizál,

ugyanakkor információval szolgál a mélységi feszültségfutas mértékéről. Megállapítottam, hogy a végeelemes modell alkalmas a maradó feszültségek mélységi eloszlásának és homogenitásának értékelésére, így alkalmazható a fáradási szempontból kritikus rétegek integritásának előrejelzésére [S11]. *(Az anyagmodell együtthatói: $c = 191, 454$, $n = 0,10571$, $m = 1,02487$, $y = 87,194$; vizsgálati tartomány: $F = 10-20$ N, $f = 0,001-0,005$ mm/ford, $i = 1-3$; vizsgált irány: axiális.)*

5.2. A hasznosítás és továbbfejlesztés lehetőségei

A gyémántszerzés felületvasalás alkalmazásával kapcsolatos kutatási eredményeim több szempontból is hasznosíthatók a nagy pontosságot és kedvező felületi állapotot igénylő ipari területeken. Alátámasztottam, hogy a vizsgált eljárás alkalmas nemvas ötvözet felületének finommegmunkálására, ahol cél a kifáradással szembeni ellenállás növelése, valamint a felületi érdesség csökkentése. A disszertációban bemutatott modell- és kísérleteredmények lehetőséget teremtenek a felületvasalás prediktív alkalmazására a járműipari, repülőgépipari, orvostechikai és precíziós gépgyártási alkatrészek esetében, különösen ott, ahol a hagyományos forgácsolási eljárásokkal nem, vagy csak költségesen biztosítható a kívánt felületminőség. Továbbá, tengelyek esetében a jobb maradó feszültségprofil és kisebb érdesség hozzájárul a rezgés- és zajcsökkentéshez is.

Az elméleti modell és végeelemes szimuláció segítségével előre meghatározhatóak a kívánt felületi jellemzők, így az eljárás paraméteroptimalizálása révén nemcsak a gyártási költség csökkenthető, hanem a selejtarány is mérsékelhető. A maradó feszültség eloszlásának előrejelzése lehetővé teszi az olyan fáradáskritikus alkatrészek megbízható tervezését, mint például tengelyek, mechanikus karok, nyomástartó elemek, vagy vékonyfalú profilok.

A végeelemes modell és az analitikai képlet által nyújtott előrejelzési lehetőségek más anyagminőségekre is egyszerűen adaptálhatók az adott rugalmas tulajdonságok, anyagmodell együtthatók módosításával. Ennek köszönhetően a fejlesztett elméleti és numerikus eszközrendszer általánosabb érvényű felhasználásra is alkalmas, ipari integrációja pedig nem igényel mélyreható modellátalakítást.

A továbblépés egyik ígéretes iránya a maradó feszültségi állapot elméleti leírásának mélyítése lehet, olyan képlet kidolgozásával, amely a megmunkálási paraméterek és az anyag mechanikai jellemzői alapján képes a maximális vagy karakterisztikus nyomófeszültségek becslésére. Ezzel a szimulációs és mérés-technikai vizsgálatok mellett egy harmadik, analitikus pillér is kiépíthető lenne.

Összességében megállapítható, hogy a gyémántszerzés felületvasalás megfelelő technológiai paraméterezéssel és a dolgozatban bemutatott modellek felhasználásával egyaránt alkalmazható a hagyományos és korszerű gyártástechnológiai környezetekben. A kutatás során kidolgozott módszertani és modellalkotási eljárások hozzájárulnak a felületminőség-vezérelt megmunkálási stratégiák kialakításához.

ÖSSZEFOGLALÁS

A doktori értekezésem tárgya a külső hengeres felületen alkalmazott gyémántszerszámos felületvasalás analitikai, kísérleti és numerikus vizsgálata volt a felületi érdesség és a feszültségi állapot változásának tekintetében. A dolgozatban bemutatott vizsgálatok célja az volt, hogy pontosabb képet adjanak a felületvasalás során érvényesülő fizikai folyamatokról és megalapozzák a technológia ipari alkalmazását támogató prediktív modellek kidolgozását.

A dolgozat első részében áttekintettem a hideg képlékeny alakítás tudományos alapjait, a releváns eljárástípusokat és a felületvasalással kapcsolatos tudományos előzményeket. A feldolgozott szakcikkek és kiemelt tanulmányok alapján rámutattam olyan tudományos ellentmondásokra és kutatási hiányterületekre, amelyek tisztázására és bővítésére a jelen disszertációs munka törekedett. A célkitűzések ismertetését követően bemutattam az alkalmazott vizsgálati módszereket, beleértve a mérés technikai eljárásokat, a numerikus modellalkotás eszközeit, valamint a teljes faktoriális kísérlettervezés alkalmazását.

A kutatómunka első szakaszában a felületvasalás kontaktmechanikai hátterének feltárása állt a vizsgálatok középpontjában. Ennek keretében megújítottam egy meglévő analitikai modellt, amely a szerszám és a munkadarab érintkezéséből származó érdességi jellemző előrejelzésére szolgál. Ezt követően létrehoztam egy valós geometriai viszonyokat figyelembe vevő végeselemes modellt, amellyel numerikusan vizsgáltam az alakváltozási folyamatokat és a kialakuló felületminőséget.

A kísérleti szakaszban teljes faktoriális kísérlettervezés alkalmazásával vizsgáltam a vasalóerő, az előtolás, a sebesség és a járatszám hatását több érdességi paraméterre vonatkozóan. A lefuttatott numerikus szimulációk eredményeit kiértékeltem, majd összevettem a kísérleti úton mért értékekkel, amelyek alapján megállapítottam, hogy a modell stabil technológiai feltételek mellett megfelelő prediktív pontossággal rendelkezik. Ezt követően a numerikus és mérési eredmények összehasonlítása alapján kidolgoztam egy új, korrekciós taggal bővített elméleti képletet, amely regressziós úton illeszkedik a vizsgált paramétertartományhoz, és figyelembe veszi a vasalási sebesség hatását is.

A felületintegritás mélyebb értelmezése érdekében kísérleti úton értékeltem a maradó feszültségi állapot alakulását, tangenciális és axiális irányban, röntgendiffrakciós mérések alapján. A numerikus szimulációk kiterjesztése révén pedig lehetőség nyílt a mélységi feszültségelfutás és az eloszlás homogenitásának vizsgálatára is, amely fontos támpontot nyújt fáradáskritikus alkatrészek megbízható tervezéséhez.

A dolgozatban ismertetett eredmények és megfogalmazott tézisek megalapozzák a felületvasalás paraméteroptymalizálását és numerikus előrejelzését. Az analitikai és szimulációs modellek adaptálhatósága révén a kutatás eredményei más anyagminőségekre is kiterjeszhetők, míg a jövőbeni továbbfejlesztések irányát a maradó feszültség elméleti előrejelzése, illetve a háromdimenziós szimulációs környezetre való modellkiterjesztés képezheti.

SUMMARY

The subject of my doctoral dissertation was the theoretical, experimental, and numerical investigation of diamond burnishing applied to external cylindrical surfaces, with a focus on changes in surface roughness and residual stress states. The aim of the research presented in the dissertation was to provide a more accurate understanding of the physical phenomena occurring during burnishing and to lay the groundwork for predictive models that support the industrial application of the technology.

In the first part of the dissertation, the scientific foundations of cold plastic deformation, relevant types of forming processes, and the state of the art in diamond burnishing were reviewed. Based on the reviewed scientific articles and selected studies, scientific contradictions and research gaps were identified, which the present work aimed to clarify and address. Following the statement of objectives, the applied research methods were introduced, including measurement techniques, the tools of numerical model development, and the implementation of full factorial experimental design.

The initial phase of the research focused on revealing the contact mechanical background of the burnishing process. Within this framework, an existing analytical model was revised to improve the prediction of surface roughness characteristics derived from the tool–workpiece interaction. Subsequently, a finite element model incorporating realistic geometric conditions was developed to numerically examine the plastic deformation processes and the resulting surface quality.

In the experimental phase, a full factorial design was used to investigate the effects of burnishing force, feed rate, speed, and number of passes on multiple roughness parameters. The results of the conducted numerical simulations were evaluated and compared with the experimentally measured values. Based on this comparison, it was concluded that the model provides adequate predictive accuracy under stable technological conditions. Thereafter, a new analytical formula was developed by incorporating a correction factor derived from the comparison of numerical and experimental results. The improved model, fitted by means of regression, accounts for the influence of burnishing speed within the examined parameter range.

To achieve a deeper understanding of surface integrity, the residual stress distribution was evaluated experimentally in both tangential and axial directions using X-ray diffraction. Through the extension of the numerical simulations, it also became possible to analyse the depth-wise

residual stress gradient and the homogeneity of its distribution—an essential aspect for the reliable design of fatigue-critical components.

The results and formulated theses presented in the dissertation provide a foundation for the optimization and numerical prediction of the burnishing process. Owing to the adaptability of the analytical and simulation models, the findings of this research can be extended to other material grades. Future research directions may include the theoretical prediction of residual stresses and the extension of the simulation framework into a three-dimensional environment.

IRODALOMJEGYZÉK

- [1] G. Bagyinszki and E. Bitay, Felületkezelés, Kolozsvár: Erdélyi Múzeum-Egyesület, 2009.
- [2] M. Tisza, Metallográfia, Miskolc-Egyetemváros: Miskolci Egyetemi Kiadó, 2002.
- [3] L. Bálint and L. Gribovszki, A gépgyártástechnológia alapjai, Miskolc-Egyetemváros: Miskolci Egyetemi Kiadó, 1975.
- [4] S. Dzionk, B. Scibiorski and W. Przybylski, "Surface texture analysis of hardened shafts after ceramic ball burnishing," *Materials*, vol. 12, no. 204, pp. 1-15, 2019.
- [5] M. Bourebia, A. Bouri, H. Hamadache, S. Achouri, L. Laouar, A. Gharbi, O. Ghelloudj and K. Bouhamla, "Energy Procedia", vol. 157, pp. 568-577, 2019.
- [6] T. Dyl, "The burnishing process of the stainless steel in aspect of the reduction roughness and surface hardening," *Journal of KONES Powertrain and Transport*, vol. 24, no. 3, pp. 63-69, 2017.
- [7] C. Felhő and G. Varga, "CAD and FEM modelling of theoretical roughness in diamond burnishing," *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, vol. 23, pp. 375-384, 2022.
- [8] J. Prohászka, Bevezetés az anyagtudományba, Budapest: Nemzeti Tankönyvkiadó, 1997.
- [9] T. Mikó, Alumínium-magnézium ötvözetek folyási viselkedése zömítés során, Ph.D. disszertáció (p. 109), Miskolc: Miskolci Egyetem, 2015.
- [10] L. Gribovszki, Gépipari megmunkálások, Budapest: Tankönyvkiadó Vállalat, 1977.
- [11] A. Nestler and A. Schubert, "Roller burnishing of particle reinforced aluminium matrix composites," *Metals*, vol. 8., no. 95, pp. 1-9, 2018.
- [12] M.R. Stalin John, N. Banerjee, K. Shrivastava and B.K. Vinayagam, "Optimization of roller burnishing process on EN-9 grade alloy steel using response surface methodology," *The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 39, pp. 3089-3101, 2017.
- [13] K. Li, X. Wu, L. Chen, D. Chen, G. Zhu, Q. Shen and J.H. Yoon, "Residual stress and microstructure characterization of 34CrMo4 Steel modified by shot peening," *Scanning*, vol. 11, pp. 1-8, 2020.
- [14] Y. Kato, M. Omiya and H. Hoshino, "Modelling of particle behavior in shot peening process," *Journal of Mechanical Engineering and Automation*, vol. 4., no. 3, pp. 83-91, 2014.
- [15] M. Benaissa, F. Benkhenafou, A. Ziadi, L.B. Peral Martinez, F.J. Belzunce and L. Douadji, "The effects of shot peening on the surface characteristics of 35NCD16

- alloy steel,” *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*, vol. 64, no. 3, pp. 199-206, 2020.
- [16] A. Kulakowska and L. Bohdal, ”Researches and simulation of elastic recovery phenomena during roller burnishing process of macro-asperities of surface,” *Materials*, vol. 13, pp. 1-19, 2020.
- [17] J. Kodácsy, G. Balogh and F. Lór, ”Síkfelületek felülethengerlése mágneses térben,” *Fiatal Műszakiak Tudományos Ülésszaka*, pp. 17-20, 1999.
- [18] M. Kowalik and T. Trzepiecinski, ”A method of increasing the depth of the plastically deformed layer in the roller burnishing process,” *Proceedings of the 21st International ESAFORM Conference on Material Forming*, pp. 1-7, 2018.
- [19] V. Yu Blumenstein and K.P. Petrenko, ”Influence of roller burnishing parameters on depletion of plasticity reserve,” *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 126, pp. 1-10, 2015.
- [20] A. Skoczylas and K. Zaleski, ”Selected properties of the surface layer of C45 steel parts subjected to laser cutting and ball burnishing,” *Materials*, vol. 13, pp. 1-19, 2020.
- [21] A. Saldana-Robles, H. Plascencia-Mora, E. Aguilera-Gomez, A. Saldana-Robles, A. Marquez-Herrera and J.A. Diosdado-De la Pena, ”Influence of ball-burnishing on roughness, hardness and corrosion resistance of AISI 1045 steel,” *Surface & Coatings Technology*, vol. 339, pp. 191-198, 2018.
- [22] P. Baland, L. Tabourot, F. Degre and V. Moreau, ”An investigation of roller burnishing through finite element simulation and experiments,” *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 65, pp. 29-36, 2013.
- [23] S. Neagu-Ventzel, L. Luca, S. Cioc, M. Schuster, J. Pillar and I. Marinescu, ”FE 3D burnishing model,” *ASME 2002 International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, pp. 1-8, 2002.
- [24] A. Abodena, ”Optimization of surface roughness of brass by burnishing,” *The International Journal of Engineering and Information Technology*, vol. 5, no. 2, pp. 90-96, 2019.
- [25] H. Luo, J. Liu, L. Wang and Q. Zhong, ”The effect of burnishing parameters on burnishing force and surface microhardness,” *International Journal of Manufacturing Technology*, vol. 28, pp. 707-713, 2006.
- [26] X. Wang, L. Zhu, Z. Zhou, G. Liu, E. Liu, Z. Zeng and X. Wu, ”Tribological properties of WC-reinforced Ni-based coatings under different lubricating conditions,” *Journal of Thermal Spray Technology*, vol. 24, no. 7, pp. 1-10, 2015.
- [27] J.A. Travieso-Rodriguez, G. Gomez-Gras, G. Dessen, F. Carrillo, J. Alexis, J. Jorba-Peiro and N. Aubazac, ”Effects of a ball-burnishing process assisted by vibrations in G10380 steel specimens,” *International Journal of Manufacturing Technology*, pp. 1-9, 2015.
- [28] M. Salahshoor and Y.B. Guo, ”Surface integrity of biodegradable Magnesium-Calcium orthopedic implant by burnishing,” *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*, vol. 4, pp. 1888-1904, 2011.
- [29] S. Summers, E. Nigh, K. Sabeh and R. Robinson, ”Clinical and radiographic outcomes of total hip replacement with a 3-part metaphyseal osseointegrated

- titanium alloy stem enhanced with low plasticity burnishing: a mean 5-year follow-up study,” *Arthroplasty Today*, vol. 5, pp. 352-357, 2019.
- [30] D. Vukelic, D. Miljanic, S. Randjelovic, I. Budak, D. Dzunic, M. Eric and M. Pantic, “A burnishing process based on the optimal depth of workpiece penetration,” *MATEC9*, vol. 47, no. 1, pp. 43-51, 2013.
- [31] M. Posdich, R. Stöckmann, F. Morczinek and M. Putz, “Investigation of a plain ball burnishing process on differently machined aluminium EN AW 2007 surfaces,” *MATEC Web of Conferences*, vol. 190, pp. 1-7, 2018.
- [32] P. Kumara, V. Vijendra Bhat and G.K. Purohit, “Effect of ball burnishing medium on the surface characteristics of free machining brass,” *Journal of Modern Manufacturing Systems and Technology*, vol. 4, no. 1, pp. 110-116, 2020.
- [33] C. Amini, R. Jerez-Mesa, J.A. Travieso-Rodriguez, J. Lluma and A. Estevez-Urra, “Finite element analysis of ball burnishing on ball-end milled surfaces considering their original topology and residual stress,” *Metals*, vol. 10, no. 638, pp. 1-16, 2020.
- [34] A. Estevez-Urra, J. Lluma, R. Jerez-Mesa and J.A. Travieso-Rodriguez, “Monitoring of processing conditions of an ultrasonic vibration-assisted ball-burnishing process,” *Sensor*, vol. 20, no. 2562, pp. 1-13, 2020.
- [35] V. Mertinger, J. Sólyom and M. Benke, “Monocap optika alkalmazása röntgendiffrakciós vizsgálatoknál,” *Anyagvizsgálók Lapja*, pp. 60-64, 2012.
- [36] M. Benke, J. Sólyom, V. Mertinger and D. Cseh, “ θ - 2θ röntgen-diffraktométer detector degradációjának vizsgálata és orvoslása,” *Anyagvizsgálók Lapja*, pp. 65-73, 2012.
- [37] M. Korzynski, “Modeling and experimental validation of the force-surface roughness relation for smoothing burnishing with a spherical tool,” *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 47, pp. 1956-1964, 2007.
- [38] A. Akkurt, “Comparison of roller burnishing method with other hole surface finishing processes applied on AISI 304 austenitic stainless steel,” *JMEPEG*, vol. 20, pp. 960-968, 2011.
- [39] S. Dzionk, W. Przybylski and B. Scibiorski, “The possibilities of improving the fatigue durability of the ship propeller shaft by burnishing process,” *Machines*, vol. 8, no. 63, pp. 1-17, 2020.
- [40] M. Voith, “A képlékenyalakítás elmélete,” Miskolc: Miskolci Egyetemi Kiadó, 1998.
- [41] M. Seleznev, A. Weidner and H. Biermann, “On the formation of ridges and burnished debris along internal fatigue crack propagation in 42CrMo4 steel,” *FFEMS*, vo. 43, pp. 1567-1582, 2020.
- [42] H. Basak, M.T. Ozkan and I. Toktas, “Experimental research and ANN modelling on the impact of the ball burnishing process on the mechanical properties of 5083 Al-Mg material,” *Kovove Mater.*, vol. 57, pp. 61-74, 2019.
- [43] H. Luo, J. Liu, L. Wang and Q. Zhong, “Investigation of the burnishing process with PCD tool on non-ferrous metals,” *International Journal of Manufacturing Technology*, vol. 25, pp. 454-459, 2005.

- [44] A. Rodriguez, A. Calleja, L.N. Lopez de Lacalle, O. Perieira, H. Gonzalez, G. Urbikain and J. Laye, "Burnishing of FSW aluminium Al-Cu-Li components," *Metals*, vol. 9, no. 260, pp. 1-16, 2019.
- [45] A. Sequera, C.H. Fu, Y.B. Guo, and X.T. Wei, "Surface integrity of inconel 718 by ball burnishing," *JMEPEG*, vol. 23, pp. 3347-3353, 2014.
- [46] T. Li, M. Uddin and G. Stevens, "Effect of ball burnishing on surface roughness, wettability, mechanical integrity and antifouling resistance of UHMWPE," *Surface & Coatings Technology*, vol. 476, pp. 1-11, 2024.
- [47] E. Brinksmeier, M. Garbrecht and D. Meyer, "Cold surface hardening," *CIRP Annals – Manufacturing Technology*, vol. 57, pp. 541-544, 2008.
- [48] F. Gharbi, S. Sghaier, K.J. Al-Fadhalah, and T. Benameur, "Effect of Ball Burnishing Process on the Surface Quality and Microstructure Properties of AISI 1010 Steel Plates," *JMEPEG*, vol. 20, pp. 903-910, 2011.
- [49] D. Mahajan and R. Tajane, "A review on ball burnishing process," *International Journal of Scientific and Research Publications*, vol. 3, no. 4, pp. 1-8, 2013.
- [50] G. Varga., B. Sovilj and I. Pasztor, "Experimental Analysis of Sliding Burnishing," *Academic Journal of Manufacturing Engineering*, vol. 11, no. 3, pp. 6-11, 2013.
- [51] J.T. Maximov, G.V. Duncheva, A.P. Anchev and M. D. Ichkova, "Slide burnishing—review and prospects," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 104, pp. 785-801, 2019.
- [52] A. Bougharriou, W. Bouzid and K. Sai, "Analytical modeling of surface profile in turning and burnishing," *International Journal of Manufacturing Technology*, vol. 75, pp. 547-558, 2014.
- [53] MH. El-Axir, O.M. Othman and A.M. Abodiena, "Improvements in out-of-roundness and microhardness of inner surfaces by internal ball burnishing process," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 196, pp. 120-128, 2008.
- [54] J. Huuki, M. Hornborg and J. Juntunen, "Influence of Ultrasonic Burnishing Technique on Surface Quality and Change in the Dimensions of Metal Shafts," *Hindawi Publishing Corporation: Journal of Engineering*, pp. 1-8, 2014.
- [55] M. Korzynski, "A model of smoothing slide ball-burnishing and an analysis of the parameter interaction," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 209, pp. 625-633, 2009.
- [56] V.P. Kuznetsov, I. Yu. Smolin, A.I. Dmitriev, D.A. Konovalov, A.V. Makarov, A.E. Kiryalov and A.S. Yurovskikh, "Finite element simulation of nanostructuring burnishing," *Physical Mesomechanics*, vol. 16, no. 1, pp. 62-72, 2013.
- [57] M. Korzynski, J Lubas, S. Swirad and K. Dudek, "Surface layer characteristics due to slide diamond burnishing with a cylindrical-ended tool," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 211, pp. 84-94, 2011.
- [58] B. Sachin, S. Narendranath and D. Chakradhar, "Sustainable diamond burnishing of 17-4 PH stainless steel for enhanced surface integrity and product performance by using a novel modified tool," *Materials Research Express*, vol. 6, pp. 1-15, 2019.

- [59] F.J. Shiou, S.J. Huang, A.J. Shih, J. Zhu and M. Yoshino, "Fine surface finish of a hardened stainless steel using a new burnishing tool," *Procedia Manufacturing*, vol. 10, pp. 208-217 2017.
- [60] S. Randjelovic, B. Tadic, P.M. Todorovic, D. Vukelic, D. Miloradovic, M. Radenkovic and Christos Tsiafis, "Modelling of the ball burnishing process with high-stiffness tool," *International Journal of Manufacturing Technology*, pp. 1-10, 2015.
- [61] M.R. Stalin-John, P. Suresh, D. Raguraman and B.K. Vinayagam, "Surface characteristics of low plasticity burnishing for different materials using lathe," *Arab J. Sci. Eng.*, vol. 39, pp. 3209-3216, 2014.
- [62] A.J. Sánchez Egea, A. Rodríguez, D. Celentan, A. Calleja and L.N. Lopez de Lacalle, "Joining metrics enhancement when combining FSW and ball-burnishing in a 2050 aluminium alloy," *Surface & Coatings*, pp. 1-9, 2019.
- [63] J. Sharma and J. Kapoor, "To investigate the effect of burnishing parameters on the surface finish and surface hardness of aluminium 7075 cylinder liners," *IJAMR*, vol. 9, no. 2, pp. 43-47, 2017.
- [64] J.A. Travieso-Rodríguez, H. González-Rojas, G. Gomez-Graz, "Ball-burnishing process influence on hardness and residual stresses of aluminium A92017," *OATAO*, vol.10, pp. 1-5, 2013.
- [65] H. Amdouni, H. Bouzaiene, A. Montagne, A. Van Gorp, Th. Coorevits, M. Nasri and A Iost, "Experimental study of a six new ball-burnishing strategies effects on the Al-alloy flat surfaces integrity enhancement," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 90, pp. 2271-2282, 2017.
- [66] J.A. Travieso-Rodríguez, G. Dessein and H.A. Gonzales-Rojas, "Improving the surface finish of concave and convex surfaces using a ball burnishing process," *OATAO*, pp. 1494-1502, 2011.
- [67] C. Felhő and G. Varga, "2D FEM investigation of residual stress in diamond burnishing," *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, vol. 6, no. 123, pp. 1-16, 2022.
- [68] L. Galda and D. Pajak, "Analysis of the application of SiC ceramics as a tool material in the slide burnishing process," *TIAM*, pp. 45-57, 2022.
- [69] A. Thesleff, M Arti-Catalan and R. Branemark, "Low plasticity burnishing improves fretting fatigue resistance in bone-anchored implants for amputation prostheses," *Medical Engineering and Physics*, vol. 100, pp. 1-12, 2022.
- [70] J. Molenda and A. Charchalis, "The use of thermography in preliminary research on temperature of burnishing," *Journal of KONBiN*, vol. 52, no. 2, pp. 143-162, 2022.
- [71] A. Torres, N. Cuadrado, J. Lluma, M. Vilaseca, J.A. Travieso-Rodríguez, "Influence if the stainless-steel microstructure on tribological behavior and surface integrity after ball burnishing," *Materials*, vol. 15, no. 8829, pp. 1-12, 2020.
- [72] A. Skoczylas, K. Zaleski, J. Matuszak, K. Ciecielag, R. Zaleski and M. Gorgol, "Influence of slide burnishing parameters on the surface layer properties of stainless steel and mean positron lifetime," *Materials*, vol. 15, no. 8131, pp. 2022.

- [73] H. Kato, W. Hirokawa, Y. Todaka and K. Yasunaga, "Improvement in surface roughness and hardness for carbon steel by slide burnishing process," *Materials Sciences and Applications*, vol. 12, pp. 171-181, 2021.
- [74] R. Kluz, M. Bucior, A. Dzierwa, K. Antosz, W. Bochnowski and K. Ochal, "Effect of diamond burnishing on the properties of FSW joints of EN AW-2024 aluminium alloy," *Applies Sciences*, vol. 13, no. 1305, pp. 1-19, 2023.
- [75] P. Cui, Z. Liu, X. Yao and Y. Cai, "Effect of ball burnishing pressure on surface roughness by low plasticity burnishing Inconel 718 pre-turned surface," *Materials*, vol. 15, no. 8067, pp. 1-14, 2022.
- [76] Z. Kanovic, D. Vukelic, K. Simunovic, M. Prica, T. Saric, B. Tadic and G. Simunovic, "The modelling of surface roughness after the ball burnishing process with a high-stiffness tool by using regression analysis, artificial neural networks, and support vector regression," *Metals*, vol. 12, no. 320, 2022.
- [77] K.M. Atia, S.Z. El-Abden, M.N. El-Sheikh and W.W. Marzouk, "An investigation into a conventional spinning process combined with flow forming with simultaneously burnishing process," *Journal of Advanced Engineering Trends*, vol. 40, no. 1, pp. 97-107, 2021.
- [78] C. Amini, R. Jerez-Mesa, J.A. Travieso-Rodriguez, h. Mousavi, J. Lluma-Fuentes, M.D. Zandi and S. Hassanifard, "Ball burnishing of friction stir welded aluminium alloy 2024-T3: experimental and numerical studies," *Metals*, vol. 12, no. 1422, pp. 1-21, 2022.
- [79] I. Bobrovskij, N. Bobrovskij, A. Khaimovich and A.J. Travieso-Rodriguez, "Impacts of surface structure and nature of friction on energy-force efficiency of surface plastic deformation during burnishing," *Metals*, vol. 12, no. 1568, pp. 1-15, 2022.
- [80] J. Schubnell and M. Farajian, "Fatigue improvement of aluminium welds by means of deep rolling and diamond burnishing," *Welding in the World*, vol. 66, pp. 699-708, 2022.
- [81] B. Sachin, C.M. Rao, G.M. Naik and N.P. Puneet, "Influence of slide burnishing process on the surface characteristics of precipitation hardenable steel," *SN Applied Sciences*, vol. 3, no. 223, pp. 1-13, 2021.
- [82] R.O. Vaishya, V. Sharma, V. Mishra, A. Gupta, M. Dhanda, R.S. Walia, M. Kumar, A.D. Oza, D.D. Burduhos-Nergis and D.P. Buruos-Negriz, "Mathematical modelling and experimental validation of surface roughness in ball burnishing process," *Coatings*, vol. 12, no. 1506, pp. 1-15, 2022.
- [83] J. Rue- Mascarell, E. Velasquez-Corral, J.A. Marques-Salvador, J.A. Travieso-Rodriguez and R. Jerez-Mesa, "Influence of the burnishing process on the surface roughness of inclined surfaces of pieces manufactured in X40CrMoV5," *DYNA*, vol. 1, pp. 1-8, 2021.
- [84] E. Velazquez-Corral, V. Wagner, R. Jerez-Mesa, K. Delbe, J. Lluma, J.A. Travieso-Rodriguez and G. Dessen, "Wear resistance and friction analysis of Ti6Al4V cylindrical ball-burnished specimens with and without vibration resistance," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 1-12, 2023.

- [85] P.G. Benardos and G.C. Vosniakos, "Predicting surface roughness in machining: a review," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 43, pp. 833-844, 2003.
- [86] ISO4288:1996, *Geometrical product specifications (GPS) – Surface Texture: Profile*, 1996.
- [87] D.W. Lee and S.S. Cho, "Comparison of X-Ray residual stress measurements of rolled steels," *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, vol. 12, no. 6, pp. 1001-1008, 2011.
- [88] N. Zirigh, V. Mertinger, M. Benke and D. Cseh, "Maradó feszültség mérése sínfej felületén röntgendiffrakciós módszerrel," *Anyagmérnöki Tudományok*, vol. 38, no. 1, pp. 359-369, 2013.
- [89] C. Felhő, "Az elméleti érdekesség analitikus modellezése néhány jellegzetes gépipari megmunkáló eljárásnál," *Multidiszciplináris Tudományok*, vol. 12, no. 5, pp. 164-185, 2022.
- [90] I.N. Sneddon, "The relation between load and penetration in the axisymmetric Boussinesq problem for a punch of arbitrary profile," *Int. J. Engr. Sci.*, vol. 3, pp. 47-57, 1965.
- [91] R.S. Bradley, "The cohesive force between solid surfaces and the surface energy of solids," *Philosophical Magazine*, vol. 13, no. 86, pp. 853-862, 1932.
- [92] K.L. Johnson, K. Kendall and A.D. Roberts, "Surface energy and the contact of elastic solids," *Proc. R. Soc. Lond. A.*, vol. 324, pp. 301-313, 1971.
- [93] B.V. Derjaguin, V.M. Muller and Y.P. Toporov, "Effect of contact deformations on the adhesion of particles," *Journal of Colloid and Interface Science*, vol. 53, no. 2, pp. 314-326, 1975.
- [94] G.G. Adams and M. Nosonovsky, "Contact modelling – forces," *Tribology International*, vol. 33, pp. 431-442, 2000.
- [95] M.R. Stalin John, A. Welsoon Wilson, A. Prasad Bhardwaj, Avinav Abraham and B.K. Vinayagam, "An investigation of ball burnishing process on CNC lathe using finite element analysis," *Simulation Modelling Practice and Theory*, vol. 62, pp. 88-101, 2016.
- [96] W. Bouzid Sai and K. Sai, "Finite element modeling of burnishing of AISI 1042 steel," *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 25, pp. 460-465, 2005.
- [97] C. Felhő and G. Varga, "CAD and FEM modelling of theoretical roughness in diamond burnishing," *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, vol. 23, pp. 375-384, 2022.
- [98] Z. Guo, M. Hao, L. Jiang, D. Li, Y. Chen and L. Dong, "A modified Hertz model for finite spherical indentation inspired by numerical simulations," *European Journal of Mechanics*, vol. 83, pp. 1-13, 2020.
- [99] C.E. Wu, K.H. Lin and J.Y. Juang, "Hertzian load–displacement relation holds for spherical indentation on soft elastic solids undergoing large deformations," *Tribology International*, vol. 97, pp. 71-76, 2016.
- [100] A. Baksa, *Érintkezési feladatok numerikus vizsgálata*, Ph.D. disszertáció (p. 165), Miskolc: Miskolci Egyetem, 2005.

- [101] Sz.D. Ponomarjov, V.L. Bidermann, K.K. Liharjev, V.M. Makusin, N.N. Malinyin and V.I. Feodoszjev, Szilárdsági számítások a gépészetben, Budapest: Műszaki Könyvkiadó, 1965.
- [102] D. Ngo, D. Khatri and C. Daraio, "Highly nonlinear solitary waves in chains of ellipsoidal particles," *Phys. Rev.*, vol. 84, pp. 1-21, 2011.
- [103] J.A. Greenwood, "Formulas for moderately elliptical Hertzian contacts," *Journal of Tribology*, vol. 30, no. 3, pp. 235-237, 1997.
- [104] F.L. Li, W. Xia, Z.Y. Zhou, J. Zhao and Z.Q. Tang, "Analytical prediction and experimental verification of surface roughness during the burnishing process," *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 62, pp. 76-75, 2012.
- [105] K. Han, D. Zhang, C. Yao, L. Tan, Z. Zhou and Y. Zhou, "Analytical modeling of through depth strain induced by deep rolling," *Journal of Strain Analysis*, pp. 1-12, 2021.
- [106] W. Bouzid, O. Tsoumarev and K. Sai, "An investigation of surface roughness of burnished AISI 1042 steel," *International Journal of Manufacturing Technology*, vol. 24, pp. 120-125, 2004.
- [107] D. Molnár, "Öntvények dermedésének véges-elemes szimulációja," *Fiatal Műszakiak Tudományos Ülésszaka*, pp. 267-270, 2003.
- [108] V. Gál, "A mérethatás végelelemes vizsgálata az alakítási határgörbék felvételénél," *Acta Materialia Transylvanica*, vol. 3, no. 2, pp. 65-69, 2020.
- [109] Á. Bertók, V. Gonda and K. Széll, "Mélyhúzás végelelemes modellezésének technológiai és elméleti felhasználása," *Műszaki Tudományos Közlemények*, vol. 8, pp. 51-54, 2019.
- [110] S. Swamy, P.Usha, A. Meheta, M. Al-Fatlawi, H.P. Thethi, B. Pratap and D. Bandhu, "A review of numerical simulation and modelling in high strain rate deformation processes," *E3S Web of Conferences*, vol. 505, pp. 1-15, 2024.
- [111] P. Tamás, A. Bojtos, A. Décsei-Paróczy and R.T. Fekete, *Végelelemes módszerek*, Budapest: BME MOGI, 2014.
- [112] T. Mankovits and D. Huri, *Modellezés és szimuláció (a lineáris rugalmasságtan és a végelelem-módszer)*, Debrecen: Debreceni Egyetem, 2015.
- [113] I. Bojtár, *Mechanika – MSc*, Budapest: BME Tartószerkezetek Mechanikája Tanszék, 2010.
- [114] L. Horváth, *Folyásgörbe meghatározás módszerei*, Budapest: Óbudai Egyetem, 2005.
- [115] D.G. Szőke, M.L. Kölős, R. Borbély and G.J. Béres, "Síkalakváltási nyomóvizsgálat alkalmazhatósága vékony lemezek esetén," *Gradus*, vol. 10, no. 2, pp. 1-11, 2023.
- [116] R. Stöckmann and M. Putz, "Modelling of surface formation mechanism during burnishing of aluminium," *17th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations*, vol. 82, pp. 450-454, 2019.
- [117] L. Dénes, *Új furnéralapú termék kifejlesztése kísérlettervezéssel*, Ph.D. disszertáció (p. 131), Sopron: Nyugat-Magyarországi Egyetem, 2005.

- [118] G. Varga, "Possibility to increase the life time of surfaces on parts by the use of diamond burnishing process," *Key Engineering Materials*, vol. 686, pp. 100-107, 2016.
- [119] L. Csorba, *Bevezetés a kutatásba*, Gödöllő: Gödöllői Agrártudományi Egyetem, pp. 54-87, 1998.
- [120] F. Finszter, P. Aradi, A. Czmerk, Z. Németh, K. Wenzel Gerófy and A. Halmai, *Járműipari tesztelés és jóváhagyás*, Budapest: BME MOGI, 2014.
- [121] Z.C. Johanyák, *Bevezetés a kísérletmódszertanba*, Kecskemét: Kecskeméti Főiskola, 2002.
- [122] ISO4287:1997, Geometrical Product Specifications (GPS) – Surface texture: Profile method – Indication of surface texture, 1997.
- [123] MSZ EN 21432:2019, Roncsolásmentes vizsgálatok. A maradó feszültség elemzésének röntgensugaras diffrakciós vizsgálati módszere; Non-destructive Testing. Test Method for Residual Stress analysis by X-ray Diffraction
- [124] H. Khanna and H. Singh, "Burnishing process for surface enhancement in manufacturing industry: a comprehensive review," *International Refreed Journal of Engineering and Science*, vol. 13, pp. 101-109, 2024.
- [125] S. Dhara, D.J. Hughes, S. Huband, S. Taylor and S. Hazra, "An X-ray diffraction study of the influence of linear and changing strain paths on strain and texture evolution in AA6111-T4 aluminium alloy sheets," *MTLA*, vol. 38, 1-21, 2024.
- [126] M. Kucerakova, S. Vratislav, L. Kalvoda, J. Capek, K. Dragounova1 and J. Cech, "Neutron and X-Ray diffraction texture analysis of novel Al-Si-Mg alloy," *18th International Conference on Textures of Materials: IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, vol. 375, pp. 1-6, 2018.
- [127] T. Ungár, "Microstructural parameters from X-ray diffraction peak broadening," *Scripta Materialia*, vol. 54, pp. 777-781, 2004.
- [128] M. Bereznai, *Vékonyrétegek építése nitrogen és argon háttérgázban molibdén, volfrám, szén és bór-karbid céltárgyak impulzuslézeres ablációjával*, Ph.D. disszertáció (p. 126), Szeged: Szegedi Tudományegyetem, 2011.
- [129] L.L. Meisner, A.I. Lotkov, M.G. Ostapenko and E.Y. Gudimova, "X-ray diffraction study of residual elastic stress and microstructure of near-surface layers in nickel-titanium alloy irradiated with low-energy high-current electron beams," *Applied Surface Science*, vol. 280, pp. 398-404, 2013.

AZ ÉRTEKEZÉS TÉMÁJÁBAN MEGJELENT JELENTŐSEBB PUBLIKÁCIÓK

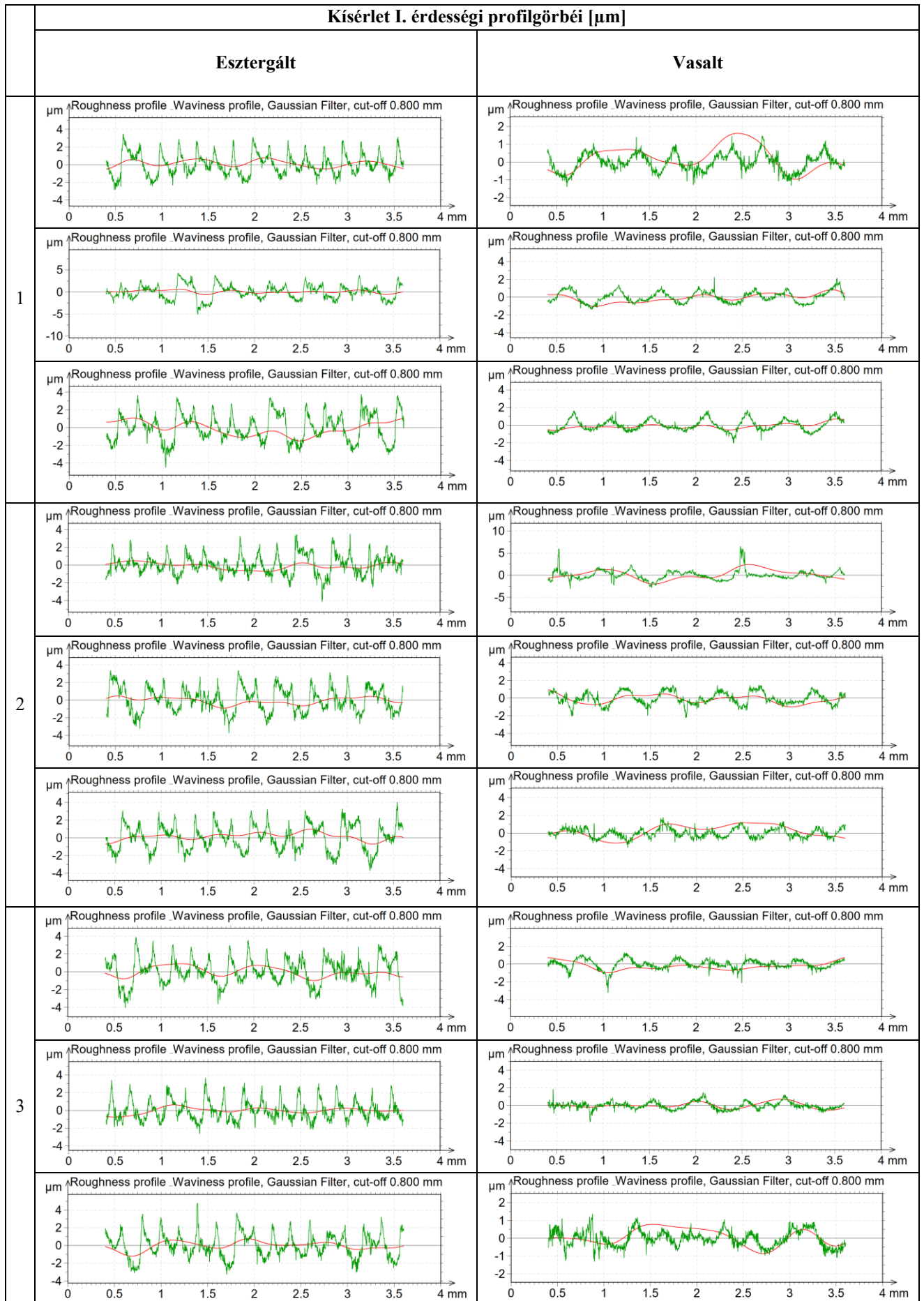
- [S1] G. Varga and V. Ferencsik, "Analysis of Surface Topography of Diamond Burnished Aluminium Alloy Components," *Lecture Notes in Mechanical Engineering*, vol. 12, pp. 143-154, 2017.
- [S2] G. Varga and V. Ferencsik, "Examination of Residual Stresses on Diamond Burnished Cylindrical Surfaces," *Rezanie I Instrument V Tekhnologiceskikh Sistemakh*, vol. 87, no. 1, pp. 18-27, 2017.
- [S3] G. Varga and V. Ferencsik, "Investigation of the Influence of Different Burnishing Parameters on Shape Correctness and Residual Stresses," *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 448, pp. 1-8, 2018.
- [S4] V. Ferencsik and G. Varga, "Gyémántszerszámos Vasalás Okozta Feszültségállapot-változás Vizsgálata Röntgendiffrakciós Módszerrel," *Gépgyártás*, vol. 58, no. 1-2, pp. 33-39, 2019.
- [S5] V. Ferencsik and V. Gál, "FE Investigation of Surface Burnishing Technology," *Rezanie I Instrument V Tekhnologiceskikh Sistemakh*, vol. 93, pp. 3-8, 2020.
- [S6] V. Ferencsik and G. Varga, "Examination of Surface State-Change on Diamond Burnished Aluminium Components," *Proceedings of the International Symposium for Production Research*, vol. 47, pp. 535-544, 2020.
- [S7] V. Ferencsik and V. Gál, "A Vasalóerő Átlagos Felületi Érdességre Gyakorolt Hatásának Vizsgálata," *Multidiszciplináris Tudományok: A Miskolci Egyetem Közleménye*, vol. 11, no. 4, pp. 139-143, 2021.
- [S8] V. Ferencsik and G. Varga, "The Influence of Diamond Burnishing Process Parameters on Surface Roughness of Low-Alloyed Aluminium Workpieces," *Machines*, vol. 10, no. 7, pp. 1-11, 2022. (IF: 2,6)
- [S9] G. Varga and V. Ferencsik, "Investigation of the Effect of Surface Burnishing on Stress Condition and Hardening Phenomena," *Tehnicki Vjesnik-Technical Gazette*, vol. 29, no. 4, pp. 1247-1253, 2022. (IF: 0,9)
- [S10] V. Ferencsik "Modelling of the Impact of Burnishing Force on Average Surface Roughness" *Multidiszciplináris Tudományok: A Miskolci Egyetem Közleménye*, vol. 13, no. 3, pp. 106-113, 2023.
- [S11] V. Ferencsik "FEM Investigation of the Roughness and Residual Stress of Diamond Burnished Surface" *Journal of Experimental and Theoretical Analysis*, vol. 2, no. 4, pp. 80-90, 2024.
- [S12] V. Ferencsik "Az Elméleti Érdesség Analitikus Elemzése Külső Hengeres Felület Vasalása Esetén," *Multidiszciplináris Tudományok: A Miskolci Egyetem Közleménye*, vol. 14, no. 4, pp. 229-238, 2024.

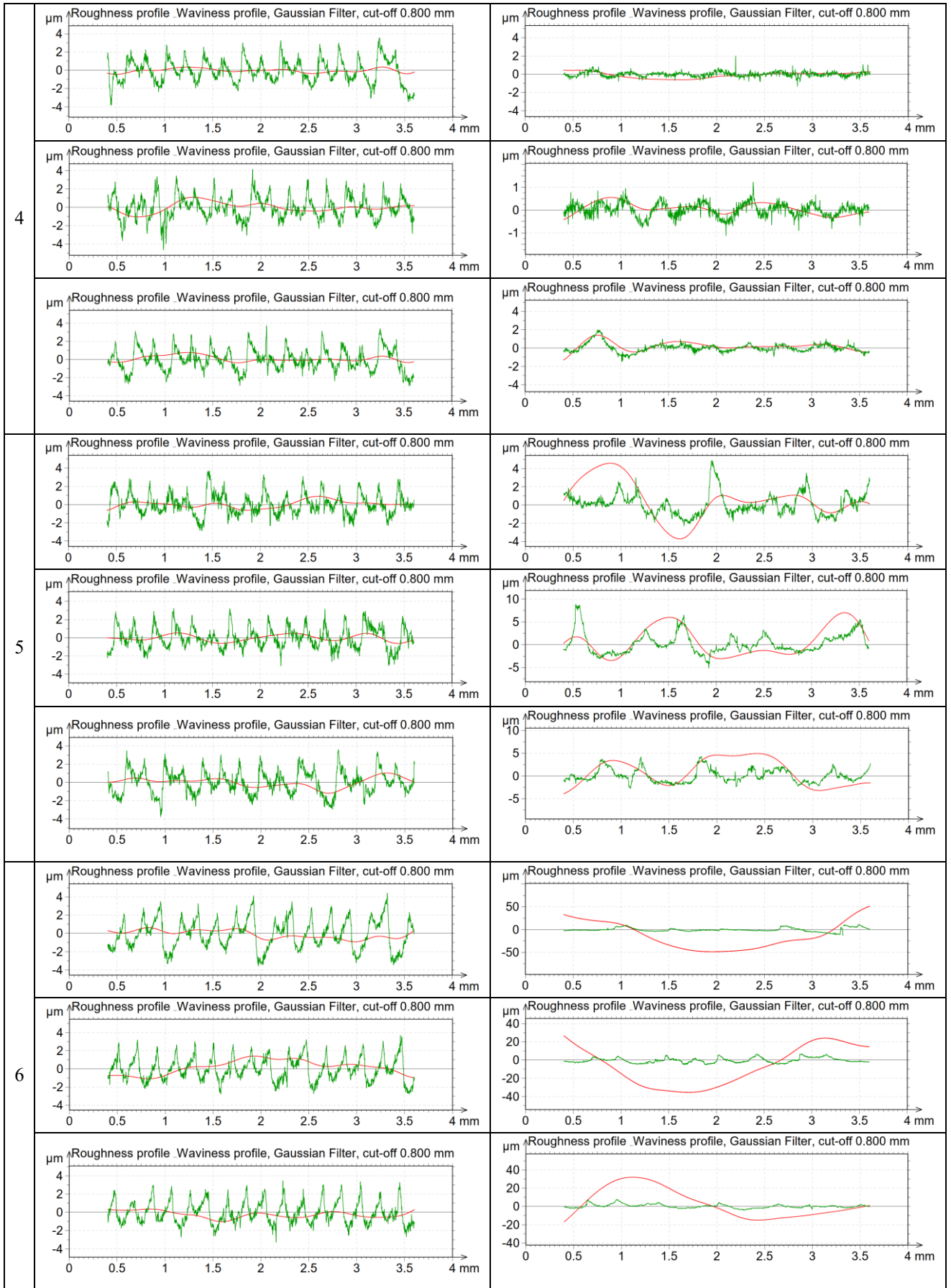
MELLÉKLETEK

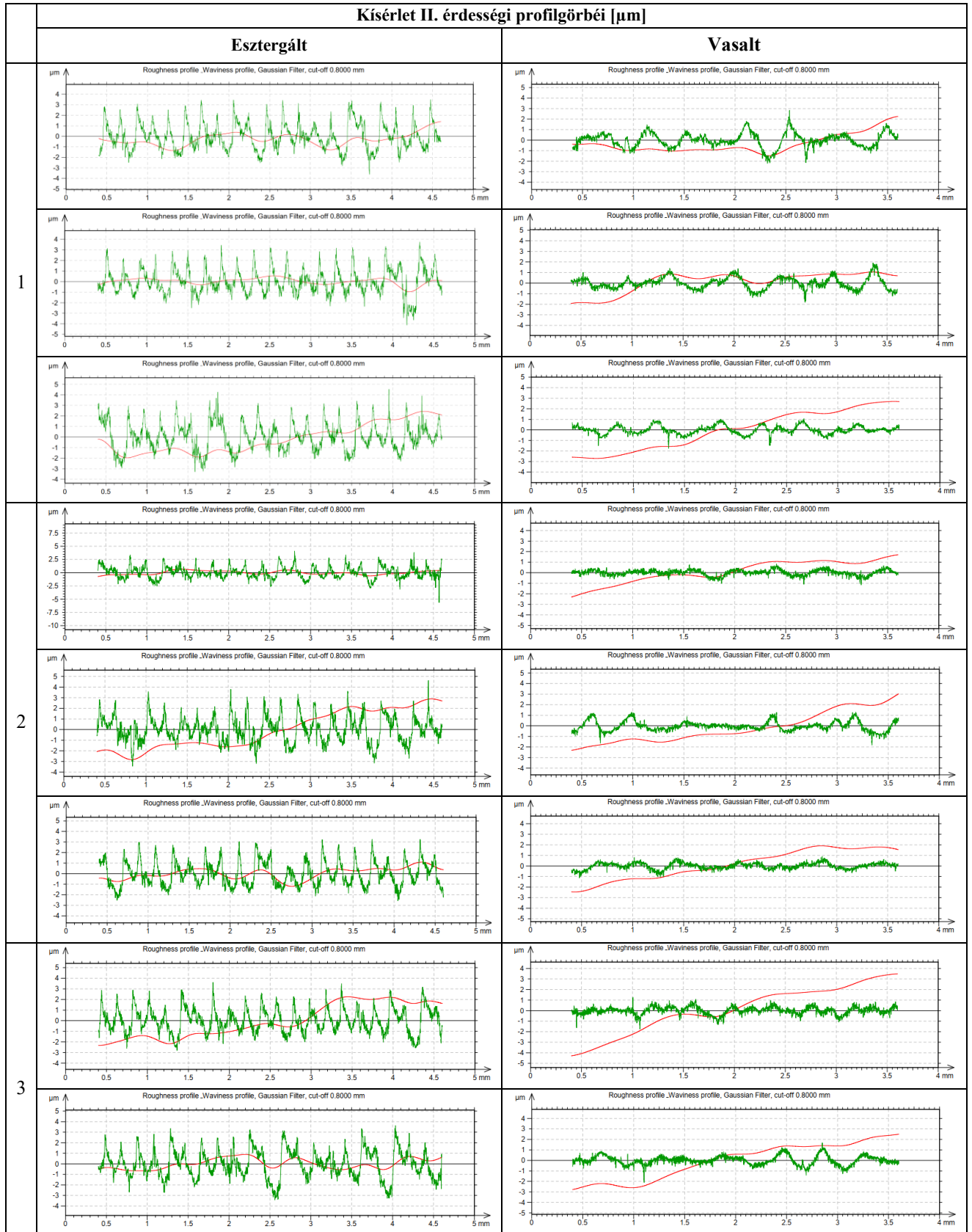
M1. A mért felületi érdesség

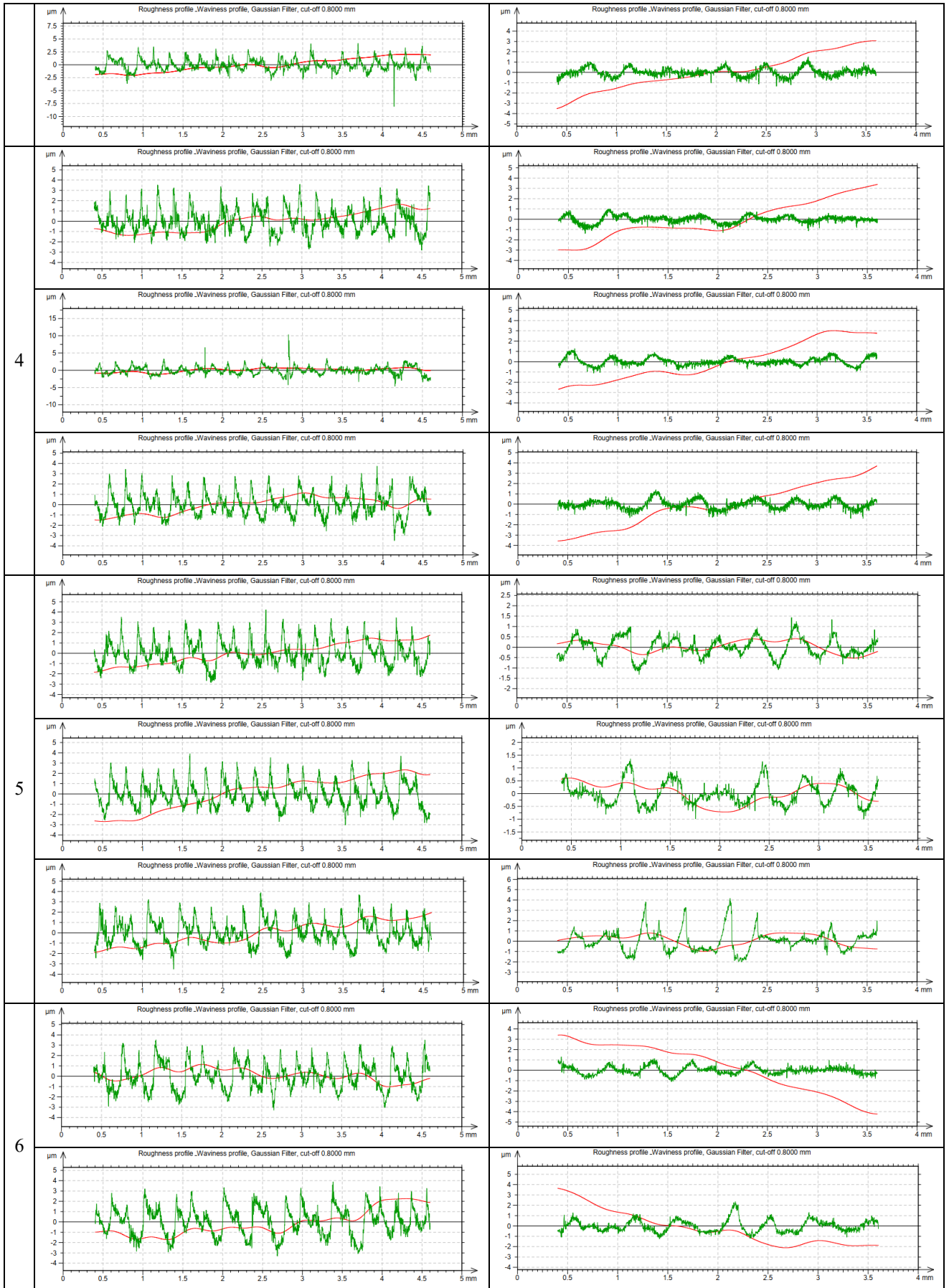
Kísérlet I.												
Ssz.	Ra [μm]				Rz [μm]				Rt [μm]			
	Esztergált		Vasalt		Esztergált		Vasalt		Esztergált		Vasalt	
1	0,9261	1,1226	0,4080	0,3457	5,2254	6,0651	2,511	2,7207	5,9967	7,4429	2,866	3,4059
	1,2265		0,5260		6,8827		2,863		8,6410		3,598	
	1,2153		0,5112		6,0873		2,788		7,6909		3,754	
2	0,9773	0,9450	0,1903	0,2516	6,4904	6,0100	2,934	2,5422	7,6347	7,1770	4,532	3,6195
	0,9493		0,2237		5,2835		2,456		6,1206		3,681	
	0,9084		0,3409		6,2561		2,236		7,7757		2,646	
3	1,0951	0,9947	0,4007	0,3599	5,6936	5,9639	6,510	1,9799	6,1366	7,1138	9,522	3,0610
	0,8676		0,3206		6,1669		3,122		7,0817		3,699	
	1,0214		0,3585		5,9743		2,580		6,9659		3,369	
4	1,0309	1,0679	0,7753	0,5875	5,7325	5,9449	2,023	4,0704	6,8719	6,7281	3,351	5,5299
	1,1278		0,5767		6,4520		1,728		8,3176		2,344	
	1,0451		0,4105		5,7071		2,188		6,1521		3,488	
5	0,8279	1,0118	2,2999	1,8215	5,4249	5,8470	5,349	8,9717	6,3029	6,9308	7,178	16,2023
	1,0780		1,3673		5,4928		9,119		6,2746		13,971	
	1,1297		1,7974		6,1489		5,658		7,4047		7,013	
6	1,2572	1,0622	2,9962	2,2249	6,9516	6,1230	13,628	10,3915	7,5682	6,7881	23,859	15,7811
	0,9883		2,1924		5,6393		9,943		6,2320		11,866	
	0,9413		1,5160		5,7782		7,604		6,5641		11,618	
7	0,8780	0,9213	0,9069	1,2686	5,6376	5,6889	11,923	6,7087	7,2413	6,6607	18,760	9,3875
	0,8939		1,7340		5,9451		6,510		6,6902		10,483	
	0,9922		1,1648		5,9584		8,423		6,8610		18,998	
8	1,1067	1,0741	1,0523	1,3817	5,7524	5,6166	4,903	6,8064	6,3648	6,2375	6,848	9,7202
	1,1817		1,6811		6,0746		7,684		7,0455		10,886	
	0,9341		1,4116		5,0227		7,833		5,3023		11,426	

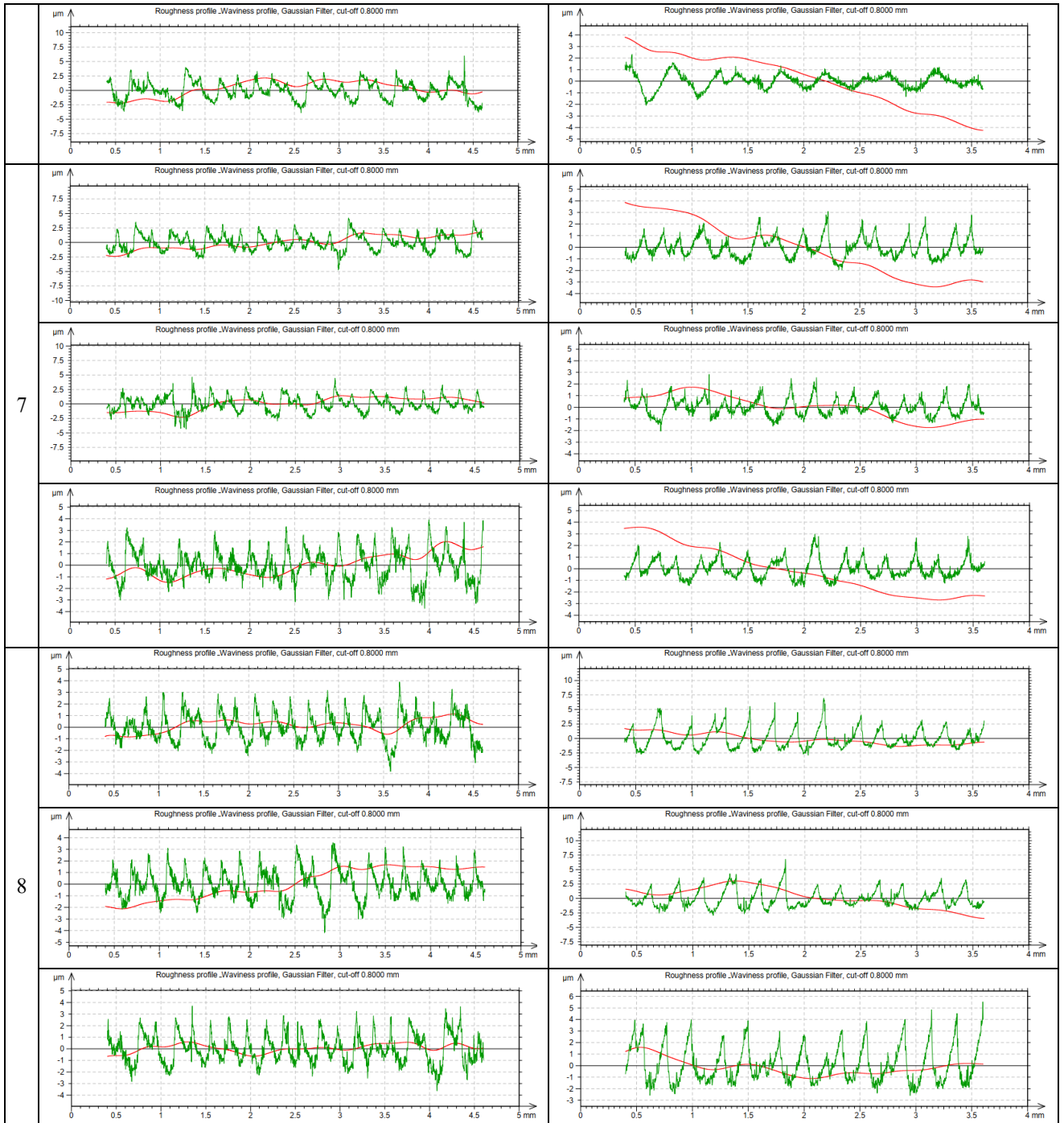
Kísélet II.												
Ssz.	R _a [μm]				R _z [μm]				R _t [μm]			
	Esztergált		Vasalt		Esztergált		Vasalt		Esztergált		Vasalt	
1	1,0151	1,0117	0,5339	0,4231	6,0262	6,1135	3,1861	2,7146	7,1139	7,6052	5,0356	3,8576
	0,9324		0,4337		5,8412		2,6185		7,8738		3,7172	
	1,0877		0,3016		6,4730		2,3392		7,8280		2,8199	
2	0,8596	0,9299	0,2081	0,2631	5,8998	5,7399	1,6572	1,8995	9,7415	7,8737	1,9868	2,3713
	0,9703		0,3432		6,0537		2,4148		8,0660		3,1037	
	0,9599		0,2380		5,2663		1,6366		5,8138		2,0234	
3	0,9117	0,9374	0,2688	0,3040	5,5538	6,3137	2,3209	2,3293	6,4180	8,5543	2,9939	3,2045
	1,0416		0,3299		5,9566		2,5063		7,0498		3,7721	
	0,8589		0,3134		7,4306		2,1607		12,1952		2,8474	
4	0,8977	0,8834	0,2610	0,3017	5,6050	6,5407	1,9318	2,0272	6,3906	9,5248	2,3988	2,5208
	0,8745		0,2966		8,4487		1,8609		14,9419		2,3713	
	0,8780		0,3476		5,5684		2,2889		7,2420		2,7924	
5	0,9472	0,9524	0,3677	0,4891	5,9474	5,9786	2,2385	2,9443	7,0589	7,1352	2,7467	3,7538
	0,9423		0,3533		5,9804		2,0257		6,9399		2,3530	
	0,9676		0,7462		6,0079		4,5686		7,4068		6,1617	
6	1,0228	1,1319	0,3010	0,4141	5,9108	6,4803	1,9616	2,4865	6,7843	7,9379	2,3988	3,4761
	1,1294		0,4605		6,2551		2,6597		7,1963		3,6073	
	1,2434		0,4807		7,2750		2,8382		9,8331		4,4221	
7	1,1285	1,0559	0,7023	0,6421	6,3082	6,5035	4,2230	4,0826	8,9633	8,5208	5,0447	4,8280
	1,0405		0,5868		6,9033		4,0422		8,9541		4,8708	
	0,9986		0,6371		6,2990		3,9827		7,6449		4,5686	
8	0,9532	0,9814	1,3605	1,2703	5,7515	5,8492	7,9836	7,0841	7,7181	7,5960	9,8056	9,2197
	1,0050		1,1822		5,9713		6,5897		7,7456		9,7324	
	0,9860		1,2681		5,8248		6,6790		7,3244		8,1210	



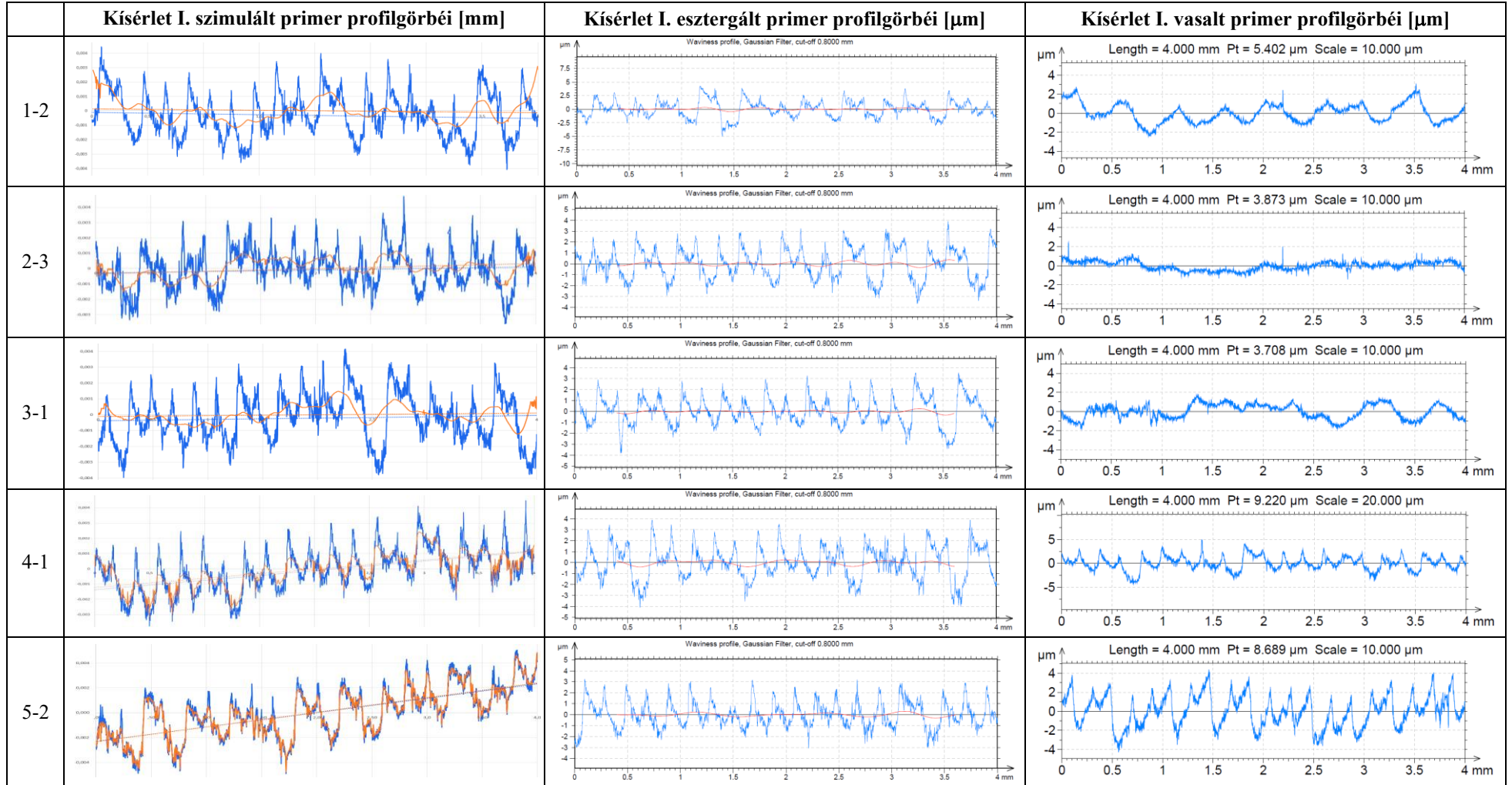


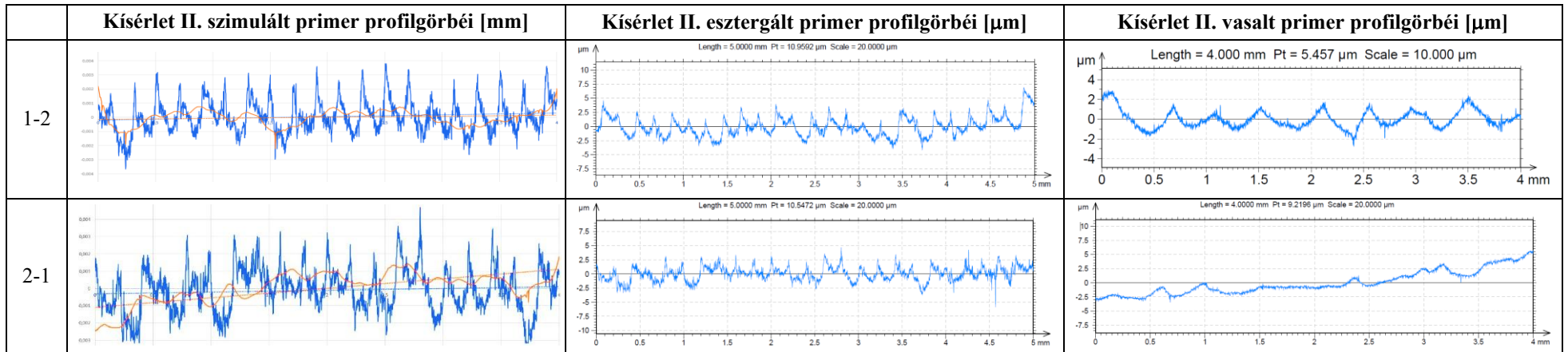
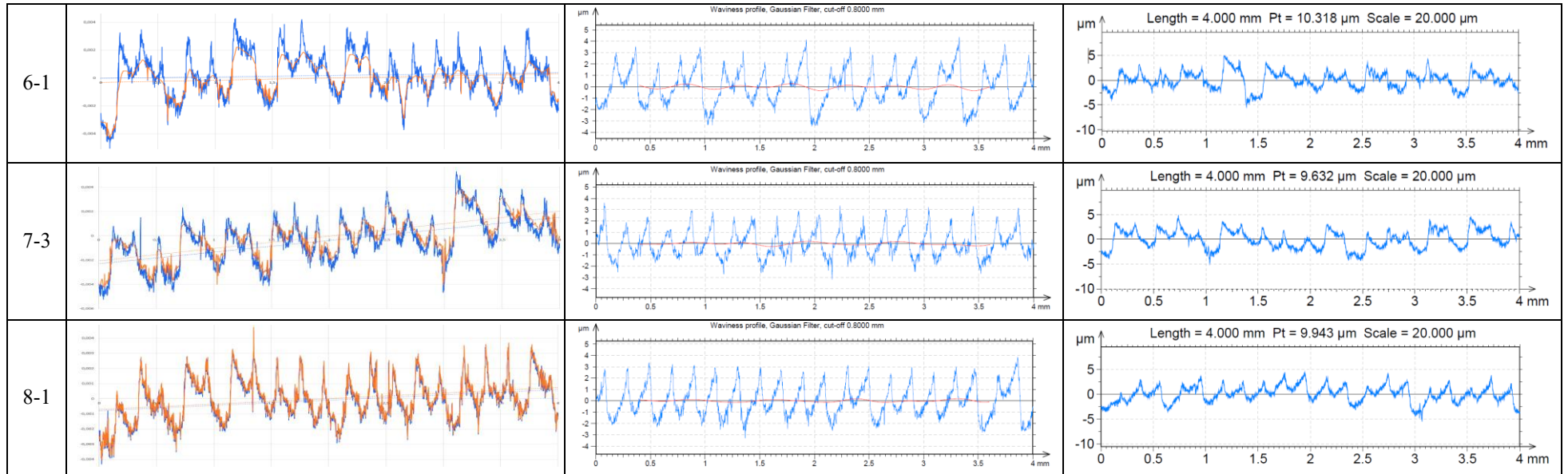


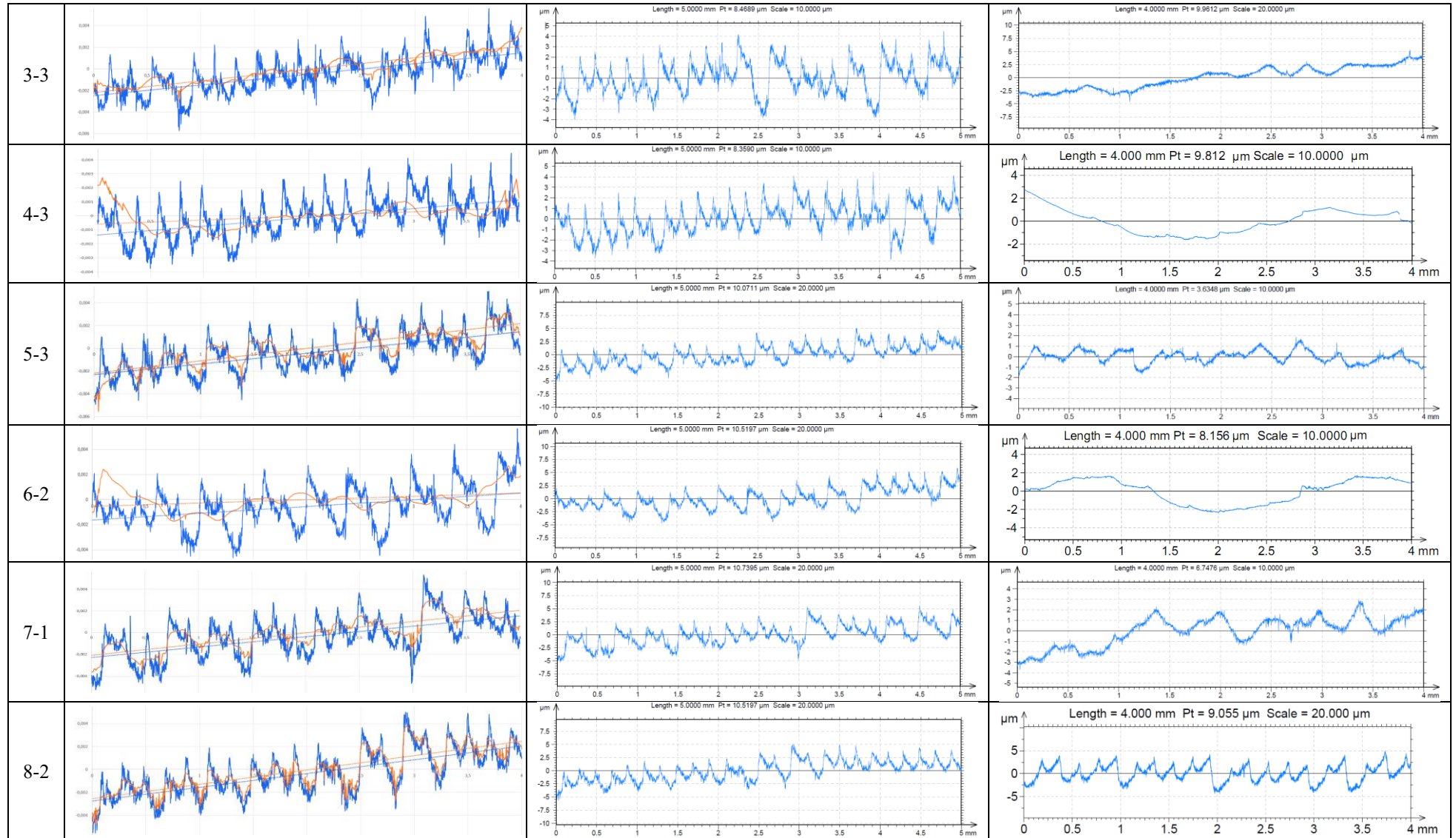




M2. A szimulált esztergált (kék) és vasalt (sárga), valamint a valós felületek érdességi primer profilgörbéi







M3. A kiszámított elméleti felületi érdesség

Állandó paraméterek		
R_1 - Szerszám elméleti sugara	3,5 mm	
R_2 – Tengelyszerű munkadarab elméleti sugara	21,5 mm	
Szerszám anyagminőségének Poisson-tényezője	0,07	
Munkadarab anyagminőségének Poisson-tényezője	0,33	
Szerszám anyagparamétere	$2,77 \cdot 10^{-7}$	
Munkadarab anyagparamétere	$4,04 \cdot 10^{-6}$	
Kontaktszög	30°	
Kontaktszög miatti együttható	1,550	
Változó paraméterek		
Előtolás	0,001 mm/ford	0,005 mm/ford
Vasalóerő	10 N	20 N
Vasalási sebesség	15 m/min	30 m/min

$$R_t = R_{t_i} - \delta + h \quad (3.38)$$

$$h = \frac{125f^2}{R_2} \quad (3.37)$$

$$\delta = \gamma \sqrt[3]{\frac{9}{16} \frac{R_1 + R_2}{R_1^2 R_2} \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)^2 F^2} \quad (3.36)$$

(3.36) képletnek megfelelően								
Kísérlet I.								
Ssz.	R_{ti} [μm]	f [mm/ford]	F [N]	δ [μm]	h [μm]	R_t [μm]	$R_{t_valós}$ [μm]	Eltérés mértéke [%]
1	5,9967	0,001	10	1,5454	0,0058	4,4571	2,866	43,45
	8,6410					7,1014	3,598	65,49
	7,6909					6,1513	3,754	48,40
2	7,2413	0,001	20	2,4531	0,0058	4,794	9,522	66,05
	6,6902					4,2429	3,699	13,69
	6,8610					4,4137	3,369	26,85
3	7,6347	0,005	10	1,5454	0,1453	6,2346	4,532	31,63
	6,1206					4,7205	3,681	24,75
	7,7757					6,3756	2,646	82,68
4	6,8719	0,005	20	2,4531	0,1453	4,5641	3,351	30,65
	8,3176					6,0098	2,344	87,76
	6,1521					3,8443	3,488	9,72
5	6,3029	0,001	10	1,5454	0,0058	4,7633	7,178	40,44
	6,2746					4,735	13,971	98,75
	7,4047					5,8651	7,013	17,83
6	7,5682	0,001	20	2,4531	0,0058	5,1209	23,859	129,32
	6,2320					3,7847	11,866	103,27
	6,5641					4,1168	11,618	95,35
7	6,1366	0,005	10	1,5454	0,1453	4,7365	18,760	119,37
	7,0817					5,6816	10,483	59,41
	6,9659					5,5658	18,998	109,37
8	6,3648	0,005	20	2,4531	0,1453	4,057	6,848	51,19
	7,0455					4,7377	10,886	78,70
	5,3023					2,9945	11,426	116,94

(3.36) képletnek megfelelően								
Kísérlet II.								
Ssz.	R_i [μm]	f [mm/ford]	F [N]	δ [μm]	h [μm]	R_t [μm]	R_{t_valós} [μm]	Eltérés mértéke [%]
1	7,1139	0,001	10	1,5454	0,0058	5,5743	5,0356	10,15
	7,8738					6,3342	3,7172	52,07
	7,8280					6,2884	2,8199	76,16
2	9,7415	0,001	20	2,4531	0,0058	7,2942	1,9868	114,37
	8,0660					5,6187	3,1037	57,67
	5,8138					3,3665	2,0234	49,84
3	6,4180	0,005	10	1,5454	0,1453	5,0179	2,9939	50,52
	7,0498					5,6497	3,7721	39,86
	12,1952					10,7951	2,8474	116,51
4	6,3906	0,005	20	2,4531	0,1453	4,0828	2,3988	51,96
	14,9419					12,6341	2,3713	136,79
	7,2420					4,9342	2,7924	55,44
5	7,0589	0,001	10	1,5454	0,0058	5,5193	2,7467	67,08
	6,9399					5,4003	2,3530	78,61
	7,4068					5,8672	6,1617	4,89
6	6,7843	0,001	20	2,4531	0,0058	4,337	2,3988	57,55
	7,1963					4,749	3,6073	27,33
	9,8331					7,3858	4,4221	50,19
7	8,9633	0,005	10	1,5454	0,1453	7,5632	5,0447	39,95
	8,9541					7,554	4,8708	43,19
	7,6449					6,2448	4,5686	31,00
8	7,7181	0,005	20	2,4531	0,1453	5,4103	9,8056	57,77
	7,7456					5,4378	9,7324	56,61
	7,3244					5,0166	8,1210	47,26

Az érintkezési felület kör alakú közelítésének vizsgálata gömb-sík modell alapján

Megvizsgálom azt az esetet, amelyben a kontaktmechanikai feladatot azzal egyszerűsítém, hogy a munkadarabot végtelen görbületi sugarú testként, azaz síkfelületként közelítem. A szerszám továbbra is gömb alakú, míg a munkadarab felületének görbületi sugara $R_2 \rightarrow \infty$. Ebben az esetben a nyomáseloszlás axiálisan szimmetrikus, a kontaktterület kör alakú és a nyomáseloszlás gömbsüveg-szimmetriát követ. A nyomáseloszlás kifejezése az alábbi formára módosul [100]:

$$p(r) = p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{r}{a}\right)^2} \quad (m.1)$$

Érvényesül, hogy

$$F = \int_A p(r, \theta) dA = \int_0^{2\pi} \int_0^a p(r) r dr d\theta = 2\pi p_0 \int_0^a r \sqrt{1 - \left(\frac{r}{a}\right)^2} dr = \frac{2}{3} p_0 a^2 \pi \quad (m.2)$$

Ebből erőegyensúlyi ötletről adódik, hogy

$$p_0 = \frac{3F}{2a^2\pi} \quad (m.3)$$

A gömb-sík érintkezésre vonatkozó analízis során az effektív görbületi sugár meghatározása egyszerűsödik:

$$\frac{1}{R'} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{\infty} \quad (m.4)$$

$$R' = R_1 \quad (m.5)$$

Az a sugár meghatározása Johnson-Kendall-Roberts és Ponomarjov munkája alapján:

$$a^3 = \frac{3}{4} \pi (k_1 + k_2) R_1 p_0 \quad (m.4)$$

, ahol k_1 és k_2 rugalmassági anyagparaméterekhez tartozó összefüggés:

$$k_1 = \frac{1-\nu_1^2}{E_1}; k_2 = \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (m.5)$$

Az érintkezési tartomány határgörbéjének sugara az (m.6) számú egyenlet alapján számítható.

$$a = \sqrt[3]{\frac{3}{4} F R_1 \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right)} \quad (m.6)$$

A δ bemélyedési mélység értéke pedig az alábbi alakra módosul

$$\delta = \sqrt[3]{\frac{9}{16} \frac{1}{R_1} \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right)^2 F^2} \quad (m.7)$$

(m.7) képletnek megfelelően								
Kísérlet I.								
Ssz.	R_{ti} [μm]	f [mm/ford]	F [N]	δ [μm]	h [μm]	R_t [μm]	R_{t_valós} [μm]	Eltérés mértéke [%]
1	5,9967	0,001	10	0,6691	0,0058	5,3334	2,866	60,18
	8,6410					7,9777	3,598	75,67
	7,6909					7,0276	3,754	60,73
2	7,2413	0,001	20	1,0614	0,0058	6,1857	9,522	42,48
	6,6902					5,6346	3,699	41,48
	6,8610					5,8054	3,369	53,11
3	7,6347	0,005	10	0,6691	0,1453	7,1109	4,532	44,30
	6,1206					5,5968	3,681	41,29
	7,7757					7,2519	2,646	93,07
4	6,8719	0,005	20	1,0614	0,1453	5,9558	3,351	55,98
	8,3176					7,4015	2,344	103,79
	6,1521					5,236	3,488	40,07
5	6,3029	0,001	10	0,6691	0,0058	5,6396	7,178	24,00
	6,2746					5,6113	13,971	85,38
	7,4047					6,7414	7,013	3,95
6	7,5682	0,001	20	1,0614	0,0058	6,5126	23,859	114,23
	6,2320					5,1764	11,866	78,51
	6,5641					5,5085	11,618	71,35
7	6,1366	0,005	10	0,6691	0,1453	5,6128	18,760	107,88
	7,0817					6,5579	10,483	46,07
	6,9659					6,4421	18,998	98,71
8	6,3648	0,005	20	1,0614	0,1453	5,4487	6,848	22,76
	7,0455					6,1294	10,886	55,91
	5,3023					4,3862	11,426	89,04
Kísérlet II.								
Ssz.	R_{ti} [μm]	f [mm/ford]	F [N]	δ [μm]	h [μm]	R_t [μm]	R_{t_valós} [μm]	Eltérés mértéke [%]
1	7,1139	0,001	10	0,6691	0,0058	6,4506	5,0356	24,64
	7,8738					7,2105	3,7172	63,94
	7,8280					7,1647	2,8199	87,03
2	9,7415	0,001	20	1,0614	0,0058	8,6859	1,9868	125,54
	8,0660					7,0104	3,1037	77,25
	5,8138					4,7582	2,0234	80,65
3	6,4180	0,005	10	0,6691	0,1453	5,8942	2,9939	65,26
	7,0498					6,526	3,7721	53,48
	12,1952					11,6714	2,8474	121,55
4	6,3906	0,005	20	1,0614	0,1453	5,4745	2,3988	78,13
	14,9419					14,0258	2,3713	142,15
	7,2420					6,3259	2,7924	77,50
5	7,0589	0,001	10	0,6691	0,0058	6,3956	2,7467	79,83
	6,9399					6,2766	2,3530	90,93
	7,4068					6,7435	6,1617	9,02
6	6,7843	0,001	20	1,0614	0,0058	5,7287	2,3988	81,94
	7,1963					6,1407	3,6073	51,98
	9,8331					8,7775	4,4221	65,99
7	8,9633	0,005	10	0,6691	0,1453	8,4395	5,0447	50,35
	8,9541					8,4303	4,8708	53,52
	7,6449					7,1211	4,5686	43,67
8	7,7181	0,005	20	1,0614	0,1453	6,802	9,8056	36,17
	7,7456					6,8295	9,7324	35,06
	7,3244					6,4083	8,1210	23,57

$$R_t^{korrigált} = c_{elméleti} \cdot (R_{ti} - \delta + h) + c_v \cdot v + c_0 \quad (4.8)$$

$c_{elméleti}$	az elméleti érdesség súlya	$c_{elméleti} = 0,066708475$
c_v	a sebesség hatásának együtthatója	$c_v = 0,041096193$
c_0	konstans	$c_0 = 1,722201398$

(4.8) képletnek megfelelően								
Kísérlet I.								
Ssz.	R_{ti} [μm]	f [mm/ford]	F [N]	δ [μm]	h [μm]	$R_t^{korrig.}$ [μm]	$R_{t_valós}$ [μm]	Eltérés mértéke [%]
1	5,9967	0,001	10	1,5454	0,0058	3,2525	2,866	12,63
	8,6410					3,4289	3,598	4,81
	7,6909					3,3655	3,754	10,91
2	7,2413	0,001	20	2,4531	0,0058	3,2749	9,522	97,63
	6,6902					3,2382	3,699	13,28
	6,8610					3,2496	3,369	10,71
3	7,6347	0,005	10	1,5454	0,1453	3,3710	4,532	30,21
	6,1206					3,2701	3,681	11,99
	7,7757					3,3805	2,646	24,67
4	6,8719	0,005	20	2,4531	0,1453	3,2596	3,351	10,06
	8,3176					3,3561	2,344	52,06
	6,1521					3,2116	3,488	8,57
5	6,3029	0,001	10	1,5454	0,0058	3,2729	7,178	72,90
	6,2746					3,2710	13,971	79,90
	7,4047					3,3464	7,013	61,43
6	7,5682	0,001	20	2,4531	0,0058	3,2968	23,859	74,52
	6,2320					3,2076	11,866	56,34
	6,5641					3,2298	11,618	72,20
7	6,1366	0,005	10	1,5454	0,1453	3,2711	18,760	78,83
	7,0817					3,3341	10,483	52,89
	6,9659					3,3264	18,998	68,34
8	6,3648	0,005	20	2,4531	0,1453	3,2258	6,848	63,28
	7,0455					3,2712	10,886	77,73
	5,3023					3,1549	11,426	72,66

(4.8) képletnek megfelelően								
Kísérlet II.								
Ssz.	R_{ti} [μm]	f [mm/ford]	F [N]	δ [μm]	h [μm]	R_t^{kor.} [μm]	R_t_{valós} [μm]	Eltérés mértéke [%]
1	7,1139	0,001	10	1,5454	0,0058	2,711	5,0356	60,02
	7,8738					2,7612	3,7172	29,51
	7,8280					2,7581	2,8199	2,22
2	9,7415	0,001	20	2,4531	0,0058	2,8252	1,9868	34,85
	8,0660					2,7134	3,1037	13,42
	5,8138					2,5632	2,0234	23,68
3	6,4180	0,005	10	1,5454	0,1453	2,6734	2,9939	11,65
	7,0498					2,7155	3,7721	33,01
	12,1952					3,0587	2,8474	7,33
4	6,3906	0,005	20	2,4531	0,1453	2,6110	2,3988	8,88
	14,9419					3,1814	2,3713	30,81
	7,2420					2,6678	2,7924	4,42
5	7,0589	0,001	10	1,5454	0,0058	3,3233	2,7467	18,55
	6,9399					3,3154	2,3530	35,15
	7,4068					3,3465	6,1617	55,46
6	6,7843	0,001	20	2,4531	0,0058	3,2445	2,3988	39,65
	7,1963					3,2719	3,6073	10,06
	9,8331					3,4478	4,4221	23,10
7	8,9633	0,005	10	1,5454	0,1453	3,4597	5,0447	36,88
	8,9541					3,4591	4,8708	35,14
	7,6449					3,3717	4,5686	30,15
8	7,7181	0,005	20	2,4531	0,1453	3,3161	9,8056	103,97
	7,7456					3,3179	9,7324	99,29
	7,3244					3,2898	8,1210	92,97

M4. A mért maradó feszültség

ESZTERGÁLT							
Kísérlet I.							
1. tengely – tangenciális irány							
	σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM [°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°
1	-15,4	37,2	8,2	1,2	2,62	0,46	139,65
2	60,2	120,8	-2,5	3,5	2,69	0,5	139,74
3	12,5	67,5	2,3	13,2	2,69	0,59	139,73
4	35	35,2	-9,6	8,4	2,6	0,51	139,71
5	-7,2	18,3	5,8	2,8	2,88	0,56	139,6
6	-9,8	29,7	0,9	3,1	2,84	0,59	139,63
7	-22,5	57	-26,1	14,8	2,9	0,66	139,54
8	-128,8	87,2	1,6	14,9	2,75	0,61	139,55
-9,5							
1. tengely – axiális irány							
	σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM [°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°
1	135,2	78,6	0,7	2,6	2,75	0,53	139,82
2	124,5	73,4	-12	7,5	2,67	0,53	139,68
3	149	37,9	0,9	6,2	2,76	0,53	139,58
4	156,7	42,3	-13,5	7,7	2,65	0,52	139,69
5	-10,3	60,3	4,1	2,1	2,83	0,6	139,69
6	-21,4	20,6	3,7	2,1	2,87	0,64	139,71
7	98,1	94,2	3,7	4,5	2,86	0,65	139,59
8	-35,8	14,4	4,8	7,7	2,87	0,65	139,59
74,5							

ESZTERGÁLT							
Kísérlet I.							
2. tengely – tangenciális irány							
	σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM [°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°
1	-31,5	63,5	-5,2	4,2	2,76	0,59	139,71
2	-9,4	18,9	-2,5	2,7	2,75	0,52	139,74
3	-12,0	91,7	-1,3	7,7	2,78	0,55	139,73
4	-23,2	37,4	-3,2	2,4	2,74	0,51	139,66
5	-17,4	74,8	-1,4	4,5	2,93	0,65	139,55
6	-15,5	110,2	6,7	3,3	2,85	0,6	139,75
7	-10,0	24,6	4,1	1,9	2,84	0,64	139,78
8	-29,0	48,3	-2,3	3,4	2,89	0,65	139,74
-18,5							
2. tengely – axiális irány							
	σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM [°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°
1	146,7	45,7	-3	11,8	2,72	0,53	139,44
2	130	76,3	13,9	7,1	2,76	0,49	139,49
3	110	22,8	28,7	20,8	2,67	0,56	139,47
4	79,8	64,1	17,7	6,6	2,68	0,48	139,39
5	70	38,5	46,8	9,6	2,89	0,58	139,22
6	50,2	81,2	7,8	16,8	2,83	0,65	139,08
7	-9,6	29,4	15,5	10,5	2,82	0,65	139,45
8	-41,1	52,6	11,5	9,8	2,83	0,58	139,3
67,0							

ESZTERGÁLT							
Kísérlet II.							
3. tengely – tangenciális irány							
	σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°
1	-10,2	57,3	-4,8	3,7	2,74	0,56	139,73
2	20,6	14,8	-2,9	2,4	2,78	0,57	139,71
3	23,8	89,5	-2,1	8,1	2,75	0,55	139,78
4	30,4	36,2	-3,3	2,4	2,75	0,53	139,71
5	40,8	74,9	-1,7	4,9	2,97	0,59	139,63
6	50	102,4	3,4	4,1	2,83	0,58	139,69
7	16,7	28,7	4,6	1,2	2,79	0,58	139,71
8	15,1	66,1	-2,9	3,5	2,79	0,61	139,72
23,4							
3. tengely – axiális irány							
	σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°
1	-20,3	23,7	1,3	9,7	2,78	0,58	139,42
2	15,4	82,4	14,5	8,2	2,73	0,54	139,51
3	-12,5	47,9	22,8	17,3	2,72	0,57	139,43
4	-8,7	15,8	12,7	6,1	2,74	0,52	139,41
5	-5,6	68,3	36,5	7,8	2,79	0,51	139,34
6	10,2	95,2	8,9	14,4	2,83	0,58	139,27
7	2,3	31,6	13,7	15,7	2,81	0,67	139,38
8	0,2	54,1	12,3	12,9	2,84	0,61	139,34
-6,1							

ESZTERGÁLT							
Kísérlet II.							
4. tengely – tangenciális irány							
	σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°
1	45,2	65,4	-4,9	3,7	2,71	0,55	139,79
2	50	23,1	-3,7	2,9	2,73	0,51	139,73
3	48,7	94,7	-2,6	7,1	2,78	0,59	139,78
4	49,5	38,2	-3,5	1,8	2,72	0,43	139,71
5	52,1	51,6	-1,1	4,2	2,87	0,49	139,69
6	51	77,9	4,7	4,2	2,81	0,56	139,72
7	46,8	17,5	3,9	5,4	2,82	0,49	139,73
8	51,1	86,3	5,3	5,7	2,86	0,51	139,72
49,3							
4. tengely – axiális irány							
	σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°
1	-2,5	42,3	-2,3	9,7	2,76	0,51	139,46
2	-1,8	24,6	8,9	6,8	2,75	0,48	139,48
3	5	85,1	17,6	14,7	2,72	0,52	139,43
4	8,3	58,2	13,5	7,8	2,72	0,46	139,51
5	12,7	77,9	38,7	8,5	2,78	0,54	139,48
6	15,6	19,4	12,4	14,9	2,81	0,64	139,42
7	20,5	36,5	18,5	11,7	2,78	0,62	139,38
8	26,2	63,8	9,6	9,6	2,81	0,56	139,44
10,5							

VASALT									
Kísérlet I.									
1. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2θ : 0.0°	
tangenciális	1	-109,8	12,4	-3,7	3,4	2,66	0,48	139,71	-187
	2	-190,2	22,7	7,6	5,1	2,62	0,48	139,78	
	3	-199,8	10,8	8,1	12,7	2,63	0,53	139,67	
	4	-258,2	44,7	-8,3	8,2	2,67	0,56	139,74	
axiális	5	-113,5	56,3	4,7	3,1	2,76	0,52	139,68	-217
	6	-159,8	68,9	2,2	2,7	2,81	0,61	139,71	
	7	-389,0	65,7	0,5	9,4	2,83	0,58	139,61	
	8	-205,7	89,7	2,4	12,7	2,79	0,63	139,62	
2. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2θ : 0.0°	
tangenciális	1	-145,6	14,6	-5,7	4,3	2,72	0,59	139,78	-152,8
	2	-244,7	42,3	-11,7	5,8	2,63	0,58	139,71	
	3	-100,6	19,9	2,4	7,3	2,81	0,51	139,54	
	4	-120,3	38,7	-8,9	6,9	2,62	0,54	139,71	
axiális	5	-190,7	57,8	4,7	3,2	2,78	0,61	139,64	-212,9
	6	-220,4	87,5	4,2	2,2	2,88	0,63	139,68	
	7	-210,4	81,3	4,8	3,7	2,89	0,68	139,54	
	8	-230,1	48,9	3,6	6,5	2,88	0,68	139,62	
3. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2θ : 0.0°	
tangenciális	1	-320,4	68,7	-1,4	11,5	2,72	0,52	139,62	194,1
	2	-110,7	53,7	-15,7	14,4	2,58	0,54	139,47	
	3	-159,7	84,3	8,6	18,7	2,62	0,42	139,52	
	4	-185,6	56,4	28,6	6,3	2,68	0,58	139,36	
axiális	5	-305,7	97,4	42,1	11,5	2,72	0,56	139,38	-300,3
	6	-110,5	62,8	19,8	10,8	2,82	0,52	139,36	
	7	-514,4	98,4	-0,7	16,9	2,82	0,64	139,56	
	8	-270,6	52,1	23,4	10,4	2,76	0,68	139,45	
4. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2θ : 0.0°	
tangenciális	1	-210,4	36,3	2,4	8,4	2,68	0,56	139,63	-198,7
	2	-180,2	30,2	5,1	5,9	2,62	0,49	139,62	
	3	-291,7	44,5	6,6	10,4	2,71	0,51	139,54	
	4	-112,5	39,8	0,8	9,8	2,83	0,49	139,68	
axiális	5	-310,5	56,7	3,2	2,7	2,89	0,48	139,68	-308,9
	6	-320,2	92,5	-0,5	5,8	2,877	0,47	139,39	
	7	-305,3	78,1	-11,8	14,4	2,79	0,68	139,49	
	8	-299,6	74,5	16,7	8,1	2,91	0,62	139,62	

5. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-140,2	26,9	-0,8	3,5	2,62	0,54	139,63	-142,3
	2	-110,5	45,1	2,4	2,4	2,68	0,51	139,57	
	3	-160,7	67,3	11,6	8,3	2,72	0,52	139,52	
	4	-157,8	38,6	-2,8	9,8	2,68	0,48	139,47	
axiális	5	-239,3	36,2	6,3	5,4	2,88	0,52	139,52	-202,7
	6	-120,8	28,4	4,2	3,1	2,86	0,58	139,68	
	7	-149,8	32,7	-9,1	7,2	2,89	0,68	139,52	
	8	-300,9	71,4	17,2	14,8	2,69	0,62	139,68	
6. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-154.2	28,9	-4,1	2,7	2,72	0,53	139,68	-115,1
	2	-69.9	18,4	-2,8	3,5	2,78	0,51	139,72	
	3	-150.6	44,8	-2,4	6,8	2,82	0,56	139,65	
	4	-85.7	13,4	-4,3	3,2	2,79	0,55	139,71	
axiális	5	-188.4	38,6	-3,6	3,8	2,88	0,58	139,57	-167,1
	6	-155.9	58,4	1,8	2,4	2,93	0,62	139,63	
	7	-145.7	19,6	5,2	5,8	2,78	0,68	139,74	
	8	-178.4	28,6	-3,8	4,7	2,84	0,59	139,68	
7. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-170,3	67,4	1,4	16,8	2,78	0,58	139,41	-183,5
	2	-198,2	43,2	11,8	8,8	2,72	0,52	139,52	
	3	-220,1	98,4	16,8	31,9	2,73	0,61	139,44	
	4	-145,4	35,6	21,7	9,5	2,64	0,57	139,48	
axiális	5	-324,9	38,9	52,4	12,6	2,72	0,52	139,38	-307,9
	6	-259,9	95,4	16,8	23,8	2,79	0,59	139,42	
	7	-310,9	53,2	23,7	9,4	2,88	0,61	139,64	
	8	-335,8	61,4	22,9	8,3	2,68	0,64	139,32	
8. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-153,0	42,6	-18,4	8,2	2,69	0,63	139,53	-132,5
	2	-135,7	79,4	-45,1	12,4	2,59	0,52	139,44	
	3	-150,8	45,8	-9,7	8,1	2,68	0,48	139,58	
	4	-90,5	24,6	-18,1	5,9	2,72	0,57	139,52	
axiális	5	-200,9	67,8	9,8	7,3	2,98	0,61	139,62	-198,9
	6	-233,9	89,4	19,2	9,1	2,88	0,64	139,57	
	7	-210,5	55,6	12,4	15,8	2,91	0,68	139,59	
	8	-150,3	32,7	16,8	4,6	2,96	0,59	139,51	

VASALT									
Kísérlet II.									
1. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-114	5,3	8,2	1,2	2,62	0,46	139,65	-97,2
	2	-47,8	15,5	-2,5	3,5	2,69	0,5	139,74	
	3	-119,7	59,1	2,3	13,2	2,69	0,59	139,73	
	4	-107,4	37,5	-9,6	8,4	2,6	0,51	139,71	
axiális	5	-170,2	12,7	5,8	2,8	2,88	0,56	139,6	-163,3
	6	-147,5	13,9	0,9	3,1	2,84	0,59	139,63	
	7	-158	66,2	-26,1	14,8	2,9	0,66	139,54	
	8	-177,5	66,5	1,6	14,9	2,75	0,61	139,55	
2. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-38,1	11,4	0,7	2,6	2,75	0,53	139,82	-89,6
	2	-110,9	33,6	-12	7,5	2,67	0,53	139,68	
	3	-90,8	27,6	0,9	6,2	2,76	0,53	139,58	
	4	-118,6	34,3	-13,5	7,7	2,65	0,52	139,69	
axiális	5	-88,6	9,4	4,1	2,1	2,83	0,6	139,69	-105,9
	6	-77,4	9,2	3,7	2,1	2,87	0,64	139,71	
	7	-118,9	20,3	3,7	4,5	2,86	0,65	139,59	
	8	-138,6	34,3	4,8	7,7	2,87	0,65	139,59	
3. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-214,4	61,3	-3	13,7	2,78	0,53	139,54	-209,3
	2	-159,8	59,7	-14,6	13,3	2,59	0,51	139,52	
	3	-134,7	89,6	11,4	20	2,67	0,47	139,58	
	4	-328,4	42,4	41,5	9,5	2,7	0,53	139,19	
axiális	5	-221,4	98,9	36,7	22,1	2,77	0,52	139,56	-220,5
	6	-241,7	59	20,1	13,2	2,78	0,47	139,49	
	7	-205,3	103	-4,2	23	2,8	0,7	139,55	
	8	-213,6	46,5	22,5	10,4	2,79	0,66	139,62	
4. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-89,8	31,8	5,3	7,1	2,71	0,51	139,57	-131,5
	2	-123,2	29	4,1	6,5	2,7	0,46	139,6	
	3	-161,6	45,1	6,9	10,1	2,67	0,49	139,6	
	4	-151,3	41,4	-7,7	9,3	2,78	0,65	139,61	
axiális	5	-223,5	16,7	3,5	3,7	2,8	0,53	139,51	-207,9
	6	-229,1	27,9	-0,2	6,2	2,88	0,55	139,54	
	7	-182,1	50,7	-17,5	11,3	2,79	0,54	139,53	
	8	-197,1	35,2	14,6	7,9	2,91	0,6	139,65	

5. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-129,9	17,8	2,9	4	2,69	0,52	139,62	-148,4
	2	-108,6	7,3	-4,1	1,6	2,7	0,53	139,62	
	3	-205,2	42	20,6	9,4	2,68	0,48	139,43	
	4	-149,7	40,8	-5,5	9,1	2,67	0,46	139,58	
axiális	5	-218	23,4	5,7	5,2	2,91	0,58	139,57	-191,6
	6	-152,5	11,3	3,4	2,5	2,81	0,64	139,65	
	7	-262,1	28,9	-11,1	6,5	2,86	0,61	139,39	
	8	-133,9	68,2	16,3	15,3	2,72	0,63	139,71	
6. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-79,9	19	-5,2	4,2	2,76	0,59	139,71	-71,8
	2	-56,2	12	-2,5	2,7	2,75	0,52	139,74	
	3	-56,3	34,5	-1,3	7,7	2,78	0,55	139,73	
	4	-94,8	10,5	-3,2	2,4	2,74	0,51	139,66	
axiális	5	-150	20,2	-1,4	4,5	2,93	0,65	139,55	-82,6
	6	-47,2	14,6	6,7	3,3	2,85	0,6	139,75	
	7	-41,7	8,7	4,1	1,9	2,84	0,64	139,78	
	8	-91,4	15,3	-2,3	3,4	2,89	0,65	139,74	
7. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-204,2	52,8	-3	11,8	2,72	0,53	139,44	-200,3
	2	-155,1	31,6	13,9	7,1	2,76	0,49	139,49	
	3	-246,6	92,9	28,7	20,8	2,67	0,56	139,47	
	4	-195,4	29,7	17,7	6,6	2,68	0,48	139,39	
axiális	5	-340,4	43,1	46,8	9,6	2,89	0,58	139,22	-294,9
	6	-361,3	75,1	7,8	16,8	2,83	0,65	139,08	
	7	-254,3	46,7	15,5	10,5	2,82	0,65	139,45	
	8	-223,9	44	11,5	9,8	2,83	0,58	139,3	
8. szelvény									
		σ [MPa]: 0.0°	(±)	τ [MPa]: 0.0°	(±)	FWHM[°]: 0.0°	(±)	2 θ : 0.0°	
tangenciális	1	-117,6	34	-22,2	7,6	2,76	0,53	139,5	-150,1
	2	-170	83,2	-35,5	18,6	2,71	0,46	139,48	
	3	-92,6	32,4	-11,7	7,2	2,7	0,5	139,64	
	4	-220,1	17	-8,8	3,8	2,78	0,51	139,35	
axiális	5	-254	27	11,2	6	2,93	0,58	139,41	-241,1
	6	-171,1	41,9	17,6	9,4	2,92	0,58	139,65	
	7	-266	75,6	4,8	16,9	2,87	0,54	139,5	
	8	-273,4	9,3	18,4	2,1	2,8	0,51	139,46	

M5. A modellezett maradó feszültség

Ssz.	Beállított paraméterek			Szimulált eredmények [MPa]
	F [N]	f [mm/ford]	i [ø]	
1	10	0,001	1	-78,8
2	20	0,001	1	-89,4
3	10	0,005	1	-72,3
4	20	0,005	1	-88,9

