

A XIX. MŰSZAKI TUDOMÁNYOS ÜLÉSSZAK ELŐADÁSAI

PROCEEDINGS OF THE
XIXTH INTERNATIONAL
CONFERENCE OF
TECHNICAL
SCIENCES

10.

MŰSZAKI
TUDOMÁNYOS
KÖZLEMÉNYEK



2019

**A XIX. MŰSZAKI TUDOMÁNYOS ÜLÉSSZAK
ELŐADÁSAI**

**PROCEEDINGS OF THE XIXTH INTERNATIONAL
CONFERENCE OF TECHNICAL SCIENCES**

MŰSZAKI TUDOMÁNYOS KÖZLEMÉNYEK

PAPERS ON TECHNICAL SCIENCE

10.

ISSN 2393 – 1280

Erdélyi Múzeum-Egyesület Műszaki Tudományok Szakosztálya
Transylvanian Museum Society – Department of Technical Sciences

MŰSZAKI TUDOMÁNYOS KÖZLEMÉNYEK

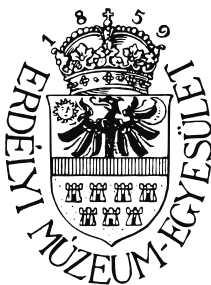
PAPERS ON TECHNICAL SCIENCE

10.

**A XIX. MŰSZAKI TUDOMÁNYOS
ÜLÉSSZAK ELŐADÁSAI**

**PROCEEDINGS OF THE
XIXTH INTERNATIONAL
CONFERENCE OF TECHNICAL SCIENCES**

**Szerkesztette / Edited by
BITAY ENIKŐ – MÁTÉ MÁRTON**



**ERDÉLYI MÚZEUM-EGYESÜLET
Kolozsvár
2019**

A kötet megjelenését támogatta Kolozsvár Polgármesteri Hivatala és Városi Tanácsa,
a Magyar Tudományos Akadémia, a Bethlen Gábor Alapkezelő Zrt. és
az EME Műszaki Tudományok Szakosztálya

The publication of this volume was supported by the Cluj Town Hall and Local Council,
the Hungarian Academy of Sciences, the Bethlen Gábor Fund and
the TMS – Department of Engineering Sciences



Copyright © a szerzők / the authors, EME/ TMS 2019

*Minden jog a kiadvány kivonatos utánnyomására, kivonatos vagy teljes másolására
(fotokópia, mikrokópia) és fordítására fenntartva.*

*All rights reserved. No part of this publication may be reproduced or transmitted in
any means, electronic, mechanical, photocopying, recording or otherwise, without the
prior written permission of the publisher.*

Kiadó / Publisher: Erdélyi Múzeum-Egyesület
Felelős kiadó / Responsible Publisher: Biró Annamária
Szerkesztette / Edited by: Bitay Enikő, Máté Márton
Olvasószerkesztő / Proofreader: Szenkovics Enikő (magyar), David Speight (English)
Műszaki szerkesztő / DTP: Szilágyi Júlia
Borítóterv / Cover: Könczey Elemér

Társkiadó / Co-Publisher: Óbudai Egyetem, Budapest
ISBN 978-963-449-147-7

Nyomdai munkálatok / Printing-work
F&F International Kft. Kiadó és Nyomda, Gyergyószentmiklós
Ügyvezető igazgató / Manager: Ambrus Enikő
Tel./Fax: +40-266-364171

online elérhető / online available at:
<http://eda.eme.ro/handle/10598/31155>
DOI: 10.33895/mtk-2019.10

**A XIX. MŰSZAKI TUDOMÁNYOS
ÜLÉSSZAK ELŐADÁSAI**
(KOLOZSVÁR, 2018. NOVEMBER 24.)

**PROCEEDINGS OF THE
XIXTH INTERNATIONAL
CONFERENCE OF
TECHNICAL SCIENCES**
(CLUJ, NOVEMBER 24. 2018)

SZERVEZŐ / ORGANIZED BY:

Az Erdélyi Múzeum-Egyesület Műszaki Tudományok Szakosztálya
Transylvanian Museum Society - Department of Technical Sciences

TÁRSSZERVEZŐ / CO-ORGANIZER:

Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem, Marosvásárhelyi Kar
Sapientia Hungarian University of Transylvania,
Faculty of Technical and Human Sciences, Țirgu Mureș

PROGRAMBIZOTTSÁG / ORGANIZATION BOARD

GYENGE Csaba, MÁTÉ Márton, RÉGER Mihály, TALPAS János

**TUDOMÁNYOS BIZOTTSÁG / LEKTOROK
SCIENTIFIC ADVISORY BOARD / PEER REVIEWERS**

Bagyinszki Gyula (Budapest)
Bitay Enikő (Kolozsvár/Marosvásárhely)
Csibi Vencel (Kolozsvár)
Czigány Tibor (Budapest)
Dávid László (Marosvásárhely)
Dobránszky János (Budapest)
Domokos József (Marosvásárhely)
Dusza János (Kassa)
Florin Dumitru Popescu (Petrozsény)
Forgó Zoltán (Marosvásárhely)
Gobesz Ferdinánd-Zsongor (Kolozsvár)
Gyenge Csaba (Kolozsvár)
Gyulai József (Budapest)
Hollanda Dénes (Marosvásárhely)
Imecs Mária (Kolozsvár)
Kakucs András (Marosvásárhely)
Kelemen András (Marosvásárhely)
Kerekes László (Kolozsvár)
Kovács Tünde (Budapest)
Köllő Gábor (Kolozsvár)
Márton László (Gyergyószentmiklós)
Márton Lőrinc (Marosvásárhely)
Máté Márton (Marosvásárhely)
Pokorádi László (Budapest)
Réger Mihály (Budapest)
Szűcs Endre (Budapest)
Tolvaly-Rosca Ferenc (Marosvásárhely)

TARTALOM

ELŐSZÓ	11
FOREWORD (angol nyelvű előszó)	13
András József, Kovács József, András Endre, Kertész Ildikó, Tomus Ovidiu Bogdan <i>Új módszer a marótárcsás kotrógépek jövesztésienergia- és teljesítményigényeinek kiszámítására</i>	15
Botoş Marius-Lucian, Kisfaludi-Bak Zsombor <i>A hőgradiensek hatása az építőanyagokból eredő radon kiáramlási sebességére</i>	21
Kardos Tamás, Kutasi Dénes Nimród <i>HVAC-rendszer modellezése és modell alapú irányítása</i>	25
Kenéz Attila Zsolt, Bagyinszki Gyula <i>Kötőtechnológiák alkalmazhatósági vizsgálata gyémántszezmenses fűrókoronákhoz</i>	31
Kulcsár Klaudia, Kónya János <i>Additív gyártástechnológiával, virtuálisan tervezett egyéni implantátumok numerikus analízise</i>	41
Máté Márton, Hollanda Dénes <i>Az egyenesfogú metszőkerék geometriai modell számítógépes kiértékelésének hibái</i>	49
Nyikes Zoltán, Daruka Norbert, Kovács Tünde Anna <i>Robbantás hatására bekövetkező szerkezetváltozások elemzése</i>	55
Papp István, Máté Márton <i>Mechanizmusok optimális kiegyensúlyozásának elmélete</i>	59
Pásztor Judit, Popa-Müller Izolda <i>Rétegvonal menti szántás dinamikai sajátosságai</i>	67

Sauca Ana Camelia, Milchiş Tudor, Gobesz Ferdinánd-Zsongor

Szélteher napelemeken..... 73

SZERZŐK JEGYZÉKE 79

CONTENT

ELŐSZÓ (Hungarian foreword).....	11
FOREWORD	13
József András, József Kovács, Endre András, Ildikó Kertész, Ovidiu Bogdan Tomus <i>A New Method for the Calculation of Energy and Power Requirements of Bucket Wheel Excavators</i>	15
Marius-Lucian Botoș, Zsombor Kisfaludi-Bak <i>The Effect of Temperature Gradients on the Exhalation Rate of Radon Generated by Building Materials</i>	21
Tamás Kardos, Dénes Nimród Kutasi <i>Modelling and Model-Based Control of an HVAC System</i>	25
Attila Zsolt Kenéz, Gyula Bagyinszki <i>Applicability Investigation of Joining Technologies for Diamond Core Bits</i>	31
Klaudia Kulcsár, János Kónya <i>Numerical Analysis of Additively Manufactured, Individual Titanium Implants Designed in a Virtual Environment</i>	41
Márton Máté, Dénes Hollanda <i>The Numerical Evaluation Errors of the Geometric Model of the Straight Teethed Shaper Cutter</i>	49
Zoltán Nyikes, Norbert Daruka, Tünde Anna Kovács <i>Analysis of Structural Changes Created by the Blast Effect</i>	55
István Papp, Márton Máté <i>The Theory of Optimal Balancing of Mechanisms</i>	59
Judit Pásztor, Izolda Popa-Müller <i>The Dynamic Particularities of Contour Ploughing.</i>	67

Ana Camelia Sauca, Tudor Milchiş, Ferdinánd-Zsongor Gobesz
Wind Loading on Solar Panels..... 73

LIST OF AUTHORS 79

ELŐSZÓ

A *Műszaki Tudományos Közlemények* sorozat tizedik kötetét tartja kezében a tisztelt Olvasó.

Ez a biztonságot, optimizmust sugárzó kerek szám a sorozatba fektetett munka értelmét, hangsúlyosan az Erdélyi Múzeum-Egyesület célkitűzéseinek helyességét igazolja. Jelesen azt, hogy magyar nyelvűségünk megmaradása a Kárpát-medencében, a jelenlegi globalizációs törekvések mellett, csak anyanyelvünk kitartó ápolása mellett lehetséges. Ez a műszaki magyar nyelvre is igaz, amit a Műszaki Tudományos Szakosztály teljes erőbedobással vállalt fel.

Ki kell emelnünk azt a ténytet, hogy semmilyen jó, építő jellegű, megmaradást célul kitűző szándék nem érvényesülhet, ha nincsen támogatottsága. A tizedik kötet megszületése ékes bizonyítéka annak, hogy ez a szándék létezik, reményeink szerint megmarad, mi több, erősödik. Ezért elsősorban köszönetünket szeretnénk kifejezni a Szerzőknek, akik tudásukat adták, munkájuk eredményét pedig jelen kötet lapjain közölték.

A Műszaki Tudományos Közlemények tizedik kötete tíz tudományos munkát ölel fel, hagyományainkhoz híven, a Kárpát-medencei magyar műszaki tudományosság majdnem mindenik területéről. Hiszen sorozatunknak a magyar tudományos szaknyelv folyamatos védelme és igazolása mellett az a célja, hogy a köteteket lapozgató – kiváltképpen a fiatal – kutatók tudomást szerezhessenek egymás munkájáról, érdeklődési területeikről, és kapcsolatba léphessenek a további együtt munkálkodás nemes szándékával.

Hagyományosan jelen van a kötetben a bányász-kohász tudományterület egy írással, a gépgyártás-technológia négy írással, az építőiparban alkalmazott fizika két írással, a mezőgépezet, a számítástechnika és a biztonságtechnika egy-egy írással.

Külön köszönet illeti ezen írárok huszonegy szerzőjét a Kolozsvárott, 2018. november 24-én megtartott Tudományos ülésszakon való személyes részvételért, a színvonalas előadásokért, a szakmai párbeszédért. Hagyományunkhoz és elkötelezettségünkhöz híven minden lehetséges alkalmat megragadunk annak érdekében, hogy a Kárpát-medencei, ezen belül az erdélyi magyar tudományosság folytonosságát, életképességét biztosítsuk, ez pedig kizárólag a fiatal, tehetséges, tudományművelésre alkalmas elit felkutatásával, az utánpótlás biztosításával lehetséges. Nem szabad azonban figyelmen kívül hagyni a nemzetközi tudományos világ számára való láttatás biztosítását sem. Ezt megoldandó, a kötet tartalma nem csak magyar nyelven lesz online elérhető, az Erdélyi Digitális Adattárban, a <https://eda.eme.ro/handle/10598/31155> címen, hanem ennek angol nyelvű fordítása a De Gruyter Sci-endo adatbázisában fog szerepelni: <https://content.sciendo.com/view/journals/mtk/mtk-overview.xml>.

Jelen kötetünk is közös kiadvány az Óbudai Egyetemmél, a sorozatkötet ISSN száma az EME részéről van, az ISBN száma pedig az ÓE részéről.

A kötet átfogó, interdiszciplináris jellege arra késztet, hogy ez alkalommal is bizalommal ajánljuk a kutatók, BSc- és MSc-szakos hallgatók, doktoranduszok, üzemmérnökök, valamint a tudomány iránti érdeklődők számára.

Végül, de nem utolsósorban köszönetünket tolmácsoljuk a tanulmányok szakmai értékelését elvégző szaklektoroknak, akik véleményükkel, tanácsaikkal értékes segítséget nyújtottak a kötet megjelenéséhez.

Kolozsvárt, 2019 februárjában

Az Erdélyi Múzeum-Egyesület Műszaki Tudományok Szakosztályának nevében

Bitay Enikő
elnök

Máté Márton
alelnök

FOREWORD

This is the tenth volume of the *Műszaki Tudományos Közlemények* (Papers on Technical Science). The round number suggests optimism and hopefulness for the future, it confirms the value of the work that was invested in this series and the correctness of the aims that were set firmly by the Transylvanian Museum-Society. Namely the idea that within the frame of today's globalization efforts our Hungarian linguistic identity can only be preserved if our native language is cultivated consistently and permanently. This is also true for the Hungarian technical language, the preservation and cultivation of which is fully assumed by the Department of Technical Sciences.

We have to emphasize the fact that no good intentions regarding preservation and building can come to fruition without proper support. The publication of this tenth volume is certain proof that such intentions do exist indeed; hopefully it will continue to exist and it'll become even stronger. Therefore first of all we'd like to thank the authors who shared with us their knowledge and the results of their research on the pages of this volume.

Keeping with our tradition, the tenth volume of the Papers on Technical Science contains ten scientific articles from almost every field of the larger technical scientific domain cultivated in Hungarian language within the Carpathian basin. The purpose of this series is – besides the preservation and cultivation of the scientific language – to allow the readers, especially young researchers, to become familiar with each other's work and fields of interest, to connect and possibly cooperate with each other.

As usually in this volume we can find information relating to fields of study such as mining-forging (one article), mechanical engineering and technology (four articles), physics applied in constructions (two articles), informatics, security science, agricultural engineering (each with one article).

We'd like to thank the authors of these publications especially for their presence at the scientific conference held in Cluj-Napoca on the 24 th of November 2018, for the high level of their presentations and the scientific dialogue that they initiated and sustained. According to our tradition we use every opportunity to ensure the continuity and vitality of the scientific life within the Carpathian basin and more importantly that of its Hungarian community and that can only happen with the continuous discovery and support of talented youth that is capable to conduct research and to ensure proper continuity. In the same time we cannot neglect the presentation of these results to the greater international scientific community. In order to provide that opportunity, the entire contents of the volume will be accessible not only in Hungarian through the Transylvanian Digital Database at <https://eda.eme.ro/handle/10598/31155> but also in English translation in the De Gruyter Sciendo database: <https://content.sciendo.com/view/journals/mtk/mtk-overview.xml>.

The present volume was published together with the University of Óbuda, the ISSN number of the volume series is from the TMS, the ISBN number from the University.

The wide interdisciplinary character of the volume is such that we can recommend it to researchers, BSc, MSc or PhD students, engineers who work in the industry and everyone who is interested in science.

Last but not least we hereby express our thanks and appreciation to the scientific reviewers who have read these articles and with their precious advice and professional opinion greatly contributed to the publishing of this volume.

Cluj-Napoca, February 2019.

On behalf of the Department of Technical Sciences of the Transylvanian Museum Society

Enikő Bitay
president

Márton Máté
vice-president

ÚJ MÓDSZER A MARÓTÁRCSÁS KOTRÓGÉPEK JÖVESZTÉSI ENERGIA- ÉS TELJESÍTMÉNYIGÉNYEINEK KISZÁMÍTÁSÁRA

A NEW METHOD FOR THE CALCULATION OF ENERGY AND POWER REQUIREMENTS OF BUCKET WHEEL EXCAVATORS

András József,¹ Kovács József,² András Endre,³ Kertész Ildikó,⁴ Tomus Ovidiu Bogdan⁵

*Petrozsényi Egyetem, Gépész és Villamosmérnöki Kar, Gépész, Ipari és Szállításmérnöki Tanszék,
Petrozsény, Románia*

¹ iosif.andras@gmail.com

² kovacsi@mail.com

³ andrei.andras@gmail.com

⁴ kerteszdiko@ymail.com

⁵ tobogdan@gmail.com

Abstract

The bucket wheel excavator (BWE) is a continuous working rock harvesting device which removes the rock by means of buckets armoured with teeth, mounted on the wheel and which transfers rock on a main hauling system (generally a belt conveyor). The wheel rotates in a vertical plane and swings in the horizontal plane and raised / descended in the vertical plane by a boom. In this paper we propose a graphical-numerical method in order to calculate the power and energy requirements of the main harvesting structure (the bucket wheel) of the BWE. This approach - based on virtual models of the main working units of bucket wheel excavators and their working processes - is more convenient than those based on analytical formulas and simplification hypotheses, and leads to improved operation, reduced energy consumption, increased productivity and optimal use of available actuating power.

Keywords: *bucket-wheel, excavator, power, virtual model.*

Összefoglalás

A marótárcsás kotrógép egy folyamatosan működő gép, amely jövesztő szerkezetére szerelt és bontófogakkal ellátott merítékek segítségével a kőzetet leválasztja és elszállítja a fő szállítóeszközhöz a gép szerkezetébe szerelt szállítószalag által. A marótárcsa függőleges síkban folytonos forgómozgást végez, és a gép által vízszintes síkban egy lengetőmozgást és függőleges síkban egy emelő-süllyesztő mozgást. A jelen tanulmányban egy grafikus-numerikus módszert javasolunk a marótárcsás kotrógép jövesztőszerkezet-teljesítményének meghatározása céljából. A marótárcsás kotrógépek különböző szerkezeti egységeinek elemzésére szolgáló virtuális modellekkel való megközelítésének az a célja, hogy a gép jövesztési szerkezetének működése javuljon, a fajlagosenergia-fogyasztás csökkenjen, a jövesztési folyamat termelékenysége megnőjön, miközben a jövesztő szerkezet meghajtására szolgáló teljesítmény optimálisan legyen felhasználva.

Kulcsszavak: *marótárcsa, kotrógép, teljesítmény, virtuális modell.*

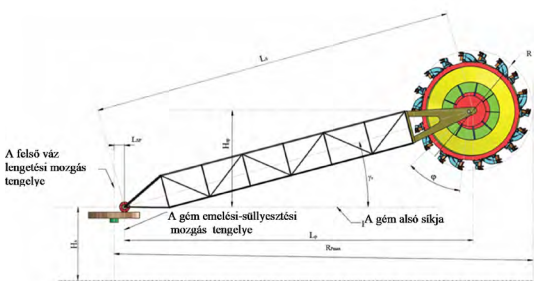
1. Általánosságok

A jövesztő szerkezet teljesítményének kiszámítási módját egy EsRc-1400 model BWE marótárcsás kotrógépre alkalmaztuk. [1] Ezt a típusú kotrógépet használják Olténia szénmedencéjének lignitbányáiban. A jövesztő szerkezet és a marótárcsa elhelyezésére vonatkozó geometriai jellemzőket az 1. ábrán mutatjuk be, ahol az alkalmazott jelölések jelentése a következő:

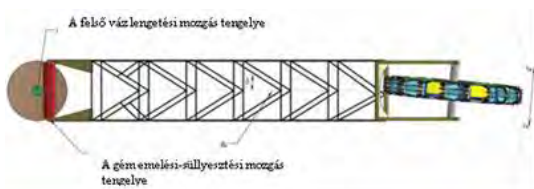
- H_s – a gém forgási tengelyének magassága a kotrógép szállítási szintjéhez viszonyítva, [m];
- L_{sp} – a gém forgási tengelye és a felsőváz forgástengelye közötti távolság, [m];
- L_p – a gém hossza forgástengelyétől a marótárcsa középponton átmenő, a gém szimmetriasíkjára merőleges síkig a gém szimmetriasíkjában mérve, [m];
- H_{sp} – a marótárcsa forgási középpontja és a gém alsó síkja közötti távolság;
- B_r – a marótárcsa forgási középpontja és a gém függőleges szimmetriasíkjának közötti távolság;
- δ – a marótárcsa síkjának elfordítási szöge, [°].

A kotrógép gémje függőlegesen emelkedés-süllyedés mozgása a gém vízszintes forgási tengelye körül történik (1. ábra). Vízszintes síkban a lengetési mozgás a felsőváz forgástengelye körül, v_p sebességgel történik (2. ábra).

Technológiai szempontból a két forgás (emelő-süllyesztő és lengető) síkjainak függőlegesnek, illetve vízszintesnek kell lenniük. A függőlegességtől, illetve a vízszinteségtől megengedett eltérés nem haladhatja meg a 3,5°-4,5° értéket.



1. ábra. A jövesztő szerkezet geometriai jellemzői, oldalnézetben



2. ábra. A jövesztő szerkezet geometriai jellemzői, felülnézetben

2. A forgácsolásparaméterek meghatározása és számítása

A jövesztő meríték a marótárcsa tengelye körüli forgása közben egy sarló alakú forgácsot vág, ezt az N, F és G pontok határolják meg (3. ábra).

A forgács maximális vastagsága h_0 , és az FG és O_1O_2 szegmensek hosszával egyenlő. Ezek szerint a marótárcsa R sugara a bontófogak vágóéleinek körvonalán a következő módon fejezhető ki:

$$R = \overline{O_1A} = \overline{O_2B} \quad (1)$$

A függőleges tengelytől mért elfordulási α szög esetében a forgács vastagsága h_i , ennek értéke pedig:

$$h_i = \overline{O_1A} - \overline{O_1B} = R - \overline{O_1B} \quad (2)$$

Ugyanakkor:

$$O_1B = BC - O_1C \quad (3)$$

A ΔBCO_2 derékszögű háromszögben, a (2) összefüggést számba véve, ki lehet írni, hogy:

$$\overline{BC} = \overline{O_2B} \cdot \cos \lambda = R \cdot \cos \lambda \quad (4)$$

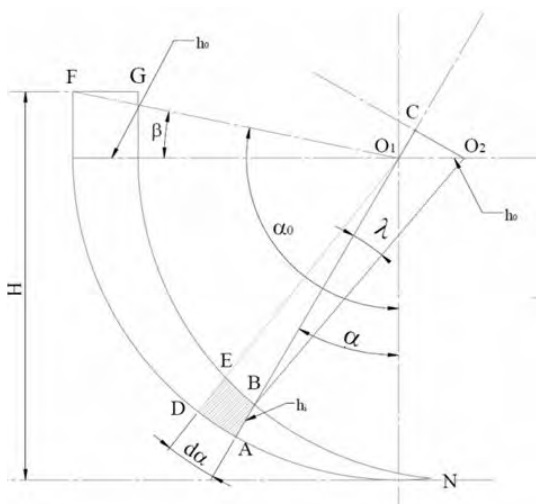
A ΔO_1O_2C derékszögű háromszögben ki lehet írni, hogy:

$$\overline{O_1C} = \overline{O_1O_2} \cdot \sin \alpha = h_0 \cdot \sin \alpha \quad (5)$$

Ha a (4) és (5) összefüggéseket behelyettesítjük a (3) összefüggésbe, a következőt kapjuk:

$$h_i = R - R \cdot \cos \lambda + h_0 \cdot \sin \alpha \quad (6)$$

Behelyettesítve a (6) összefüggést a (2) összefüggésbe, a következőt kapjuk:



3. ábra. A forgács hosszirányú keresztmetszetének mértani jellemzői

$$h_i = R - R \cdot \cos \lambda + h_0 \cdot \sin \alpha \quad (7)$$

Mivelhogy a λ szög kicsi, elfogadható pontatlansággal tekinthetjük, hogy $\cos(\lambda) \approx 1$, tehát a (6) összefüggés alakja a következő lesz:

$$h_i = h_0 \cdot \sin \alpha \quad (8)$$

A fenti kifejezés a forgácsvastagság változását, annak maximális értékéhez viszonyítva, a marótárcsa elfordulási szöge függvényében írja le.

A forgács területének kiszámításához az elementáris ABED felületet vesszük figyelembe.

Ennek a területét egy négyszög területével közelítjük meg, amelynek egy oldala egyenlő a forgács t_i pillanatnyi vastagságával, a másik pedig az AD körív hosszával.

Ez utolsónak az értékét a következő kifejezés adja, ha a $d\alpha$ elementáris szöget radiánban fejezzük ki:

$$\widehat{AD} = R \cdot d\alpha \quad (9)$$

Így az ABED elementáris területét a következőképpen írhatjuk le:

$$S_{ABED} = h_i \cdot \widehat{AD} = h_i \cdot R \cdot d\alpha = h_0 \cdot R \cdot \sin \alpha \cdot d\alpha \quad (10)$$

A forgács összterületét úgy kapjuk meg, hogy a (10) kifejezést integráljuk az α szög változásának határértékei között:

$$S = \int_0^{\alpha_0} h_0 \cdot R \cdot \sin \alpha \cdot d\alpha = h_0 \cdot R \cdot (-\cos \alpha) \Big|_0^{\alpha_0} = h_0 \cdot R \cdot (1 - \cos \alpha_0) \quad (11)$$

Annak érdekében, hogy a forgácsolási folyamat szimulációját elvégezzük és a marótárcsa tengelyére ható erőket megkapjuk, a meghajtó teljesítménymeghatározása szükséges. Úgy, mint az elektrotechnikában, itt is egy tényleges értéket vezetünk be, éspedig a forgácsvastagság tényleges értékét.

A mi esetünkben ez egy olyan négyszög oldalhossza, amelynek területe egyenlő a (11) kifejezéssel kiszámított területtel, amelynek a másik oldalhossza egyenlő az α_0 szög által átfogott körív hosszával.

Ennélfogva a forgács területe a tényleges forgácsvastagság függvényében így fejezhető ki:

$$S = h_{ef} \cdot R \cdot \alpha_0 \quad (12)$$

Egyenlítőve a (11) és (12) kifejezéseket, megkapjuk a forgácsvastagság tényleges értékét:

$$h_0 \cdot R \cdot (1 - \cos \alpha_0) = h_{ef} \cdot R \cdot \alpha_0 \Rightarrow h_{ef} = \frac{h_0 \cdot (1 - \cos \alpha_0)}{\alpha_0} \quad (13)$$

A maximális jövesztési magasság a következőképpen fejezhető ki:

$$H = R + R \cdot \sin \beta_0 = R \cdot (1 + \sin(\alpha_0 - 90)) = R \cdot (1 - \cos \alpha_0) \quad (14)$$

A két egymást követő meríték közötti szög haladási ideje:

$$T = \frac{\varphi \cdot R}{V_t} \quad (15)$$

Ennélfogva a forgács szélessége a következőképpen fejezhető ki:

$$b = V_p \cdot T = \varphi \cdot R \cdot \frac{V_p}{V_t} \quad (16)$$

A meríték térfogata a kifejtett közet mennyiségét kell befogadja. Ezek szerint, ha k_a -val jelöljük a lazulási tényezőt, és Q -val a meríték térfogatát, akkor:

$$b \cdot S \cdot k_a = Q \quad (17)$$

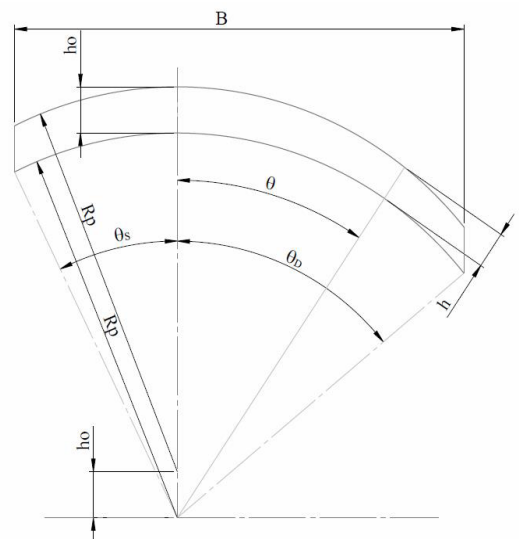
A forgácsszélesség maximális értéke a következőképpen fejezhető ki:

$$b_{\max} = \frac{Q}{S \cdot k_a} = \frac{Q}{k_a \cdot h_0 \cdot R \cdot (1 - \cos \alpha_0)} \quad (18)$$

A 4. ábrán a forgács mértani elemei vannak bemutatva, amelyben:

B – a kifejtett blokk szélessége;

θ – a marótárcsa helyzeti szöge a blokk szélességi skálában.



4. ábra. A forgács mértani elemei a sáv térfogatának kiszámításához

3. Az erőtani és energetikai jellemzők kiszámítása

A jövesztés folyamatban az energiaigénynek, a marótárcsa vonatkozásában, két fő összetevője van, éspedig:

- a jövesztésre fordított energiaigény,
 - az anyagemelésre fordított energiaigény. [5], [6]
- A fentiekben felsorolt energiaigények közül a jövesztésre fordítottnak a részaránya lényegesen nagyobb, kb. az össz-energiaigény 60-90%-át képezi.

Az energia- és teljesítményigény meghatározása a kotrógép tetszőleges körülmények között való üzemelési folyamatában lényeges fontosságú a következő tevékenységek lebonyolításához:

- adott körülményeknek megfelelő kotrógép kiválasztása;
- új kotrógép tervezése-fejlesztése;
- létező kotrógépek jövesztés-rakodás szerkezetének korszerűsítése.

A teljesítményigény megfelelő meghatározása hasznos lehet a következő tevékenységek lebonyolításához:

- egy tetszőleges kotrógépnek a teljesítményigény és üzemelési paraméterek közötti összefüggések meghatározása;
- az energiafogyasztás optimalizálása, ill. maximális jövesztési teljesítmény minimális energiafogyasztással;
- a jövesztő-rakodó szerkezet teljesítményigényének a jövesztési teljesítmény, illetve a lengetési sebesség függvényében való meghatározása.

A marótárcsás kotró jövesztő szerkezetének, a merítékeknek és a marótárcsának erőtani, energetikai paraméterei alatt az alábbiakat értjük:

- a merítékre ható erőket:
 - a kerületi sebesség irányú vágóerőt, F_x ;
 - a kerületi sebességre merőleges rányomóerőt F_y ;
 - a lengetés irányú (oldalirányú) erőt, F_z ;
- az egyidejűleg forgásban lévő merítékek alapján a marótárcsára ható erőket:
 - az eredő vágóerőt, F_{xR} ;
 - az eredő rányomóerőt, F_{yR} ;
 - a lengetés irányú (oldalirányú) erőt, F_{zR} ;
- az energetikai jellemzők
 - a jövesztésre fordított hajtóteljesítményigényt P_{ex} ;
 - az anyagemelésre fordított hajtóteljesítményigényt, P_r ;
 - a gémlengetésnek (gémfordításnak) a jövesztésből adódó teljesítményigényét, P_p .

A felsorolt erőtani-energetikai paraméterek az idő, illetve a marótárcsa elfordulásszögének függvényében változnak, mivel a forgácsolóparaméterek és az egyéb jellemzők is változnak. Ezért a gyakorlatban átlagértékekkel dolgozunk.

A fentiek figyelembevételével a marótárcsahajtás átlagos teljesítményigénye:

$$P = \frac{P_{ex} + P_r}{\eta_t} \quad (19)$$

ahol η_t – a hajtómű hatásfoka. [1], [2].

Az előbbi összefüggések alapján felírható:

$$P = \frac{1}{\Delta t \cdot \eta_t} Q_T \left[\frac{k_{uz} \cdot K_e}{k_a} + \frac{1}{\eta_r} \left(D - \frac{H}{2} - \frac{2}{3} h_c \right) \rho_a \cdot g \right] \quad (20)$$

ahol

Q_T – az elméleti jövesztési teljesítmény (3280 m³/h);

D – a marótárcsa átmérője (11,5 m);

H – a blokk magassága (7,5 m);

k_{uz} – a bontófog kopási együtthatója (1,2);

K_e – fajlagos vágóerő (60 N/cm²);

k_a – lazulási tényező (1,35);

η_t – hajtómű hatásfoka (0,85);

h_c – a meríték magassága (0,84 m);

ρ_a – a laza közet fajsúlya (1,3-2 t/m³).

A (20) kifejezés alapján kiszámított teljesítmény értéke, a fenti adatokkal $P = 314$ kW.

4. A marótárcsás kotrógépek teljesítményének meghatározása grafikus-numerikus módszerrel

Egy EsRc 1400 korszerűsített kotrógép esetében, amely a Roșița dél-romániai külszíni lignitbányában működik, kiszámítottuk a kifejtett szelet térfogatát.

A számításhoz szükséges jövesztési paraméterek az 1. táblázatban vannak összegezve.

A táblázatban megadott értékekből kiindulva, a SOLIDWORKS programcsomagot alkalmazva, a marótárcsa nyomának a térfogatát számol-

1. táblázat.

Ssz.	Paraméter elnevezése	Jelölés	M.E.	Érték
1	Jobb-bal irányú lengetési szög	θ_s	Fok	42,80
		θ_p		90,00
2	Lengetési sugár	R_p	m	41,68
3	Marótárcsa átmérője	D	m	11,5
4	A forgács maximális vastagsága (fogásmélység)	h_o	m	0,6

tuk ki egy teljes lengési folyamat elvégzése után (5. ábra).

Ugyanaz a térfogat a fogásmélységgel egyenlő értékkel lett előretolva (6. ábra).

A két térfogat különbözete, a SOLIDWORKS programmal végezve, megadja a forgács teljes térfogatát (7. ábra). [4]

A SOLIDWORKS beépített térfogatszámítási modulját használva, kiszámítottuk a forgács térfogatát, a blokk magasságának két értékét figyelembe véve: 3,5 m és 7,5 m. A számítások eredményei a 2. táblázatban vannak kimutatva.

A tanszék keretében végzett kísérleti kutatások ([1], [2], [3], [4], [7], [8]) az adott közet – szürke agyag – fajlagos energiaigényének 0,15-0,27 kWh/m³ közötti értékeket mutattak ki.

A forgács kifejtéséhez szükséges energia a következő kifejezéssel számítható ki:

$$W_f = V \cdot w_{sp} \quad (21)$$

ebben:

W_f – a sáv kifejtéséhez szükséges energia (kWh);

V – a sáv térfogata (m³);

w_{sp} – a fajlagos jövesztési energiaigény (0,15-0,27 kWh/m³).

A (21) kifejezést alkalmazva, kiszámítottuk a jövesztési teljesítményt a fajlagos energiaigény minimális, átlag és maximális értékeinek megfelelően.

A lengetési idő a terepen, a kotrógép működése közben lett mérve, a 3,5 m fejtési blokkmagasság esetében ennek átlagértéke 438 s volt (2. táblázat).

Ugyanezzel az értékkel számítottuk a teljesítményt a 7,5 m magasság esetében is.

Amint ez látható a 2. táblázatban, a 0,27 kWh/m³ fajlagos energiaigény esetében a kiszámított teljesítmény meghaladja a hajtómotor névleges teljesítményét.

Ebben az esetben csökkenteni kell a lengetési sebességet, így a lengési idő megnövelésével a teljesítmény csökken.

Az eredmények a 2. táblázatban vannak tömörítve.

Ha számba vesszük a lenti egyenlőtlenséget:

$$P_{ExMax} < P_n \quad (22)$$

amelyben

P_n – a névleges, illetve

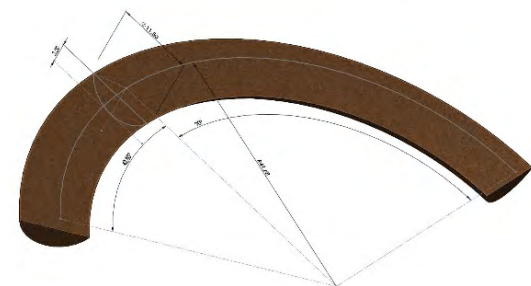
P_{ExMax} – a maximális kiszámított teljesítmény.

Kiszámíthatjuk a maximális lengetési sebességet, amely biztosítja, hogy a valós teljesítmény ne haladja meg a motor névleges teljesítményét (23) kifejezés szerint:

$$P_{ExMax} = \frac{W_f}{t_{ex}} = \frac{W_f \cdot v_{pmax}}{L} \Rightarrow v_{pmax} < \frac{P_n \cdot L}{W_f} \quad (23)$$

2. táblázat.

Ssz.	Blokk magassága (m)	Kifejtett térfogat (m ³)	Lengetés ideje (s)	Fajlagos energiaigény (kWh/m ³)	Használt energia (kJ)	Teljesítmény (kW)
1	3,5	160	438	0,15	86 400	197
2				0,21	129 960	276
3				0,27	155 520	355
1	7,5	297	438	0,15	160 380	366
2				0,21	224 500	512
3					288 600	659



5. ábra. A marótárcsa nyomának a térfogata egy teljes lengési folyamat elvégzése után



6. ábra. A két térfogat együttes alakja



7. ábra. A forgács (szelet) térbeli alakja

ebben:

- t_{ex} – a lengetési idő;
- v_{pmax} – a maximális lengetési sebesség;
- L – a lengetési pálya hossza;
- P_n – a motor névleges teljesítménye (630 kW).

A mi esetünkben (1. táblázat) $L = 96,6$ m. A (23) kifejezés segítségével kiszámított maximális lengetési sebesség $0,224$ m/s.

5. Következtetések

Jelen tanulmány a kotrógép marótárcsájának a meghajtásiteljesítmény-meghatározását tárgyalja egy grafikus-numerikus módszer alkalmazásával.

A módszer a marótárcsás kotrógépek jövesztési paramétereinek grafikus modellezésén alapul, annak érdekében, hogy a fajlagos energiafogyasztás csökkenése, a meghajtás névleges teljesítményének megtartása maximális jövesztési teljesítménnyel egyszerűen meghatározható legyen.

A SOLIDWORKS szoftvercsomaggal végzett jövesztési folyamatból eredő forgács (szelet) digitális mértani modellt fejlesztettünk ki. Ez a modell két azonos alakú blokkból áll, amelyek a marótárcsa lengetési pályán haladó nyomát képezi. A két blokk közötti különbség, a szoftver beépített művelet segítségével, meghatározza az egy lengetés alkalmával kitermelt kőzet mennyiségét.

Erre alapozva a jövesztési energetikai és teljesítményi paramétereket számítottuk ki $3,5$ és $7,5$ m-es fejtési magasság eseteiben, a bemutatott módszert alkalmazva. Az eredményeknél a hagyományos módszerrel számított értékektől való eltérés elfogadható.

Mivel a javasolt módszer numerikus számításokon alapul, általánossági tulajdonsággal rendelkezik, és ezért alkalmazható bármely marótárcsás kotrógép esetében, bármilyen kőzet és jövesztési paraméterek között.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Kovács I., András I., Nan M. S., Popescu F. D.: *Theoretical and experimental research regarding the determination of non-homogeneous materials me-*

chanical cutting characteristics. 8th WSEAS International Conference on simulation, modelling and optimization (SMO'08) Santander, Cantabria, Spain, September 23-25, 2008.

- [2] Kertész (Brînaş) Ildikó: *Simularea și modelarea parametrilor de funcționare a rotorului excavatoarelor în timpul procesului de excavare*. Raport de cercetare nr.2, Petroșani, 2018.
- [3] Kovács I., Nan M. S., András I., Jula D.: *Study of the working regime of the bucket wheel excavators in the conditions of Romanian open pit lignite mines*. 8th WSEAS International Conference on simulation, modelling and optimization (SMO'08), Santander, Cantabria, Spain, September 23-25, 2008.
- [4] Kressner M., ș.a.: *Cutting Resistance and Cutting Tool Design on Bucket Wheel Excavators*. Proceedings of ISCSM 2006, 8TH International Symposium, Continuous Surface Mining, Aachen, September 24th – 27th 2006.
- [5] Raaz, V.: *Optimierung der maschinen- mid Verfahrenrechnischen Parameter von Schaufelradbaggern für einen abbau von harteren Materialien im Tagebau*. Braunkohle in Europa: Innovationen für die Zukunft; 1. Internationale Konferenz, 29. März bis 1. April 2000. in Freiberg, Tagungsband.
- [6] Sümeği I.: *Külfejtési marótárcsás kotrógépek jövesztő szerkezetének elméleti vizsgálata és fejlesztése*. Doktori értekezés, Miskolci Egyetem, 2002.
- [7] András A., Fraur F., Risteiu M.: *Overview of the Unwanted Effects of Unmineable Rock Formations on the Mining System of Bucket Wheel Excavator During the Excavation Process*. 17th International Multidisciplinary Scientific GeoConference SGEM 2017, Conference Proceedings, 29 June - 5 July, 2017, 17/13. (2017) 637–644.
<https://doi.org/10.5593/sgem2017/13/S03.081>
- [8] Tomus O. B., András A., András I.: *Study of the Dependence Between the Cutting Direction Relative to Stratification and the Digging Characteristics of Lignite in Oltenia Coal Basin (Romania)*. 17th International Multidisciplinary Scientific GeoConference SGEM 2017, Conference Proceedings, 29 June - 5 July, 2017, 17/13. (2017) 825–830.
<https://doi.org/10.5593/sgem2017/13/S03.104>

A HŐGRADIENSEK HATÁSA AZ ÉPÍTŐANYAGOKBÓL EREDŐ RADON KIÁRAMLÁSI SEBESSÉGÉRE

THE EFFECT OF TEMPERATURE GRADIENTS ON THE EXHALATION RATE OF RADON GENERATED BY BUILDING MATERIALS

Botoș Marius-Lucian,¹ Kisfaludi-Bak Zsombor²

¹ Kolozsvári Műszaki Egyetem, Építőmérnöki Kar; Babeș-Bolyai Tudományegyetem, Környezettudományi és Környezetmérnöki Kar, Constantin Cosma Radon Laboratórium, Kolozsvár, Románia, marius.botos@mecon.utcluj.ro

² Kolozsvári Műszaki Egyetem, Építőmérnöki Kar, Kolozsvár, Románia, zsombor.kisfaludi@mecon.utcluj.ro

Abstract

There is increasing interest in indoor air quality studies. The effect of exhaled radon from soil, walls and ceilings has well-known consequences on human health, so the importance of modelling has been established. The present paper examines radon exhalation, on the one hand, only in the case of diffusion and, on the other hand, diffusion and advection. Comparing the results of the two test types, we can determine how significant the effect of temperature gradients on radon exhalation is. For a broader investigation, we performed the parametric tests on several types of material, wall thickness and radon concentration.

Keywords: *radon, exhalation, air quality, CFD.*

Összefoglalás

A beltéri levegőminőségi vizsgálatok iránt növekvő érdeklődés mutatkozik. A talajból, épületfalakból és mennyezetekből kilégett radon jól ismert következményekkel jár az emberi egészségre nézve, így adott a jelenség vizsgálatának fontossága. A jelen tanulmány a radonkibocsátást vizsgálja egyrészt csak diffúzió, másrészt diffúzió és advekció esetén. A két vizsgálat típus eredményeit összevetve megállapítható, hogy mennyire jelentős a hőmérséklet-gradiens hatása a radon kilégzésére. A szélesebb körű vizsgálathoz többféle anyag-, falvastagság-, illetve radonkoncentráció-paraméteres vizsgálatot végeztünk.

Kulcsszavak: *radon, kibocsátás, levegő minőség, CFD.*

1. Bevezetés

Hosszú távú radonsugárzásnak kitettség esetén fokozott a tüdőrák kialakulásának kockázata. A radonkilégzés forrásainak megtalálása széles körben érdeklődés tárgya. A radon elsősorban az alagsorok repedésein, kisebb réseken lép be a lakótérbe, viszont az új, légzáró lakások esetében az építőanyagokból kilégett radon is növelheti a beltéri radonszintet [1]. Ez a tanulmány egy olyan multidiszciplináris projekt kis részét képezi,

melynek célja a beltéri levegőminőség vizsgálata a radonszállítás modellezésének segítségével. Ez a szállítás kétféleképpen (és együttesen is) érhető el: diffúzió és advekció révén – a radonkoncentráció vagy a nyomás mértékétől függően (1. ábra).

Az energiahatékony lakásoknak szabályozott szellőztetésre van szükségük a felhalmozott vagy előállított energia elvesztésének minimalizálása érdekében. Az alacsony mértékű légcserélés a kültéri levegővel csökkentheti a levegő minőségét.

Az alagsor légtisztítása alacsony radonkoncentrációhoz, az építőanyagokból származó radonki-légzés pedig váratlan eredményekhez vezethet. A légcsere továbbra is fontos szempont marad, irányítása javíthatja a levegő minőségét és csökkentheti a radonkoncentrációt. Az építőanyagokból és szerkezeti elemekből kilélegzett radon esetén a nyomás mértéke függ a hőmérséklet-különbségtől és a külső falakon észlelhető szél jelenlététől is. A nyomásgradienst és a fal permeabilitási tényezőjét figyelembe véve már nem elhanyagolható a sebesség jelenléte, így az (1) egyenlet is gazdagodik az advекciós kifejezéssel:

$$\frac{D_e}{\varepsilon} \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} - \frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial (vC)}{\partial z} - \lambda C + \phi = 0 \quad (1)$$

A porózus elem belsejében lévő Darcy-sebesség állandó marad összenyomhatatlan levegőt feltételezve, a pórusok nem deformálódnak, és a radon-levegő keverék sűrűsége állandó (2):

$$\frac{D_e}{\varepsilon} \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} - \frac{v}{\varepsilon} \frac{\partial (C)}{\partial z} - \lambda C + \phi = 0 \quad (2)$$

$$C(z) = C_1 e^{r_1 z} + C_2 e^{r_2 z} + \frac{\phi}{\lambda} = C_1 e^{\left(\frac{v}{\varepsilon} + \sqrt{\left(\frac{v}{\varepsilon}\right)^2 + 4 \frac{\lambda D_e}{\varepsilon}}\right) z} + C_2 e^{\left(\frac{v}{\varepsilon} - \sqrt{\left(\frac{v}{\varepsilon}\right)^2 + 4 \frac{\lambda D_e}{\varepsilon}}\right) z} + \frac{\phi}{\lambda} \quad (4)$$

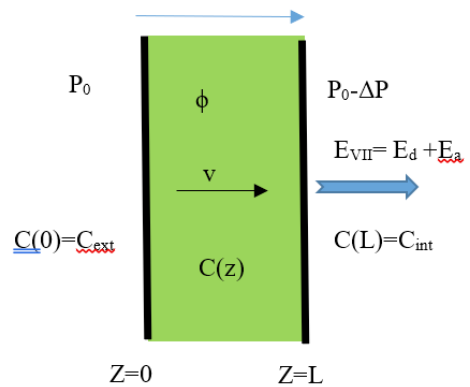
$$\begin{cases} C(0) = C_{ext} & C_{ext} = C_1 e^0 + C_2 e^0 + \frac{\phi}{\lambda} \\ C(L) = C_{int} & C_{int} = C_1 e^{r_1 L} + C_2 e^{r_2 L} + \frac{\phi}{\lambda} \end{cases}$$

$$\begin{cases} C_{ext} = C_1 + C_2 + \frac{\phi}{\lambda} C_1 = C_{ext} - C_2 - \frac{\phi}{\lambda} \\ C_{int} = \left(C_{ext} - C_2 - \frac{\phi}{\lambda}\right) e^{r_1 L} + C_2 e^{r_2 L} + \frac{\phi}{\lambda} \end{cases} \quad (5)$$

$$C_2 = \frac{C_{int} - \left(C_{ext} - \frac{\phi}{\lambda}\right) e^{r_1 L} - \frac{\phi}{\lambda}}{e^{r_2 L} - e^{r_1 L}} \quad (6)$$

$$C_1 = C_{ext} - \frac{C_{int} - \left(C_{ext} - \frac{\phi}{\lambda}\right) e^{r_1 L} - \frac{\phi}{\lambda}}{e^{r_2 L} - e^{r_1 L}} - \frac{\phi}{\lambda} \quad (7)$$

$$C(z) = \left(C_{ext} - \frac{C_{int} - \left(C_{ext} - \frac{\phi}{\lambda}\right) e^{r_1 L} - \frac{\phi}{\lambda}}{e^{r_2 L} - e^{r_1 L}} - \frac{\phi}{\lambda}\right) e^{r_1 z} + \left(\frac{C_{int} - \left(C_{ext} - \frac{\phi}{\lambda}\right) e^{r_1 L} - \frac{\phi}{\lambda}}{e^{r_2 L} - e^{r_1 L}}\right) e^{r_2 z} + \frac{\phi}{\lambda} \quad (8)$$



1. ábra. A külső falon fellépő tényezők, nyomáskülönbség (a hőmérséklet gradienstől és a szélességtől függően)

A karakterisztikus egyenlet gyökei (3) valósak és különbözőek.

$$r_{1,2} = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} = \frac{\left(\frac{v}{\varepsilon}\right) \pm \sqrt{\left(\frac{v}{\varepsilon}\right)^2 + 4 \frac{\lambda D_e}{\varepsilon}}}{\frac{2D_e}{\varepsilon}} \quad (3)$$

A radonszállítási egyenlet általános megoldása stacionárius körülmények között a (4)-ben látható.

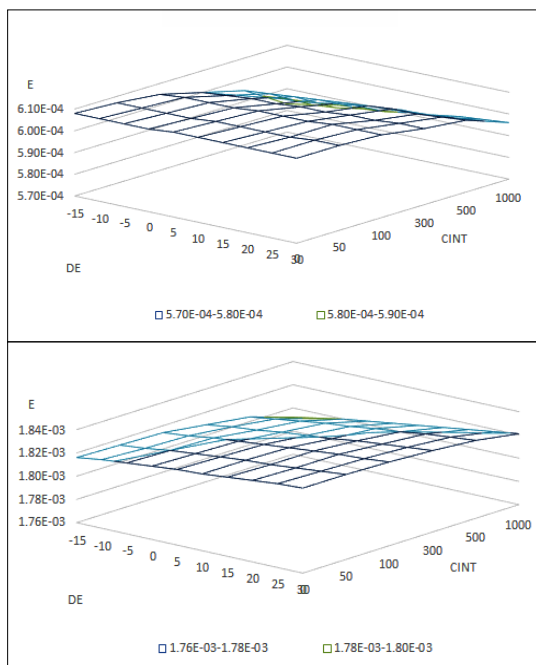
2. Parametrikus vizsgálat

Annak érdekében, hogy a téгла-, illetve betonfalakon és födémeken keresztüli kilégzési sebességre gyakorolt advekció (konvekció) diffúzió túl hatását kimutathassuk, parametrikus vizsgálatot végeztünk A használt építőanyagok: téгла és beton. A betonelemből származó radonkilégzési sebességet a betonelem korától, porozitásától, a levegő páratartalmától, a beton típusától és a levegő hőmérsékletétől tettük függővé [2].

Ha az elemeket perimetrálisnak tekintettük, akkor a külső koncentrációt 0-nak vettük, az elemek beltéri felületén a radonkoncentráció: 50, 100, 300, 500 és 1000 Bq/m³ volt.

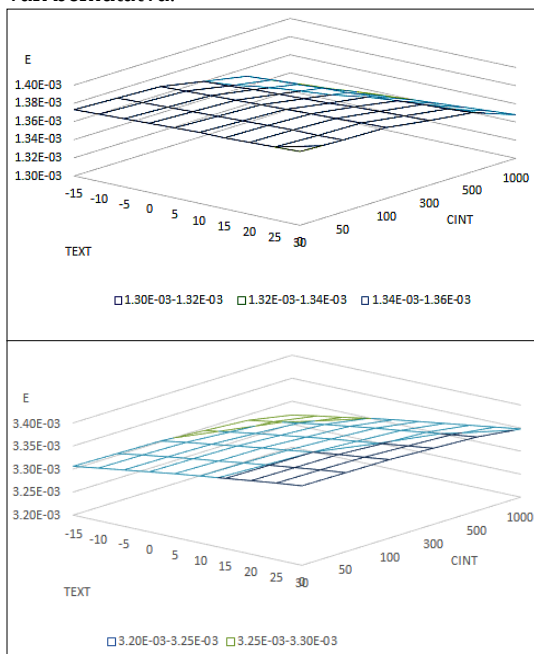
Az elemeket 10, 15, 20, 25 és 30 cm vastagnak tekintettük. A két anyag radonképződésének sebességét a szakirodalomban [3] található átlagértékeknek feleltettük meg (radonkoncentráció, sűrűség, kibocsátási tényező és porozitás). Így téгла esetén $\varphi = 0,083 \text{ Bq/m}^3\text{s}$ és beton esetén $\varphi = 0,26 \text{ Bq/m}^3\text{s}$. A diffúziós együttható kilégzési arányok kialakulására gyakorolt hatásának kimutatása érdekében a következő minimális és maximális tartományokkal számoltunk (tégla 8,4e-8 és 3,4e-7 m²/s; betonra 2,1e-8 és 5,2e-7 m²/s).

A 10 és a 25 cm-es téгла- és betonfal kilégzési sebessége a 2. és a 3. ábrákon látható.

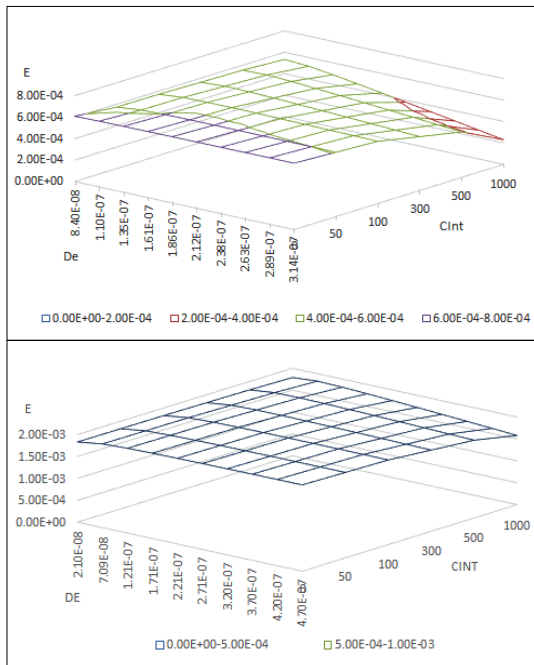


2. ábra. Radonkilégzési sebesség 10 cm-es téгла (első) és beton (második) falakra, diffúzió és advekció esetén

A 10 cm-es téгла- és betonfal kilégzési sebessége csak a diffúzió hatását véve figyelembe a 4. ábrán van bemutatva.



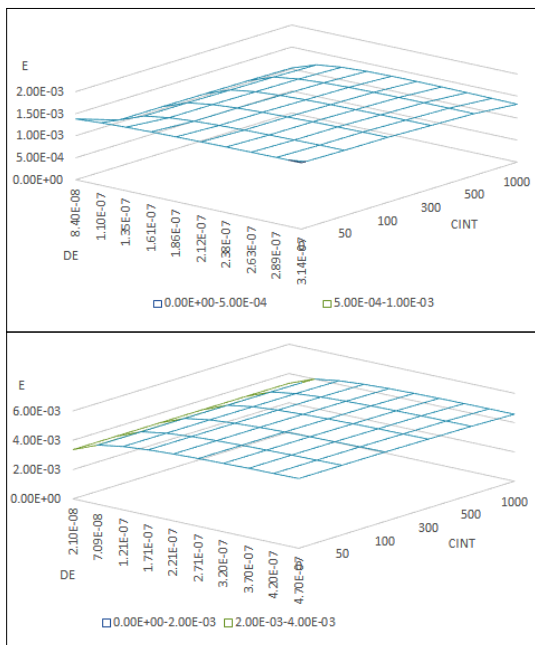
3. ábra. Radonkilégzési sebesség 25 cm-es téгла (első) és beton (második) falakra, diffúzió és advekció esetén



4. ábra. Csak diffúzióból származó radonkilégzés mértéke 10 cm-es téгла (első) és beton (második) falak esetén

A 25 cm-es tégl- és betonfal kilégzési sebessége csak a diffúzió hatását véve figyelembe az **5. ábrán** tekinthető meg.

Az eredményeket az ANSYS felületen keresztül kaptuk és számos UDF-et írtunk az eredmények iteratív generálására CSV formátumban.



5. ábra. Csak diffúzióból származó radonkilégzés mértéke 25 cm-es tégl (első) és beton (második) falak esetén

3. Következtetések

A hőmérséklet-gradiensekkel rögzített különbségek jelentéktelenek, a külső hőmérsékletek által generált nyomáskülönbségek túl kicsik, és az elemek permeabilitása túl alacsony a szállítási egyenlet advekcións kifejezésében ahhoz, hogy az meghatározó lehessen a kilégzési sebesség számításában.

Köszönetnyilvánítás

Jelen munka az ID P_37_229. számú, 22/01.09.2016 szerződésszámú, „Smart Systems for Public Safety through Control and Mitigation of Residential Radon linked with Energy Efficiency Optimization of Buildings in Romanian Major Urban Agglomerations SMART-RADEN”- POC Programme című projekt keretében részesült támogatásban.

Jelen munkát szintén támogatta Magyarország Collegium Talentum 2018 programja.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Chen J., Rahman N. M., Abu Atiya I.: *Radon exhalation from building materials for decorative use*. Journal of Environmental Radioactivity 101/4. (2010) 17–22.
<https://doi.org/10.1016/j.jenvrad.2010.01.005>
- [2] Apostu A.: *Radon transport through building materials*. PhD-dolgozat, Babeş-Bolyai Tudományegyetem, Kolozsvár, Románia, 2011.
- [3] Font Guiteras L.: *Radon generation, entry and accumulation indoors*. PhD Thesis, Universitat Autònoma de Barcelona, Spain, 1997.

HVAC-RENDSZER MODELLEZÉSE ÉS MODELL ALAPÚ IRÁNYÍTÁSA

MODELLING AND MODEL-BASED CONTROL OF AN HVAC SYSTEM

Kardos Tamás,¹ Kutasi Dénes Nimród²

¹ Kolozsvári Műszaki Egyetem, Automatika és Számítástechnika Kar, Automatizálás Tanszék, Kolozsvár, Románia, kardos_tamas2007@yahoo.com

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

Abstract

An HVAC system contains heating, ventilation and air conditioning equipment used in office or industrial buildings. The goal of this research is to design a controller for the process of cooling an office building that is made up of three rooms. The desired room temperature can be achieved by controlling the fans making up the fan coil units and the cooling medium's temperature. By these means the building connected to the electrical grid becomes a smart office. The used building model includes several dynamically changing interior and exterior heat sources affecting the inner climate, which introduces a level of uncertain prediction into the system. We have determined the controller's performance by the rate of deviation from the expected temperature, the consumed electrical energy and the generated noise. The controller was created in Matlab Simulink with the possibility of migration to a Siemens PLC.

Keywords: *modelling, temperature, controller, cooling, prediction.*

Összefoglalás

A HVAC-rendszerek magukba foglalják a fűtésért, szellőztetésért és légkondicionálásért felelős épületgépészeti berendezéseket. A kutatás célja egy olyan szabályozó algoritmus tervezése volt, ami egy három szobából álló irodaépület hűtését vezérli. A kívánt hőfokot a szobákban lévő három ventilátor ki-bekapcsolásával, illetve a hűtőközeg hőmérsékletének szabályozásával érjük el. Ennek értelmében a villamos hálózatra kapcsolt épület okossá válik. A modellben figyelembe voltak véve az épület hőmérsékletét befolyásoló külső és belső hőforrások, melyek dinamikusan változnak. Mindezek bizonytalan predikciókat vezettek be a rendszerbe. Az algoritmus teljesítményét a hőmérsékletprofil követésével, a hűtés során felhasznált energiával, illetve a keletkezett zajjal mértük. A szabályozó Matlab Simulinkban volt összeállítva olyan formában, hogy Siemens PLC-n is futtatható legyen.

Kulcsszavak: *modellezés, hőmérséklet, szabályozás, hűtés, predikció.*

1. Bevezetés

A kutatás alapját a MED'18: The 26th Mediterranean Conference on Control and Automation konferencia keretén belül megszervezett ipari verseny képezte, amelyen a SapiEngineering csapat tagjaként vettem részt (Kardos T.). A kitűzött feladat a megadott hűtőrendszert szabályozó al-

goritmus tervezése volt, amely egy Siemens PLC-n fog működni. A rendszer modelljét Matlab Simulinkban elkészítve kaptuk meg, amelyet e dolgozatban röviden ismertetünk, bővebb részletekért lásd az [1]-es dokumentumot.

A megadott rendszer szabályozott bemenetei a hűtőközeg hőmérséklete (T_s) és a ventilátoros konvektorok vezérlőjelei (FS_1 , FS_2 és FS_3). A szo-

bák hőmérsékletére hatással van a konvektorok által generált hűtött levegőn kívül a külső levegő hőmérséklete, a napsugárzás, illetve egyéb hőforrások, mint például emberek jelenléte vagy gépek működtetése. Ezen tényezők bizonytalan predikciók formájában vannak modellezve. A kapott modell elvi rajza az **1. ábrán** látható.

Épületek leírásának egy másik módja a lineáris paramétereken alapuló modellek készítése, mért BMS-adatok segítségével [2]. Hasonló épület leírására BRCM modellezést használunk a [3]-ban. Több részből álló, fűtést, hűtést és szellőztetést is tartalmazó rendszert tanulmányozunk a [4]-ben.

2. Szabályozott rendszer

2.1. Épületmodell

A modellezett irodaépület három déli fekvésű szobából áll, amelyek egy-egy hűtőkonvektorral vannak felszerelve. Az épület dinamikája állapotteres modellel írható le az (1)-es képlet alapján.

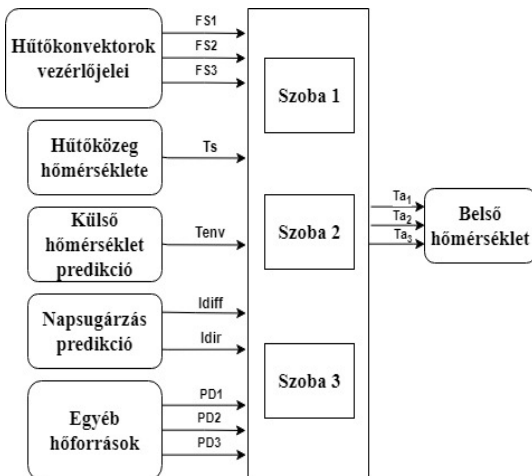
$$\begin{aligned}\dot{x} &= Ax + Bu \\ y &= Cx + Du\end{aligned}\quad (1)$$

ahol az x állapotvektor a három szoba T_a levegő- és T_{fal} falhőmérsékletéből tevődik össze.

$$x = [T_{a,1} \ T_{a,2} \ T_{a,3} \ T_{fal,1} \ T_{fal,2} \ T_{fal,3}]^T \quad (2)$$

A bemeneti u vektort a T_{env} külső levegő-hőmérséklet, I_{dir} közvetlen napsugárzás, I_{diff} közvetett napsugárzás, a ventilátorok által leadott P_{FCU} hő, illetve P_d egyéb hőforrások alkotják.

$$u = [P_{FCU1}, P_{FCU2}, P_{FCU3}, T_{env}, I_{diff}, I_{dir}, P_{D1}, P_{D2}, P_{D3}]^T \quad (3)$$



1. ábra. Rendszer elvi rajza

A T_{env} , I_{dir} és I_{diff} bemeneti tényezők a predikciós értékek és a normális eloszlással modellezett predikciós hibák összegével egyenlők. A P_d -vel jelölt egyéb hőforrások ugyancsak normális eloszlással írhatók le az alábbi képlet alapján:

$$P_{D,i} = \begin{cases} k_i + w_{D,i} & \text{ha } 8:00 \leq h \leq 18:00 \\ w_{D,i} & \text{másként} \end{cases} \quad (4)$$

Ezen hőforrások esetén figyelembe vesszük a munkaidőben jelentkező nagyobb intenzitású hőt, amely k_i -vel van jelölve és szobánként az (5) szerint változik. Hasonló megoldást tanulmányoznak az [5]-ben, ahol emberek jelenlététől függően szabályozzák a belső hőmérsékletet.

$$k_i = \begin{cases} 100 & \text{ha } i = 1 \\ 120 & \text{ha } i = 2 \\ 150 & \text{ha } i = 3 \end{cases} \quad (5)$$

Az y kimeneti vektor a szobahőmérsékletekből áll:

$$y = [T_{a,1} \ T_{a,2} \ T_{a,3}]^T \quad (6)$$

2.2. Hűtőrendszer

A hűtőrendszer felépítésében található hűtőkonvektorok a legelterjedtebb hőkezelő berendezések irodaépületek esetén. Klasszikus megoldásokkal szembeni magas teljesítménye kedvelt választássá teszi hűtés vagy melegítés céljából.

Hűtés során a ventilátoros konvektorokon előre szabályozott hűtőközeg folyik át, az így keletkezett hűtött levegőt pedig ki-, bekapcsolható ventilátorokkal juttatják a belső térbe [6]. A modellezett ventilátor elektromos teljesítménye bekapcsolt állapotban 50 W, máskülönben 0. A hűtőközeg hőmérséklete megadott határok közé van korlátozva: $T_s \in [7,11]$.

A modellben figyelembe vettük a hűtőrendszer vezetékein fellépő hőveszteséget is.

2.3. Predikciók

A szabályozó algoritmus fejlesztésére különböző predikciós vektorok álltak rendelkezésre.

Idetartozik az épületmodell bemenetei között is megjelenő külső levegő-hőmérséklet, illetve a közvetlen és közvetett napsugárzás. Mindezek 24 órára előre vetítve óránként szolgáltatnak predikciós értékeket.

Emellett a referencia-hőmérséklet is kifejezhető 24 órás predikció formájában, figyelembe véve a megadott alsó és felső hőmérséklet-határokat, amelyek az alábbi képlet alapján változnak:

$$L_b \leq SP_i \leq U_b$$

$$L_b = \begin{cases} 24 & \text{ha } 8:00 \leq h \leq 18:00 \\ 0 & \text{másként} \end{cases} \quad (7)$$

$$U_b = \begin{cases} 24 & \text{ha } 8:00 \leq h \leq 18:00 \\ 100 & \text{másként} \end{cases}$$

Amint a (7)-es képlet mutatja, munkaidő alatt a referencia-hőmérséklet konstans módon 24 fokra van állítva. Emellett munkaidőn kívül az előírt hőmérséklet bármilyen értéket felvehet, mivel ebben a periódusban nem vezetődik be hűtőközeg a rendszerbe, illetve a költségfüggvény sem veszi számításba a hőmérséklet-különbséget.

Hasonlóképpen 24 órával előre megbecsülhető az elektromos energia ára is, amely 15 perces időközönként váltakozik (c_{el}).

2.4. Költségfüggvény

A tervezett szabályozó euróban kifejezett működési költsége jelenti a rendszer teljesítményét, amelyet az alábbi összeg ír le:

$$J = J_1 + J_2 + J_3, \quad (8)$$

ahol

J_1 az elhasznált elektromos energia ára:

$$J_1 = \int_{\tau=0}^{T_{sim}} \frac{c_{el}(\tau)}{3.6 \cdot 10^6} \left(P_{el}^P(\tau) + P_{el}^{HP}(\tau) + \sum_{i=1}^3 P_{FCU,i}(\tau) \right) d\tau, \quad (9)$$

amelyben c_{el} [EUR/kWh] az áram ára, T_{sim} [s] a szimulációs idő, P_{el} [W] az elektromos fogyasztás.

J_2 a megadott referencia-hőmérséklettől való eltérés költsége:

$$J_2 = \int_{\tau=0}^{T_{sim}} \varphi(\tau) \frac{c_{el}(\tau)}{3.6 \cdot 10^6} \sum_{i=1}^3 Q_i(T_{a,i}(\tau) - SP_i(\tau))^2 d\tau \quad (10)$$

ahol Q_i a megadott hőmérséklettől való eltérést büntető súlyzóérték, $\varphi(\tau)$ pedig azt határozza meg, hogy a követési hiba csak munkaidőben legyen büntetve.

$$\varphi(\tau) = \begin{cases} 1 & \text{ha } 8:00 \leq h \leq 18:00 \\ 0 & \text{másként} \end{cases} \quad (11)$$

J_3 költséggel a hűtés során keletkezett zajt mértük:

$$J_3 = c_{ON} \sum_{j=0}^{N_{sim}} \sum_{i=1}^3 \delta_i(j) \quad (12)$$

$$\delta_i(j) = \begin{cases} 1 & \text{ha } FS_i(j) = on; FS_i(j-1) = off \\ 0 & \text{másként} \end{cases} \quad (13)$$

ahol c_{ON} a ventilátoros konvektorok bekapcsolásának ára, δ_i a ventilátor ki- vagy bekapcsolt állapota, j az 1 perces diszkrét időközöket jelöli,

N_{sim} pedig az egy szimulációban levő összes időközök száma.

3. Tervezett szabályozó

Hasonló rendszerek szabályozására többféle megoldás létezik. Fuzzy neurális hálózatokat és genetikus algoritmust alkalmazó MPC-szabályozót hasonlítottunk össze a [7]-ben. PID, illetve robusztus PID kerül bemutatásra a [8] és [9]-ben. A [10] Fuzzy szabályozót ötvöz PID-tulajdonságokkal.

Kutatásunkban a belső hőmérséklet szabályozására elkészített szabályozó két részből áll: az első a hűtőkonvektorok ventilátorára adott vezérlőjel, a másik pedig a hűtőközeg hőmérsékletét meghatározó algoritmus. A szabályozott rendszerhurok elvi rajza a 2. ábrán látható.

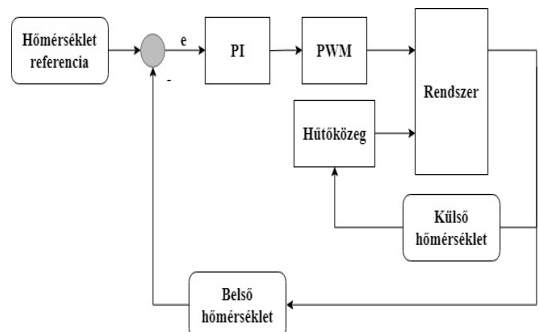
Mivel ki-, bekapcsolható ventilátorokat kellett vezérelni, PWM-et használva határoztuk meg a szabályozó kimenetét. A PWM kitöltési tényezőjét pedig diszkrét PI-szabályozóval alakítottuk a megadott hőmérséklet-referencia és a mért szobahőmérséklet közötti különbség alapján.

A szabályozó proporcionális paraméterének (K_p) kiszámítására a közvetlen napsugárzás predikcióját használtuk fel. A 24 órás predikciós értékekből többszöri szimulációk után arra a következtetésre jutottunk, hogy mindig az első 4 óra adatait érdemes figyelembe venni:

$$K_p = \frac{(I_{dir}(k|k) + I_{dir}(k+1|k) + I_{dir}(k+2|k) + I_{dir}(k+3|k))}{100} + 5 \quad (14)$$

A szabályozó integratív paraméterét (K_i) közvetlenül a külső hőmérséklet befolyásolja 100-szorosára csökkentett formában:

$$K_i = \frac{T_{ext}}{100} + 5 \quad (15)$$



2. ábra. A szabályozott rendszer elvi rajza

A vezérlőjel meghatározásában felhasználtuk a rendelkezésre álló többi predikciós vektort is. Az elektromos áram árának predikciói közül az első órában bekövetkező érték szintén befolyással van a PWM-jel kitöltési tényezőjére, miszerint magasabb ár kisebb kitöltési tényezőt és rövidebb működési időt eredményez.

A ventilátorok bekapcsolását a PWM-mel kiszámolt eseteken kívül a közvetett napsugárzás, illetve a külső levegő hőmérsékletének predikciós vektorai is befolyásolják. A közvetlen napsugárzáshoz hasonlóan az említett kettő esetében is csak az elkövetkező 4 óra tekintünk előre. Ezen faktorok egy bizonyos határ meghaladásával, illetve magas követési hiba mellett lesznek hatással a rendszerre.

A hűtőközeg hőmérsékletének szabályozására az energiatakarékosság elvét követtük, miszerint csak szükség esetén hűtöttünk nagy teljesítménnyel. Figyelembe véve a megengedett hőmérséklet-határokat (7-11 fok), a szabályzást a jelenlegi külső hőmérséklet alapján végeztük. Így ha a kinti hőmérséklet 20 fok alá csökkent, a hűtőfolyadékot 11 fokra állítottuk, melegebb körülmények esetén már 7 fokossal hűtöttünk.

4. Eredmények

A szabályozott rendszer szimulációját 3 napra futtattuk úgy, hogy a szobák referencia-hőmérsékletének 24 Celsius-fokot állítottunk be.

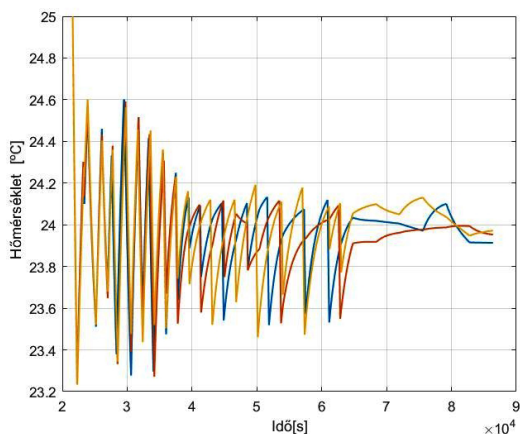
Habár 3 napot szimuláltunk, könnyebb olvashatóságért csak az első nap eredményeit fogjuk ábrázolni. A **3. ábrán** a három szoba hőmérsékletének időbeli változása figyelhető meg. A szabályozott hűtőközeg grafikonját ábrázolja a **4. ábra**.

Az **5. ábra** első grafikonján a külső hőmérséklet változása látható, míg a második és harmadik grafikon a közvetlen, illetve közvetett napsugárzás erősségét ábrázolja.

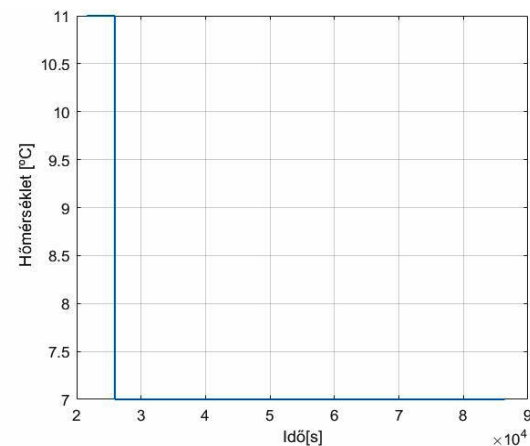
Megfigyelhető, hogy a szobák hőmérséklete $\pm 0,6$ Celsius-fok eltéréssel követi a megadott referenciát. A hőmérséklet váltakozása nappal dinamikusabb, amikor a kinti hőmérséklet magasabb és napsugárzás is éri az épületet. Ezen külső tényezők együttesen növelik a szoba hőmérsékletét. Éjszakai órákban a szobák hőmérséklete $\pm 0,1$ fok különbséggel a referenciával megegyező.

Az első szobában zajként ható egyéb hőforrások változását a **6. ábra** mutatja. Ezen zajok magas értéke ugyancsak befolyással van a belső hőmérséklet ingadozására.

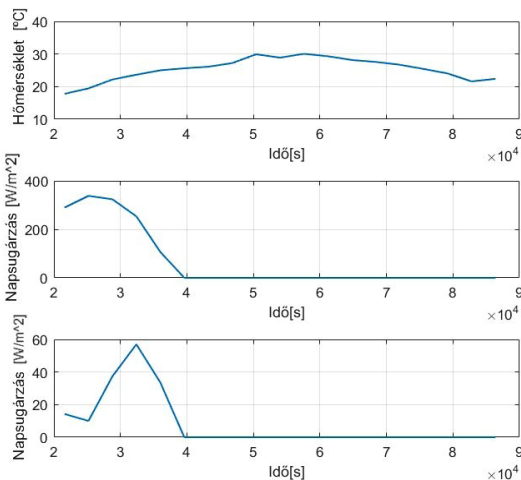
A **7. ábrán** láthatóak a három szoba ventilátoraira kiadott vezérlőjelek. Jól elkülöníthetők a



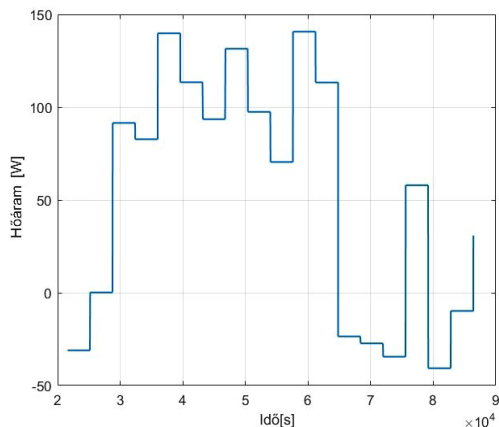
3. ábra. Három szoba hőmérséklete



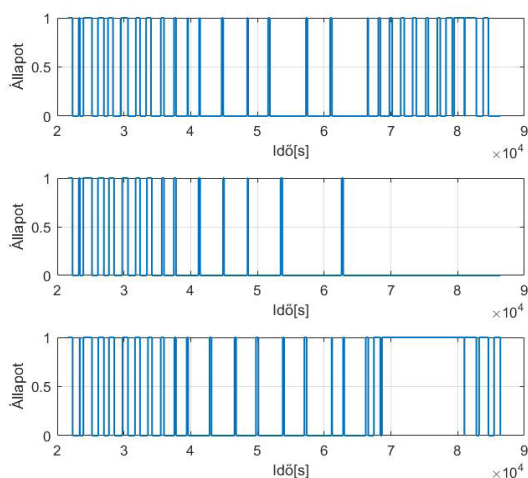
4. ábra. Hűtőközeg hőmérséklete



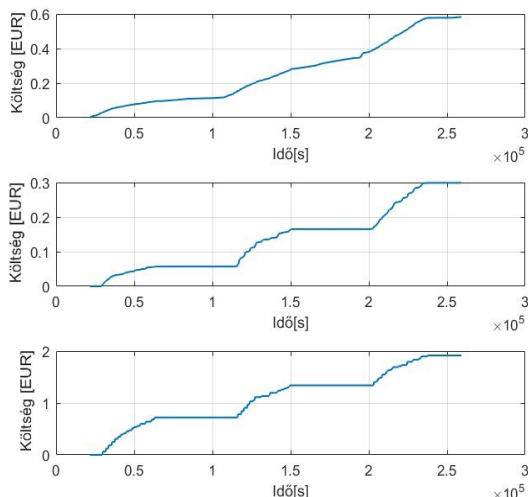
5. ábra. Külső hőmérséklet, közvetlen napsugárzás, közvetett napsugárzás



6. ábra. Egyéb hőforrások az első szobában



7. ábra. Ventilátorok vezérlőjelei



8. ábra. Elhasznált elektromos energia, referenciától való eltérés és hűtési zaj költsége

hűtőkonvektor bekapcsolt állapotát jelző pillanatok a kikapcsolt állapotoktól. A három konvektor vezérlőjele hasonló dinamikájú, azonban főleg a második szoba esetében nagyobb eltérés figyelhető meg. Ennek oka az egyéb hőforrások szobánkénti változása és véletlenszerű tulajdonsága.

A szabályozó teljesítményét jelző költség 3 napos szimuláció után 2,799 EUR volt úgy, hogy az áram ára 0,01-0,09 EUR/kWh között mozog. A három költségtípus növekedését mutatja a 8. ábra. Leolvasható, hogy a legnagyobb költséget (1,91 EUR) a hűtés során keletkezett zaj, vagyis a hűtőkonvektorok bekapcsolt állapota jelenti. Ehhez hozzáadódik még az elhasznált elektromos energia ára (0,58 EUR). Végül a szabályozó optimális működését mutatja a hőmérséklet-referenciától való eltérés alacsony végső költsége (0,29 EUR).

5. Következtetések

A dolgozatban bemutatásra került egy modellezett irodaépület hűtésrendszerét szabályozó algoritmus. A tervezés alatt figyelembe vettük az épület hőmérsékletére hatással levő külső tényezőket is. A szimulációkból kiderül, hogy a szabályozó alacsony eltéréssel, sikeresen követi a megadott referenciát. Emellett levonható az a következtetés, hogy a modellezett szobák hőmérsékletére a közvetlen napsugárzás, illetve a belső hőforrások vannak leginkább hatással.

Tehát az elkészített szabályozó költségghatékony megoldást jelent egy dinamikusan változó bemenetekből álló rendszer vezérlésére. Megfelelő változtatások mellett ezen szabályozó fűtés céljára is használható.

Köszönetnyilvánítás

A kutatást Magyarország Collegium Talentum 2018 programja támogatta.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] The 26th Mediterranean Conference on Control and Automation, MED 2018 Process automation challenge. 2018.
http://www.med-control.org/med2018/wp-content/uploads/2018/02/MED2018_Process_automation_challenge_task_details.pdf (letöltve: 2018. február 27.).
- [2] Mustafaraj G., Chen J., Lowry G.: *Development of room temperature and relative humidity linear parametric models for an open office using BMS data*. Energy and Buildings, 42/3. (2010) 348-356.
<https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2009.10.001>
- [3] Hobaj Zs.: *Modell alapú épületautomatizálás*. Diplomadolgozat, Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem (2018).

- [4] Xiang-Dong H., Harry A. H.: *Heating, ventilation and air conditioning (HVAC) system and method using feedback linearization*. US10701799, AEÁ, 2003.
- [5] Norman B. G., William E. C., Jr.: *Room temperature controller*. US4318508A, AEÁ, 1982.
- [6] Szemán R.: *Mi is a fan-coil?* VGF online. 2001.
<https://www.vgfszaklap.hu/lapszamok/2001/junius/874-mi-is-a-fan-coil> (letöltve: 2018. október 10.)
- [7] Zhang F.: *Building Temperature Control with Intelligent Methods*. Electronic Theses and Dissertations, 733 (2014).
<https://digitalcommons.du.edu/etd/733>
- [8] Tashtoush B., Molhim M., Al-Rousan M.: *Dynamic model of an HVAC system for control analysis*. Energy, 30/10. (2005) 1729–1745.
<https://doi.org/10.1016/j.energy.2004.10.004>
- [9] Kasahara M., Matsuba T., Kuzuu Y., Yamazaki T., Hashimoto Y., Kamimura K., Kurosu S.: *Design and Tuning of Robust PID Controller for HVAC Systems*. ASHRAE Transactions, 105/2. (1999) 154–166.
https://www.researchgate.net/publication/236447627_Design_and_tuning_of_robust_PID_controller_for_HVAC_systems
- [10] Huan S., Nelson R.M.: *A PID-Law-Combining Fuzzy Controller for HVAC Applications*. ASHRAE Transactions, 97/2. (1991) 768–774.

KÖTŐTECHNOLÓGIÁK ALKALMAZHATÓSÁGI VIZSGÁLATA GYÉMÁNTSZEGMENSES FÚRÓKORONÁKHOZ

APPLICABILITY INVESTIGATION OF JOINING TECHNOLOGIES FOR DIAMOND CORE BITS

Kenéz Attila Zsolt,^{1,2} Bagyinszki Gyula³

¹ Hilti Szerszám Kft., Kecskemét, Magyarország, attila.kenez@hilti.com

² Óbudai Egyetem, Anyagtudományok és Technológiák Doktori Iskola, Budapest, Magyarország, kenez.attila@phd.uni-obuda.hu

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

Abstract

For the joining of two metallic components of different material quality, different methods of welding or soldering techniques are used. In this case, these two material qualities are given by the segments containing diamond particles, and thin-walled steel tube. In our previous paper we analysed welded joints with two different kinds of laser sources. In this paper we extend the previous investigations with the analysis of capacitor discharge welded and flame soldered samples. We examine the microstructure of the joints and record the chemical element maps to determine if alloying was formed. Joints are also subjected to fracture and hardness testing. This investigation shows that the applied joining technology meets the increased technical requirements because the joining zone must bear high mechanical and significant thermal loads during usage.

Keywords: *joining technologies, welding, soldering, diamond segment, material investigation.*

Összefoglalás

Két különböző anyagminőségű fémes alkatrész tartós összekötéséhez általában a hegesztés vagy a forrasztás különböző eljárásait használják. Jelen esetben a két eltérő anyagminőséget a gyémántszegecsket tartalmazó szegmensek és az acélcső képviseli. Előző cikkünkben kétféle lézerforrással hegesztett kötések elemztünk. Jelen cikkünkben kiegészítjük a korábbi vizsgálatokat kondenzátorkisüléses hegesztéssel és lángforrasztással készült minták értékelésével. Vizsgáljuk a kötési zónák szövetszerkezetét, elemtérképeket is készítünk, hogy történik-e átötvöződés. A kötések törésvizsgálatnak és keménységvizsgálatnak vetjük alá. Ezek a vizsgálatok azt is megmutatják, hogy a kötések megfelelnek-e a fokozott műszaki követelményeknek, hiszen a kötési zónát használat közben nagy mechanikai és jelentős hőterhelések is érik.

Kulcsszavak: *kötési technológiák, hegesztés, forrasztás, gyémántszegecs, anyagvizsgálat.*

1. Bevezetés

Napjainkban a leggyakrabban alkalmazott kötéstechnológiák gyémántszegecs rögzítéséhez a hegesztés vagy a forrasztás különböző eljárásai. A szegmensek összetételének és geometriájának fejlődése megköveteli a kötéstechnológiák

fejlesztését is. A jelenleg alkalmazott lézerhegesztés mellett keressük azt a kötési eljárást, ami technológia és költség oldalról is megfelel az elvárásoknak. Az újonnan alkalmazott kötéstechnológiáknak is meg kell felelniük a környezetvédelmi és a műszaki követelményeknek egyaránt.

A gyémántszezmenses fűrókoronák termékfejlesztési projektjei már abba az irányba mutatnak [1], hogy a technológiafejlesztéssel is szükséges foglalkoznunk. Ezért vizsgáltuk meg egy korábbi cikkünkben [2], hogy különböző lézerforrások milyen hatással vannak a kötési zónára, és ezért vizsgálunk új kötési technológiákat is.

Jelen cikkünkben kiegészítjük a korábbi vizsgálatokat kondenzátorkisüléses hegesztéssel és lángforrasztással készült minták értékelésével. Első lépésként azt vizsgáljuk, hogy az adott technológia milyen hatással van a termékre, és később foglalkozunk majd az optimalizálás lehetőségével.

2. Technológiai kísérletek

2.1. A kísérletek folyamata

A termékportfólióból kiválasztottuk az Ø102 mm-es terméket (1. ábra) – melynek hegesztéséhez a szériagyártásban a szilárdtest- lézerforrást használjuk –, és legyártottuk kondenzátorkisüléses hegesztéssel, továbbá lángforrasztással is. Ez utóbbi technológia azért került szóba, mert az egyedileg értékesített szezmenseket a vevő forrasztja fel magának. A kiválasztott termék 8 szezmenszt tartalmaz, melyek a cső homlokfelületén egyenlő távolságban vannak elosztva.

A lézerhegesztést vettük alapul – mint a szériatermékekhez használt technológiát –, és ehhez hasonlítottuk a kondenzátorkisüléses hegesztést és a lángforrasztást. Azt vizsgáltuk, hogy a különböző kötőeljárások milyen hatással vannak a kötési zónára és a szezmensre.

2.1.1. Lézerhegesztési kísérlet

A kísérletet egy Trumpf TruDisk 4002 (max. 4,0 kW teljesítményű, 1,03 µm hullámhosszúságú) lézerforrással végeztük el.

A lézerforrás egy teljesen automatizált géppel van kapcsolatban, egy rezgőadagolóból kerülnek

be a szezmensek a belső, kétállásos adagoló-pozicionáló egységbe, ami a robot által behelyezett cső homlokfelületéhez illeszti a szezmenset. A gép konstrukciója olyan, hogy a lézerfej mozog hegesztés közben, és egyszerre egy szezmens hegesztése történik. A hegesztési idő alatt a szezmensadagoló-egység előkészíti a következő szezmenszt a pozicionáló másik állásába, ezzel csökkentve a mellékidőket és biztosítva a következő szezmens gyors pozícióba kerülését.

2.1.2. Kondenzátorkisüléses hegesztési kísérlet

A kísérletet egy függőleges elrendezésű géppel végeztük el, 198/160 V impulzusfeszültséggel és 3,2 bar pneumatikus szorítónyomással.

A gép kialakításából adódóan egyszerre egy szezmens hegesztése történik a csőre. A szezmens egy automatikus adagolószerkezettel kerül az elektródába. A csőhöz egy másik elektróda csatlakozik. Összeérintik a komponenseket, majd ráadják a szorítónyomást. Ezután a kondenzátorban tárolt elektromos energiát az elektródák révén a hegesztési helyre vezetik, majd végbemegy a hegesztés.

2.1.3. Láng-keményforrasztási kísérlet

A kísérletet kézi eljárással végeztük. A folyamatot azzal kezdtük, hogy a cső homlokfelületét és a szezmens alját megcsiszoltuk P80-as csiszolópapírral, majd ezeket a felületeket bekentük folyasztszerrel. A szezmenset a csőre illesztettük és lánggal melegítettük a csövet. Távolról indulunk és lassan közelítettünk a szezmenshez, elkerülve a túlhevítést. Amikor megjelent egy vékony sárga „csík” – jelezve a megfelelő hőmérsékletet –, forrasztanyagot adagoltunk a kötési zónába és lánggal eloszlattuk. A forrasztanyag megszilárdulása után sűrített levegővel lehűtöttük a kötési környezetét.

2.2. A kísérletek során alkalmazott kötőtechnológiák

2.2.1. Lézerhegesztés

Az indukált emisszióra „kényszerített” anyag minőségétől függő hullámhosszúságú monokromatikus, koherens lézersugarat optikai elemek segítségével a hegesztés helyére fókuszolják. A kis átmérőjű fókuszoltban igen nagy teljesítménysűrűség érhető el, és megfelelő abszorpció révén az elektromágneses sugárzás hővé alakul a hegesztendő anyagokban. A fellépő hőmérséklet keskeny sávban megolvasztja az összeillesztett



1. ábra. Ø102 mm-es fűrókorona katalógusképe

munkadarabok határát, és az elhaladó sugárzás mögött keskeny hőhatásövezetű, csekély torzulást okozó varrat képződik [3, 77. o].

A teljesítménysűrűség a varrat mélység/szélesség arányán, ill. a kötés alakján keresztül befolyásolja a lehűlési sebességet és az ömledék létidejét. Ez nemcsak a varrat szövetszerkezetét határozza meg, hanem azokat az időtartamokat is, amelyek alatt a kötéshő egy-egy kritikus hőmérséklet-tartományon keresztüljut.

A nagy teljesítménysűrűség eredményeképpen gyorsan létrejövő ömledéket fajlagosan nagy határfelület választja el a szilárd anyagtól, ill. a megömlesztett térfogat kicsi a munkadarab összterfogatához képest, így az ömledék igen gyorsan hűl. A hevítés és a lehűlés sebességének ilyen megnövekedése jelentősen befolyásolja a fázisátalakulást szenvedő anyag mennyiségét.

A nagy teljesítményű lézersugár – szemben az elektronsugárral – vákuum nélkül is nagy energiasűrűséget biztosító, térben és időben koherens, kis divergenciájú monokromatikus fénynyaláb, mellyel bármilyen optikailag elérhető felület megmunkálható. Fő hátránya az energiaelnyelés (abszorpció) jelentős felületállapot-függése és az alacsony hatásfok.

Elterő minőségű fémes anyagok (ötvözetek) lézeres hegeszthetőségének két alapvető feltétele van:

- A két fém képes legyen egyidejűleg megömleni és közös ömledéket képezni. Ez a feltétel nehezen teljesül, ha a két fém olvadáspontja messze esik egymástól, vagy a hővezető képességük nagyon különbözik. Ezért, ha szükséges, a lézersugarat aszimmetrikusan irányítják a nehezebben megömlő fém felé;
- A két fém metallurgiaiailag kompatibilis legyen, azaz ne keletkezzenek megengedhetetlen intermetallikus fázisok, átmeneti vegyületformák a hegesztési folyamat során. Ha két ötvözet kötéséről van szó, még hozzátétőlegesen sem lehet következtetést levonni az egyensúlyi diagramokból, hanem előzetes kísérleteket kell végezni [4, 15–16. o].

Lézeres hegesztési eljárásoknál nincs szükség sem a cső, sem a szegmens felületének hegesztés előtti (előkészítő) megmunkálására és általában nincs szükség hozaganyagra sem a kötés kialakításához.

2.2.2. Kondenzátorkisüléses hegesztés

A kondenzátor impulzushegesztéskor a hegesztéshez szükséges energiát a korábban feltöltött kondenzátorok egy tirisztoron keresztül a mun-

kadarab speciális transzformátoraihoz vezetik. A töltési idő 0,5-2 másodperc közötti, a hegesztési idő 3-10 ms között van [5]. A kondenzátorkisüléses hegesztés különleges tulajdonságait a következő folyamatjellemzők írják le: meredek áramerősség-növekedés, rövid hegesztési idő, nagy hegesztőáramok, alacsony hőbevitel, alacsony hálózati terhelés, magas reprodukálhatóság, továbbá különböző anyagvastagságú munkadarabok, különböző anyagminőségek (pl. acél, sárgaréz), rozsdamentes acélok, vékony lemezek, galvanikus bevonatokkal ellátott munkadarabok hegeszthetősége.

A hegesztés egyik legnagyobb előnye az áram meredek növekedése és a hő gyors bevezetése a hegesztési zónába. Ez a hegesztési hőmérséklet gyors elérését eredményezi, még mielőtt a környező anyag felmelegszik.

A kondenzátor impulzushegesztési eljárásánál nincs szükség hozaganyagra a kötés kialakításához, azonban szükséges a cső vagy a szegmens felületének hegesztés előtti (előkészítő) megmunkálása. Ennek két változata lehet:

- a cső homlokfelületét rovátkolják/recézik, és a szegmens felülete sík marad;
- a cső homlokfelülete sík marad, és a szegmens felületébe készítenek keresztirányú hornyot.

2.2.3. Láng-keményforrasztás

A forrasztást a forrasztandó anyagok olvadáspontjánál kisebb olvadáspontú, olvadék állapotba hozott forrasztanyaggal végzik. Forrasztáskor a kölcsönös diffúzió révén alakul ki a kapcsolat, melynek feltétele, hogy a forrasztanyag és az egyesítendő anyagok szilárd állapotban oldják egymást. Ha nem teljesül a kölcsönös oldódás feltétele, akkor a megolvasztott forrasztanyag a ragasztáshoz hasonló adhéziós jellegű kötetést hoz létre.

A forrasztanyagok olvadási hőmérséklete, illetve az ennek megfelelő forrasztási hőmérséklet, továbbá a kötés várható szilárdságának mértéke alapján megkülönböztetnek:

- lágyforrasztást, 450 °C-nál kisebb hőmérsékletekkel és max. 50 MPa kötési szilárdsággal;
- keményforrasztást, 450 °C-nál nagyobb (rendszerint 900 °C-nál kisebb) hőmérsékletekkel és max. 300 MPa kötési szilárdsággal [3, 136. o].

A keményforrasztás viszonylag nagy szilárdságot ad, és a kötés nagyobb üzemi hőmérsékleten is alkalmazható. Nem szükséges sem a cső, sem a szegmens felületének forrasztás előtti (előkészítő) megmunkálása, de folyasztozószer alkalmazása indokolt a folyamat elején.

2.3. A kísérletekhez felhasznált anyagok

2.3.1. Szegmens

A szegmensek gyártása porkohászati úton történik, a porok összekeverése után egy berendezés rétegről rétegre építi fel a szegmenst, és ekkor kerülnek bele a meghatározott méretű gyémánt-szemcsék is. A rétegzési folyamat teljesen szabályozott, szabadon variálható a rétegek vastagsága és száma.

A gyémántszegek 2 fő zónából állnak, az egyik a vágásért felelős „vágózóna”, a másik a hegesztéshez szükséges „neutrál” vagy semleges zóna. Ezután beállítják a szegmens sűrűségét, mely befolyásolja a hegesztést, a vágás sebességét, a vágótest kopását az alkalmazás során.

A szegmensek neutrál zónájának kémiai összetétele: Astaloy-Mo = 99,8%, grafitpor = 0,2%, cink-sztearát = 0,5%, míg a szegmensek anyagának sűrűsége 7870 kg/m³.

2.3.2. Acélcső

A szegmenseket egy vékony falú acélcsőre rögzítjük, mely hidegen húzott E235+C (1,0308) anyagminőségű, EN 10305-1 szabvány szerinti [6], 2±0,15 mm falvastagságú.

A cső kémiai összetétele: C ≤ 0,17%, Si ≤ 0,35%, Mn ≤ 1,2%, P ≤ 0,025%, S ≤ 0,025%.

2.3.3. Forraszanyag

A láng-keményforrasztási kísérlethez Fontargen A324 jelű (Ag=49%, Zn=23%, Cu=16%, Mn=7,5%, Ni=4,5%) EN ISO 3677 szabványnak megfelelő [7] forraszanyagot és Easy-floTM 100 Flux Paste folyasztószert használtunk. A forraszanyaghoz ajánlott forrasztási munkahőmérséklet 690 °C.

3. Kötési zónák vizsgálatai

Hegesztett kötések és/vagy varratok roncsolásos vizsgálatára többnyire az alapanyag vizsgálatára használt eljárásokat alkalmazzák. A roncsolásmentes vizsgálatok során a vizsgálandó munkadarab nem károsodik.

A szóba jöhető roncsolásmentes vizsgálati eljárások:

- optikai vizsgálat;
- geometriai vizsgálat;
- minimum-próba;
- radiológiai vizsgálat (röntgenvizsgálat, radioaktív izotópos vizsgálat);
- mágnesezhető porral végzett vizsgálat;
- folyadékpenetrációs vizsgálat;

- ultrahangvizsgálat;
- örvényáramos vizsgálat;
- CT-vizsgálat.

A szóba jöhető roncsolásos vizsgálati eljárások:

- törésteszt (statikus hajlítás);
- keménységvizsgálat;
- energiadisziperzív spektroszkópia;
- makrociszolat-vizsgálat;
- optikai fénymikroszkópos vizsgálat;
- pásztázó elektronmikroszkópos vizsgálat;
- szakítóvizsgálat;
- hajlítóvizsgálat (korona- és gyökoldali);
- ütővizsgálat;
- fárasztóvizsgálat.

A fűrókoronáknak meg kell felelniük a rájuk vonatkozó műszaki előírásoknak. Először a szériagyártásban alkalmazott roncsolásmentes (optikai, geometriai vizsgálat, Minimum-próba) és roncsolásos vizsgálatokat (törésteszt) végeztük el, majd a hegesztett kötést és a hőhatásövezetet vizsgáltuk (makrociszolat-, pásztázó elektronmikroszkópos, keménységvizsgálat).

4. Vizsgálati eredmények

4.1. Roncsolásmentes vizsgálatok eredményei

4.1.1. Optikai vizsgálat

A vizsgálat célja: varratkép ellenőrzése fényképes hibakatalógusban meghatározott követelmények alapján.

A vizsgálat eredménye:

- a lézerhegesztett mintánál nem látható hiba a varratban;
- a kondenzátorkisüléssel hegesztett minta nagymértékű képlékeny alakváltozásból eredő kisajtolódást mutat a minta külső oldalain;
- a forrasztott minta egyenletes forraszanyagvastagságot mutat.

4.1.2. Geometriai vizsgálat (szegmenskiállítás)

A vizsgálat célja: meghatározni a szegmenskiállítás átlagos értékét, melynek 0,9 < átlag < 1,4 mm között kell lennie.

Alkalmazott mérőeszköz: digitális kijelzésű mérőóra.

A vizsgálat eredménye:

- lézerhegesztett minta: átlag = 1,29 mm;
- kondenzátorkisüléssel hegesztett minta: átlag = 1,16 mm;
- forrasztott minta: átlag = 0,923 mm.

Az elvégzett mérések alapján megállapítható, hogy mindhárom minta esetében az átlagérték túlértékelően van.

4.1.3. Geometriai vizsgálat (szegmensdőlés)

A vizsgálat célja: meghatározni a szegmensdőlés átlagos értékét (a szegmensek párhuzamossága a cső külső palástjával), melynek $\pm 0,2$ mm között kell lennie.

Alkalmazott mérőeszköz: digitális kijelzésű mérőóra.

A vizsgálat eredménye:

- lézerhegesztett minta: átlag = $-0,018$ mm;
- kondenzátorkisüléssel hegesztett minta: átlag = $-0,225$ mm;
- forrasztott minta: átlag = $0,001$.

Az elvégzett mérések alapján megállapítható, hogy a lézerhegesztett és keményforrasztott minta esetében az átlagérték túrésen belül van, míg a kondenzátorkisüléssel hegesztett minta átlagértéke kisebb, mint az alsó túréshatár. Ez következhet a hegesztés során fellépő nagymértékű képlékeny alakváltozásból.

4.1.4. Geometriai vizsgálat (szegmenscsavarodás)

A vizsgálat célja: meghatározni a szegmenscsavarodás átlagos értékét (a szegmens rádiusza mennyire követi a cső rádiusát), mely max. $0,4$ mm lehet.

Alkalmazott mérőeszköz: digitális kijelzésű mérőóra.

A vizsgálat eredménye:

- lézerhegesztett minta: átlag = $-0,07$ mm;
- kondenzátorkisüléssel hegesztett minta: átlag = $-0,225$ mm;
- forrasztott minta: átlag = $-0,032$ mm.

Az elvégzett mérések alapján megállapítható, hogy mindhárom minta esetében az átlagérték túrésen belül van.

4.1.5. Geometriai vizsgálat (radiális ütés a szegmensen)

A vizsgálat célja: meghatározni a radiális ütés értékét a szegmensen (a fúrókoronát körbeforgatva a szegmensek felületén mért radiális ütés), mely max. $0,55$ mm lehet.

Alkalmazott mérőeszköz: digitális kijelzésű mérőóra.

A vizsgálat eredménye:

- lézerhegesztett minta: átlag = $0,35$ mm;
- kondenzátorkisüléssel hegesztett minta: átlag = $0,515$ mm;
- forrasztott minta: átlag = $0,104$ mm.

Az elvégzett mérések alapján megállapítható, hogy mindhárom minta esetében az átlagérték túrésen belül van.

4.1.6. Minimum-próba

A vizsgálat célja: az előírt minimális határértékkel, azaz 9 Nm nyomatékka kell minden szegmenst megterhelni. A szegmensre a formájához illeszkedő betétet helyeznek, ami nyomatékhatárolóval ellátott nyomatékkulcshoz csatlakozik. A hegesztett kötés minőségét tesztelve, az előírt minimum forgatónyomatékkal terhelik a szegmenseket.

Nem volt sérülés a kötési zónákban egyik minta esetében sem, vagyis a nyomatékminimumot minden szegmens károsodás (törés) nélkül viselte el.

4.2. Roncsolásos vizsgálatok eredményei

4.2.1. Törésteszt

A vizsgálat célja: meghatározni a szegmens letöréséhez szükséges nyomaték átlagos értékét, melynek min. 9 Nm-nek kell lennie. A szegmensre a formájához illeszkedő betétet helyeznek, ami nyomatékhatárolóval ellátott nyomatékkulcshoz csatlakozik. A kulcs nullázása után a szegmenst kifelé irányuló mozdulattal letörik, és leolvassák a kijelzett értéket.

A vizsgálat eredménye:

- lézerhegesztett minta: átlag = $16,4$ Nm;
- kondenzátorkisüléssel hegesztett minta: átlag = $24,7$ Nm;
- forrasztott minta: átlag = $13,3$ Nm.

Az elvégzett törésteszt alapján a minták megfelelnek a rajzi előírásoknak, mindhárom minta esetében a minimális határérték feletti teherbírás-értékeket mértünk.

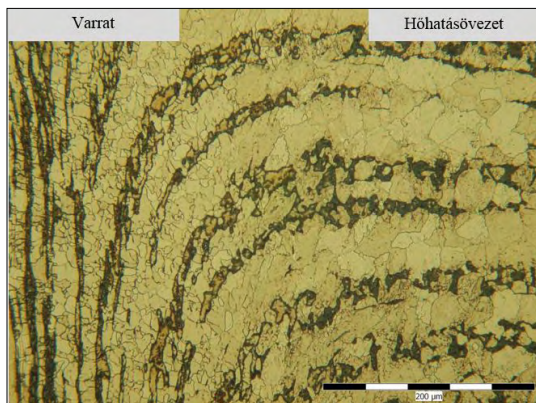
4.2.2. Mikroszkópi vizsgálatok

A három minta vizsgálatai alapján megállapítható, hogy:

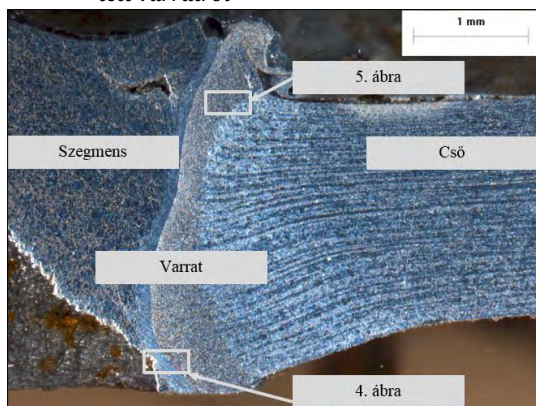
- a vizsgált lézerhegesztett minta metszetében gázbuborékok és repedésszerű mintázatok is megfigyelhetők, főleg a szegmens felőli oldalon (2. ábra);
- a vizsgált kondenzátorkisüléssel hegesztéssel készített minta metszetében az ellenállás hegesztésre jellemző nagymértékű képlékeny alakváltozást elszenvedett zónák figyelhetők meg mindkét elembe (3. ábra);
- különösen jelentős ez az alakváltozás – a megolvadt, illetve kilágyult fém kiszajtolódása – a minta külső oldalain (3. ábra);
- a kötés környezetében – a nagymértékű képlékeny alakváltozás következtében – jelentősen torzult a szemcseszerkezet mind a felhegesztett szegmens, mind a csőalapanyag esetében (4. ábra);



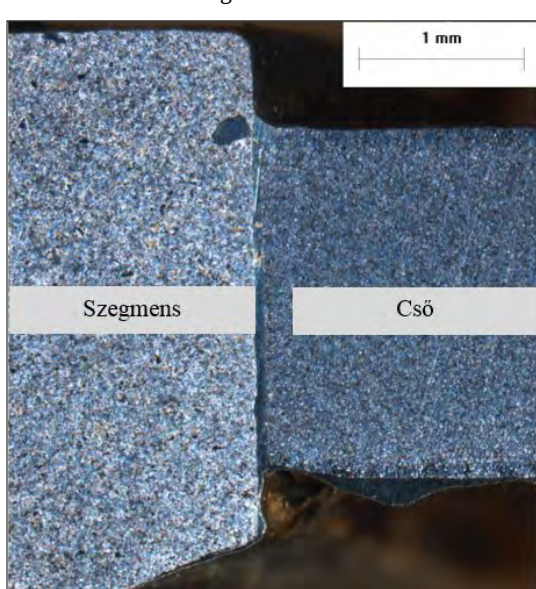
2. ábra. Optikai mikroszkópos felvétel a lézerhegesztett varratról



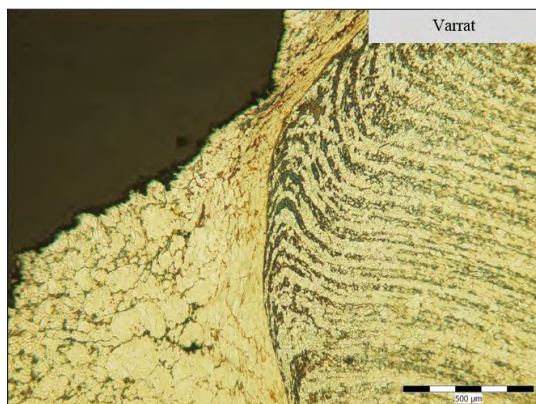
5. ábra. Optikai mikroszkópos felvétel a kondenzátor-kisüléssel hegesztett varratról



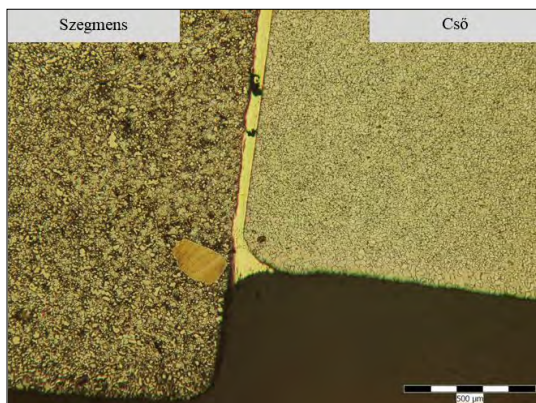
3. ábra. Sztereomikroszkópos felvétel a kondenzátor-kisüléssel hegesztett varratról



6. ábra. Sztereomikroszkópos felvétel a forrasztott mintáról

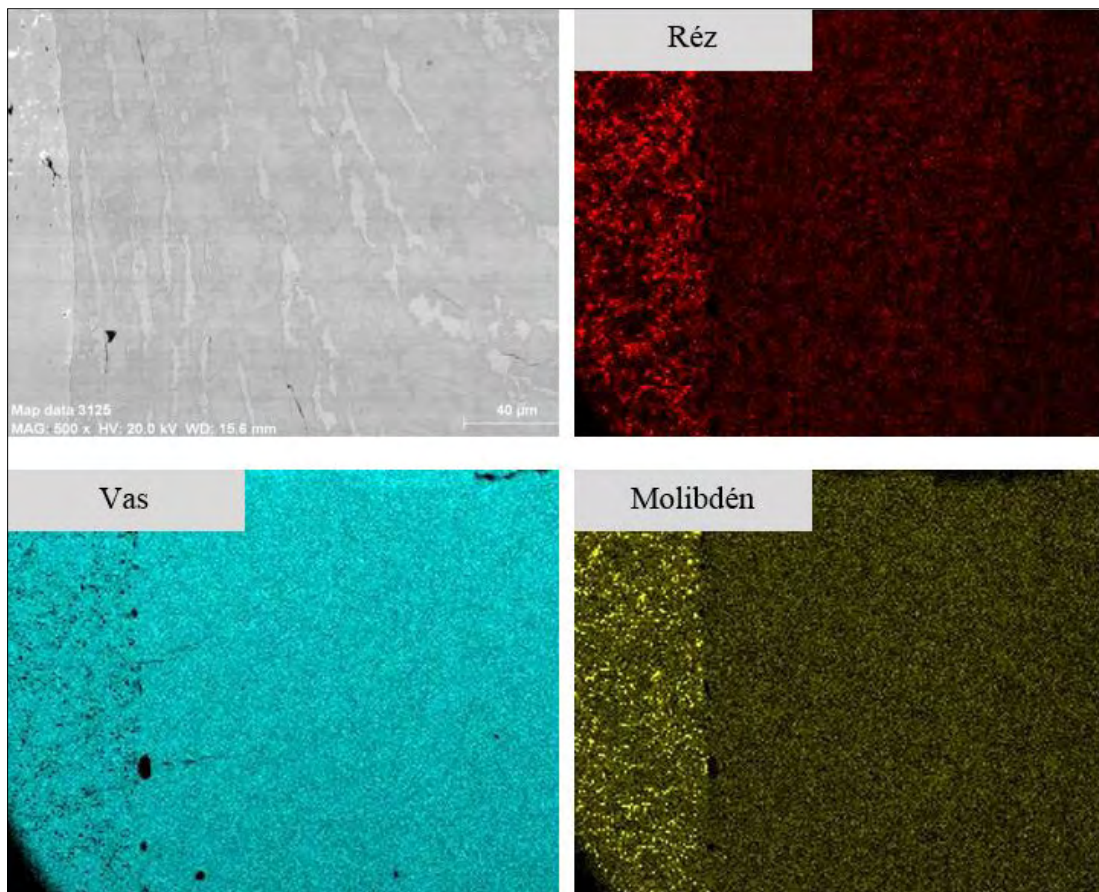


4. ábra. Optikai mikroszkópos felvétel a kondenzátor-kisüléssel hegesztett varratról



7. ábra. Optikai mikroszkópos felvétel a forrasztott mintáról

– a kisajtolódás következtében a képlékenyen alakváltozott anyagok jellegzetes soros, szálal morfológiát mutatnak, amely különösen jól megfigyelhető a cső anyagának érintett zónájában (5. ábra);



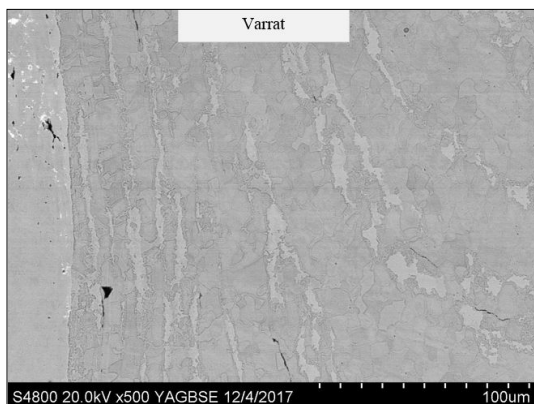
8. ábra. Elemtérkép a lézerhegesztett varratról

- a varratban hibára utaló zárvány, repedés vagy össze nem olvadt felület nem figyelhető meg;
- a vizsgált lángforrasztott minta jó réskitöltést, egyenletes forrasztanyag-vastagságot mutat (átlagosan 200 µm) (6. ábra);
- a forrasztás lényegében hibamentes, csak apróbb, zárványnak tűnő képi elemek figyelhetők meg a metszetén (7. ábra).

4.2.3. Pásztázó elektronmikroszkópos vizsgálat

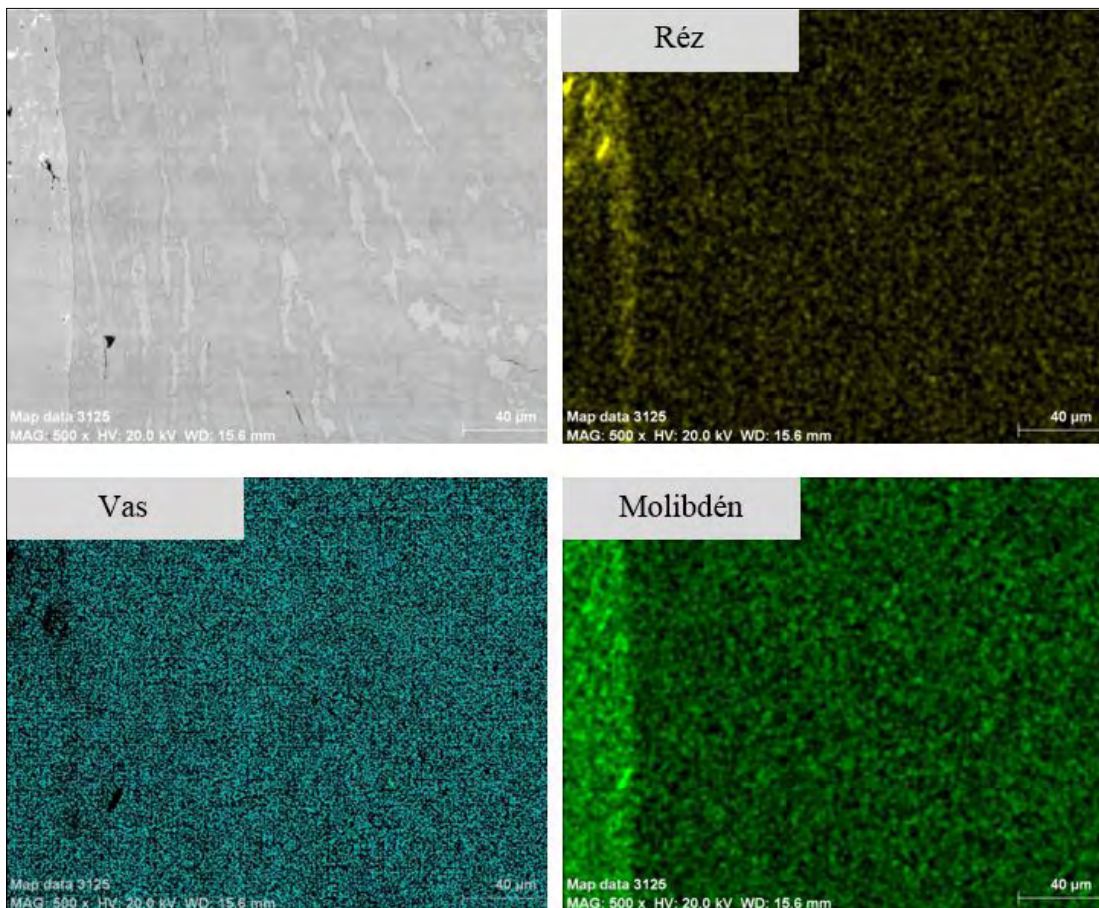
A három minta vizsgálatai alapján megállapítható, hogy:

- a szilárdtest lézerrel hegesztett varratban gázbuborékok és mikrorepedésszerű képi elemek is észlelhetők;
- a varrat-elemtérképeken a fő ötvözők tekintetében (Mo, Mn, Fe, Cu, C) nem figyelhető meg számottevő különbség az egyes zónák között, így

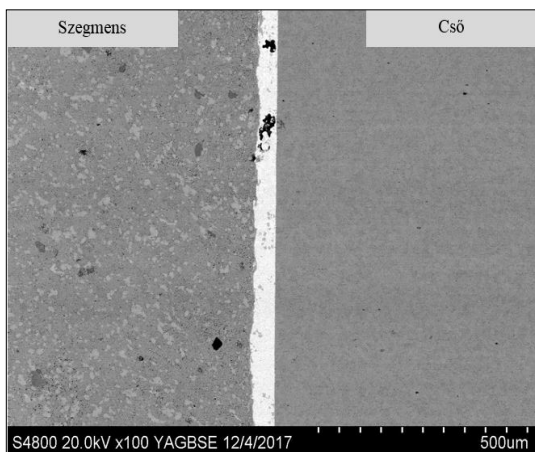


9. ábra. Pásztázó elektronmikroszkópos felvétel a kondenzátorkisüléssel hegesztett varratról

- megállapítható, hogy nem történt ötvöződúsulás és beötvöződés a varratban (8. ábra);
- a kondenzátorkisüléssel hegesztett varratban (9. ábra) mikrorepedésszerű képi elemek észlelhetők;



10. ábra. Elemtérkép a kondenzátorkisüléssel hegesztett varratról

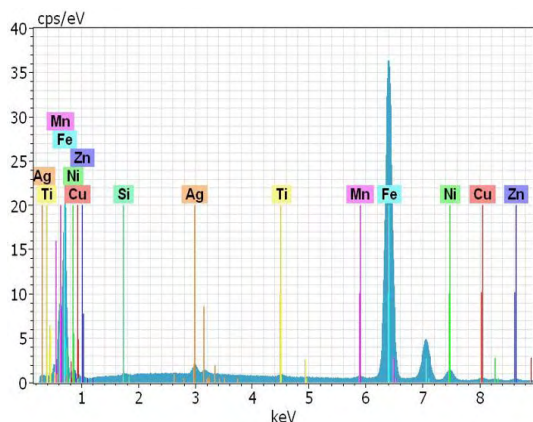


11. ábra. Páztázó elektronmikroszkópos felvétel a forrasztott mintáról

- a varrat-elemtérképeken a fő ötvözők tekintetében (Mo, Mn, Fe, Cu, C) nem figyelhető meg számottevő különbség az egyes zónák között, így megállapítható, hogy nem történt ötvöződúsulás és beötvöződés a varratban (**10. ábra**);
- a forrasztott minta vizsgálata alapján megállapítható, hogy csak apróbb, zárványnak tűnő képi elemek jelennek meg (**11. ábra**);
- sem a neutrális zónában, sem a csőalapanyagban szövetszerkezeti változás nem figyelhető meg;
- az EDX-spektrumból, melyet a **11. ábrán** látható területről gyűjtöttünk (**12. ábra**), kiválasztottuk a komponensek (szegmens, cső és forrasztanyag) összetételére jellemző elemeket. Megállapítható, hogy nem történt beötvöződés.

4.2.4. Keménységvizsgálat

A hegesztett varratok és kötések ellenőrzésére a Vickers-vizsgálatot alkalmazzák. Igen vékony



12. ábra. EDX-spektrum a forrasztott mintáról

kérgek, keskeny hőhatásövezetek keménységmérésére használható a mikro-keménységmérés is.

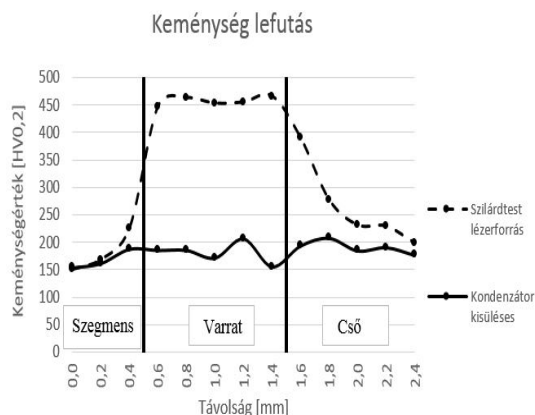
A hegesztett varratok és hőhatásövezetük keménységadatainak Vickers-módszerrel történő meghatározása – az anyagminőség és a technológiai paraméterek ismeretében – többféle információt nyújthat:

- az alapanyag és a varrat keménységkülönbsége egyfajta duktilitásváltozási adatnak is tekinthető, ugyanis az alakváltozó képességet a keménységgel szokás jellemezni, ami szoros összefüggésben van az acélok martenzittartalmával. Ezt pedig a karbonegyenérték (C + ötvözők) és adott hőmérséklet-tartományban létrejövő lehűlési sebesség (hűlési idő) befolyásolja;
- a keménységértékeket a varrat hossz tengelyére merőleges irányban mérve, illetve ábrázolva, a kapott keménységeloszlás jól mutatja a termikus folyamatok hatásait, az egyes zónákban kialakult hőkezelési effektusokat;
- a keménységértékeket a varrat hossz tengelyével párhuzamosan mérve, kimutatható a varratfém tulajdonságegyenletessége;
- a hőmérséklet függvényében mért értékek a mikroszerkezet termikus stabilitására (megeresztésállóságára) utalnak.

Ez utóbbi esetben az adott hőmérsékleti keménységkülönbség vagy az előírt keménységszinten mérhető hőmérséklet-különbség lehet minősítő adat.

A mikroszkópi vizsgálatokhoz készített csiszolatokat használtuk fel a keménységmérésekhez.

A lézerhegesztett minta keménységeloszlás-méréséből kitűnik az a nagy energiasűrűségű eljárásokra jellemző kép, miszerint a legnagyobb értékek a varratban fordulnak elő. A kondenzátor-



13. ábra. Keménységvizsgálat eredménye

kislésesen hegesztett minta keménységértékei kb. 50 HV0,2 sávon belül mozognak (13. ábra).

5. Összefoglalás

Mindhárom mintagyártás esetén ugyanolyan komponenseket használtunk, mint amilyeneket a szériagyártásban. A szegmenseket és csöveket is egy-egy gyártási mennyiségből vettük ki, a különbségek minimalizálása érdekében. A geometriai méréseknél azt tapasztaltuk, hogy a technológiának hatása van a geometriai jellemzőkre, ezt a következő mintagyártásoknál figyelembe kell venni vagy ki kell küszöbölni. A törésteszt eredményei alapján a minták megfelelnek a jelenlegi rajzi előírásoknak, mivel az előírt minimális törésérték feletti értékeket mértünk.

A szériagyártásban alkalmazott vizsgálatok alapján azt mondhatnánk, hogy mindhárom minta megfelel az elvárásoknak. Azonban új kötéstechnológia alkalmazása esetén ezek a vizsgálatok szükségesek, de nem elegendő feltételei a minősítésnek.

Az optikai mikroszkópos felvételek megmutatták, hogy a kötésekben lehetnek gázzárványok, néhol mikrorepedések is, ezt a SEM-vizsgálatok is megerősítették. Az elemterképek kimutatták, hogy nem kell átötvöződéssel számolni a varratban.

Végeredményben megállapíthatjuk: a vizsgált kötési eljárások alkalmasak arra, hogy további mintagyártás során visszaellenőrizzük az eddigi vizsgálati eredményeket és javító intézkedéseket definiáljunk, amennyiben a kötési zóna optimalizálása szükséges.

Köszönetnyilvánítás

A szerzők szeretnének köszönetet mondani a Bay Zoltán Alkalmazott Kutatási Közhasznú Nonprofit Kft. kollégáinak a laborvizsgálatok elvégzésében nyújtott segítségükért.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Kenéz A. Zs.: Gyémánszegmenses fúrókoronák gyártása és tesztelése. Hegesztéstechnika, 29/2. (2018) 63–67.
- [2] Kenéz A. Zs., Bagyinszki Gy.: Gyémánszegmenses fúrószegmensek rögzítéstechnológiáinak vizsgálata. In: 29. Nemzetközi Hegesztési Konferencia. Miskolc, Magyarország. 2018. 199–209.
- [3] Bagyinszki Gy., Bitay E.: *Hegesztéstechnika I. Eljárások és gépesítés*. Erdélyi Múzeum-Egyesület, Kolozsvár, 2010, 288.
- [4] Bagyinszki Gy., Bitay E.: *Nagy energiasűrűségű eljárások hegeszthetőségi szempontjai*. In: XVII. Fiatal Műszakiak Tudományos Ülésszaka. Kolozsvár, Románia, Műszaki Tudományos Füzetek 6. 2012. 13–18.
- [5] Harms & Wende GmbH & Co. KG, *Principle of Capacitor Discharge welding*. <https://www.harms-wende.de/en/knowledge/resistance-welding/cd-welding/> (letöltve: 2018. április 27.).
- [6] EN 10305-1: *Steel tubes for precision applications – Technical delivery conditions. Part 1: Seamless cold drawn tubes*, 2002. november.
- [7] EN ISO 3677:2016: *Filler metal for soldering and brazing*, 2016. szeptember.

ADDITÍV GYÁRTÁSTECHNOLÓGIÁVAL, VIRTUÁLISAN TERVEZETT EGYÉNI IMPLANTÁTUMOK NUMERIKUS ANALÍZISE

NUMERICAL ANALYSIS OF ADDITIVELY MANUFACTURED, INDIVIDUAL TITANIUM IMPLANTS DESIGNED IN A VIRTUAL ENVIRONMENT

Kulcsár Klaudia,¹ Kónya János²

¹ Dent-Art-Technik Kft. Győr, Magyarország, kulcsar.klaudia@dentarttechnik.hu

² Dent-Art-Technik Kft. Győr, Magyarország, labor@dentarttechnik.hu

Abstract

The aim of this study is the design, manufacture, and development of a metallic rehabilitation device (titanium frame structure) that is created with a printing process. Product design is inspired by the Computed Tomography (CT) based reconstruction method, during which a metallic frame structure is designed that perfectly fits the retrieved bone surface. The internal structure of the designed metallic frames is a statically analysed three-dimensional construct which makes it possible to create individual product types. Constructs with different structure are checked by finite element analysis. Our goal is to establish a standardised manufacturing process, in which specific mechanical stressing can be carried out and optimal product type chosen, depending on different cases. At the end of this study, our solution of choice is demonstrated with surgical pictures.

Keywords: *additive manufacturing, virtual design, implant, subperiosteal implant, numerical analysis.*

Összefoglalás

Tanulmány tárgya egy olyan fémből (titán) készült rehabilitációs eszköz (háló) tervezése, gyártása és fejlesztése, amelyet nyomtatásos eljárással hozunk létre. A termék tervezése Computed Tomography (computertomográfia, CT) alapú rekonstrukciós módszeren alapszik, ahol a kinyert csontfelülethez pontosan illeszkedő fémhálót tervezünk. A megtervezett fémhálók belső szerkezete statikailag is méretezett, térdimenzionált struktúra, amely lehetővé teszi, hogy egyedi gyártmánytípusokat hozunk létre. A különböző szerkezetű struktúrákat végeelem-analízis segítségével ellenőrizzük. Célunk, hogy egy standardizált gyártást hozunk létre, ahol az esetektől függően, specifikusan méretezhetjük és választhatjuk ki az optimális gyártmánytípust. A tanulmány végén az általunk kiválasztott megoldást mutatjuk be műtéti képekkel.

Kulcsszavak: *additív gyártástechnológia, virtuális tervezés, implantátum, subperiosteális implantátum, numerikus analízis.*

1. Bevezetés

Az elmúlt években egy teljesen fogatlan állkapocs implantátummal történő kezelése rutinszerűvé vált. A teljesen fogatlan pácienseknél, akiknek a hagyományos protézis használata gondot jelent, jelentős előny lehet az implantátum alkalmazása [1].

Walton és munkatársai összehasonlították a betegek elégedettségét az állkapocsprotézis használatáról, melyek egy vagy két implantátumot tartalmaztak 86 résztvevőnél, egy éven keresztül. Ebben a találmányszerűen kiválasztott klinikai vizsgálatban a kutatók alacsonyabb költséget értek el és a kezelési idő is csökkent, hasonló elégedettség-

gel és kezelési idővel, mint az egyszerű középvonali implantátum esetén [2]. Egyes szerzők azonban nem várt módon magas hibát jelentettek az egyrészes implantátumok esetében az azonnali terhelést követően [3]. Más kutatók véleménye szerint az állkapocsra a fogazatot 3 vagy 4 implantátum segítségével kell rögzíteni. Elméletileg a 3 vagy 4 implantátum alkalmazása az implantátumok között egyenes vonalú kapcsolat helyett merev kapcsolatot eredményez. A három implantátummal támogatott fogsor, a legelőnyösebb beültetett implantátum indirekt retenciót biztosít a fogsor számára. Ezért egyes szerzők azt ajánlják, hogy az orvosok 3 vagy 4 implantátumot alkalmazzanak azokban a helyzetekben, ahol megnövelt retenciót igényel vagy kiemelkedő állnyelv-csonti gerincet [4]. Meijer és munkatársai nem találtak egyértelmű különbséget a klinikai és röntgeneredmények esetében a két implantátummal támogatott, valamint 4 implantátummal támogatott mandibulafogsor eredményei között egy 10 éves értékelési időszak alatt [5]. A retenció mellett fontos az is, hogy az implantátumokat ne érje túlzott terhelés [6]. A természetes fogaknál a fog körüli inszalag közbenső párnaként szolgál az okklúziós terhelésnél. Az osseointegrációs fogászati implantátumok esetében az okklúziós terhelés közvetlenül a környező csontokba kerül. Túlterhelés esetén az implantátumok körüli csontban nagy deformáció fordul elő. Ha kóros túlterhelés következik be, akkor a feszültség- és az alakváltozás-gradiensek meghaladják a csont élettani határait, mikrotörést okozhatnak a csontimplantátum felületén, mely implantátum töréshez, az implantátumrendszer komponenseinek lazulásához és nemkívánatos csontfelszívódáshoz vezethetnek [7, 8]. Felismerve a túlterhelés által okozott károkat, külön figyelmet fordítanak az implantátum körüli csontban fellépő feszültségre és alakváltozásra. A háromdimenziós végeelem-elemzés pontos és megfelelő közelítésnek tekinthető a feszültség és az alakváltozás eloszlásának vizsgálata során, és számos előnnyel jár a klinikai szituációk összetettségének szimulálásában [9].

A csontban implantátum által rögzített protézissel rendelkező páciensek közel 56%-ánál periimplantitis alakul ki, mely végül végleges elvesztéshez vezet [10]. A periimplantitis sok okozója közül a legtöbb klinikailag nem szabályozható [11]. A maxilláris csontvesztés implantátumvesztéssel kombinálva vagy a használhatatlanságból eredő sorvadás nagy kihívást jelent. Jelenlegi megoldások közé sorolható az „all-on-4” megoldás, ha elegendő csonttömeg áll a rendelkezésre, a „quad-zy-

goma” vagy másképpen a járomcsont-implantátumok, és a csontpótlás, majd ezt követő (ismételt) implantációval [12, 13].

A CAD/CAM-rendszer fejlődése precíz műtét előtti tervezést és páciensre szabott implantátum tervezését teszi lehetővé [14, 15]. Az egyedi implantátumok tervezési folyamata a következő: 2D CT képek 3D DICOM-fájlokká alakítása; 3D software egyedi készítésű implantátum tervezésre; 3D sztereolitográfia (STL) minta nyomtatása; 3D titán implantátum nyomtatása 3D nyomtatóval [16].

Az additív gyártás (Additive Manufacturing, AM), amelyet általánosan 3D nyomtatásnak is neveznek, olyan folyamatok egy csoportja, melyek háromdimenziós (3D) modelladatokból hoznak létre testeket, az objektumoknak a felépítése rétegről rétegre történik [17]. Az utóbbi években számos tanulmány készült az AM-technika alkalmazásáról a szöveti sebészetben [18–21]. Csontot és a szívhez alkalmazott szöveteket sikeresen gyártottak [22]. Az ASTM F2792-12a szabvány szerint mind a szelektív lézerolvasztás (SLM), mind az elektronsugaras olvasztás (EBM) porágyfúziós technológiának minősül, ahol a hőenergia szelektív módon biztosítja a porágy régiói olvasztást [17].

A titán és ötvözetei széles körben használatosak fogászati és ortopédiai fémimplantátumoknál, mivel képesek a csontba beépülni [23–25]. A titán és a titán-alumínium-vanádium (Ti6Al4V) a felületükön természetesen előforduló passzív oxidréteget tartalmaz, amely biológiailag előnyös és ellenáll a korróziónak, mindeközben továbbra is erős mechanikai tulajdonságokkal és nagy szilárdság/tömeg aránnyal rendelkezik [26]. Az implantátum felületi érdekessége egy olyan tényező, amelyről kimutatták, hogy az élő szervezetben (in vitro) elősegíti az osseointegráció folyamatát [27, 28]. Bár a fogászati implantátumok sikerét az egészséges páciensek (kezelés alatt lévő emberek) több mint 95%-ában érik el, bizonyos kockázati tényezők még mindig gátolják az osseointegrációt. A cukorbetegség és a dohányzók osseointegrációs rátája drasztikusan csökken [29].

Az endosteális (csontba ültetett) implantátumok viselkedése numerikus módszerekkel vizsgálható. Az utóbbi időben egyre gyakrabban alkalmazzák a végeelem módszerét [30] a feszültség és alakváltozás eloszlásának előrejelzésére az implantátum körüli régiókban, az implantátum és a protézis hatásának vizsgálatára [31–34], a terhelések nagysága és iránya, [35, 36] és a csont mechanikai tulajdonságai [37, 38], valamint kü-

lőnböző klinikai forgatókönyv modellezésére [39, 40].

A csontok mechanikai terhelésekre gyakorolt biológiai reakciója befolyásolja az implantátum élettartamát [41]. Mivel a terhelés áthatol a csontba a protézisen és az implantátumon keresztül, ezért a protézis gondos tervezést és végrehajtást igényel, melynek egyik fontos tényezője a megfelelő feszültségelosztás a csontban [42]. Az utóbbi időben főként a kétdimenziós (2D) és a háromdimenziós (3D) végeselemes elemzések (FEA) segítségével vizsgálják a csontok korrelációját az implantátum által támogatott protézisekkel. Az elemzések pontosságát összehasonlító tanulmányok kimutatták, hogy ha részletes feszültséginformációkra van szüksége, akkor a 3D modellezésre lesz szükség [43].

Az implantátum meghibásodásának leggyakoribb okai a gyenge szájápolás és a biomechanikai tényezők [44]. Az implantátumoknak meg kell felelniük az intraorális erők által kiváltott feszültségnek. A megnövekedett vagy rendellenes terhelés, valamint élettani terhelés mellett fellépő kifáradás az implantátumrendszer összetevőinek töréséhez vezethet [45].

A végeselemes (FE) elemzést széles körben alkalmazzák az implantátum körüli csontok feszültségének kiértékelésére a fogtalan álkapocsban [46]. Meijer és munkatársai egy háromdimenziós FE-modellt alkalmaztak, amely az állkapocs belső erő kifejtését ábrázolja [47].

A végeselem módszer (FEM) egy sor számítási eljárást tartalmaz a feszültség és az alakváltozás kiszámításához. Az ilyen strukturális analízis lehetővé teszi a külső erő, nyomás, hőmérséklet-változás és egyéb tényezők által kiváltott feszültség és alakváltozás meghatározását [48].

2. Anyagok és módszerek

2.1. Alkalmazott titánötvözet jellemzői

A titán és ötvözetek kiváló korrózióállósággal és biológiai kompatibilitással rendelkeznek. A protézisek, implantátumok, valamint orvosi eszközök legelterjedtebb titánötvözet a Ti-6Al-4V, mely irányadó anyaga a csontpótlásnak. Az LMF (Laser Metal Fusion) technológiával legyártandó minták és modellek alapanyaga a Grade 23-as Ti-6Al-4V ötvözet. Az alapanyagpor gyártója a runcomi (Egyesült Királyság) székhelyű LPW Technology Ltd. Az alapanyagra jellemző átlagos porszemcseméret 10-45 µm nagyságrend közt változik. Az odaicót elkerülendő, a poralapanyagra argon

atmoszférában kerül csomagolásra és tárolásra egyaránt. Tömegszázalékos összetétele látható az 1. táblázatban.

Legfontosabb érvek a titán mellett például a föld 0,63%-át adó, 9. leggyakrabban előforduló, kis fajsúlyú elem, antiallergén. Az implantológiában a felületén létrejövő oxidréteghez kötődik a humán csontszövet. Kis fajsúlya miatt jelentősen csökkenti a pótlások súlyát, növeli komfortját, valamint fémlemezként nem okoz mellékízt a szájüregben. Allergiás problémáról még az aranyból is ritkábban ír a szakirodalom.

1. táblázat. Ti-6Al-4V tömegszázalékos összetevője

Örvözet	Kémiai összetétel m/m %		
	Ötv.	min	max
LPW	Al	5,5	6,5
	C		0,08
	Fe		0,25
	H		0,0125
	N		0,03
	O		0,13
	egyéb külön		0,1
	egyéb össze		0,4
	Ti	reszt	reszt
	V	3,5	4,5

2.2. Additív gyártástechnológia

A 3D nyomtatás additív gyártási eljárás, amely vékony rétegek lerakásával/felhordásával készíti tárgyakat. 3D nyomtatással háromdimenziós tárgyak hozhatók létre, melyhez térbeli digitális modelleket használunk fel. Az additív gyártási eljárást a digitális modell készítése előzi meg (STL) (háromszögelt felületállomány). A 3D nyomtató saját technológiája az LMF. Az LMF-technológiát komplex fémalkatrészek fémporból történő előállítására alkalmazzák. Az LMF-eljárással komplex belső szerkezetek hozhatók létre. A lézer a fémport megolvastva rétegről rétegre építi fel a kívánt térfogatot. Intelligens szoftver határozza meg a szilárdtestlézerek ideális pásztázási útvonalt. A nyomtatott minták és modellek gyártása egy SISMA Mysint 100, lézersugaras olvasztáson alapuló 3D nyomtató berendezésben történt. A nyomtató működés közben látható az 1. ábrán.

A nyomtatott minták és modellek 3D nyomtatással történő legyártását követően a minták és modellek az építő platformról eltávolításra kerülnek.

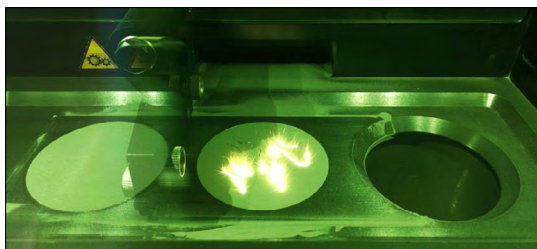
Az **2. ábrán** látható a nyomtatást követően a minta, ahogy kikerül a 3D nyomtatóból.

3. Egyéni titánimplantátum

Az egyéni implantátum, titánháló megvalósításával olyan lehetőségeket kínálunk a rehabilitáció területén, amely akár életkörülményeket javít. A daganatos, illetve egyéb csonteffektusokkal rendelkező páciensek esetében oly nagymértékű lehet az eltávolítandó csont kiterjedése, hogy a lágy szöveteknek már nem képes a megfelelő megtámasztást nyújtani a koponyacsont. Az ilyen nagy áthidalásokat fémhálós pótlásokkal lehetséges megoldani, amelyet a hagyományos megoldásoktól eltérően speciális fémhálós kívánunk megoldani.

A termék tervezése CT-alapú rekonstrukciós módszeren alapszik, ahol a kinyert, valós csontfelülethez pontosan illeszkedő fémháló készítése a feladat. Nem csupán a fémháló geometriáját tervezzük meg, hanem az anyag belső szerkezeti struktúráját is. Az így megtervezett fémhálós belső szerkezet statikailag, illetve dinamikailag méretezett, térdimenzionált struktúra, amely lehetővé teszi, hogy egyedi gyártmánytípusokat hozzunk létre.

A térszerkezetes egyedi gyártású titánháló gyártási folyamata három fő egységre választható szét.



1. ábra. SISMA Mysint nyomtató működés közben



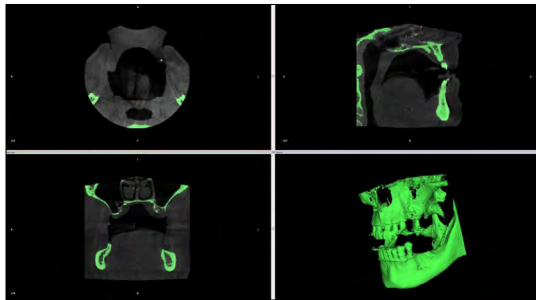
2. ábra. 3D nyomtatott minták

- előkészítés;
- 3D nyomtatás;
- utómunkálatok.

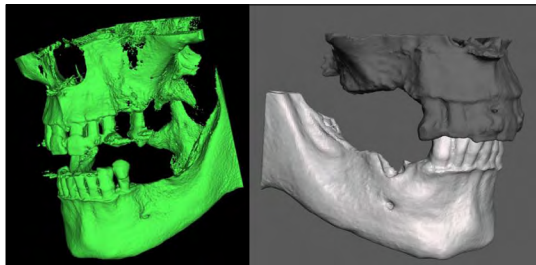
Az általunk kidolgozott eljárásban először egy virtuális tervezés történik. Ebben a fázisban képek vagyunk előállítani az érintett csontterület pontos, háromdimenziós képét az alkalmazott képalkotó eljárásoknak és feldolgozó szoftvereknek köszönhetően. A tervezés első fázisa a CT feldolgozása, majd ebből a csontfelület generálása, melynek folyamata látható a **3. ábrán**.

A CT-felvételből STL-fájlt generálunk, ezt követően a kapott STL-fájl hibái, majd az ideális fogmű javítását végezzük el. Az ideális fogmű alapján rögzítési/áttörési pontok meghatározása következik, ez a folyamat látható a **4. ábrán**.

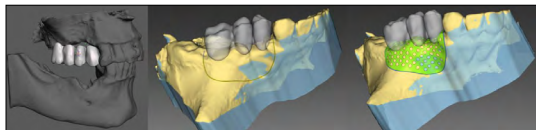
Ezt követi a fémháló megtervezése, amely még mindig virtuálisan történik. A folyamat első lépése a korábban idealizált fogmű figyelembevételével a titánháló határvonalának meghatározása, majd a háló paramétereinek (vastagság, struktúra kialakítása) megadása történik. A lépések az **5. ábrán** láthatók.



3. ábra. CT-feldolgozás és csontfelület generálása



4. ábra. STL-file generálása és ideális fogmű tervezése.
a: CT-modell, b: STL-modell



5. ábra. Titánháló határvonalának és paramétereinek meghatározása

Szükség esetén a csontfelszín és az implantátum előállítása is lehetséges 3D nyomtatási technológiával, amely közvetlen vizualizációt biztosít, és a műtét során felmerülő esetleges nehézségekre is időben felhívja a figyelmet, ez látható a **6. ábrán**.

Ezt követően kerülhet sor a titánháló műtéti behelyezésére, valamint a számítógépes tervezésnek megfelelően előre elkészített furatokon keresztül a csavaros rögzítésre.

4. Egyéni titánimplantátum numerikus analízise

A subperiostealis implantátumot, vagy másképpen a corticalis megtámasztású egyéni implantátumot, ahogy ma hívjuk, először 1936-ban fejlesztették ki, ebben az időben az implantátum alapanyaga vitallium és valamilyen szénttartalmú acél volt [2, 8]. A győri székhelyű Dent-Art-Technik Kft. fejlesztette ki titán alapanyagból, amiért 2014-ben Magyar Nagydíj elismerésben részesítették.

Különböző kialakításokat vizsgáltunk meg a tanulmány során. Az implantátum kialakítása többféle lehet, az irodalmakban is fellelhető jó pár megoldás. Jelen tanulmányban főként az implantátum térdízümentális struktúra mértékét, valamint az implantátum peremének zártságát vizsgáltuk. A **7. ábrán** láthatóak a főbb kialakítások.

A **2. táblázat** tartalmazza a struktúráltság nagyságát, a zártságot és a vastagságot. Természetesen

2. táblázat. Vizsgált titánhálók adatai, értékei

Titánháló	Feszültség [Mpa]	Alakváltozás [mm]
Zárt szél, 1,5 mm struktúráltság	34,683	0,0043
Nem zárt szél, 1,5 mm struktúráltság	61,105	0,0427
Zárt szél, 1 mm struktúráltság	183,122	0,1243



6. ábra. 3D nyomtatással előállított vizualizáció

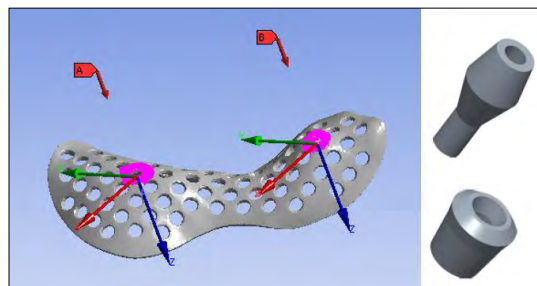


7. ábra. A vizsgált titánhálók kialakításai

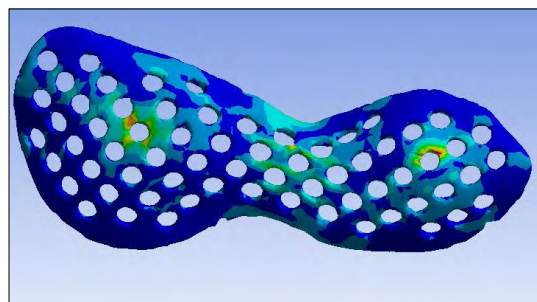
több vizsgálatot végeztünk, de azok eredményei nem voltak relevánsak. A táblázatban a vizsgált titánhálók a **7. ábrán** feltüntetett kialakítások szerint, a táblázat sorának sorrendje megegyezik az ábrán lévő sorrenddel. Első sorban található a 0,65 mm vastagságú lemez, zárt széllal és a belső struktúráltság értéke 1,5 mm, a második sor tartalmazza a 0,65 mm vastagságú, bezáratlan szélű és 1,5 mm-es struktúráltságú lemezt. A harmadik sor tartalmazza a 0,65 mm vastagságú, zárt szélű és 1 mm-es struktúráltságú lemez adatait. Véges elemes futtatásokkal meghatározott feszültségértékek, valamint alakváltozások értékeit tüntettük fel a táblázat 2-3. oszlopaiban.

Először bemutatjuk azt a kialakítást, mely a legjobb eredményt hozta. A **8. ábrán** látható a rágóerő iránya, távolsága a titánháló felületétől 11 mm. Az ábrán látható még a persely, melyet belehegesztenek. A hegesztés anyagtudományi vizsgálatával is foglalkoztunk, melyet az *Additív technológiával készülő egyéni implantátumok lézeres mikrohegesztésének vizsgálata* című tanulmányunkban [49] tárgyaltunk.

A továbbiakban bemutatjuk annak a modellnek a végelelemanalízis-eredményét, melynél a legjobb eredményt kaptuk. A **9. ábrán** látható a 0,65 mm vastagságú lemez, zárt széllal és a belső struktúráltság értéke 1,5 mm-es lemez. Az ábrán észrevehető, hogy a legnagyobb feszültség ott ébred, ahol az abutment, másképpen a felépítmény, valamint a persely lesz behelyezve, amire majd a



8. ábra. Titánhálóra ható erő, abutment és persely



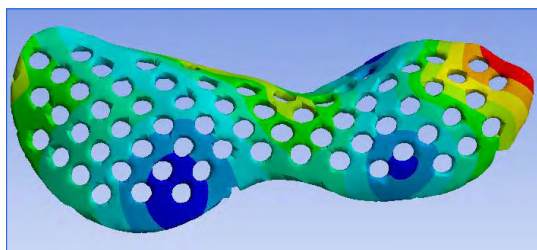
9. ábra. Titánháló feszültsége

fogmű kerül. Kisebb feszültség fog ébredni a háló szűkített területén is.

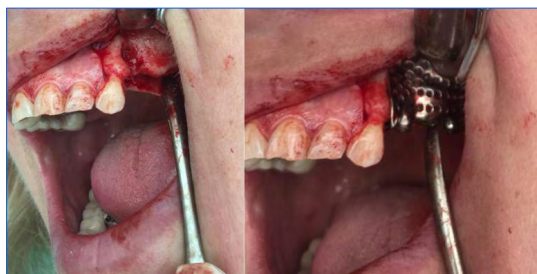
A **10. ábrán** látható a titánháló alakváltozás-mértéke. Az erőt az irodalomnak megfelelően határoztam meg. A rágóerő nem függőlegesen hat a fogműre, hanem bizonyos szögben, mellyel szintén több irodalom, tanulmány foglalkozott. A ferde hatásvonalú rágóerőnek köszönhető az effajta alakváltozás, melynek mértéke nagyon minimális.

Az egyéni implantátum gyártását követően műtetre került sor. A **11. ábrán** láthatók a műtégi képek, dr. Friedreich Géza Budapesten sikeresen végezte el a műtétet.

Az egyéni implantátumokon elhorgonyzott, virtuálisan tervezett, végleges rögzített fogmű a páciens szájában látható a **12. ábrán**.



10. ábra. Titánháló-alakváltozás mértéke



11 ábra. Titánháló behelyezése a páciensbe



12. ábra. Végleges rögzített fogmű

5. Összegzés

Az általunk kidolgozott eljárásnak megfelelően lehetőség nyílik az elveszett keményszövetek pótlása nélkül saját fogazathoz mind esztétikailag, mind funkcionálisan nagymértékben hasonló fogpótlás kialakítására, a páciens szájában hosszú és kockázatos műtét sorozatok nélkül.

Köszönetnyilvánítás

Köszönetet szeretnénk mondani dr. Friedreich Géza szájsebész-fogorvosnak, aki a műtétet végezte el, Bozsányi Lajos fogtechnikusnak, aki CAD- és individuális csontpótlástervező a Dent-Art-Technik Kft.-nél.

„Nemzetköziesítés, oktatói, kutatói és hallgatói utánpótlás megteremtése, a tudás és technológiai transzfer fejlesztése, mint az intelligens szakosodás eszközei a Széchenyi István Egyetemen.”

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Bergendal T., Engquist B.: *Implant-supported overdentures: a longitudinal prospective study*. International Journal of Oral and Maxillofacial Implants 13/2. (1998) 253–262.
<https://pdfs.semanticscholar.org/51c6/9f4cf669b-6d23c30e2f92bca4b81e557e746.pdf>
- [2] Jingyin L., Shaoxia P., Jing D., Zhongjun M., Yobu F.: *Influence of implant number on the biomechanical behaviour of mandibular implant-retained/supported overdentures: A three-dimensional finite element analysis*. Journal of Dentistry 41/3. (2013) 241–249.
<https://doi.org/10.1016/j.jdent.2012.11.008>
- [3] Lidell G., Henry P.: *The immediately loaded single implant-retained mandibular overdenture: a 36-month prospective study*. International Journal of prosthodontics 23/1. (2010) 13–21.
<https://pdfs.semanticscholar.org/cb1a/a1dbff62741d3b98e214adc474d44e3f4494.pdf>
- [4] Mericske-Stren R. D., Taylor T. D., Belser U.: *Management of the edentulous patient*. Clinical Oral Implants Research 11. (2000) 108–125.
<http://clinicaljude-5thyear.yolasite.com/resources/Management%20of%20the%20edentulous%20patient%20Ref1.pdf>
- [5] Meijer H. J., Raghoobar G. M., Batenburg R. H., Visser A., Vissink A.: *Mandibular overdentures supported by two or four endosseous implants: a 10-year clinical trial*. Clinical Oral Implants Research, 20/7 (2009) 722–728.
<https://doi.org/10.1111/j.1600-0501.2009.01710.x>
- [6] Weinberger L. A.: *The biomechanics of force distribution in implant-supported prostheses*. International Journal of Oral and Maxillofacial Implants 17/5 (1993) 19–31.

- [7] Gotfredsen K., Berglundh T., Lindhe J.: *Bone reactions adjacent to titanium implants subjected to static load of different duration*. Clinical Oral Implants Research, 12/6 (2001) 552–558.
<https://doi.org/10.1034/j.1600-0501.2001.120602.x>
- [8] Frost H. M.: *Bone „mass” and the „mechanostat”: a proposal*. Anatomical Record 219/1. (1987) 1–9.
<https://doi.org/10.1002/ar.1092190104>
- [9] Tepper G., Haas R., Zechner W., Krach W., Watzek G.: *Three-dimensional finite element analysis of implant stability in the atrophic posterior maxilla: a mathematical study of the sinus floor augmentation*. Clinical Oral Implants Research 13/6. (2002) 657–665.
<https://doi.org/10.1034/j.1600-0501.2002.130613.x>
- [10] Lindhae J., Meyle J., on behalf of Group D of the European Workshop on Periodontology: *Peri-implant disease: Consensus Report of the Sixth European Workshop on Periodontology*. Journal of Clinical Periodontology 35/8. (2008) 282–285.
<https://doi.org/10.1111/j.1600-051X.2008.01283.x>
- [11] Renvert S., Quirynen M.: *Risk indicators for peri-implantitis. A narrative review*. Clinical Oral Implants Research 26/11. (2015) 15–44.
<https://doi.org/10.1111/clr.12636>
- [12] Malevez C., Abarca M., Durdu F., Daelemans P.: *Clinical outcome of 103 consecutive zygomatic implants: a 6-48 months follow-up study*. Clinical Oral Implants Research 15/1. (2004) 18–22.
<https://doi.org/10.1046/j.1600-0501.2003.00985.x>
- [13] Neyt L., De Clercq C. A., Abeloos J. V. Mommaerts M. Y.: *Reconstruction of the severely resorbed maxilla with a combination of sinus augmentation, onlay bone grafting, and implants*. Journal of Oral and Maxillofacial Surgery 55/1. (1997) 1397–1401.
[https://doi.org/10.1016/S0278-2391\(97\)90636-4](https://doi.org/10.1016/S0278-2391(97)90636-4)
- [14] Leiser Y., Shilo D., Wolff A., Rachmiel A.: *Functional reconstruction in mandibular avulsion injuries*. The Journal Craniofacial Surgery, 27/8. (2016) 2113–2116.
- [15] Li B., Zhang L., Sun H., Yuan J., Shen S. G. F., Wang X.: *A novel method of computer aided orthognathic surgery using individual CAD/CAM templates: a combination of osteotomy and repositioning guides*. British Journal of Oral Maxillofac Surgery 51/8. (2013) 239–244.
<https://doi.org/10.1016/j.bjoms.2013.03.007>
- [16] Rachmiel A., Shilo D., Blanc O., Emodi O.: *Reconstruction of complex mandibular defects using integrated dental custom-made titanium implants*. British Journal of Oral and Maxillofacial Surgery 55/4. (2017) 425–427.
<https://doi.org/10.1016/j.bjoms.2017.01.006>
- [17] Sing S. L., An J., Yeong W. Y., Wiria F. E.: *Laser and Electron-Beam Powder-Bed Additive Manufacturing of Metallic Implants: A review on process, materials and design*. Journal of Orthopaedic Research 34/3. (2015) 369–385.
<https://doi.org/10.1002/jor.23075>
- [18] Sudarmadji N., Tan J. Y., Leong K. F., Chua C. K., Loh Y. T.: *Investigation of the mechanical properties and porosity relationship in selective laser-sintered polyhedral for functionally graded scaffolds*. Acta Biomaterialia 7/2. (2011) 530–537.
<https://doi.org/10.1016/j.actbio.2010.09.024>
- [19] Yeong W. Y., Sudarmadji N., Yu H. Y., Leong K. F., Venkatraman S. S., Boey F. C. F., Tan L. P.: *Porous polycaprolactone scaffold for cardiac tissue engineering fabricated by selective laser sintering*. Acta Biomaterialia 6/6. (2009) 2028–2034.
<https://doi.org/10.1016/j.actbio.2009.12.033>
- [20] Wiria F. E., Leong K. F., Chua C. K., Liu Y.: *Poly-ε-caprolactone/hydroxyapatite for tissue engineering scaffold fabrication via selective laser sintering*. Acta Biomaterialia 3/1. (2007) 1–12.
<https://doi.org/10.1016/j.actbio.2006.07.008>
- [21] Yang S. F., Leong K. F., Du Z. H., Chua C. K.: *The design of scaffolds for use in tissue engineering. Part II. Rapid prototyping techniques*. Tissue Engineering 8/1. (2002) 1–11.
<https://doi.org/10.1089/107632702753503009>
- [22] Yeong W. Y., Chua C. K., Leong K. F., Chandrasekaran M.: *Rapid prototyping in tissue engineering: challenges and potential*. Trends in Biotechnology 22/12. (2004) 643–652.
<https://doi.org/10.1016/j.tibtech.2004.10.004>
- [23] Van Noort R.: *Titanium: the implant material of today*. Journal of Materials Science 22/11. (1987) 3801–3811.
<https://doi.org/10.1007/BF01133326>
- [24] Rack H. J., Quazi J. I.: *Titanium alloys for biomedical applications*. Materials Science and Engineering 26/8. (2006) 1269–1277.
<https://doi.org/10.1016/j.msec.2005.08.032>
- [25] Long M., Rack H. J.: *Titanium alloys in total joint replacement – a materials science perspective*. Biomaterials 19/18. (1998) 1621–1639.
[https://doi.org/10.1016/S0142-9612\(97\)00146-4](https://doi.org/10.1016/S0142-9612(97)00146-4)
- [26] Cheng A., Humayun A., Cohen D. J., Boyan B. D., Schwartz Z.: *Additively manufactured 3D porous Ti-6Al-4V constructs mimic trabecular bone structure and regulate osteoblast proliferation, differentiation and local factor production in a porosity and surface roughness dependent manner*. Biofabrication 6/4. (2014) 1–12.
<https://doi.org/10.1088/1758-5082/6/4/045007>
- [27] Zhao G., Zinger O., Schwartz U., Wieland M., Landolt D., Boyan B. D.: *Osteoblast-like cells are sensitive to submicron-scale surface structure*. Clinical Oral Implants Research 17/3. (2006) 258–264.
<https://doi.org/10.1111/j.1600-0501.2005.01195.x>
- [28] Zinger O., Zhao G., Schwartz Z., Simpson J., Landolt D., Boyan B.: *Differential regulation of osteoblasts by substrate microstructural features*. Biomaterials, 26/14 (2005) 1837–2847.
<https://doi.org/10.1016/j.biomaterials.2004.06.035>

- [29] Bain C. A., Moy P. K.: *The association between the failure of dental implants and cigarette smoking*. International Journal of Oral and Maxillofacial Implants 8/6. (1993) 609–615.
<http://dx.doi.org/10.1097/00008505-199409000-00011>
- [30] Geng J. P., Tan K. B., Liu G. R.: *Application of finite element analysis in implant dentistry: a review of the literature*. The Journal of Prosthetic Dentistry, 85/6 (2001) 585–598.
<https://doi.org/10.1067/mpr.2001.115251>
- [31] Rieger M. R., Adams W. K., Kinzel G. L.: *A finite element survey of eleven endosseous implants*. The Journal of Prosthetic Dentistry 63/4. (1990) 457–465.
[https://doi.org/10.1016/0022-3913\(90\)90238-8](https://doi.org/10.1016/0022-3913(90)90238-8)
- [32] Chun H. J., Cheong J. H., Han J. H., Heo S. J., Chung J. P., Rhyu I. C., Choi Y. C., Baik H. K., Ki Y., Kim M. H.: *Evaluation of design parameters of osseointegrated dental implants using finite element analysis*. Journal of Oral Rehabilitation, 29/6. (2002) 565–574.
<https://doi.org/10.1046/j.1365-2842.2002.00891.x>
- [33] Himmlová L., Dostálová T., Kácovsky A., Konvicková S.: *Influence of implant length and diameter on stress distribution: a finite element analysis*. The Journal of Prosthetic Dentistry 91/1. (2004) 20–25.
<https://doi.org/10.1016/j.prosdent.2003.08.008>
- [34] Chun H. J., Shin H. S., Han C. G., Lee S. H.: *Influence of implant abutment type on stress distribution in bone under various loading conditions using finite element analysis*. International Journal of Oral and Maxillofacial Implants 21/2. (2006) 195–202.
<https://www.ncbi.nlm.nih.gov/pubmed/16634489>
- [35] Meijer H. J., Starmans F. J., Steen W. H., Bosman F.: *Loading conditions of endosseous implants in an edentulous human mandible: a three-dimensional, finite-element study*. Journal of Oral Rehabilitation 23/11. (1996) 757–763.
<https://doi.org/10.1046/j.1365-2842.1996.d01-185.x>
- [36] Alkan I., Sertgöz A., Ekici B.: *Influence of occlusal forces on stress distribution in preloaded dental implant screws*. The Journal of Prosthetic Dentistry 91/4. (2004) 319–325.
<https://doi.org/10.1016/j.prosdent.2004.01.016>
- [37] Kitagawa T., Tanimoto Y., Nemoto K., Aida M.: *Influence of cortical bone quality on stress distribution in bone around dental implant*. Dental Materials Journal 24/2. (2005) 219–224.
<http://dx.doi.org/10.4012/dmj.24.219>
- [38] Lin C. L., Kuo Y. C., Lin T. S.: *Effects of dental implant length and bone quality on biomechanical responses in bone around implants: a 3D non-linear finite element analysis*. Biomedical Engineering: Applications, Basis and Communications, 17/1. (2005) 44–49.
<https://doi.org/10.4015/S1016237205000081>
- [39] Saab X. E., Griggs J. A., Powers J. M., Engelmeier R. L.: *Effect of abutment angulation on the strain on the bone around an implant in the anterior maxilla: a finite element study*. The Journal of Prosthetic Dentistry 97/2. (2007) 85–92.
<https://doi.org/10.1016/j.prosdent.2006.12.002>
- [40] Natali An. N., Pavan P. G., Ruggero A. L.: *Evaluation of stress induced in peri-implant bone tissue by misfit in multi-implant prosthesis*. Dental Materials 22/4. (2006) 388–395.
<https://doi.org/10.1016/j.dental.2005.08.001>
- [41] Bidez M. W., Misch C. E.: *Issues in bone mechanics related to oral implants*. Implant Dentistry 1/4. (1992) 15–44.
<https://doi.org/10.1097/00008505-199200140-00011>
- [42] Stegaroiu R., Takahiro S., Haruka K., Osamu M.: *Influence of restoration type on stress distribution in bone around implants: a three-dimensional finite element analysis*. International Journal of Oral & Maxillofacial 13/1. (1998) 82–90.
- [43] Simon B. R., Woo S. L. Y., Olmstead S. R., McCarty M. P., Jemmott G. F., Akeson W. H.: *Evaluation of one-, two-, and three-dimensional finite element and experimental models of internal fixation plates*. Journal of Biomechanics 20/2. (1977) 79–86.
[https://doi.org/10.1016/0021-9290\(77\)90071-9](https://doi.org/10.1016/0021-9290(77)90071-9)
- [44] Quirynen M., Naert I., Van Steenberghe D.: *Fixture design and overload influence marginal bone loss and fixture success in the Bränemark system*. Clinical Oral Implants Research 3/3. (1992) 104–111.
<https://doi.org/10.1034/j.1600-0501.1992.030302.x>
- [45] Adell R., Lekholm U., Rockler B., Bränemark P. I.: *A 15-year study of osseointegrated implants in the treatment of the edentulous jaw*. International Journal of Oral Surgery 10/6. (1981) 387–416.
[https://doi.org/10.1016/S0300-9785\(81\)80077-4](https://doi.org/10.1016/S0300-9785(81)80077-4)
- [46] Meijer H. J. A., Kuiper J. H., Starmans F. J. M., Bosman F.: *Stress distribution around dental implants: Influence of superstructure, length of implants and height of mandible*. The Journal of Prosthetic Dentistry, 68/1. (1992) 96–102.
[https://doi.org/10.1016/0022-3913\(92\)90293-J](https://doi.org/10.1016/0022-3913(92)90293-J)
- [47] Meijer H. J. A., Starmans F. J. M., Steen W. H. A., Bosman F.: *Location of implants in the interforaminal region of the mandible and the consequences for the design of the superstructure*. Journal of Oral Rehabilitation 21/1. (1994) 47–56.
<https://doi.org/10.1111/j.1365-2842.1994.tb01123.x>
- [48] Wakabayashi N., Ona M., Suzuki T., Igarashi Y.: *Nonlinear finite element analyses: Advances and challenges in dental applications*. Journal of Dentistry, 36/7 (2008) 463–471.
<https://doi.org/10.1016/j.jdent.2008.03.010>
- [49] Kónya J., Kulcsár K.: *Additív technológiával készülő egyéni implantátumok lézeres mikro hegesztésének vizsgálata*. Acta Materialia Transylvanica 2/1. (2019)

AZ EGYENESFOGÚ METSZŐKERÉK GEOMETRIAI MODELL SZÁMÍTÓGÉPES KIÉRTÉKELÉSÉNEK HIBÁI

THE NUMERICAL EVALUATION ERRORS OF THE GEOMETRIC MODEL OF THE STRAIGHT TEETHED SHAPER CUTTER

Máté Márton,¹ Hollanda Dénes²

Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem, Marosvásárhelyi Kar, Gépészmérnöki Tanszék, Marosvásárhely, Románia

¹ mmate@ms.sapientia.ro

² hollanda@ms.sapientia.ro

Abstract

It is well known that straight teethed shaper cutters present a theoretical profile error. The side edges are situated on a common conical rack face with the result that they and their projection in the generating plane can't be involute curves. The optimization of the cutter requires such a correlation of the edge defining parameters that the potential theoretical profile error is kept to the minimum possible. Thus the relevance of the edge equations is of great importance. This paper deals with the analysis of the edge equations, presenting two different forms of it. The comparison between the two different forms is realized by applying the numerical evaluation, by substitution of the edge point coordinates in the implicit equations of the originating surfaces. The obtained results present a difference of magnitude 10^{-3} . Finally, it can be concluded that the two forms of the edge equations cannot be used randomly but only in correlation with the goal proposed by the running application.

Keywords: *shaper cutter, model, edge, profile error, computing error.*

Összefoglalás

Az egyenesfogú metszőkerék közismerten elméleti profilhibával rendelkezik. Ez a klasszikus, léccel való lefejtés következménye. A szerszám optimalizálásakor az élalakot meghatározó paramétereket kell oly módon összehangolni, hogy a lehető legkisebb elméleti profilhiba keletkezzen. Ezért az él egyenletei igen fontos szerepet töltenek be. Jelen dolgozat az egyenesfogú metszőkerék élegyenleteinek két különböző alakját mutatja be. Ezek összehasonlítását numerikus vizsgálattal végeztük el, úgy, hogy az élpontok koordinátáit visszahe-lyettesítettük az éleket meghatározó felületek implicit egyenleteibe. A különbségek kiértékelése során ezres nagyságrendnyi eltérést veszünk észre, de a hiba abszolút értéke 10^{-12} - 10^{-16} . Következtetésként kijelenthetjük, hogy az egyes egyenletalakok használata nem történhet véletlenszerűen, hanem az alkalmazásban kijelentett céltól függően kell ezeket alkalmazni.

Kulcsszavak: *metszőkerék, modell, él, profilhiba, számítási hiba.*

1. Az egyenesfogú metszőkerék geometriai modellje

Az egyenesfogú metszőkerék geometriai modellje a klasszikus, léccel való generálás elméletén alapul [1, 2, 3, 4]. A szerszámléc egyenes profilú,

α_{os} kapcsolószögű, mely lefejtés közben a metszőkeréken ennek alapsíkjától a felső határsíkgig lineárisan csökkenő profileltolást hoz létre. A metszőkerék fogát ennek következtében az alsó és a felső határ-homloksík közé zárt két, egymással

szembeforduló csavarevolvens-felületdarab és egy α_v félkúpszögű, az R_a sugarú fejkörre illesztett egyenes körkúp-felületszelet határoz meg. A csavarevolvens-felület osztóhengeri csavarvonalának β_0 dőlésszögét a szakirodalomban egyszerű geometriai számítások alapján levezethető [3, 4]

$$\operatorname{tg} \beta_0 = \operatorname{tg} \alpha_v \operatorname{tg} \alpha_{0s} \quad (1)$$

képlettel számítják. Figyelembe véve az osztókör és az alapkör sugarainak kapcsolatát, az alapköri csavarvonal dőlésszögét a

$$\operatorname{tg} \beta_b = \operatorname{tg} \alpha_v \sin \alpha_{0s} \quad (2)$$

összefüggés adja meg.

A z_s fogszám és a ξ_s szerszámprofil-eltolás és a modul függvényében, az evolvenstrigonometria második alapegyenletének használatával [5] kapjuk az alapsíkbeli evolvensgörcbe alapköri pontjának polársugara és az $O_s x_s$ tengely által bezárt η helyzetszög értékét:

$$\eta = \frac{\pi}{2z_s} + 2 \frac{\xi_s}{z_s} \operatorname{tg} \alpha_{0s} + \operatorname{inv} \alpha_{0s} \quad (3)$$

Megjegyezzük, hogy az $O_s x_s$ tengely a szerszám-fog alapszélvénnyének szimmetriatengelye.

1.1. Az oldal-hátfelület

Az oldal-hátfelület egyenleteit az 1. ábra alapján vezetjük le. Az evolvens-csavarfelület képzésére több technológiai módszer létezik [4, 6, 7, 8],

viszont a kinematikai geometria két lehetőséget kínál:

- az alapsíkbeli evolvensgörcbére csavartranszformációt alkalmazunk, vagy
- az alaphengeren legördítünk egy [S] síkot, mely ennek tengelyével β_b szöget bezáró egyenest tartalmaz.

Az első esetben, az 1. ábrán látható jelölésekkel, az evolvensgörcbe, vagyis a generáló görbe egyenletei a következők [9]:

$$\begin{cases} x(u) = R_b (\cos(u - \eta) + u \sin(u - \eta)) \\ y(u) = R_b (\sin(u - \eta) - u \cos(u - \eta)) \end{cases} \quad (4)$$

Ha erre $p = R_0 / \cos \beta_0 = R_b \cos \beta_b$ paraméterű, Oz_s tengelyű, p_w értékű csavartranszformációt alkalmazunk, akkor a következő egyenletekhez jutunk [9]:

$$\begin{cases} x_s(u, w) = R_b (\cos(u - \eta + w) + u \sin(u - \eta + w)) \\ y_s(u, w) = R_b (\sin(u - \eta + w) - u \cos(u - \eta + w)) \\ z_s(u, w) = pw \end{cases} \quad (5)$$

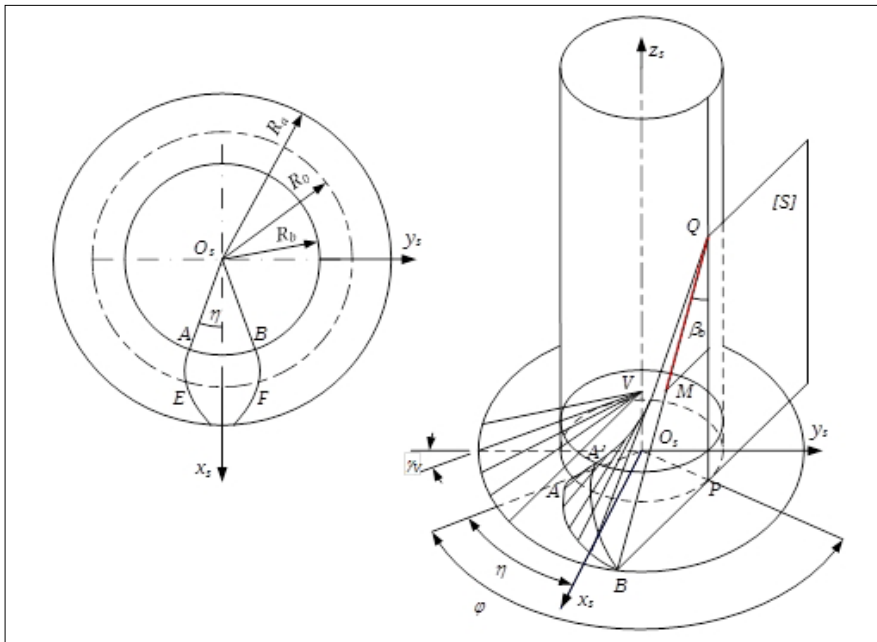
Az 1. ábrán szemléltetett geometriai elemek vizsgálata alapján azonnal felírhatók az alábbi összefüggések:

$$O_s M = O_s P + PQ + QM$$

$$PQ = p\varphi$$

$$QM = \lambda$$

(6)



1. ábra. A csavarevolvens lefejtésének geometriai összefüggései

A vektoregyenlet mátrixos alakja a következő:

$$\begin{pmatrix} x_s \\ y_s \\ z_s \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R_b \cos(\varphi - \eta) \\ R_b \sin(\varphi - \eta) \\ 0 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ p\varphi \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \lambda \sin \beta_b \sin(\varphi - \eta) \\ -\lambda \sin \beta_b \cos(\varphi - \eta) \\ -\lambda \cos \beta_b \end{pmatrix} \quad (7)$$

Ha a (7) egyenletekben a λ paraméterre a $v = \lambda \sin \beta_b / R_b$ lineáris transzformációt alkalmazzuk, a számítások elvégzése után a

$$\begin{cases} x_s(\varphi, v) = R_b (\cos(\varphi - \eta) + v \sin(\varphi - \eta)) \\ y_s(\varphi, v) = R_b (\sin(\varphi - \eta) - v \cos(\varphi - \eta)) \\ z_s(\varphi, v) = p(\varphi - v) \end{cases} \quad (8)$$

Az (5) és (8) egyenletalakok összevetéséből a következő eredményre jutunk:

$$\begin{aligned} \varphi - \eta &= u - \eta + w \\ w &= \varphi - v \end{aligned} \quad (9)$$

A két egyenlettípusban a paraméterek geometriai értelmezése különböző. Az (5) egyenletekben az u paraméter az evolvenst lefejtő egyenes alapkörön való legördülésének szöge, a w pedig a teljes, lefejtett evolvens-ívdarab z tengely menti csavarmozgásának paramétere, tehát mindkettő értelmezése szög. Ettől eltérően, a (9) egyenletben a φ szög az S generáló egyenest hordozó sík legördülési útját mérő központi szög, míg v az alaphenger és a generáló egyenes Q érintkezési pontjától mért szakasz xy síkra (lényegében az alapkör PB érintőjére) bocsátott vetületének és az alapkör sugarának az aránya.

A (9) egyenlőségekből kifejezve a φ szöget, a

$$w + v = w + u \Leftrightarrow v = u \quad (10)$$

egyenlőséghez jutunk. Ez azonban nem szabad megtéveszsen a paraméterek variációs intervalumának meghatározásakor, ugyanis az (5) felírás esetében az u paraméter változása csupán az alapsíkbeli evolvensív hosszát befolyásolja, míg a v a (8) alakban az evolvensív hosszát és ennek xy sík feletti magasságát is befolyásolja.

Mindkét esetben a fogoldal evolvens csavarfelületének vezérgörbéje az alaphengerre illeszkedő, β_b dőlésszögű csavarvonal. A generáló görbék viszont különböznek. Első esetben a felület generáló görbéje az xy síkban definiált evolvens, melyet az alap- és fejkörök között értelmezünk. A második esetben a generáló görbe az S síkba illeszkedő, az alaphenger generátorával β_b szöget bezáró egyenes.

A parametrikus reprezentáció, illetve a pontfelhő előállításánál fontos, hogy egyenlő – vagy minél egyenletesebb – sűrűségű pontfelhőt hoz-

zunk létre [10]. Első esetben az evolvens ívdarab egyenlő hosszúságú ívszakaszokra való felosztása, illetve a csavarvonalon való elmozdítás w szögparaméterének egyenletes felosztása jelenti a megoldást. Ismert tény, hogy ha az alapkörön legördülő egyenes figyelembe vett érintési pontjai egyenlő hosszúságú köríveket határoznak meg, akkor a megfelelő evolvensívek hossza mértani sorozatot alkot [5]. A (4) egyenletekből felírható az evolvens elemi ívhossza:

$$ds = R_b u du \quad (11)$$

Ha az u paraméter-intervalluma $[u_p, u_z]$, a megfelelő ívhossz

$$s_{i,i+1} = \int_{u_i}^{u_{i+1}} ds = \frac{1}{2} R_b (u_{i+1}^2 - u_i^2) \quad (12)$$

Az alapkör és a fejkör között elterülő evolvensív hossza

$$L = \frac{1}{2} \sqrt{R_a^2 - R_b^2}, \quad (13)$$

vagyis a legördülő egyenes szakasz hosszának a felével egyenlő.

Az íven felvett N pont $N-1$ ívszakaszt határoz meg, melyek hossza

$$\Delta L = L / (N - 1) \quad (14)$$

A (12) és (14) képletek összevetésével kapjuk az egyenletes felosztáshoz szükséges u paramétersor rekurzív relációját:

$$u_{i+1} = \sqrt{\frac{2\Delta L}{R_b} + u_i^2} \quad (15)$$

A második esetben az egyenletes pontsűrűség elérésére mindkét paraméter eloszlása egyenletlen kell hogy legyen. A paraméterek rekurzív függvénye ez esetben igen bonyolult lesz.

Matematikai szempontból a (8) alak sokkal előnyösebb, mint az (5) egyenletek, ugyanis az előbbiben a koordináták független φ és v paramétereit szét vannak választva, ennél fogva az élgörbe analitikusan kifejezhető.

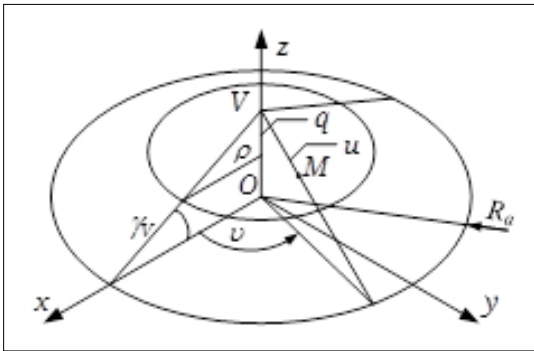
1.2. A homlokfelület

A homlokfelület (2. ábra) egyenleteit parametrikusan kétféleképpen lehet kifejezni:

- a V pontból kiinduló sugársor alapján;
- az xy síkkal párhuzamos síkokban illeszkedő körök alapján.

A sugársor a $V(0, 0, h_p)$ pontból indul.

Legyen az u paraméter a V csúcsponttól a generátoron illeszkedő M futópontig mért távolság, v pedig a generátor vetülete és az x tengely által bezárt szög.



2. ábra. A kúpfelület parametrizálása

Ez esetben

$$\begin{aligned} x_s(u, v) &= u \cos \gamma_V \cos v \\ y_s(u, v) &= u \cos \gamma_V \sin v \\ z_s(u, v) &= R_a \operatorname{tg} \gamma_V - u \sin \gamma_V + \delta_H \end{aligned} \quad (16)$$

A metszőkerék élezése következtében a homloklfelület a z tengely pozitív irányításában δ_H értékkel csúszik el.

Ha a kúpfelületet körseregként kezeljük, akkor a független paraméterek a futókör ρ sugara és az v polárszög. Ebben az esetben a parametrikus egyenletek alakja a következő lesz:

$$\begin{aligned} x_s(\rho, v) &= \rho \cos v \\ y_s(\rho, v) &= \rho \sin v \\ z_s(\rho, v) &= (R_a - \rho) \operatorname{tg} \gamma_V + \delta_H \end{aligned} \quad (17)$$

Ha paraméterként a polárszöget és a q csúcsból mért távolságot választjuk, akkor a (17) egyenletek a következő alakot öltik:

$$\begin{aligned} x_s(q, v) &= q \operatorname{ctg} \gamma_V \cos v \\ y_s(q, v) &= q \operatorname{ctg} \gamma_V \sin v \\ z_s(q, v) &= R_a \operatorname{tg} \gamma_V + \delta_H - q \end{aligned} \quad (18)$$

A (16), (17) és (18) parametrikus egyenletekből ugyanazon implicit alakra jutunk:

$$x_s^2 + y_s^2 - ((R_a - \rho) \operatorname{tg} \gamma_V + \delta_H)^2 \operatorname{ctg}^2 \gamma_V = 0 \quad (19)$$

2. Az oldalél egyenletei

Az oldalél a fog hátfelülete és a homloklfelület metszésvonala. Ennek két szakasza van:

- az evolvens csavarfelületből származó élszakasz;
- a foglalbfelületből származó élszakasz.

Az utóbbi szakaszt csak az alámetszés határa fölött vesszük tekintetbe. Az alámetszés határa közelében e szakasz jelentős, és ismeretes, hogy

az idetartozó evolvensszakaszt elrejt, tehát a lefejtés során a megmunkált fog fejt lenyesi. Jelen közleményben ezt a részt nem elemezzük.

2.1. A kúp parametrikus egyenleteinek használata

Tekintsük a (8) és (16) parametrikus egyenleteket. Az oldalél koordináta-függvényeit a megfelelő felület-koordináta-függvények egyenlővé tételéből nyert, három egyenletből álló, négyismeretlenes egyenletrendszerből kinyert paraméter kapcsolat segítségével fejezzük ki:

$$\begin{aligned} x_s(\varphi, v) &= x_s(u, v) & (a) \\ y_s(\varphi, v) &= y_s(u, v) & (b) \\ z_s(\varphi, v) &= z_s(u, v) & (c) \end{aligned} \quad (20)$$

A (20) egyenletrendszerrel ekvivalens egyenletrendszert nyerünk, az alábbi módon:

$$\begin{aligned} (a') &\leftarrow (a)^2 + (b)^2 \\ (b') &\leftarrow (b)/(a) \\ (c') &\leftarrow (c) \end{aligned} \quad (21)$$

A számítások elvégzése után kapjuk az alábbi ekvivalens rendszert:

$$\begin{aligned} R_b^2 (1 + v^2) &= u^2 \cos^2 \gamma_V \\ v &= \varphi - \eta - \arctg v \\ p\varphi - pv &= R_a \operatorname{tg} \gamma_V + \delta_H u \sin^2 \gamma_V \end{aligned} \quad (22)$$

Ebből kifejezhető a kúpfelület független paraméterei közötti összefüggés:

$$\begin{aligned} v(u) &= (R_a \operatorname{tg} \gamma_V + \delta_H - u \sin \gamma_V) p^{-1} - \eta + \\ &+ \operatorname{inv} \left(\arctg \sqrt{\frac{u^2 \cos^2 \gamma_V}{R_b^2} - 1} \right) \end{aligned} \quad (23)$$

A kúpfelület független paraméterei közötti kapcsolat második változatát a (8) és (17) egyenletek együttes vizsgálatából nyerjük. A koordináta-függvények kiegyenlítéséből kapott egyenletrendszert a (21) relációk szerint alakítjuk át, és a számítások után a következő egyszerűbb alakra jutunk:

$$\begin{aligned} v(\rho) &= \frac{(R_a - \rho) \operatorname{tg} \gamma_V + \delta_H}{p} - \eta + \\ &+ \operatorname{inv} \left(\arctg \sqrt{\frac{\rho^2}{R_b^2} - 1} \right) \end{aligned} \quad (24)$$

A (23) és (24) függvények ekvivalensek, ami könnyen igazolható azáltal, hogy az előbbiben a $\rho = u \cos \gamma_V$ változócsere hajtuk végre.

Az evolvens csavarfelület paramétereinek közötti összefüggést a (8) és (19) egyenletekből kapjuk. Behelyettesítve a kúpfelület (19) implicit alakjába a fogoldal evolvens csavarfelületének (8) parametrikus koordináta-függvényeit, a következő függvényt kapjuk:

$$\varphi(v) = \frac{R_a \operatorname{tg} \gamma_V + \delta_H}{p} + v \frac{R_b}{p} \operatorname{tg} \gamma_V \sqrt{1+v^2} \quad (25)$$

3. Az élpont-koordináták pontossága

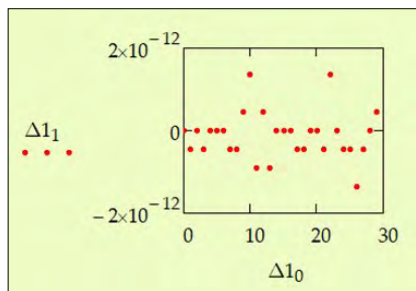
Az élpont koordinátáit, figyelembe véve az előbbiekben feltüntetett megoldási lehetőségeket, kétféleképpen számíthatjuk ki:

- a homlokkúp parametrikus egyenleteiből;
- a fogoldal parametrikus egyenleteiből.

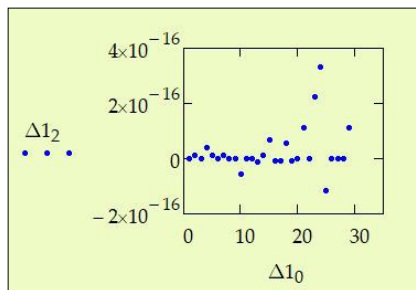
A pontosságot az élgörbét adó két felület implicit egyenleteibe való behelyettesítés hibájával definiáljuk.

A csavarevolvens implicit egyenletét ennek a (8) koordináta-függvényeiből állítjuk elő. Egyszerű számítások után az alábbi kifejezésre jutunk:

$$G(x, y, z) : \frac{y}{x} - \operatorname{tg} \left(\frac{z}{p} - \eta + \sqrt{\frac{x^2 + y^2}{R_b^2} - 1} \right) - \operatorname{arctg} \sqrt{\frac{x^2 + y^2}{R_b^2} - 1} = 0 \quad (26)$$



3. ábra. A kúpfelület implicit egyenletébe való behelyettesítés hibaeloszlása



4. ábra. Az evolvens csavarfelület implicit egyenletébe való behelyettesítés hibaeloszlása

A számításokat egy $z_s=21$ fogú, $m_n=5$ mm modulú és $\alpha_0=20^\circ$ elméleti lécpofilszögű metszőkerekre végeztük el, melynek csúcshomlokszöge $\gamma_v=5^\circ$ és csúcshátszöge $\alpha_v=6^\circ$. A metszőkerek új állapotában elemezzük, így legnagyobb profil-eltolása, $\delta=0,021$ fajlagos működési hézag (JIS-B-1705-1973) és $s_a=1,3$ mm fogfejtávastagság mellett $\xi_1=+0,235$.

3.1. A kúpfelületből nyert paraméter-kapcsolat hibája

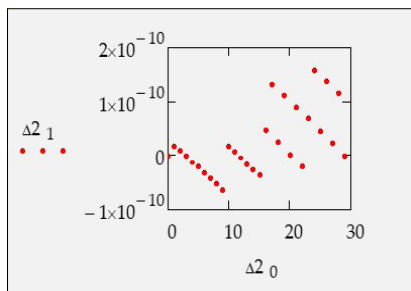
Vizsgáljuk a kúpfelület független paramétereinek közötti függvénykapcsolattal számított élkoordinátákat. Ez azt jelenti, hogy a (23) függvényt a (16) parametrikus egyenletekbe helyettesítjük. Az élpontok száma $N=30$.

Ha a kapott élkoordinátákat a kúp implicit egyenletébe helyettesítjük, a 3. ábrán látható hibaeloszlást kapjuk.

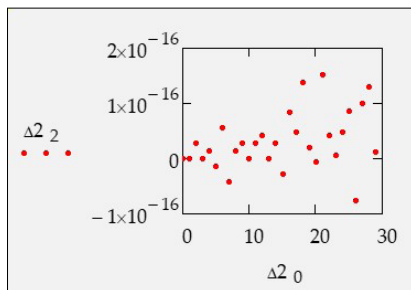
Ha ugyanazokat a koordinátákat az evolvens csavarfelület implicit egyenletébe helyettesítjük, meglepő módon sokkal kisebb hibát kapunk (4. ábra).

3.2. Az evolvens csavarfelületből nyert paraméter-kapcsolat hibája

Az evolvens csavarfelület független paramétereinek közötti (25) függvénykapcsolatot helyettesítjük be a (8) paraméterfüggvényekbe. Az így számított



5. ábra. A kúpfelület implicit egyenletébe való behelyettesítés hibaeloszlása



6. ábra. Az evolvens csavarfelület implicit egyenletébe való behelyettesítés hibaeloszlása

koordinátákat először a (19), majd a (26) implicit függvényekbe helyettesítjük. A hibaeloszlásokat az 5. és a 6. ábrán tüntettük fel.

Észre lehet venni, hogy a kúpfelület implicit egyenletébe való visszahelyettesítés hibája bizonyos periodicitást mutat, míg az evolvens parametrikus egyenletébe való behelyettesítéssel kapott hibaeloszlás felhőszerű.

4. Következtetések

A 3-6. ábrák összehasonlítása alapján megfogalmazhatók az alábbi következtetések:

A kúpfelületről kifejezett élkoordináták 100-szor kisebb hibával elégítik ki a kúpfelület implicit egyenletét, mint a csavarfelületről kifejezett élkoordináták.

A kúpfelületről kifejezett és az evolvens csavarfelületről kifejezett élkoordináták közel azonos pontossággal elégítik ki az evolvens csavarfelület egyenletét.

A kúpfelületről származó élfüggvények egyszerűbb alakúak, ami a valós származtatófelületek egyszerűbb alakját eredményezik.

A következtetésnek csupán elméleti értéke van, mert a hiba nagysága $10E9$ -szer kisebb, mint a legkisebb gyártási tűrésmező.

Köszönetnyilvánítás

Jelen munka a 4038/24/2018/HTMT szerződésszámú Domus-Egyéni kutatási ösztöndíjtámogatás segítségével valósult meg.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Radzevich P. S.: *Dudley's Handbook of Practical Gear Design*. CRC-Press, London, 2016. 368–379.
- [2] Radzevich P. S.: *Gear Cutting Tools. Fundamentals of design and computation*, CRC-Press, London, 2010.
- [3] Hollanda D.: *Așchiere și scule*. Reprografia I.I.S. Tg. Mureș, 1994. 234–240.
- [4] Máté M.: *Hengeres fogaskerekek gyártószerszámai*. Erdélyi Múzeum-Egyesület, Kolozsvár, 2016. 133–158.
- [5] Szeniczai L.: *Az általános fogazás*. Nehézipari Műszaki Könyvkiadó, Budapest, 1958. 49–50.
- [6] Dudiță Fl., Diaconescu D.: *Mecanisme. Fascicula 2*. Reprografia Universității din Brașov, 1983.
- [7] Dudás I.: *The Theory and Practice of Gear Worm Drives*. Penton Press, London, 2000.
- [8] Gyenge Cs.: *Lefejtőmarók oldalhátszögének pontos meghatározása és optimalása*. Gép, 48/10. (1996) 38–40.
- [9] Máté M., Kántor A. E., Laczkó-Benedek B.: *Metszőkerékkel lefejtett fogaskerekek profilpontosságának vizsgálata*. In: XII. FMTÜ Nemzetközi Tudományos Konferencia kiadványa. Kolozsvár, Románia, Műszaki Tudományos Közlemények 7. 279–283.
<https://eda.eme.ro/handle/10598/29833>.
- [10] Tolvaly-Roșca F., Máté M., Forgó Z., Kakucs A.: *Development of Helical Teethed Involute Gear Meshed with a Multi-Edge Cutting Tool Using a Mixed Gear Teeth Modeling Method*. Procedia Engineering 181. (2017) 153–158.
<https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.02.421>

ROBBANTÁS HATÁSÁRA BEKÖVETKEZŐ SZERKEZETVÁLTOZÁSOK ELEMZÉSE

ANALYSIS OF STRUCTURAL CHANGES CREATED BY THE BLAST EFFECT

Nyikes Zoltán,¹ Daruka Norbert,² Kovács Tünde Anna³

Óbudai Egyetem, Bánki Donát Gépész és Biztonságtechnikai Mérnöki Kar, Biztonságtudományi Doktori Iskola. Budapest, Magyarország

¹ nyikes.zoltan@phd.uni-obuda.hu

² daruka.norbi@gmail.com

³ kovacs.tunde@bgk.uni-obuda.hu

Abstract

Unfortunately, people can't live in peace in this century: many wars and terrorist attacks have been witnessed even within the last year. In the case of such attacks, both the people and the civil infrastructure is in danger [1-3]. The modern age (infrastructure) provides electrical networks and communication networks for the citizens. Without electricity and/or communications (e.g. the internet), urban life is paralysed. Explosions create heat and shock waves and their effects can potentially damage the wall and cables of a building as changes in the material structure occur. In this article, the authors introduce a blast load effect testing method in an empirical way. The metal microstructure deformation level is measurable by changes in resistance, because resistance is a physical property which depends on the crystal structure of the metal.

Keywords: *resistance, electrical cable, blast.*

Összefoglalás

Sajnos az emberek nem élhetnek békességben a századunkban sem, az elmúlt évben is számos háború és terrorista merénylet volt. Egy támadás során az emberi élet és a lakosság infrastruktúrája is veszélyben van [1-3]. A modern kor (infrastruktúra) biztosítja a lakosság számára a villamos hálózatot és a kommunikációs hálózatot. Elektromos áram és/vagy kommunikáció (internet) nélkül a városi élet lefagy. A robbanás hő és lökéshullámokat okoz. Ezek a hatások károsíthatják az épületek falait és a vezetékhálózatot, mivel az anyagok szerkezete megváltozhat.

Kulcsszavak: *ellenállás, villamos vezeték, robbanás.*

1. Bevezetés

A védelem mindig fontos szerepet kapott a történelem során. A modern korról új anyagok jelentek meg és az épületek kialakítása is egyre bonyolultabbá vált. Az építési szabványok is kialakultak, melyek alapján figyelembe kell venni a földrengések hatásait. Sajnos a robbantásos merényletekre, esetleges háborúra nehezen lehet felkészülni az építés során, hazánkban ezekre az igénybevételekre vonatkozó szabvány sem áll rendelkezésre [4-5].

A robbantásos igénybevételeket egyébként is igen bonyolult csoportokba sorolni, mivel igen nagy a variációs lehetőség mind a robbanóanyagok kémiai összetétele, megjelenési formája, mind az alkalmazható mennyisége között. Emellett ezeket az anyagokat folyamatosan fejlesztik [6].

Az építőipari anyagok is fejlődnek, bár az elmúlt évszázadok tekintetében megállapítható, hogy ennek üteme a robbanóanyagokhoz képest jóval lassúbb.

A villamos hálózatok esetében fémeket (alumínium, réz), a kommunikáció terén viszont már

nemcsak fém, hanem üvegkábeleket is alkalmaznak.

A fémek igen jó hő- és villamos vezetőképességgel, valamint alakíthatósággal rendelkeznek [7]. Ezen tulajdonságaik miatt alkalmasak a villamos hálózatokban való felhasználásra. Fémes szerkezetük miatt érzékenyek a hő- és dinamikus hatásokra, igénybevételekre. Ezek a hatások szerkezeti változásokat okozhatnak, melyek mind mechanikai, mind fizikai tulajdonságukban változást idézhetnek elő [8]. Kísérleteinkben a villamos hálózatban alkalmazott réz vezető kábelek robbanás hatására bekövetkező változásait igyekeztünk vizsgálni.

2. Elméleti háttér

A fémek villamos ellenállása függ a fém mikroszerkezetétől. A rézfelületen köbös rendszer szerint kristályosodik, rácsállandója $a=0,364$ nm. Mivel a rácsállandója kicsi, jó a vezetőképessége, ugyanis az atomok közösen használják a vegyértékelektronjaikat. A réz és ötvözetek esetében megállapított, hogy a fajlagos ellenállása függ a kristályrácsban található diszlokációk számától (1. ábra).

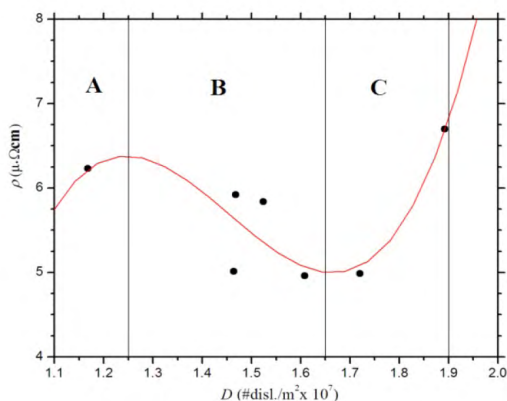
A vezetőképességet, G -t az ellenállás reciprokaiból határozzuk meg (1), a fajlagos vezetőképesség pedig az egységnyi hosszúságú és keresztmetszetű anyag vezetőképessége (2).

A vezetőképesség, ahol R (Ω) az ellenállás:

$$G=1/R \text{ (S)} \quad (1)$$

A fajlagos vezetőképesség (konduktivitás) a fajlagos ellenállás reciproka, ahol ρ ($\Omega \cdot m$) a fajlagos ellenállás:

$$\sigma=1/\rho \text{ (S/m)} \quad (2)$$



1. ábra. A fajlagos ellenállás a felületegységre eső diszlokációk számának függvényében [9]

ahol ρ a fajlagos ellenállás értéke, A (m^2) a vezeték keresztmetszete, R (Ω) az ellenállás értéke, l (m) pedig a vezeték hossza:

$$\rho=RA/l \text{ (}\Omega \cdot m\text{)} \quad (3)$$

Képlékeny alakítás hatására a fémrácsban létrejövő diszlokációk száma megnövekszik. A robbanás lökéshullámai nagy energiájú alakítást okoznak, mely a képlékeny alakításhoz hasonló mechanizmust indít el, a diszlokációk száma megnövekszik [2].

3. Kísérleti anyagok

A kísérletben rézvezetékek robbantás hatására bekövetkező változásait igyekeztünk vizsgálni. Kísérleteinkhez a mai építkezésekhez használt két különböző téglatípust használtunk fel (új típusú betontéglát és hagyományos kerámiatéglát), ezekbe helyeztük el az 1 mm átmérőjű, réz villamos vezetékeket (2-3. ábra).

A réz sűrűsége $8,93 \text{ g/cm}^3$, olvadási hőmérséklete $1083 \text{ }^\circ\text{C}$, szakadási nyúlása 30–35%, szakítószilárdsága 250 MPa [10]. A téglákat különböző rétegekkel vontuk be (4. ábra).



2. ábra. Betontégla rézvezetékekkel



3. ábra. Kerámiatégla rézvezetékekkel

4. Robbantásos kísérlet

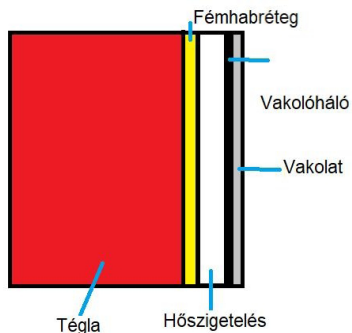
A kísérletekhez TNT és Semtex robbanóanyagot alkalmaztunk, mindkét anyagból 400 g mennyiséget adott robbantási távolságban elhelyezve (robbantási távolság: 2 m, 3 m). A téglákat vízszintesen a földön helyeztük el a robbanóanyaggal egy síkban (felszíni robbantás). Az elrendezést az 5. ábra mutatja.

A különböző robbanóanyagok hatására a téglák károsodást szenvedtek el, a bennük elhelyezett kábeleket a robbantási távolság függvényében elérő lökeshullám érte.

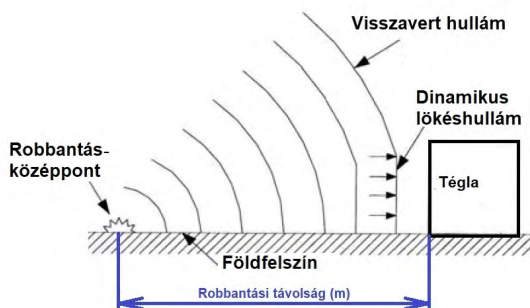
A keletkező hő mennyisége nem volt jelentős az alkalmazott elrendezésben.

5. A kábelek vizsgálatai

A robbanás hatását a kábelek szerkezetében ellenállásméréssel igyekeztünk vizsgálni. A nagy energiájú hatások, mint a robbanás, változást okoz a fémek mikroszerkezetében. A fémek fajlagos vezetőképessége függ a szemcsemérettől és a kristályparaméterektől, valamint a diszlokációk mennyiségétől [9]. A vizsgált rézvezetékek azonos



4. ábra. A kísérleti téglá felületére felvitt rétegekkel



5. ábra. Felszíni robbantás elrendezése [9]

hosszúságúak voltak (100 mm), valamint ellenállásuk értéke a kísérlet előtt megegyezett ($20\text{ °C-on } 4 \cdot 10^{-3} \Omega$). A kísérletet követően alakváltozást nem mértünk. Az ellenállásmérést Wheatstone-híddal végeztük öt tizedes pontossággal.

A kísérletet megelőző fajlagos ellenállás értéke az alkalmazott villamos vezetékek esetében a (3) összefüggésből:

$$\rho = 1,256 \cdot 10^{-7} (\Omega \cdot m) \quad (7)$$

Az 1. táblázatban összefoglaltuk a mérési eredményekből meghatározott fajlagos ellenállás értékeket a különböző robbantási távolságok és téglatípusok esetében.

6. Eredmények és következtetések

Az elvégzett kísérletek alapján megállapítottuk, hogy az alkalmazott robbanóanyagok hatásában a kísérleti elrendezés esetén a villamos vezető kábelekre releváns eltérés nem mutatható ki.

A robbantás hatására kismértékű fajlagosellenállás-változást mértünk.

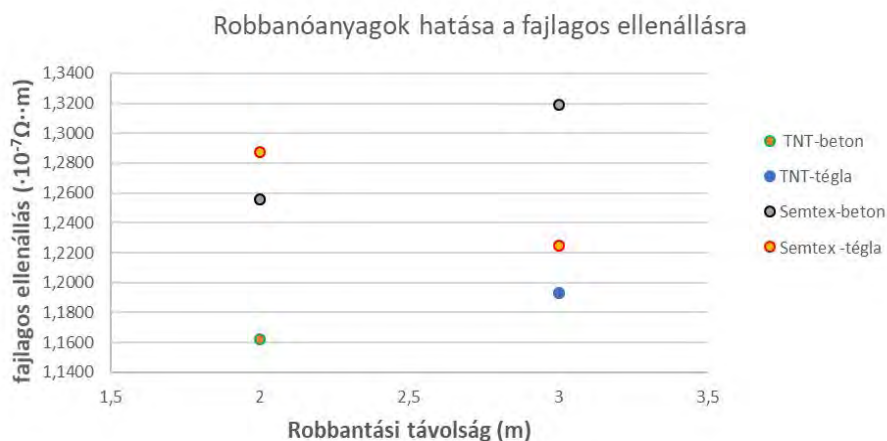
A robbantási távolság és a fajlagosellenállás-változás között nem tudtunk felírni matematikai összefüggést, mert ehhez a kísérleti eredményeink nem voltak elegendőek.

Megállapítottuk, hogy a robbantás a villamos vezetékek esetében okozott szerkezetváltozást, melynek hatására a fajlagos ellenállás változott.

Tervezzük további kísérletek lefolytatását, nagyobb mennyiségű robbanóanyaggal és kisebb robbantási távolságból, mely várakozásaink szerint jelentősebb változást okoz. Tervezzük továbbá a vezetékek mikroszerkezeti vizsgálatait, hogy kapcsolatot teremthessünk a robbantás hatása és az ennek hatására képződő diszlokációk száma között.

1. táblázat. Próbatestek típusai

Alkalmazott robbanóanyag	Távolság (m)	Tégla típusa	Fajlagos ellenállás ($\cdot 10^{-7} \Omega \cdot m$)
TNT	2	beton	1,1618
		kerámia	1,2560
	3	beton	1,1932
		kerámia	1,1932
Semtex	2	beton	1,2560
		kerámia	1,2878
	3	beton	1,3199
		kerámia	1,2246



6. ábra. Fajlagosellenállás-értékek a robbantási távolság és a robbanóanyag függvényében

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Figuli L., Jangl Š., Papán D.: *Modelling and Testing of Blast Effect on the Structures*. In: IOP Conference Series: Earth and Environmental Science 44/5. (2016).
- [2] Figuli L., Štaffenová D.: *Practical Aspect of Methods Used for Blast Protection*. In: Key Engineering Materials 755. (2017) 139–146. Trans Tech Publications, Switzerland.
- [3] Figuli L., Bedon C., Zvaková Z., Jangl Š., Kavický V.: *Dynamic analysis of a blast loaded steel structure*. Procedia Engineering, 199. (2017) 2463–2469.
- [4] Figuli L., Jangl Š., Papán D.: *Modelling and Testing of Blast Effect On the Structures*. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 44/5. (2016).
- [5] Lukács L., Szalay A., Zádor I.: *Explosive forming and the aerospace*. Repüléstudományi Közlemények, vol. XXIV/2. (2012) 431–446.
- [6] Daruka N.: *IEDD – Improvised Explosive Device Disposal*. In: International Conference on Military Technologies – ICMT 2013, 383–390 (2013).
- [7] Ashby M. F., Jones D. R. H: *Engineering Materials. An Introduction to Properties, Applications and Design*. Third Edition, Elsevier 2005. Cambridge, UK P.K.
- [8] Kovács T.: *Explosive Surface Hardening of Austenitic Stainless Steel*. In: Iop conference series: Materials Science and Engineering 123. (2016) 1–5.
- [9] Ramos M. J. G., et al.: *Dependence of Electrical Resistivity on Plastic Deformation on Copper-Aluminium Alloy Cu0,975Al0,025*. Journal of Metals, Materials and Minerals, 26/2. (2016) 31–36. <https://doi.org/10.14456/jmmm.2016.9>
- [10] Meyers M. A. Mura E., Staudhammer K. P.: *Shock-wave and high-strain-rate phenomena in metals*. Marcel Dekker Inc., New York, 1992.
- [11] Draganic H., Sigmund V.: *Blast load on structures*. In: Technical Gazette, 19/3. (2012) 643–652.

MECHANIZMUSOK OPTIMÁLIS KIEGYENSÚLYOZÁSÁNAK ELMÉLETE

THE THEORY OF OPTIMAL BALANCING OF MECHANISMS

Papp István,¹ Máté Márton²

*Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem, Marosvásárhelyi Kar, Gépészmérnöki Tanszék,
Marosvásárhely, Románia*

¹ pappistvan1944@yahoo.com

² mmate@ms.sapientia.ro

Abstract

This paper presents a general theory regarding the balancing of mechanisms. It starts with Stevenson's theory [1], which proves that any mechanism can be dynamically perfectly balanced if there is a pair of counterweights that are eccentrically positioned in three reciprocating perpendicular axes, passing through the mass center of the body. The system of inertial forces are extended in Fourier series where only the first terms, the basic harmonics, are considered. The proposed goal is to stultify the effect of inertial forces and torques. This paper deals with a situation more appropriate to reality. In common cases there doesn't exist the possibility of implementing counterweights in three perpendicular axes. In this situation only the minimization of inertial forces and torques remains as a possible solution. The method developed for this case is presented.

Keywords: *mechanism, balancing, optimization.*

Összefoglalás

Jelen közlemény a mechanizmusok dinamikus kiegyensúlyozását megoldó, általános érvényességű elméletet mutat be. A kiindulási pont a Stevenson-féle elmélet, melyben a szerző igazolja, hogy a teljes kiegyensúlyozáshoz három, kölcsönösen merőleges, a géptörzs súlypontján áthaladó tengelyre körhaggyással illesztett ellensúly szükséges. A géptörzshöz viszonyított tehetetlenségi erők rendszerét Fourier-féle sorbafejtéssel rendszerezi, majd az alapharmonikusok hatásának nullázását tűzi ki célul. Jelen közleményben azt a valósághoz közelebb álló helyzetet tárgyaljuk, amikor nincsen lehetőség a három kölcsönösen merőleges kiegyensúlyozó tengely definiálására, illetve a megfelelő ellensúlyok beépítésére. Ez esetben a gerjesztő tehetetlenségi erőrendszer hatását minimalizálni lehet. Jelen dolgozat ez utóbbi esetre kidolgozott módszert mutatja be.

Kulcsszavak: *mechanizmus, kiegyensúlyozás, optimalizálás.*

1. A teljes kiegyensúlyozás matematikai modellje

E. N. Stevensen Jr., egyik tudományos közleményében egy új, általánosított módszert mutat be [1], amely bármely mechanizmus kiegyensúlyozására alkalmazható. Bizonyítja, hogy bármely mechanizmus kiegyensúlyozható hat ellensúly

beiktatásával, amennyiben ezek három olyan, egymásra kölcsönösen merőleges tengelyre illeszkednek, amelyek a gép törzsének súlypontjába helyezett azon koordináta-rendszer tengelyeivel párhuzamosak, amely szerint a géptörzset terhelő erőket és nyomatékokat kiszámolták. Azokban a sajátos helyzetekben, amelyekben a három ellensúlytartó tengely valamelyike hiányzik, a mód-

szer röviden tárgyalja a géptörzs valamely pontjában ébredő rezgés amplitúdójának minimalizálását. Itt szükséges megjegyezni, hogy a közlemény mellett, hogy csupán egyetlen csomópont rezgésamplitúdójának minimalizálását tárgyalja, azt is igazolja, hogy a megvalósuló minimalizálás mellett a gép többi pontjában a rezgések amplitúdói növekednek.

Annak ellenére, hogy a Stevenson-féle módszer nem kínál megoldást a géptörzs összes pontjában ébredő rezgések amplitúdójának minimalizálására, kiemelkedő a szakirodalomban eddig megjelent, a dinamikai kiegyensúlyozást tárgyaló közlemények közül, amely referenciapontként tekinthető és a továbbfejlesztés lehetőségével bír.

A következőkben a dinamikus kiegyensúlyozást az **1. ábrán** szemléltetett általános mechanikai modellen vizsgáljuk.

Az $OXYZ$ koordináta-rendszer origója egybeesik a géptörzs súlypontjával. Az OX koordinátatengellyel párhuzamos kiegyensúlyozó tengely az OYZ síkot a $(0, a_z, a_y)$ koordinátájú pontban metszi. Erre a kiegyensúlyozó tengelyre illesztett ellensúlyok szabadon választott abszcisszái $X = a_1$ és $X = a_2$. Hasonlóképpen az OY koordinátatengellyel párhuzamos kiegyensúlyozó tengely az OZX

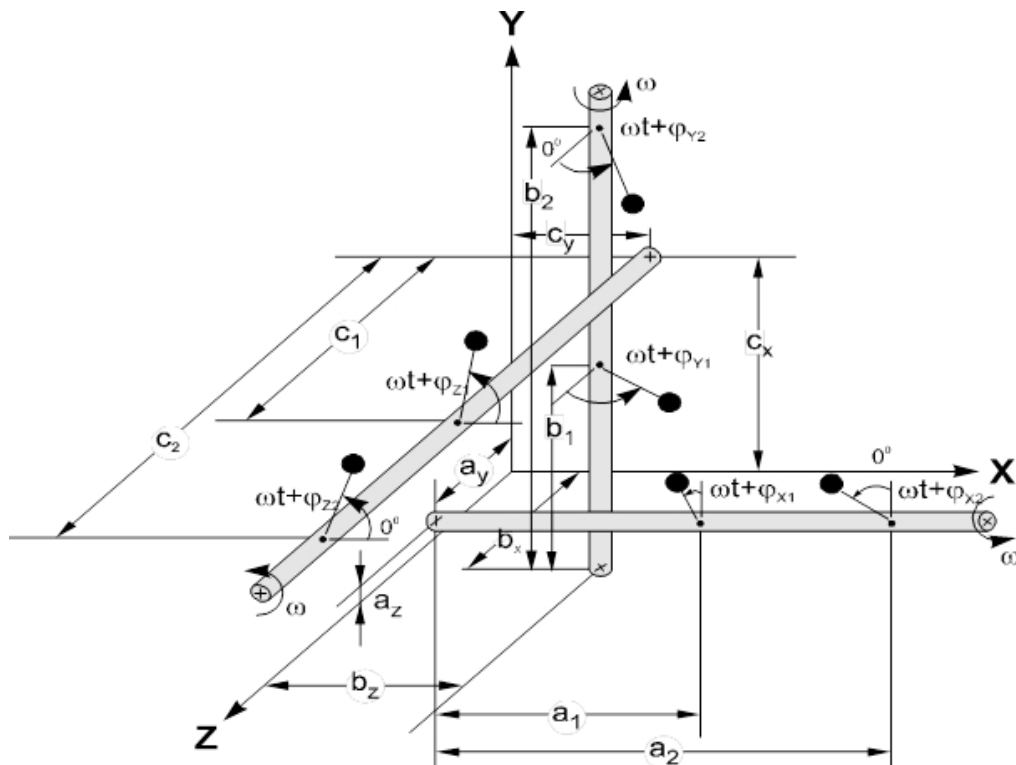
síkot a $(b_z, 0, b_x)$ koordinátájú pontban metszi, a ráillesztett ellensúlyok ordinátái pedig, az előbbi egyezményrel azonos módon, $Y = b_1$ és $Y = b_2$ lesznek. Végül, az OZ koordinátatengellyel párhuzamos kiegyensúlyozó tengely az OXY síkot a $(c_y, c_x, 0)$ pontban metszi, a hozzárendelt ellensúlyok helyzetei pedig a $Z = c_1$ és $Z = c_2$ koordinátákkal vannak jelölve.

Az excentrikus elhelyezésű kiegyensúlyozó tömegek által létrehozott centrifugális erők abszolút értékét az

$$F = m \omega^2 r \quad (1)$$

képlettel számítjuk, ahol m a tömeg, r pedig a tömeg súlypontja és a forgástengely közötti távolság. A kiegyensúlyozó erőket két alsó indexszel látjuk el: az első a tömegek illeszkedési tengelyét, míg a második a tömegek megnevezését jelenti. Ezzel a jelöléssel az OX tengellyel párhuzamos kiegyensúlyozó tengelyen az F_{x1} és F_{x2} , az OY tengellyel párhuzamos tengelyen az F_{y1} és F_{y2} , míg az OZ tengellyel párhuzamos tengelyen az F_{z1} és F_{z2} centrifugális erők keletkeznek.

A továbbiakban szükség lesz arra, hogy az excentrikusan elhelyezett kiegyensúlyozó tömeg súlypontjának helyzetét a géptörzshöz kötött,



1. ábra. A dinamikus kiegyensúlyozás általánosított mechanikai modellje

helytálló koordináta-rendszerhez viszonyítani tudjuk. Nevezzük a következőkben fázisszögnek azt a szöveget, amelyet a kiegyensúlyozó tömeg súlypontjából, a kiegyensúlyozó tengelyre bocsátott merőleges zár be a fennmaradt két merőleges irány valamelyikével. Ily módon az X tengelyre szerelt kiegyensúlyozó tömeg fázisszögét az Y tengelyhez, az Y tengelyre szerelt tömegét a Z tengelyhez, míg a Z tengelyre illesztett az X tengelyhez viszonyítjuk.

Ahhoz, hogy a kiegyensúlyozást létrehozzuk a tömegek szabadon választott elhelyezésének függvényében, ki kell számítanunk minden kiegyensúlyozó tömeg fázisszögét és a kiegyensúlyozó tengelyhez viszonyított statikus nyomatékát az $OXYZ$ koordináta-rendszerhez viszonyítva. Az **1. ábrán** szereplő kiegyensúlyozó tömegek pillanatnyi szöghelyzetét az $\omega t + \phi$ kifejezéssel adhatjuk meg, ahol ϕ -vel a fázisszöveget jelöltük.

A Stevenson-féle módszer a Fourier-sorba fejtett erők és nyomatékok első tagjai szerinti, tehát az első harmonikusak teljes kiegyensúlyozást tárgyalja, de az elv alkalmazható bármely harmonikusra.

Az első harmonikus tag a kiegyensúlyozatlan erőket és nyomatékokat $A \cos \omega t + B \sin \omega t$ alakban tartalmazza. Az A és B együtthatók irányokat, erőket és nyomatékokat megkülönböztető indexszel vannak ellátva.

A kinetostatikus elvnek (a D'Alembert-féle elvnek) megfelelően a lengést gerjesztő erők és nyomatékok vektorkettőse a kiegyensúlyozó tömegek által gerjesztett erők és nyomatékok vektorkettőisének ellentettje kell hogy legyen. Az eredő erők kiegyenlítéséből az alábbi egyenletrendszert kapjuk:

$$\begin{aligned} \sum F_x &= 0; A_{FX} \cos \omega t + B_{FX} \sin \omega t + \\ &+ F_{Z1} \cos(\omega t + \varphi_{Z1}) + F_{Z2} \cos(\omega t + \varphi_{Z2}) + \\ &+ F_{Y1} \sin(\omega t + \varphi_{Y1}) + F_{Y2} \sin(\omega t + \varphi_{Y2}) = 0 \\ \sum F_y &= 0; A_{FY} \cos \omega t + B_{FY} \sin \omega t + \\ &+ F_{X1} \cos(\omega t + \varphi_{X1}) + F_{X2} \cos(\omega t + \varphi_{X2}) + \\ &+ F_{Z1} \sin(\omega t + \varphi_{Z1}) + F_{Z2} \sin(\omega t + \varphi_{Z2}) = 0 \\ \sum F_z &= 0; A_{FZ} \cos \omega t + B_{FZ} \sin \omega t + \\ &+ F_{Y1} \cos(\omega t + \varphi_{Y1}) + F_{Y2} \cos(\omega t + \varphi_{Y2}) + \\ &+ F_{X1} \sin(\omega t + \varphi_{X1}) + F_{X2} \sin(\omega t + \varphi_{X2}) = 0 \end{aligned} \quad (2)$$

Az eredő nyomatékok kiegyenlítéséből kapjuk a nyomatékok egyenletrendszerét:

$$\begin{aligned} \sum M_x &= 0; \\ A_{MX} \cos \omega t + B_{MX} \sin \omega t + b_1 F_{Y1} \cos(\omega t + \varphi_{Y1}) &+ \\ + b_2 F_{Y2} \cos(\omega t + \varphi_{Y2}) - c_1 F_{Z1} \sin(\omega t + \varphi_{Z1}) - &- \\ - c_2 F_{Z2} \sin(\omega t + \varphi_{Z2}) - a_y F_{X1} \cos(\omega t + \varphi_{X1}) - &- \\ - a_y F_{X2} \cos(\omega t + \varphi_{X2}) + a_z F_{X1} \sin(\omega t + \varphi_{X1}) + &+ \\ + a_z F_{X2} \sin(\omega t + \varphi_{X2}) = 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sum M_y &= 0; \\ A_{MY} \cos \omega t + B_{MY} \sin \omega t + c_1 F_{Z1} \cos(\omega t + \varphi_{Z1}) + &+ \\ + c_2 F_{Z2} \cos(\omega t + \varphi_{Z2}) - a_1 F_{X1} \sin(\omega t + \varphi_{X1}) - &- \\ - a_2 F_{X2} \sin(\omega t + \varphi_{X2}) - b_z F_{Y1} \cos(\omega t + \varphi_{Y1}) - &- \\ b_z F_{Y2} \cos(\omega t + \varphi_{Y2}) + b_x F_{Y1} \sin(\omega t + \varphi_{Y1}) + &+ \\ b_x F_{Y2} \sin(\omega t + \varphi_{Y2}) = 0 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \sum M_z &= 0; \\ A_{MZ} \cos \omega t + B_{MZ} \sin \omega t + a_1 F_{X1} \cos(\omega t + \varphi_{X1}) + &+ \\ + a_2 F_{X2} \cos(\omega t + \varphi_{X2}) - b_1 F_{Y1} \sin(\omega t + \varphi_{Y1}) - &- \\ - b_2 F_{Y2} \sin(\omega t + \varphi_{Y2}) + c_y F_{Z1} \sin(\omega t + \varphi_{Z1}) + &+ \\ + c_y F_{Z2} \sin(\omega t + \varphi_{Z2}) - c_x F_{Z1} \cos(\omega t + \varphi_{Z1}) - &- \\ - c_x F_{Z2} \cos(\omega t + \varphi_{Z2}) = 0 \end{aligned} \quad (3)$$

Vezessük be a képletek könnyebb érthetősége végett az alábbi jelöléseket:

$$\begin{aligned} Q_1 &= F_{X1} \cos \varphi_{X1} & Q_2 &= F_{X2} \cos \varphi_{X2} \\ R_1 &= F_{X1} \sin \varphi_{X1} & R_2 &= F_{X2} \sin \varphi_{X2} \\ S_1 &= F_{Y1} \cos \varphi_{Y1} & S_2 &= F_{Y2} \cos \varphi_{Y2} \\ T_1 &= F_{Y1} \sin \varphi_{Y1} & T_2 &= F_{Y2} \sin \varphi_{Y2} \\ U_1 &= F_{Z1} \cos \varphi_{Z1} & U_2 &= F_{Z2} \cos \varphi_{Z2} \\ V_1 &= F_{Z1} \sin \varphi_{Z1} & V_2 &= F_{Z2} \sin \varphi_{Z2} \end{aligned} \quad (4)$$

A (4) jelölések bevezetésével a (2) és (3) egyenletek az alábbi alakot öltik:

$$\begin{aligned}
\sum F_X &= 0; (A_{FX} + U_1 + U_2 + T_1 + T_2) \cos \omega t + \\
&\quad + (B_{FX} - V_1 - V_2 + S_1 + S_2) \sin \omega t = 0 \\
\sum F_Y &= 0; (A_{FY} + Q_1 + Q_2 + V_1 + V_2) \cos \omega t + \\
&\quad + (B_{FY} + U_1 + U_2 - R_1 - R_2) \sin \omega t = 0 \\
\sum F_Z &= 0; (A_{FZ} + S_1 + S_2 + R_1 + R_2) \cos \omega t + \\
&\quad + (B_{FZ} + Q_1 + Q_2 - T_1 - T_2) \sin \omega t = 0 \\
\sum M_X &= 0; E_{X1} \cos \omega t + E_{X2} \sin \omega t = 0 \\
\sum M_Y &= 0; E_{Y1} \cos \omega t + E_{Y2} \sin \omega t = 0 \\
\sum M_Z &= 0; E_{Z1} \cos \omega t + E_{Z2} \sin \omega t = 0 \\
E_{X1} &= (A_{MX} + b_1 S_1 + b_2 S_2 - c_1 V_1 - c_2 V_2 - \\
&\quad - a_y Q_1 - a_y Q_2 + a_z R_1 + a_z R_2) \\
E_{X2} &= (B_{MX} - b_1 T_1 - b_2 T_2 - c_1 U_1 - c_2 U_2 + \\
&\quad + a_z Q_1 + a_z Q_2 + a_y R_1 + a_y R_2) \\
E_{Y1} &= (A_{MY} - a_1 R_1 - a_2 R_2 + c_1 U_1 + c_2 U_2 - \\
&\quad - b_2 S_1 - b_2 S_2 + b_x T_1 + b_x T_2) \\
E_{Y2} &= (B_{MY} - c_1 V_1 - c_2 V_2 - a_1 Q_1 - a_2 Q_2 + \\
&\quad + b_z T_1 + b_z T_2 + b_x S_1 + b_x S_2) \\
E_{Z1} &= (A_{MZ} + a_1 Q_1 + a_2 Q_2 - b_1 T_1 - b_2 T_2 + \\
&\quad + c_y V_1 + c_y V_2 - c_x U_1 - c_x U_2) \\
E_{Z2} &= (B_{MZ} - a_1 R_1 - a_2 R_2 - b_1 S_1 - b_2 S_2 + \\
&\quad + c_y U_1 + c_y U_2 + c_x V_1 + c_x V_2)
\end{aligned} \tag{5}$$

Ahhoz, hogy a mechanizmus kiegyensúlyozását a teljes kinematikai ciklusra megvalósítsuk, az (5) egyenletrendszernek a t időparaméter bár-

mely értékére teljesülnie kell. Ez csak akkor valósulhat meg, ha a rendszer minden egyenletében a $\cos \omega t$ és a $\sin \omega t$ együtthatóit nullával egyenlővé tesszük. Ezzel a feltétellel egy 12 egyenletből álló és 12 ismeretlent tartalmazó lineáris egyenletrendszert kapunk, melynek mátrixos alakja a (6) egyenletrendszerben írható fel.

Az egyenletrendszer megoldása után, a (4) képletekből kifejezzük a kiegyensúlyozó erők abszolút értékeit (7).

Ugyancsak a (4) egyenletekből számítjuk ki a kiegyensúlyozó erők fázisszögeit is, azaz a (8) egyenleteket.

$$\begin{aligned}
F_{X1} &= \sqrt{Q_1^2 + R_1^2} = (mr)_{X1} \omega^2 \\
F_{X2} &= \sqrt{Q_2^2 + R_2^2} = (mr)_{X2} \omega^2 \\
F_{Y1} &= \sqrt{S_1^2 + T_1^2} = (mr)_{Y1} \omega^2 \\
F_{Y2} &= \sqrt{S_2^2 + T_2^2} = (mr)_{Y2} \omega^2 \\
F_{Z1} &= \sqrt{U_1^2 + V_1^2} = (mr)_{Z1} \omega^2 \\
F_{Z2} &= \sqrt{U_2^2 + V_2^2} = (mr)_{Z2} \omega^2
\end{aligned} \tag{7}$$

$$\begin{aligned}
\phi_{Xi} &= \arctg \frac{R_i}{Q_i} \\
\phi_{Yi} &= \arctg \frac{T_i}{S_i} \\
\phi_{Zi} &= \arctg \frac{V_i}{U_i}, \quad i \in \{1; 2\}
\end{aligned} \tag{8}$$

$$\begin{bmatrix}
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 \\
1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 \\
0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
-a_y & -a_y & a_z & a_z & b_1 & b_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & -c_1 & -c_2 \\
a_z & a_z & a_y & a_y & 0 & 0 & -b_1 & -b_2 & -c_1 & -c_2 & 0 & 0 \\
0 & 0 & -a_1 & -a_2 & -b_z & -b_z & b_x & b_x & c_1 & c_2 & 0 & 0 \\
-a_1 & -a_2 & 0 & 0 & b_x & b_x & b_z & b_z & 0 & 0 & -c_1 & -c_2 \\
a_1 & a_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & -b_1 & -b_2 & -c_x & -c_x & c_y & c_y \\
0 & 0 & -a_1 & -a_2 & -b_1 & -b_2 & 0 & 0 & c_y & c_y & c_x & c_x
\end{bmatrix}
\begin{bmatrix}
Q_1 \\
Q_2 \\
R_1 \\
R_2 \\
S_1 \\
S_2 \\
T_1 \\
T_2 \\
U_1 \\
U_2 \\
V_1 \\
V_2
\end{bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
-A_{FX} \\
-B_{FX} \\
-A_{FY} \\
-B_{FY} \\
-A_{FZ} \\
-B_{FZ} \\
-A_{MX} \\
-B_{MX} \\
-A_{MY} \\
-B_{MY} \\
-A_{MZ} \\
-B_{MZ}
\end{bmatrix} \tag{6}$$

A (8) egyenletekben lényeges a számláló és a nevező előjelének megtartása, mivel a fázisszöveget előjelesen kell számítanunk. (Pozitív az előjel, ha a szöveget az óramutató járásával ellentétesen mérjük.)

2. Optimális kiegyensúlyozás a géptörzsre ható kiegyensúlyozatlan erők és nyomatékok minimalizálása által

Abban az esetben, ha a kiegyensúlyozás csak részleges lehet, a kiegyensúlyozatlanul maradt erők és nyomatékok változó abszolút értékei az egész rendszerre kiterjedő rezgéseket gerjesztenek, a mechanizmus működése zajossá válik. Az optimalizálás célja a gép törzsére ható kiegyensúlyozatlan erők és nyomatékok minimalizálása. E módszer alkalmazásával a kiegyensúlyozatlan erők és nyomatékok abszolút értékei a teljes kinematikai ciklus alatt a lehetséges legkisebb értékeket veszik fel.

A kiegyensúlyozatlanul maradt erők és nyomatékok a tehetetlenségi erők, a kiegyensúlyozó erők, illetve ezeknek a géptörzs súlypontjára számított nyomatékai, jelöljük ezeket $\sum F_x, \sum F_y, \sum F_z$ -vel, illetve $\sum M_x, \sum M_y, \sum M_z$ -vel. A rezgést okozó tehetetlenségi erőket és ezek nyomatékait Fourier-sorba fejtjük, majd pedig csupán az alapharmonikusokat vesszük tekintetbe:

$$\begin{aligned}\sum F_x &= A_{\Sigma F_x} \cos \omega t + B_{\Sigma F_x} \sin \omega t \\ \sum F_y &= A_{\Sigma F_y} \cos \omega t + B_{\Sigma F_y} \sin \omega t \\ \sum F_z &= A_{\Sigma F_z} \cos \omega t + B_{\Sigma F_z} \sin \omega t\end{aligned}\quad (9)$$

A (9) egyenletekbeli szereplő $A_{\Sigma F_k}, B_{\Sigma F_k}, k \in \{X; Y; Z\}$ együtthatók formálisan azonosak az (5) egyenletekben szereplő, $\cos \omega t$ és $\sin \omega t$ zárójelbe foglalt együtthatóival. Itt szükséges nyomatékosítanunk, hogy a zárójelekbe foglalt kifejezések a tehetetlenségi erők, valamint ezek nyomatékainak együtthatói, akár az (5) egyenletekben szereplő $A_{F_k}, B_{F_k}, A_{M_k}, B_{M_k}, k \in \{X; Y; Z\}$ és a kiegyensúlyozó tengelyekre helyezett ellensúlyok által gerjesztett kiegyensúlyozó erők és ezek nyomatékainak együtthatóiból tevődik össze.

Együttesen vizsgálva az (5) és (9) egyenletrendszereket, felírhatjuk az egymásnak megfelelő egyenletek Fourier-együtthatóinak egyenlőségét:

$$\begin{aligned}A_{\Sigma F_x} &= A_{F_x} + U_1 + U_2 + T_1 + T_2 \\ B_{\Sigma F_x} &= B_{F_x} - V_1 - V_2 + S_1 + S_2 \\ A_{\Sigma F_y} &= A_{F_y} + Q_1 + Q_2 + V_1 + V_2 \\ B_{\Sigma F_y} &= B_{F_y} + U_1 + U_2 - R_1 - R_2 \\ A_{\Sigma F_z} &= A_{F_z} + S_1 + S_2 + R_1 + R_2 \\ B_{\Sigma F_z} &= B_{F_z} + Q_1 + Q_2 - T_1 - T_2 \\ A_{\Sigma M_x} &= A_{M_x} + b_1 S_1 + b_2 S_2 - c_1 V_1 - c_2 V_2 - \\ &\quad - a_y (Q_1 + Q_2) + a_z (R_1 + R_2) \\ B_{\Sigma M_x} &= B_{M_x} - b_1 T_1 - b_2 T_2 - c_1 U_1 - c_2 U_2 + \\ &\quad + a_z (Q_1 + Q_2) + a_y (R_1 + R_2) \\ A_{\Sigma M_y} &= A_{M_y} - a_1 R_1 - a_2 R_2 + c_1 U_1 + c_2 U_2 - \\ &\quad - b_z (S_1 + S_2) + b_x (T_1 + T_2) \\ B_{\Sigma M_y} &= B_{M_y} - c_1 V_1 - c_2 V_2 - a_1 Q_1 - a_2 Q_2 + \\ &\quad + b_z (T_1 + T_2) + b_x (S_1 + S_2) \\ A_{\Sigma M_z} &= A_{M_z} + a_1 Q_1 + a_2 Q_2 - b_1 T_1 - b_2 T_2 + \\ &\quad + c_y (V_1 + V_2) - c_x (U_1 + U_2) \\ B_{\Sigma M_z} &= B_{M_z} - a_1 R_1 - a_2 R_2 - b_1 S_1 - b_2 S_2 + \\ &\quad + c_y (U_1 + U_2) + c_x (V_1 + V_2)\end{aligned}\quad (10)$$

A gép törzsében rezgéseket gerjesztő, kiegyensúlyozatlanul maradt tehetetlenségi erő és nyomaték összetevők Fourier-együtthatóit az

$$\mathbf{R}_{(i)} = \mathbf{P}_{(ij)} \mathbf{Q}_{(j)} + \mathbf{F}_{(i)} \quad (11)$$

mátrixegyenlet fejezi ki, amelyben a tagok értelme a következő:

- $\mathbf{R}_{(i)}$ a Fourier-sorba fejtett, optimalizálás után kiegyensúlyozatlanul maradt erők és nyomatékok együtthatóinak i elemű oszlopmátrixa;
- $\mathbf{P}_{(ij)}$ a kiegyensúlyozó erők és tengelyek helyzetét meghatározó, i soros és j oszlopos mátrix;
- $\mathbf{Q}_{(j)}$ az optimális kiegyensúlyozó erők j elemű oszlopmátrixa;
- $\mathbf{F}_{(i)}$ a Fourier-sorba fejtett tehetetlenségi erők és nyomatékok együtthatóinak i elemű oszlopmátrixa.

A továbbiakban a sorok és oszlopok számát jelző indexek használatát mellőzzük.

A (12) egyenletben kéttengelyes kiegyensúlyozás esetében $i=1, 2, \dots, 12$ és $j=1, 2, \dots, 8$, egytengelyes kiegyensúlyozás esetében pedig $i=1, 2, \dots, 10$ és $j=1, 2, \dots, 4$.

A kiegyensúlyozatlanul maradt erők és nyomatékok minimalizálására az együtthatókat meghatározó függvény kvadrátikus alakját használjuk, azaz:

$$U = \mathbf{R}^T \mathbf{R} \quad (12)$$

Az optimalizálás során a (12) függvény minimum értékét keressük. E célból a függvényt a kiegyensúlyozó erők \mathbf{Q} oszlopmátrixának j tagja szerint deriváljuk:

$$\begin{aligned} \frac{dU}{d\mathbf{Q}} &= \sum_{k=1}^j \frac{\partial U}{\partial Q_k} = \\ &= \sum_{k=1}^j \left(\left[\frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} \right]^T \mathbf{R} + \mathbf{R}^T \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} \right) \end{aligned} \quad (13)$$

Vegyük észre, hogy az \mathbf{R} oszlopmátrixra, valamint parciális deriváltjaira felírhatjuk, hogy

$$\left[\frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} \right]^T \mathbf{R} = \mathbf{R}^T \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} \quad (14)$$

Ezzel a (13) egyenlet a következő egyszerűbb alakra hozható:

$$\frac{dU}{d\mathbf{Q}} = 2 \sum_{k=1}^j \left(\left[\frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} \right]^T \mathbf{R} \right) = 2 \sum_{k=1}^j \left(\mathbf{R}^T \frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} \right) \quad (15)$$

Felhasználva az \mathbf{R} oszlopmátrix (a kiegyensúlyozatlanul maradt erők Fourier-együtthatóinak oszlopmátrixa) (11) mátrixegyenlettel felírt alakját, akkor a $Q_k, k = \overline{1..j}$ általános erők szerinti parciális deriváltak a következőképpen fejezhetők ki:

$$\frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} = \frac{\partial}{\partial Q_k} (\mathbf{P}\mathbf{Q} + \mathbf{F}) \quad (16)$$

Mivel a \mathbf{P} és \mathbf{F} oszlopmátrixok nem függnek a $Q_k, k = \overline{1..j}$ kiegyensúlyozó erőktől, következik, hogy:

$$\frac{\partial \mathbf{P}}{\partial Q_k} = 0; \quad \frac{\partial \mathbf{F}}{\partial Q_k} = 0 \quad (17)$$

Ezzel az eredménnyel a (16) kifejezés a következőképpen írható fel:

$$\frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} = \frac{\partial}{\partial Q_k} (\mathbf{P}\mathbf{Q}) = \mathbf{P} \frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial Q_k} \quad (18)$$

Másrészt

$$\begin{aligned} \left[\frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} \right]^T &= \left[\frac{\partial}{\partial Q_k} (\mathbf{P}\mathbf{Q}) \right]^T = \\ &= \frac{\partial}{\partial Q_k} (\mathbf{Q}^T \mathbf{P}^T) = \frac{\partial \mathbf{Q}^T}{\partial Q_k} \mathbf{P}^T \end{aligned} \quad (19)$$

Ha a (11), (18) és (19) kifejezéseket behelyettesítjük a (15) egyenletbe, megfelelő rendezés után a következő alakot kapjuk:

$$\begin{aligned} \frac{dU}{d\mathbf{Q}} &= 2 \sum_{k=1}^j \left(\left[\frac{\partial \mathbf{R}}{\partial Q_k} \right]^T \mathbf{R} \right) = \\ &= 2 \sum_{k=1}^j \left(\frac{\partial \mathbf{Q}^T}{\partial Q_k} \mathbf{P}^T (\mathbf{P}\mathbf{Q} + \mathbf{F}) \right) \end{aligned} \quad (20)$$

Az U célfüggvény helyi minimumértékét a következő feltételből számítjuk:

$$\frac{dU}{d\mathbf{Q}} = 0, \quad (21)$$

figyelembe véve, hogy a \mathbf{Q} oszlop Q_k szerinti parciális deriváltjai olyan oszlopok, melyeknek elemei, a k -dik elem kivételével, amely 1-gyel egyenlő, nullák. A (20) egyenletben elvégzett összegzés következményeképpen a (21) feltétel az alábbi módon írható fel:

$$\mathbf{P}^T (\mathbf{P}\mathbf{Q} + \mathbf{F}) = 0 \quad (22)$$

A fenti egyenlet kifejtett alakja a következő:

$$[\mathbf{P}^T \mathbf{P}] \mathbf{Q} + \mathbf{P}^T \mathbf{F} = 0 \quad (23)$$

Vezessük be az alábbi jelöléseket:

$$\mathbf{N} = \mathbf{P}^T \mathbf{P} \quad (24)$$

$$\mathbf{K} = \mathbf{P}^T \mathbf{F} \quad (25)$$

Ezzel a (23) egyenlet lineáris lesz \mathbf{Q} -ra:

$$\mathbf{N}\mathbf{Q} + \mathbf{K} = 0 \quad (26)$$

A megoldás \mathbf{Q} -ra a következő:

$$\mathbf{Q} = -\mathbf{N}^{-1} \mathbf{K} \quad (27)$$

3. Gyakorlati alkalmazás

Feltételezzük, hogy az egytengelyű kiegyensúlyozást a gépben létező OZ tengelyre szerelt ellensúlyokkal próbáljuk megvalósítani.

Ebben az esetben az OX és az OY koordinátatengelyekkel párhuzamos kiegyensúlyozó tengelyek hiányoznak, azaz $F_{xi} = F_{yi} = 0$, tehát az \mathbf{F} erők összetevői is zérus értékűek: $Q_i = R_i = S_i = T_i = 0$, $i=1,2$.

$$\begin{bmatrix}
0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 \\
1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 \\
0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \\
0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
-a_y & -a_y & a_z & a_z & b_1 & b_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & -c_1 & -c_2 \\
a_z & a_z & a_y & a_y & 0 & 0 & -b_1 & -b_2 & -c_1 & -c_2 & 0 & 0 \\
0 & 0 & -a_1 & -a_2 & -b_x & -b_z & b_x & b_x & c_1 & c_2 & 0 & 0 \\
-a_1 & -a_2 & 0 & 0 & b_x & b_x & b_z & b_x & 0 & 0 & -c_1 & -c_2 \\
a_1 & a_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & -b_1 & -b_2 & -c_x & -c_x & c_y & c_y \\
0 & 0 & -a_1 & -a_2 & -b_1 & -b_2 & 0 & 0 & c_y & c_y & c_x & c_x
\end{bmatrix}
\begin{bmatrix}
0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0
\end{bmatrix}
+
\begin{bmatrix}
A_{FX} \\ B_{FX} \\ A_{FY} \\ B_{FY} \\ A_{FZ} \\ B_{FZ} \\ A_{MX} \\ B_{MX} \\ A_{MY} \\ B_{MY} \\ A_{MZ} \\ B_{MZ}
\end{bmatrix}
=
\begin{bmatrix}
A_{\Sigma FX} \\ B_{\Sigma FX} \\ A_{\Sigma FY} \\ B_{\Sigma FY} \\ A_{\Sigma FZ} \\ B_{\Sigma FZ} \\ A_{\Sigma MX} \\ B_{\Sigma MX} \\ A_{\Sigma MY} \\ B_{\Sigma MY} \\ A_{\Sigma MZ} \\ B_{\Sigma MZ}
\end{bmatrix} \quad (28)$$

Amint az [1] közlemény is tárgyalja, a mechanizmust terhelő tehetetlenségi erők és ezek nyomatókai egyetlen tengelyre helyezett ellensúlyok beiktatásával nem redukálhatók. A (9) és (10) egyenletek alkalmazásával ezek részben csökkenthetők.

A (6) mátrixegyenlet jobb oldalára a kiegyensúlyozatlanul maradt tehetetlenségi erők és nyomatékok Fourier-együtthatóit írjuk be (28).

Az OX és az OY koordinátatengelyekkel párhuzamos kiegyensúlyozó tengelyek és ellensúlyaik hiányában az ellensúlyok pozícióit meghatározó koordináták értékei fölöslegessé válnak, ezért nullázzuk ezeket. A (6), (9) és (10) egyenleteket figyelembe véve, a (28) mátrix-egyenlet az alábbi, OZ tengelyre sajátosított (29) alakra hozható.

$$\begin{bmatrix} \mathbf{A}_1 \\ \mathbf{A}_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{U} \\ \mathbf{V} \end{bmatrix} + \mathbf{F} = \mathbf{F}_\Sigma \quad (29)$$

A (29) egyenlet jelölései a következők:

$$\mathbf{A}_1 = \begin{bmatrix}
1 & 1 & 0 & 0 \\
0 & 0 & -1 & -1 \\
0 & 0 & 1 & 1 \\
0 & 0 & -c_1 & -c_2 \\
c_1 & c_2 & 0 & 0
\end{bmatrix} \quad (30)$$

$$\mathbf{A}_2 = \begin{bmatrix}
-c_1 & -c_2 & 0 & 0 \\
c_1 & c_2 & 0 & 0 \\
0 & 0 & -c_1 & -c_2 \\
0 & 0 & -c_1 & -c_2 \\
-c_x & -c_x & c_y & c_y
\end{bmatrix} \quad (31)$$

$$\mathbf{U} = (U_1 \ U_2)^T \quad (32)$$

$$\mathbf{V} = (V_1 \ V_2)^T$$

$$\mathbf{F} = \begin{pmatrix} A_{FX} & B_{FX} & A_{FY} & B_{FY} & A_{MX} & \dots \\ B_{MX} & A_{MY} & B_{MY} & A_{MZ} & B_{MZ} \end{pmatrix}^T \quad (33)$$

$$\mathbf{F}_\Sigma = \begin{pmatrix} A_{\Sigma FX} & B_{\Sigma FX} & A_{\Sigma FY} & B_{\Sigma FY} & \dots \\ A_{\Sigma FZ} & B_{\Sigma FZ} & A_{\Sigma MX} & B_{\Sigma MX} & \dots \\ A_{\Sigma MY} & B_{\Sigma MY} & A_{\Sigma FZ} & B_{\Sigma MZ} \end{pmatrix}^T \quad (34)$$

A (29) egyenletrendszer tíz egyenletből áll és tizennégy ismeretlent tartalmaz. A kérdés ez esetben úgy tevődik fel, hogy hova és mekkora ellensúlyokat kell helyezni a mechanizmus tengelyére ahhoz, hogy az egyenlet jobb oldalán lévő, kiegyensúlyozatlanul maradt erők és nyomatékok abszolút értékei a minimálisra csökkenjenek? Erre a választ a (27), (29), (18) és a (19) egyenletek megoldásával sikerül megszerezni.

4. Következtetések

A kiegyensúlyozásnak jelen közleményben ismertetett módszere sok szempontból előnyösebb a hagyományos módszereknél. Az egyenletek felírását meg kell előznie a kiegyensúlyozási feladatban szereplő mechanizmus geometriai és tehetetlenségi feltérképezésének (tömegközéppontok, tehetetlenségi főirányok kiszámítása), ami, a korszerű modellező szoftverek használata mellett, nem jelent akadályt.

A részleges kiegyensúlyozás modelljében szereplő egyenletek száma kisebb, mint az ismeret-

lenek száma, ami a tervező számára nagyobb szabadságot engedélyez a kiegyensúlyozó tömegek értékének és helyzetének megválasztására.

Habár a jelen közlemény csak a tehetetlenségi erők sorba fejtett alakjának első tagjait tekinti, a módszert általánosítani lehet tetszőleges véges számú sorozattagra, viszont figyelembe kell venni, hogy ez esetben az ismeretlenek száma lényegesen nagyobb lesz, ami nagyobb számítási kapacitást igényel.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Stevensen E. N.: *Balancing of Machines*. In: ASME, San Francisco, California, 72/52. (1972).
- [2] Papp I., Máté M.: *Transformarea generală a două sisteme ortogonale*. In: Proceedings CDM 2005, ISBN-973-635-513-6. A IV-a conferință de dinamica mașinilor, cu participare internațională, Brașov, 28-30. mai 2005. Vol. II., 319–326.
- [3] Papp I.: *Optimization of Dynamical Balancing of Mechanisms According to Diminuation of Vibration Amplitude at a Given Point*. In: International Conference in Mechanical Engineering, Satu-Mare, April 28-May 1, 2005, 285–287.

RÉTEGVONAL MENTI SZÁNTÁS DINAMIKAI SAJÁTOSSÁGAI

THE DYNAMIC PARTICULARITIES OF CONTOUR PLOUGHING

Pásztor Judit,¹ Popa-Müller Izolda³

Sapientia Erdélyi Magyar Tudományegyetem, Marosvásárhelyi Kar, Gépészmérnöki Tanszék, Marosvásárhely, Románia

¹ pjudit@ms.sapientia.ro

² ipmuller@ms.sapientia.ro

Abstract

The plough is the basic machine for soil work. It is usually connected to the tractor by means of a suspension system. The suspension system is a bar-shaped arm system fixed to the tractor frame, which fixes and raises the attached machine in three points. Its role is significant. Single-sided ploughing on slopes creates some special situations. This phenomenon was observed during a plowing competition and in this paper we look for solutions related to this topic.

Keywords: *Ploughing, plough, contour line on slope, dynamics.*

Összefoglalás

Az ágyeke a talajmegmunkálás alapl munkájának, a szántásnak az alapgépe. Az ágyeke az erőgéphez általában a hárompont-függesztő berendezés segítségével van kapcsolva. A függesztőszerkezet a traktor vázához rögzített, rudakból álló karrendszer, amely három pontban rögzíti és emeli a csatolt munkagépet. Szerepe jelentős. A lejtőn való szántás ágyekével néhány sajátos helyzetet teremt. Ezeket a jelenségeket egy szántóverseny alkalmával figyeltük meg, és erre keressük a válaszokat ebben a dolgozatban.

Kulcsszavak: *szántás, ágyeke, rétegvonal, dinamika.*

1. Bevezetés

A terepen való rétegvonal menti szántás megfigyelése során azt tapasztaltuk, hogy a barázda emelkedőre való fordítása során az erőgép járása nyugodtabb, az erőgép vezetője könnyen tartja az irányt. A barázda lefele való borítása során az erőgép vezetője nem tudja tartani az irányt, az erőgép nagyon nehezen kormányozható. A jelenséget egy szántóverseny során figyeltük meg, a legtöbb gépcsoportnál hasonló volt a helyzet. Erre a jelenségre kerestünk választ.

Valószínűsíthető, hogy a versenyen a versenyzők a lehető legjobb gépbeállítással és gépállapottal szántanak.

Feltételeztük, hogy a jelenséget a lejtőn való rétegvonal menti helyzettől származó új erők okozzák. Ezek az erők az erőgép-munkagép kapcsolatot megvalósító hárompont-függesztő berendezés által nyilvánulnak meg.

1.1. A hárompont-függesztő berendezés és szerepe a függesztett munkagép üzemeltetése során

A hárompont-függesztő berendezés segítségével a munkagépet az erőgéphez kapcsolják.

Szerepe van az erőgép-munkagép gépcsoport üzemeltetésében, a vontatásban, a vonóerő nö-

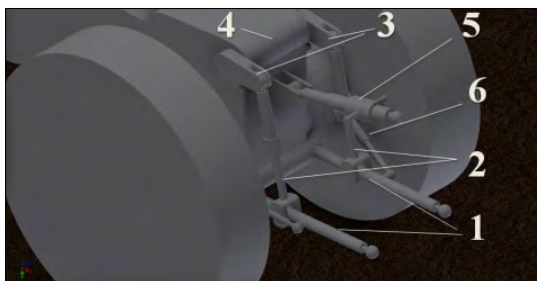
velésében, és általa a csatolt munkagép néhány fontos beállítása is megtörténik.

A hárompont-függesztő berendezés részei egy karrendszer és egy emelőszerkezet.

A karrendszer alapját két alsó vonókar (1) képezi. Ehhez csatlakozik két függesztőrúd (2) és két emelőkar (3). Ez utóbbiakat a (4) emelőtengely köti össze. A szerkezet része az (5) felső támasztórúd. Az alsó vonókarokhoz a (6)-os feszítőelemek rögzülnek (1. ábra).

Az emelőszerkezet részei a hidraulikaszivattyú, vezérlőszелеp és egy hidraulikus munkahenger. A munkahenger elforgatja a 4-es emelőtengelyt.

A hárompont-függesztő berendezés egy térbeli karos mechanizmusnak tekinthető (2. ábra). A függesztő berendezés feladata egytengelyesíteni az erőgép-munkagép gépcsoportot.



1. ábra. A hárompont-függesztő berendezés felépítése

Az alsó vonókarok traktor eleje irányában való meghosszabbításai a PFH pontban metszik egymást, ez a vízszintes pillanatnyi forgáspont (2. ábra). Javasolt, hogy a PFH vízszintes pillanatnyi forgáspont a traktor középvonalában legyen. A feszítőláncok hosszának változtatásával elérhető, hogy a vízszintes síkban megvalósuljon ez a feltétel.

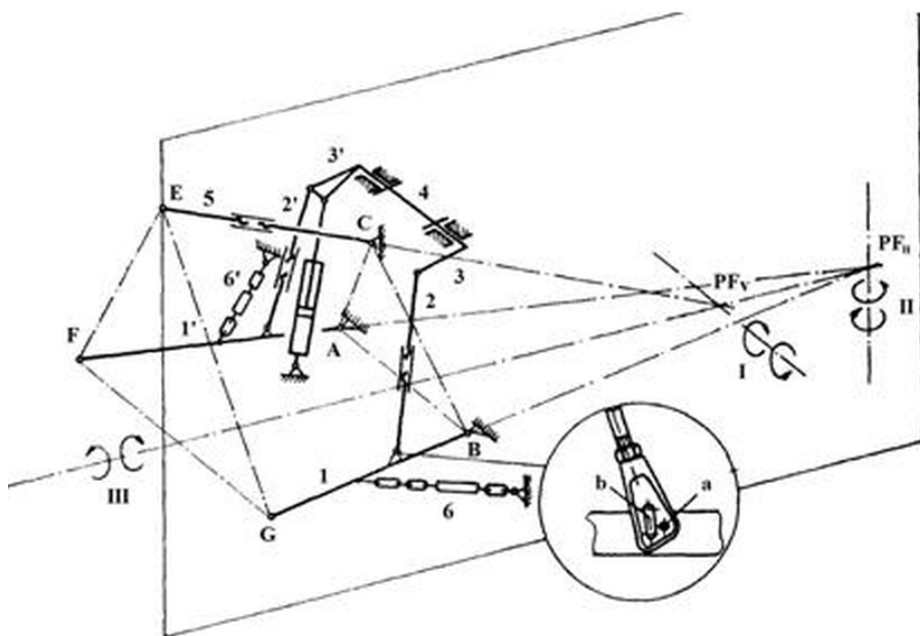
A felső támasztórúd és az alsó vonókarok síkja a PFV függőleges pillanatnyi forgáspontban találkoznak. Itt érvényesül az erőgép vonóereje. Javasolt, hogy ez a pont vontatáskor a traktor hosszanti középvonalában legyen.

A karok hosszának csavarorsóval való változtatásával a vontatás és munkavégzés során jelentkező erők pillanatnyi forgáspontja áthelyezhető. Így a vontatás közben fellépő erők kiegyensúlyozódnak.

1.2. A függesztett ágyeke és a ráható erők

Az ágyeke a talaj forgatását biztosító munkagép. Munkája közben függőlegesen és vízszintesen kivágja a talajt, megemeli és jobb oldalra fordítja, elszállítva a talajt eredeti helyéről.

Az eke akkor dolgozik helyesen, ha az ekevasak párhuzamosak a talajfelszínnel, mindegyik ekevas ugyanabban a mélységben dolgozik. Ezt a

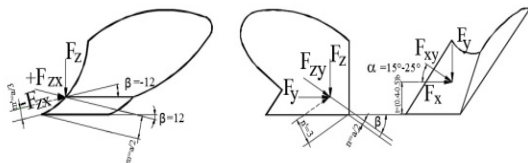


2. ábra. Hárompont-függesztő berendezés mechanizmusa [1]

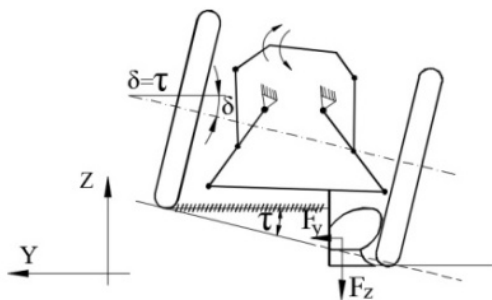
hárompont-függesztő berendezés megfelelő beállításával érjük el.

Az eketesten jelentkező erők (3. ábra):

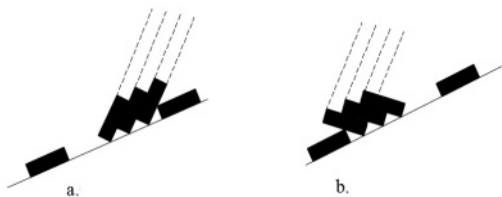
$$\underline{F} = \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -k_0 \cdot a \cdot b \cdot n \\ F_x \operatorname{tg} \alpha \\ -F_x \operatorname{tg} \beta \end{bmatrix} \quad (1)$$



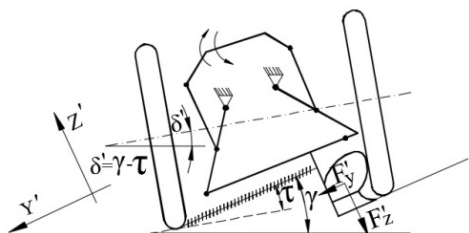
3. ábra. Az eketestre ható erők [2]



4. ábra. Eketest és erőgép helyzete szántás során



5. ábra. Barázdaátfordítás esetei rétegvonal menti szántás esetén: a) barázda emelkedőre borítása, b) barázda lejtőre borítása



6. ábra. Gépcsoport helyzete barázda emelkedőre borítása során

ahol: k_0 a talaj fajlagos ellenállása [N/m^2]; a a szántás mélysége [m]; b az eke munkaszélessége [m]; α , β a kormánylemez helyzetszögei [$^\circ$].

Szántás közben az erőgép jobb oldali kerekei az előző fogásban kiemelt barázda helyén haladnak, emiatt egy δ dőlésszög jellemzi az erőgép tengelyét. Ezt a dőlésszöget sík területen a kerekek helyzete határozza meg (4. ábra).

2. A függesztett ágyeke rétegvonal menti üzemeltetésének sajátosságai

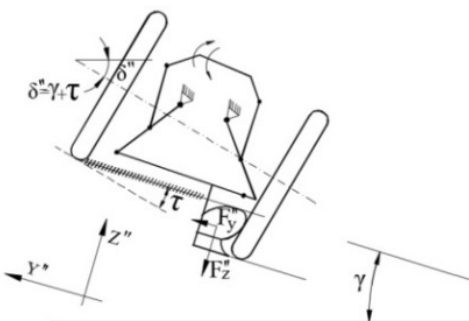
Az ágyeke munka közben összeszántja vagy szétszántja a barázdákat. Így a rétegvonal menti szántás során az eke a barázdát felfelé, az emelkedőre fordítja, míg a következő fogásban az eke a barázdát lefelé, a lejtőre fordítja (5. ábra). A csapadék jobb elraktározása és a talajerózió csökkentése érdekében a barázdák fordítása felfelé, az emelkedőre javasolt. A barázdák csak emelkedőre való borítása sok üresjárattal valósítható meg, emiatt elkerülhetetlen a lejtőre borítás is.

2.1. Matematikai modellek meghatározása

2.1.1. Az eketesten jelentkező talajellenállások modellezése

Az erőgép helyzete a rétegvonal menti szántásnál módosul, így a tengely δ dőlésszöge is módosul.

Mivel az eke a γ szögű emelkedő rétegvonal mentén dolgozik, a barázda felfelé és lefelé borításánál az eketesten megjelenő talajellenállás is változik. Ezt a koordináta-rendszer elforgatásával számszerűsítjük, [3], [4]. Az elfordítást leíró koordináta-rendszer szabadon választható, a legegyszerűbb úgy tekinteni, hogy az eketestek az OX tengely mentén elfordulnak a δ' és δ'' dőlésszögekkel, (6. ábra és 7. ábra).



7. ábra. Gépcsoport helyzete barázda lejtőre forgatása során

maték a pillanatnyi forgáspontban. A nyomaték irányát a gyakorlati tapasztalat alapján feltételeztük (8. ábra).

$$x_G G \sin \delta' + F_x y_G + F_y' x_G - x_T G_T \sin \delta' - M' = 0, \quad (10)$$

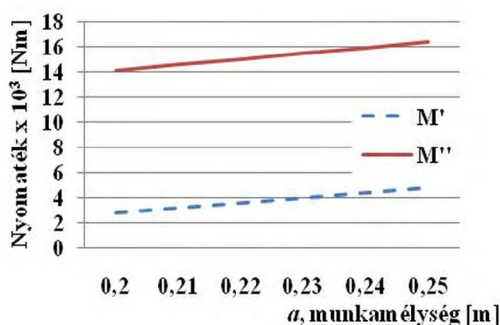
ahol: (x_G, y_G) az eke tömegközéppontjának koordinátái, [m]; G az eke súlya, [N]; (x_T, y_T) a traktor tömegközéppontjának koordinátái, [m]; G_T a traktor súlya, [N].

$$M' = x_G G \sin \delta' + F_x y_G + F_y' x_G - x_T G_T \sin \delta' \quad (11)$$

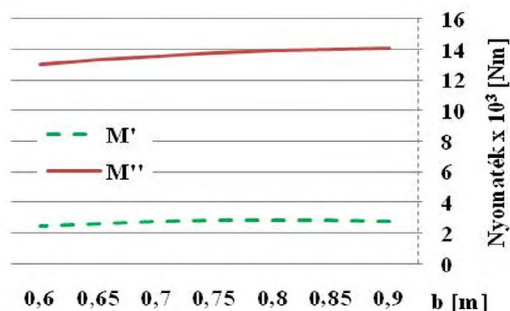
A barázda lejtőre való borítása során az erők a PFH vízszintes pillanatnyi forgáspontban nyomatékot hoznak létre, amely irányát a tapasztalt jelenségek alapján adtuk meg és a 9. ábrán szemléltettük.

$$-x_G G \sin \delta'' + F_x y_G + F_y'' x_G + x_T G_T \sin \delta'' - M'' = 0 \quad (12)$$

$$M'' = -x_G G \sin \delta'' + F_x y_G + F_y'' x_G + x_T G_T \sin \delta'' \quad (13)$$



10. ábra. Szántási mélység hatása a nyomatékértékekre



11. ábra. Szántási szélesség hatása a nyomatékértékekre

A jelenséget magyarázó forgatóhatások az eke és az erőgép súlyától, és közvetve a munkamélységtől és a munkaszélességtől függenek (11), (13):

$$M' = f(G, G_T, y_G, F_y', F_x) = f(G, G_T, a, b)$$

$$M'' = f(G, G_T, y_G, F_y'', F_x) = f(G, G_T, a, b)$$

2.2. A jelenség elemzése

A matematikai modellek alapján ábrázoltuk a tanulmányozott két esetben a nyomatékok alakulását a munkamélység és munkaszélesség függvényében (10. ábra, 11. ábra).

A használt adatok a PP3-30 eke méretei: $b=3 \times 0,3$ m; súlya $G=5000$ N; az eke tömegközéppontjának koordinátái: $x_G=1,7$ m, $y_G=0,3$ m. Fajlagos talajellenállás szántásnál középkörtött talajon $k=50000$ N/m²-nek tekinthető [1]. Az erőgép tömegét 3500 kg-nak, az erőgép tömegközéppontjának koordinátái $x_T=0,5$ m, $y_T=0$ m, a lejtő szögét 30°-osnak tekintjük. Szakirodalmi utalások alapján [2] $F_y \approx 0,33 F_x$, $F_z \approx 0,2 F_x$.

3. Következtetések

A barázda emelkedőre borítása során az erőgép járása nyugodtabb, az erőgép vezetője jól tartja az irányt, mert az erőgép jobb oldali kerekei megtámaszkodhatnak a barázdafalon, így a keletkező nyomaték egy részét a barázdafal felveszi.

A barázda lejtőre való borítása során nagyobb forgatóhatás jelentkezik. Az erőgép jobb oldali kerekei nem támaszkodnak a barázdafalon, az így keletkező nyomatékot teljes egészében a kormány szerkezet veszi fel, emiatt az erőgép vezetője nehezen tartja az irányt.

A munkamélység növelése mindkét esetben növeli a keletkező nyomatékokat. A munkaszélesség csökkentése csökkenti a keletkező nyomatékok nagyságát tételegonal menti szántás során.

A tapasztalt jelenségek felhívják a figyelmet az ekék pontos beállításának fontosságára.

A matematikai modellek magyarázzák a jelenséget, alkalmasak további kutatásokra.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Ormenişan A. N.: *Theoretical and Experimental Research Concerning the Influence of Automatic Control Systems of the Tractor Linkage Mechanisms on the Dynamics and Energetics of Ploughing Units*, UTBV, 2014. 19–37. (letöltve 2018. január 24.)
<http://old.unitbv.ro/Portals/31/Sustineri%20de%20doctorat/Rezumat2014/OrmenisanAlexe.pdf>

- [2] Szendrő P.: *Mezőgazdasági gépszerkezettan*. Mezőgazdasági Kiadó, Budapest, 2000. 79–82.
- [3] Máté, M.: *Műszaki mechanika – kinematika*. EME Kiadó, Kolozsvár, 2010. 155–163.
- [4] Tolvaly-Roșca F., Papp I.: *Kinematic Analysis of 2 DoF Spherical Mechanism Applying Constraint Equations*. MACRo, Marosvásárhely, Románia, 2015. 235–240. (letöltve 2018. január 24.)
<https://www.degruyter.com/downloadpdf/j/macro.2015.1.issue-1/macro-2015-0023/macro-2015-0023.pdf>

SZÉLTEHER NAPELEMEKEN

WIND LOADING ON SOLAR PANELS

Sauca Ana Camelia,¹ Milchiș Tudor,² Gobesz Ferdinánd-Zsongor³

Kolozsvári Műszaki Egyetem, Építőmérnöki Kar, Kolozsvár, Románia

¹ camelianna@yahoo.com

² tudor.milchis@mecon.utcluj.ro

³ go@mecon.utcluj.ro

Abstract

A fully 3D numerical analysis of turbulent flow over a cluster of solar photovoltaic (PV) panels was performed in order to assess the total drag and lift forces, comparing the results with the values from the guidelines of the national standard. A Reynolds-Averaged Navier–Stokes (RANS) model was used in the numerical simulations, considering two acting directions of the wind along the length of the array (0 degree – front, and 180 degrees – reverse direction).

Keywords: *wind load, drag and lift forces, solar photovoltaic panel (PV), Computational Fluid Dynamics (CFD), RANS.*

Összefoglalás

Napelemes panelekből kialakított szerkezetSORra ható, turbulens légáramlathból származó, eltoló- és emelőerők eredőjének a megállapítása végett térbeli számszerű vizsgálatot hajtottunk végre, majd a kapott értékeket hasonlítottuk össze a nemzeti szabvány előírásai szerint számítottakkal. A numerikus szimuláció során Reynolds-állagolt Navier-Stokes (RANS) modellt alkalmaztunk, két szélirányt feltételezve a szerkezetSOR tengelye irányában (0 fok – előlről, illetve 180 fok – hátulról).

Kulcsszavak: *szélteher, eltoló- és emelőerők, napelemes panel, számítógépes folyadék dinamika (CFD), RANS.*

1. Bevezetés

A napenergia hasznosítása általában fotovoltai-kus (PV) napelemekből kialakított panelek segítségével történik. A panelek mérete és száma a napelemek teljesítményétől és a kimenetként igényelt energiamennyiségtől függ. A panelek szerkezeti méretezéséhez ismerni kell a rájuk ható erőket. A tolóerők (nyomás) meg az emelőerők (szívás) eredője különféle értékeket kaphat, a panelek földhöz viszonyított dőlésszögének függvényében.

Az elmúlt években több kutató végzett széles körű tanulmányokat a napelemes panelek szélterheléséről. Néhány tanulmány keretében csak

egy elszigetelt panelt vizsgáltak, de a nyomó- meg szívóhatások eredőjének a számításához nagyon sok szélirányra és dőlésszögre vonatkozó hipotézissel. Az egyik ilyen dolgozat az [1]-es, melyben kiterjedt numerikus vizsgálat van leírva több szélirány számításba vételével (0-tól 90 fokig) egy 30°-os dőlésszögű panel esetében. Skalált szélcsatorna-kísérletet és numerikus szimulációt Ogedengbe és társai [2] dolgozatában találunk, egy napelemmodulra, még több széliránnyal (0-tól 180 fokig), de más hasonló vizsgálatok eredményeit is érdemes a [3, 4, 5] dolgozatokban átnézni.

Más kutatók panelcsoportokra végeztek numerikus vizsgálatokat és skalált szélcsatorna-kísérleteket [6, 7, 8, 9]. Ezek a szerkezetek csupán

mértani alakjuk miatt tűnnek egyszerűeknek. A körülöttük keletkező áramlatok turbulensek, így a szélből keletkező terhelőerők pontos megállapítása nem egyszerű.

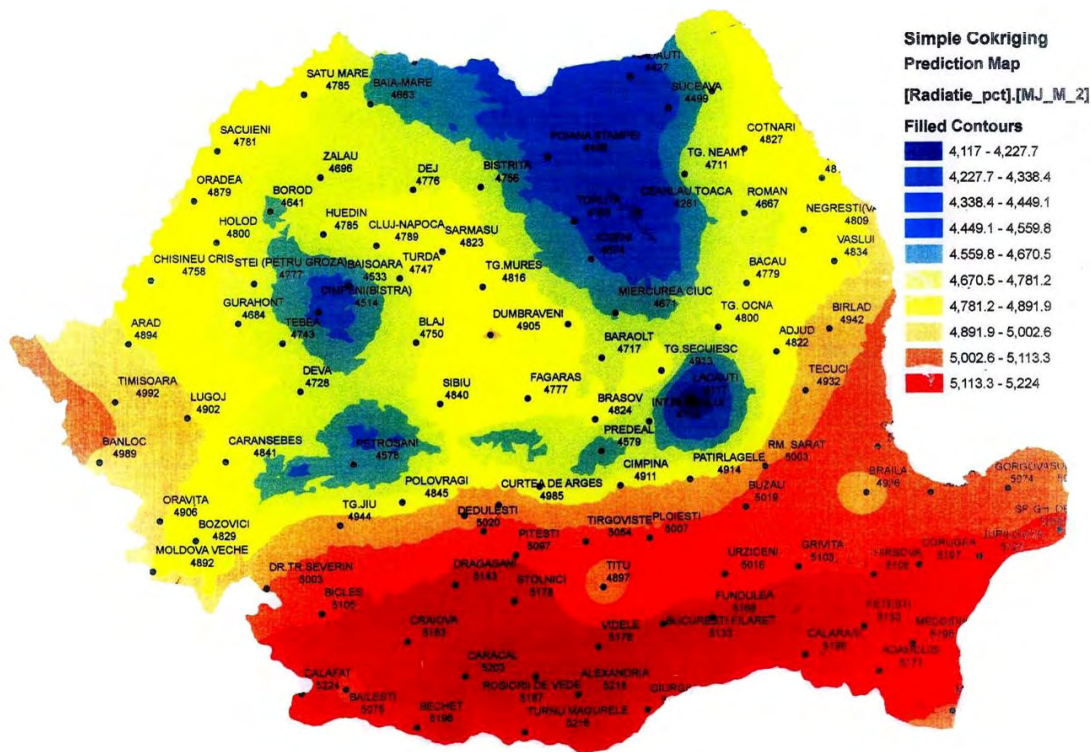
Több paraméter befolyásolja a terhelőerők értékeit (a földtől való magasság, a panelek méretei és dőlésszöge stb.), ezek közül a szélirány a legjelentősebb. Nem könnyű ilyen sok paraméter által befolyásolt szélteher hatására megállapítani a szerkezet valószínűsíthető válaszát, majd ez alapján megfelelően megtervezni és megépíteni egy üres mező közepére, ahol erős szél meg szállókések érhetik. Emiatt, biztonsági megfontolásokból, a tervezési szabványok túlértékelik az ilyen szerkezetekre ható erőket. Ez a magyarázata, hogy nem sok szerkezet ment tönkre helyi hatások miatt.

Az összetett napelemes panelszerkezetek esetében a nyomó- és húzóterhek eredőjének a megállapításához nincs megfelelően részletes eljárás a jelenlegi romániai tervezési előírásokban. A szélteherre vonatkozó egyúthatók értékeinek a számítása mind az Eurokód 1-ben (SR EN 1991-1-4), mind a nemzeti szabványban (CR-1-1-4-2012) csupán egyedülálló panelszerkezetre van leírva. A jelen tanulmányban két összetett szerkezetet vizsgáltunk annak érdekében, hogy felmér-

jük az őket alkotó panelekre jutó szélterhek értékeit. Ezek a szerkezetek összetettebbek, a szélteherre kialakuló válaszuk sem egyszerű, így teljes szerkezeti vizsgálat helyett csupán a terhelőerők meghatározását tűztük ki célul.

A szerkezetek geometriai alakja nagyon magas Reynolds-értékhez vezetett (106-os szintűhöz), így turbulens áramlási modellt kellett alkalmaznunk. A tompa testek szélterhelési értékei különösen fontosak a nagy panelek, hirdetőtáblák szerkezeteinek a kialakításakor. A tompa test körüli áramlatokban megjelenő örvényekre a Reynolds-szám magas értéke utal, tükrözve a test körüli légáramlás milyenségét. A test alakjának mértani sajátosságai is befolyásolják a nyomó- és húzóterhek értékeit, még akkor is, ha a test aprócska, így elengedhetetlen egy teljes térbeli numerikus számítási modell alkalmazása a vizsgálathoz, amennyiben erre számítástechnikai lehetőség létezik.

Az ország napsütés intenzitási térképének (1. ábra) alapján ki lehet választani a fotovoltaikus panelekből álló napfarmok elhelyezésének a legmegfelelőbb helyeit. Míg a délre fekvő területeket főként mezőgazdasági célokra használják, az esetünkben az ország középső részére esett a választás, ahol a felszín dombosabb, hegyesebb,



1. ábra. Románia napsugárzási térképe [10]

így a szélesség is nagyobb, mint a délre fekvő sík vidéken.

A napelemes paneleket a legtöbb esetben szögletes acélkeretre szerelt fotovoltaikus lapok sík sorozatából állítják össze, melyek dőlésszöge a nap felé irányul (2. ábra). Vannak fejlettebb változatok is, melyek a nap útját képesek követni az égbolton, ezek általában ívelt alakban készülnek.

2. Numerikus modell

Két szerkezet vizsgálatát végeztük el, előbb egy négy panelből álló sorét (A eset), majd egy hét panelből álló sorét (B eset). Mindkét esetben azonos paneltípusok szerepeltek, 2 cm köztes hézaggal szerelt 24 kisebb napelemes lapból kialakítva. Ekképp, egy panel hossza szinte 10 m, szélessége kevéssel 3 m felett van (3. ábra). A panelek egy-

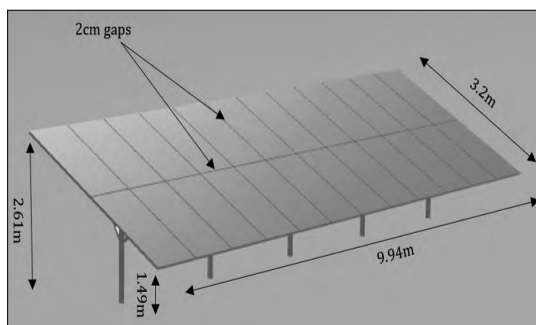
mástól 5 m-es távolságra, 25 fokos dőlésszöggel vannak a talaj felett elhelyezve (4. ábra).

Annak érdekében, hogy a turbulens légáramlást figyelembe véve elfogadható eredményeket lehessen kapni, a numerikus szimulációkhoz egy $52 \times 130 \times 10$ m térfogatú tartomány lett modellezve Ansysban, amint azt az 5. ábra mutatja (bár az A esetben kisebb tartományt lehetett volna használni).

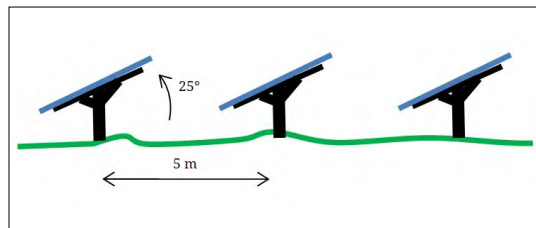
A megfelelő konvergencia biztosítása végett a modell felosztása igen sok véges elemet igényelt, így strukturált hálózást alkalmaztunk (a „cut-cell” eljárással). A legapróbb véges elem $5E-3$ m széles, az első réteg magassága $1E-3$ m és a növekedési arány 1,2 lett. Végül a kialakított hálós tartomány $8,7E+6$ csomópontot és $7,5E+6$ elemet tartalmazott a B esetben (lényegesen többet, mint az A esetben). A 6. ábra a hálózási sűrűség változását szemlélteti a panelek közelében.



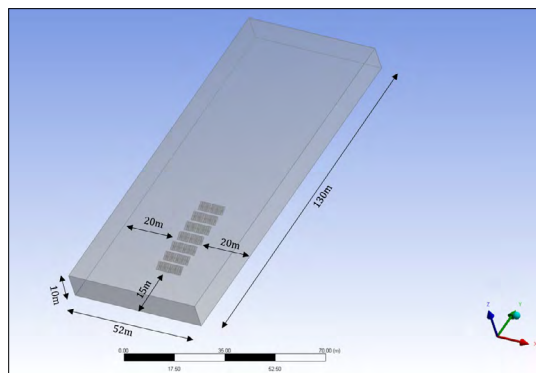
2. ábra. Napelemekből összeállított panelsorozat [11]



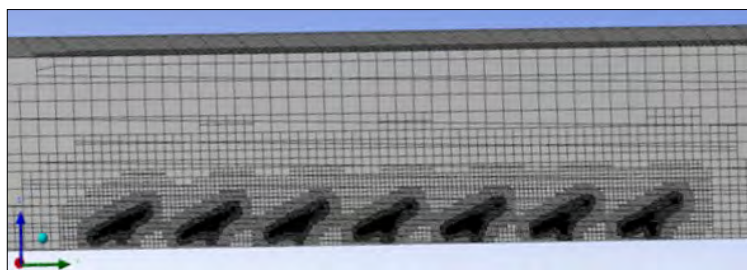
3. ábra. A panel kialakítása (24 sík napelemből)



4. ábra. A panelsorok kialakítása



5. ábra. A numerikus szimulációhoz modellezett tartomány (B eset)

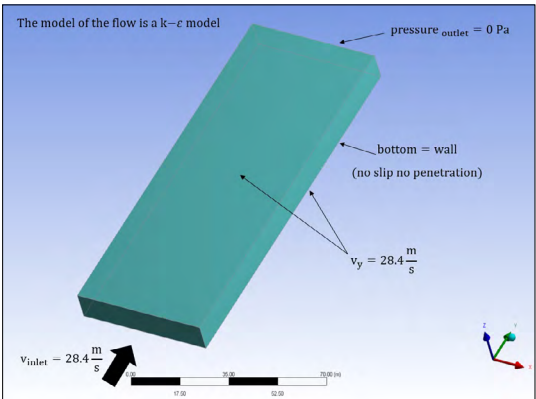


6. ábra. A hálózási sűrűség változása felületközelben (B eset)

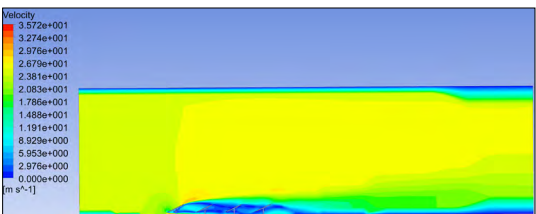
Az áramlási tartomány peremfeltételeit a 7. ábra szemlélteti. Az A esetben módosítás lett eszközölve úgy, hogy a folyadéktartomány felső és oldalsó szélei falakként lettek kezelve (ami csúszás- meg behatolásmentességet jelent). A két megközelítés közötti különbségek nem bizonyultak relevánsnak a végeredmények szempontjából, így azt mondhatjuk, hogy ha elég nagy térfogatú tartományt modellezünk, akkor mindkét feltétel megfelel.

A RANS-egyenletek megoldására alkalmazott matematikai modell egy javított falkezeléssel ellátott turbulens áramlású k-ε változat volt. Mindkét esetben csak két szélirány-hipotézis lett figyelembe véve (0° – előlről és 180° – hátulról, a leghátrányosabb terhelési esetek). Így a numerikus vizsgálatok négy hipotézisre vonatkoztak, amelyek a következőképp lettek jelölve: A-front és A-back (A eset), B-front és B-back (B eset), a szél irányának megfelelően.

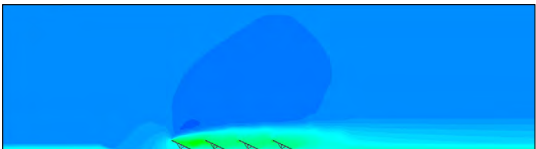
Mind a négy (A eset), mind a hét (B eset) panelből álló sorozat esetében a folyadéktartomány beállításai azonosak voltak, a megfigyelt folyadéká-



7. ábra. Az áramlási tartomány peremfeltételei



8. ábra. A szél sebességeloszlása az A-front esetben



9. ábra. A szél sebességeloszlása az A-back esetben

ramlás és a turbulencia intenzitása is hasonlóan bizonyult, csak a nyomó- és szívóterhek értékei lettek mások.

2.1. Az A eset eredményei

Az áramlási sebességeloszlást a 8. ábra (A-front) és a 9. ábra (A-back) mutatja a sorozat hosszirányú tengelyével párhuzamos síkban. A szélirány a kép bal oldaláról a kép jobb oldala felé van mindkét ábrán.

A nyomó- és szívóhatások eredői az A eset említett két szélirányára az 1. és 2. táblázatban láthatók.

2.2. A B eset eredményei

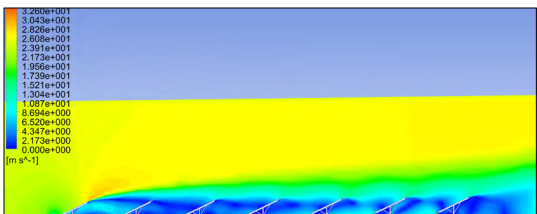
Az áramlási sebességeloszlást a 10. ábra (B-front) és a 11. ábra (B-back) mutatja a sorozat hosszirányú tengelyével párhuzamos síkban. A szélirány a kép bal oldaláról a kép jobb olda-

1. táblázat. Nyomó- és szívóterhek eredői [N], A-front eset

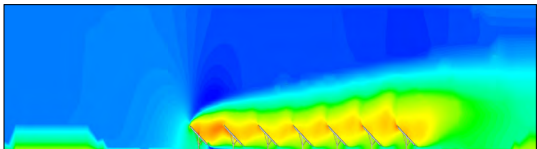
Panel	Nyomás (Y axis)	Szívás (Z axis)
P1 (szél felőli)	1539,3113	-2887,2343
P2	1529,2392	-2907,2607
P3	607,91867	-949,07348
P4 (szél alatti)	4422,9963	-8837,388

2. táblázat. Nyomó- és szívóterhek eredői [N], A-back eset

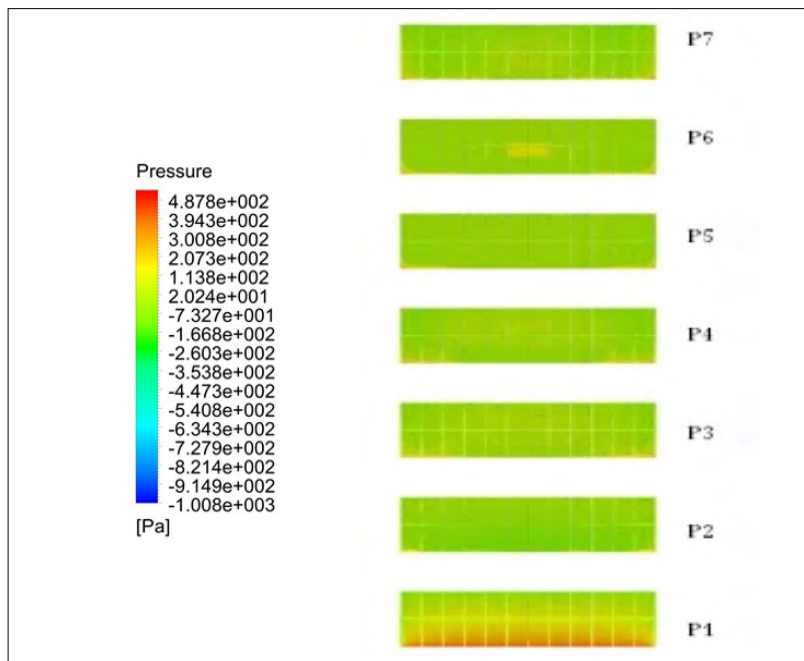
Panel	Nyomás (Y axis)	Szívás (Z axis)
P1 (szél felőli)	2885,4727	5840,8222
P2	2276,3627	4602,1176
P3	607,93947	1147,551
P4 (szél alatti)	7325,4916	14972,468



10. ábra. A szél sebességeloszlása a B-front esetben



11. ábra. A szél sebességeloszlása a B-back esetben



12. ábra. Nyomáseloszlás a paneleken (B-front)

la felé van mindkét ábrán. A nyomáseloszlás a B-front esetben pedig a 12. ábrán látható. A nyomó- és szívóhatások eredői a B eset két szélirányára a 3. és 4. táblázatban vannak feltüntetve.

3. táblázat. Nyomó- és szívóterhek eredői [N], B-front

Panel	Nyomás (Y axis)	Szívás (Z axis)
P1 (szél felőli)	4613,7123	-9182,1861
P2	583,24925	-1065,778
P3	1330,112	-2601,6572
P4	1172,4369	-2251,5358
P5	1572,6932	-3079,4485
P6	1841,3657	-3654,8858
P7 (szél alatti)	1934,8247	-3850,5414

4. táblázat. Nyomó- és szívóterhek eredői [N], B-back

Panel	Nyomás (Y axis)	Szívás (Z axis)
P1 (szél alatti)	2949,8167	5949,4786
P2	2505,5557	5062,3157
P3	2276,3973	4498,6831
P4	2194,8544	4348,1134
P5	2104,1257	4257,0653
P6	316,37399	613,9565
P7 (szél felőli)	7311,7861	15219,223

3. Következtetések

A vizsgálat során a szélterhelést számszerű szimuláció (CFD) segítségével állapítottuk meg a napelemes panelsorok két konfigurációjára, az első és a hátsó szélirányokat figyelembe véve. Avégett, hogy össze lehessen hasonlítani a számszerű eredményeket a szabványból származókkal, kézi számítást végeztünk a CR-1-1-4-2012 előírásai szerint:

- a szerkezetek földrajzi helyének megfelelő szél referencianyomása $q_b = 0,5 \text{ kN/m}^2$, ebből az értékből származó szélsősebesség $v \approx 28,4 \text{ m/s}$ (ugyanaz, mint a numerikus szimulációban);
- a szél irányában megjelenő teljes nyomóterh, a panelekre eső nyomás esetében, $F_w^{ny} = 10598 \text{ N}$ (10,6 kN) lett;
- a szél irányában megjelenő teljes húzóerő, a panelekre jutó szívás esetében, $F_w^{sz} = -16957 \text{ N}$ (17,0 kN) lett;

Összevetve ezeket az értékeket a CFD szimulációval kapottakkal, nyilvánvaló, hogy a nemzeti kód túlbecsüli a teljes nyomó- és szívóterhet, főként azért, mert egyedül álló panelt vesz figyelembe. Egyedül álló panel esetén a teljes szélterhelő ő kell átvegye.

A kézzel számított és a numerikus szimulációval kapott értékek közötti eltérések 31% körül vannak a nyomóterh, és 10% felett a húzóterh esetében.

Szakirodalmi hivatkozások

- [1] Agarwal A., Irtaza H., Zameel A.: *Numerical study of lift and drag coefficients on a ground-mounted photovoltaic solar panel*. Materials Today: Proceedings 4/9. (2017) 9822–9827.
<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.06.274>
- [2] Abiola-Ogedengbe A., Hangan H., Siddiqui K.: *Experimental investigation of wind effects on a standalone photovoltaic (PV) module*. Renew. Energy, 78. (2015) 657–665.
<https://doi.org/10.1016/j.renene.2015.01.037>
- [3] Jubayer C. M., Hangan H.: *Numerical simulation of wind effects on a standalone ground mounted Photovoltaic (PV) system*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 134. (2014) 56–64.
<https://doi.org/10.1016/j.jweia.2014.08.008>
- [4] Mier-Torrecilla M., Herrera E., Doblaré M.: *Numerical calculation of wind loads over solar collectors*. Energy Procedia, 49. (2013) 163–173.
<https://doi.org/10.1016/j.egypro.2014.03.018>
- [5] Reina G. P., De Stefano G.: *Computational evaluation of wind loads on sun-tracking ground-mounted photovoltaic panel arrays*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 170. (2017) 283–293.
<https://doi.org/10.1016/j.jweia.2017.09.002>
- [6] Jubayer C. M., Hangan H.: *A numerical approach to the investigation of wind loading on an array of ground mounted solar photovoltaic (PV) panels*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 153. (2016) 60–70.
<https://doi.org/10.1016/j.jweia.2016.03.009>
- [7] Warsido W. P., Bitsuamlak G. T., Barata J., Gan Chowdhury A.: *Influence of spacing parameters on the wind loading of solar array*. Journal of Fluids and Structures, 48. (2014) 295–315.
<https://doi.org/10.1016/j.jfluidstructs.2014.03.005>
- [8] Cain J. H., Banks D.: *Wind Loads on Utility Scale Solar PV Power Plants*. 2015 SEAOC Convention Proceedings. 1–8.
- [9] Alluri S. K. R., Shit T., Gujjula D., Phani Kumar S. V. S., Ramana Murthy M. V.: *Feasibility study on fixed platforms for offshore wind turbine in India*. Journal of Structural Engineering (India), 41/1. (2014) 1248–1256.
https://doi.org/10.3850/978-981-07-8012-8_262
- [10] Energy Street: *Global solar radiations* (letöltve 2018. november 20.)
<http://energystreet.ro/en/photovoltaic/romania-solar-map>
- [11] Kelvin PDC: *Panouri solare fotovoltaice* (letöltve 2018. nov. 20.)
http://pompedecaldura2005.ro/echipamente/panouri-solare-fotovoltaice/#.W_azih8lGkB

SZERZŐK JEGYZÉKE

LIST OF AUTHORS

A, B

ANDRÁS Endre 15
ANDRÁS József 15
BAGYINSZKI Gyula 31
BOTOŞ Marius Lucian 21

D, G, H

DARUKA Norbert 55
GOBESZ Ferdinánd-Zsongor 73
HOLLANDA Dénes 49

K

KARDOS Tamás 25
KENÉZ Attila Zsolt 31
KERTÉSZ Ildikó 15
KISFALUDI-BAK Zsombor 21
KÓNYA János 41
KOVÁCS József 15
KOVÁCS Tünde Anna 55
KULCSÁR Klaudia 41
KUTASI Dénes Nimród 25

M, N

MÁTÉ Márton 49, 59
MILCHIŞ Tudor 73
NYIKES Zoltán 55

P

PAPP István 59
PÁSZTOR Judit 67
POPA-MÜLLER Izolda 67

S, T

SAUCA Ana Camelia 73
TOMUS Ovidiu Bogdan 15

