

HEGESZTÉS TECHNIKA

XXIX. ÉVFOLYAM
2018. 3. SZÁM



A MAGYAR HEGESZTÉSTECHNIKAI ÉS ANYAGVIZSGÁLATI EGYESÜLÉS FOLYÓIRATA

THE LINDE GROUP

Linde



www.lindegas.hu

TARTALOM

1 MHE Egyesületi és Személyi hírek MHE Association and Personal News MHE Vereinigungs-, und Persönliche Nachrichten

Dr. Somogyi György 1945 – 2018	7
15 hegesztőtechnológus végzett az Óbudai Egyetemen	11
25 hegesztőspecialista végzett az Óbudai Egyetemen	11
A munkaalapú hegesztés oktatás	12
Nemzetközi/Európai Hegesztő Gyártásfelügyelő (IWI-S/EWI-S) vizsgázói	12
Nemzetközi/Európai kiemelt hegesztő tanfolyam vizsgázói	12
Az MHE társ- és más intézmények folyóiratainak témái	12
Hungary's national qualifications framework recognizes EWF's European Welding Practitioner's	13
A Miskolci Egyetem oktatói továbbképzésen vettek részt és szakmai előadásokat tartottak Temesváron	14
MHE Akadémia – tervezett tanfolyamok 2018-ban	15
The 4th IIV South-East European Welding Congress	17
Meghívó az Ellenállás-hegesztés 2018 Ankétra	18
	19

POGONYI TIBOR, PALOTÁS BÉLA, BAKOS LEVENTE, RADITS KRISZTIÁN, GERZSENYI KRISZTIÁN, CSONKA FERENC	
Cinkbevonatú nagyszilárdságú acélok ívhegesztése	38
Welding of zinc coated high-strength steels	38
Schweißen von Zinkumhüllten Hochfeststähle	38

GÁSPÁR MARCELL, DOBOSY ÁDÁM, JÁMBOR PÉTER, KAJALAINEN ANTTI, TERVO HENRI, TÖRÖK IMRE	
A hőkezeltégi állapot hatása az AlSi1Mg alumínium ötvözet ellenállás ponthegesztésére	53
The effect of heat-treated status of the AlSi1Mg aluminium alloy if welded by resistance spot welding	53
Effekt der wärmebehandelte Zustand auf AlSi1Mg Aluminiumlegierung geschweißt mit Widerstandspunktschweißen	53

PELZ JÓZSEF	
Hegesztés képekben...	49
Welding in pictures...	49
Schweißen in Bildern...	49

2 Kutatás-Fejlesztés Research and Development Forschung und Entwicklung

DR. JÁRMAI KÁROLY, PETRIK MÁTÉ	
Hegesztett, nyomott tartók optimalizálása és összehasonlítása	21
Optimization and comparison of welded pressed beams	21
Optimierung und Vergleich von gedrückten geschweißtenTräger	21
DR. GREMSPERGER GÉZA	
Az EWF új utakat keres – közgyűlés Moszkvában	33
EWF is seeking for the new way – General assembly in Moscow	33
EWF sucht neue Wege – Generalversammlung in Moskau	33

FRÁNYÓ FERENC	
Sínhegesztési kapacitás bővítés	
egy mobil konténeres hegesztőgéppel az USA-ból	39
Enlarge the capacity of rail welding	39
using mobile-container welding machine made in USA	39
Erweiterung der Kapazität von Schienenschweißen	39
mit der Mobilcontainer-schienenschweißmaschine aus dem USA	39

3 Sajtóközlemények Press release Pressemitteilungen

STEINBACH ÁGOSTON	
Hegesztőrobot-rendszerek fejlődésének áttekintése	61
a kezdetektől napjainkig	61
Review of the development of weldingrobotic systems from the beginning up to today	61
Überblick der Fortschritt von Schweißrobotersystem von Anfänge bis heute	61

4 Rendezvénynapptár Diary Veranstaltungskalender	37
	37
	37

5 Könyvismertetés	
Hegesztési zsebkönyv	70
Gépipari anyagismeret	70
Ivhegesztés	70

Címlapon: The Linde Group
A Magyar Hegesztéstechnikai és Anyagvizsgáló Egyesülés szakfolyóirata
Periodical of the Hungarian Association of Welding Technology and Material Testing
Zeitschrift der Ungarischen Vereinigung für Schweißtechnik und Material Prüfung

Dr. Jármai Károly*, Petrik Máté**

Hegesztett, nyomott tartók optimálása és összehasonlítása

1. Bevezetés

A nemzetközi irodalom áttekintése mutatja a probléma komplexitását, illetve függését a tervezési és szabvány előírásoktól. Számos szerkezetstabilitással foglalkozó könyv és cikk közül érdemes a következőket megemlíteni: Timoshenko és Gere [1], Vol'mir [2], Beedle [3] munkái az általános stabilitási elméletet dolgozzák fel. Trahair [4] hajlítási-csavarási horpadással foglalkozott, Petersen [6] számos numerikus példát mutat be. A bővített japán stabilitási kézikönyv [6] és Chen és Li [7] keretszerkezetek stabilitását, Rondal et al. [8] és Duran [9] a zárt-szelvényű szerkezetek stabilitását, Usami és Fukumoto [10] a helyi horpadás és a kihajlás kölcsönhatását, Duan és Chen [11], Chen és Atsuta [12], Sohal et al. [13] az oszlop-gerenda kapcsolódását, míg Waszczyszyn et al. [14] a stabilitási problémák végeelem-módszerrel való kezelhetőségét vizsgálták.

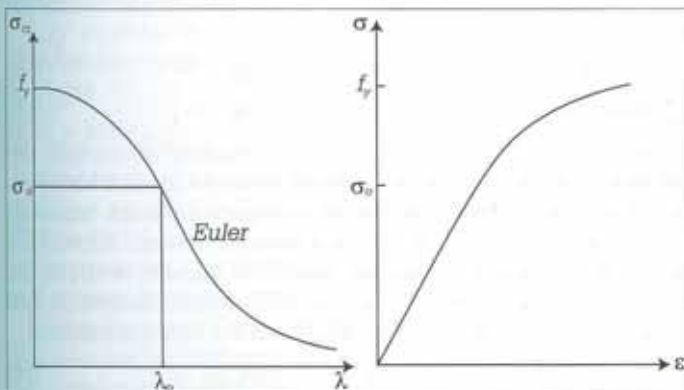
Az utóbbi években számos publikáció jelent meg a speciális, hidegen hengerelt acélokkal kapcsolatban, mint például a merevítés nélküli és merevítéssel ellátott oszlopok (Anbarasu és Murugpandian [15], Manikandan és Arun [16], Wang et al. [17]). A helyi torzító hatások is fontosak (Martins et al. [18,19]). A nagyszilárdságú acélok egyre olcsóbbak (Lian et al. [20], Wang et al. [21]). Ennek a jelenségnek a részletes számításával foglalkozik Naderian és Ronagh [22]. A különböző stabilitási módok kölcsönhatása szintén nagyon fontos (Dinis és Camotim [23], He et al. [24], Dinis et al. [25], Kwon [26], Kwon és Seo [27], Young et al. [28], Dubina et al. [29]). A hidegen hengerelt acél perforált szakaszainak összenyomódása különleges viselkedést mutat (Crisan et al. [30]). A hidegen hengerelt acél keresztmetszetek optimalítása a tömeg vagy költségcsökkentés miatt fontos (Gilbert et al. [31], Farkas és Jármai [32]). Léteznek ezekre a számításokra-számítógépes szoftverek (Bebiano et al. [33]).

2. Nyomott rúd

2.1 Kihajlás

A nyomott rudak kihajlás számításában létrejövő fejlődés mutatja, hogyan tökéletesedett a számítási modell a gyártási szempontokat is figyelembe véve.

Az első fázisban Euler [34] az egyenes támaszokra oldotta meg a differenciálegyenletet, hogy megkapja a kritikus erőt



1. ábra: Euler-görbe, képlékeny és rugalmas általános kihajlás

$$F_k = \pi^2 EI_x / (KL)^2 \text{ vagy feszültséget } \sigma_k = \pi^2 E / \lambda^2; \lambda = KL / r \quad (1)$$

ahol $r = \sqrt{I_x / A}$ az inerciasugár, K a kihajlási félhullámhossz, A a keresztmetszet-terület, E a rugalmassági modulus, L a támasz hossza, I_x az inercianyomaték. Az 1. ábra azt mutatja, hogy az Euler hiperbola csak a rugalmassági tartományon érvényes, amikor $\sigma \leq \sigma_0$ ahol σ_0 a rugalmassági határ.

Később a képlékeny kihajlás számos szerző által feldolgozásra került.

A második szakaszban Ayrton és Perry [35] figyelembe vette a kezdeti görbületet, mint alakpontatlanságot (Faulkner [36], Ellinas et al. [37]). Érdemes elemezni a modelljüket, mivel az az Eurocode 3-ban lévő számítások alapja [38].

A keresztmetszet középpontjában terhelt rúd differenciálegyenlete rögzített végpontokkal és kezdeti szinuszos görbülettel (2. ábra)

$$a = a_0 \sin(\pi z / L) \quad (2)$$

$$\frac{d^2 y}{dz^2} = -\frac{M}{EI_x} = -\frac{N(a+y)}{EI_x} \quad (3)$$

N az összenyomó erő. A megoldást a következő formában keressük:

$$y = y_0 \sin(\pi z / L) \quad (4)$$

ahonnan

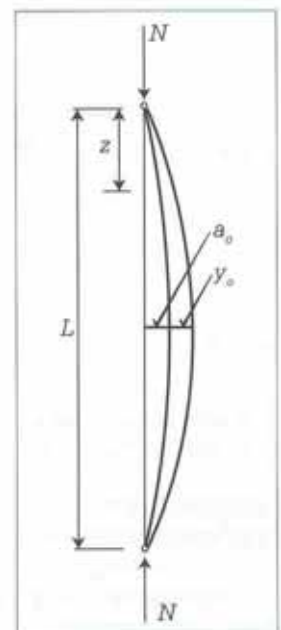
$$y_0 = \frac{a_0}{F_x / N - 1} \quad (5)$$

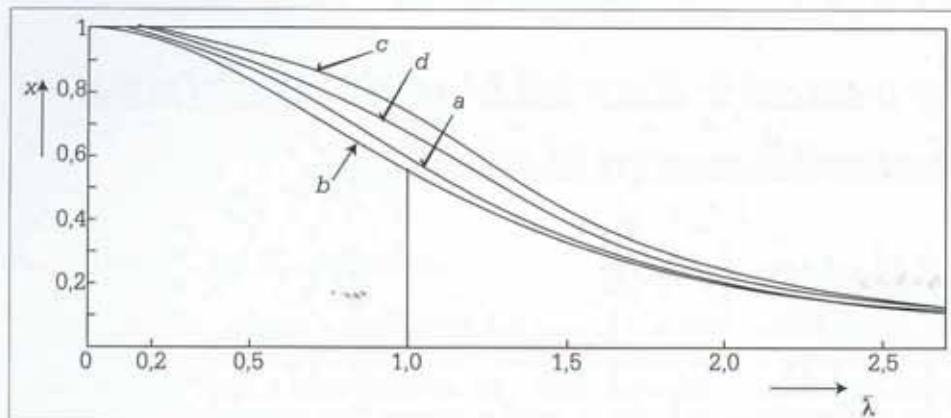
Az általános kihajlási összefüggés:

$$\frac{N}{A} + \frac{N(a_0 + y_0)}{W_x} \leq f_y \quad (6)$$

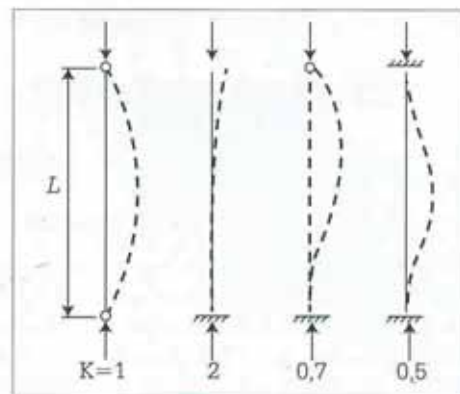
A harmadik fázisban már a hegesztésekből származó maradó feszültségek hatását is figyelembe vették. A különböző vizsgálati eredmények (Beer és Schulz [39]) statisztikai kiértékelésen alapulnak a különböző hegesztett szakaszokra vonatkozóan. A vizsgálatok azt mutatták, hogy a maradó feszültségek jelentősen befolyásolják a kihajlási erőt, főleg a hegesztett I-szelvények esetén, mivel az övlemezek széleinél fellépő maradó feszültségek csökkentik az ellenálló képességet (Farkas [40]).

2. ábra: Az Ayrton-Perry modell eredetileg görbült oszlopra és a másodrendű rugalmas deformációra





3. ábra: Kihajlási görbék a vizsgált előírások szerint: a) EC3; b) JRA; c) API; d) AISC



4. ábra: A kihajlási félhullámhossz (K) értékei a klasszikus esetekre

Az Eurocode 3 (továbbiakban EC3) a Maquoi és Rondal [41] által javasolt összefüggést tartalmazza. Ez az összefüggés a (6) egyenletből származik, felhasználva egy olyan paramétert, mely a kezdeti alakpontatlanságot és a hegesztésből származó gyengítő hatást veszi figyelembe.

A következők bevezetésével

$$\sigma = N/A; \sigma_E = F_E/A; \eta_s = a_0 A/W_x$$

a (6) egyenlet a következő formában írható fel:

$$(f_y - \sigma)(\sigma_E - \sigma) = \eta_s \sigma \sigma_E \quad (7)$$

Ez az összefüggés a következő korrelációk segítségével átalakítható

$$\sigma/f_y = \chi; \sigma_E/f_y = \pi^2 E/(f_y \lambda^2) = 1/\bar{\lambda}^2, \quad (8)$$

$$\bar{\lambda} = \lambda/\lambda_n; \lambda_n = \pi \sqrt{E/f_y},$$

hogy megkaphassuk a következő összefüggést:

$$(1 - \chi) \left(\frac{1}{\bar{\lambda}^2} - \chi \right) = \frac{\chi \eta_s}{\bar{\lambda}^2} \quad (9)$$

Ez a következő négyzetes összefüggéshez vezet:

$$\chi^2 - \left(1 + \frac{\eta_s}{\bar{\lambda}^2} + \frac{1}{\bar{\lambda}^2} \right) \chi + \frac{1}{\bar{\lambda}^2} = 0 \quad (10)$$

A (10) egyenlet megoldása:

$$\chi = \frac{\phi - \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}}{\bar{\lambda}^2} = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (11)$$

ahol

$$\phi = 0.5(1 + \eta_s + \bar{\lambda}^2) \text{ és } \eta_s = \alpha(\bar{\lambda} - 0.2)$$

$\bar{\lambda} \leq 0.2$ érték esetén $\chi = 1$.

α alakpontatlansági a különböző kihajlási görbékhez

Kihajlási görbe	a	b	c	d
Alakpontatlansági tényező	0.21	0.34	0.49	0.76

1. táblázat: Alakpontatlansági tényezők

A különböző kihajlási görbe kiválasztása a keresztmetszet függvényében:

a – melegen hengerelt zártszelvények

b – hidegen hengerelt zártszelvények, hegesztett szekrényszelvények, hegesztett I-szelvények x-tengely körüli kihajlásra, ha az övlemez-vastagság kisebb, mint 40 mm

c – hegesztett I-szelvények y-tengely (a gerinclemezrel párhuzamos tengely) körüli kihajlásra, ha az övlemez-vastagság kisebb, mint 40 mm, hegesztett I-szelvények x-tengely körüli kihajlására, ha az övlemez-vastagság nagyobb, mint 40 mm, továbbá U-, L- és T-, valamint tömör szelvényekre

d – hegesztett I-szelvények y-tengely körüli kihajlására, ha az övlemez-vastagság nagyobb, mint 40 mm

A nyomott rudak ellenőrzési összefüggése

$$N \leq \chi A f_y / \gamma_{M1} \quad (12)$$

ahol $\gamma_{M1} = 1.1$ a kihajláshoz tartozó biztonsági tényező.

Meg kell említeni, hogy az EC3 összefüggése túl bonyolult a nem-számítógépes tervezés esetén. Léteznek más országokban használt kihajlási görbék, melyek használhatóak az EC3 görbe helyett. A 3. ábra kihajlási görbéket mutat az EC3 „b” jelű görbéjéhez hasonlítva. Látható, hogy a JRA görbéje az EC3 görbéjéhez közeli értéket ad. A JRA összefüggései a következők:

$$\begin{aligned} \chi &= 1 & \text{ha} & \bar{\lambda} \leq 0.2 \\ \chi &= 1.109 - 0.545 \bar{\lambda} & \text{ha} & 0.2 \leq \bar{\lambda} \leq 1 \\ \chi &= 1 / (0.773 + \bar{\lambda}^2) & \text{ha} & \bar{\lambda} \geq 1 \end{aligned} \quad (13)$$

Az American Petroleum Institute (API) [43] kihajlása a következő módon számítható:

$$\begin{aligned} \chi &= 1 - 0.25 \bar{\lambda}^2 & \text{ha} & 0 \leq \bar{\lambda} \leq 1.41 \\ \chi &= 1 / \bar{\lambda}^2 & \text{ha} & \bar{\lambda} \geq 1.41 \end{aligned} \quad (14)$$

Az American Institute of Steel Construction (AISC) [44] főleg kör keresztmetszetű szelvényekre használt összefüggései:

$$\chi = 1 - 0.091 \bar{\lambda} - 0.22 \bar{\lambda}^2 \quad \text{ha} \quad \bar{\lambda} \leq 1.41 \quad (15a)$$

$$\chi = 0.015 + 0.834 / \bar{\lambda}^2 \quad \text{ha} \quad \bar{\lambda} \geq 1.41 \quad (15b)$$

A negyedik fázisban a Liège-i Egyetemen vékonyfalú, derékszögű négyzetes, zártszelvényekkel végeztek kísérleteket a kihajlás és lemezhorpadás kölcsönhatásának tanulmányozására. Ha a szelvény legjobban igénybevett lemezrész behorpad, a kihajlási szilárdság csökken. Braham et al. [45] ebben az esetben egy biztonsági tényezőt javasol, melyet az EC3 is tartalmaz. Így a (12) egyenlet az alábbi formára módosul:

$$N \leq \beta_A \chi A f_y / \gamma_{M1} \quad \text{és} \quad \bar{\lambda} = \lambda \sqrt{\beta_A} / \lambda_E \quad (16)$$

ahol $\beta_s = 1$ az 1,2 és 3 osztályú szelvényekre és $\beta_s = A_{eff}/A$ a 4. osztályúakra. Az együttdolgozó szelvényterület a nyomott lemez együttdolgozó szélességével számítható.

Az alumínium ötvözet kihajlásának számítása az angol BS 8118 (1991) szabvány szerint lehetséges. Ez a szabvány az EC3-al azonos összefüggéseket ad meg. A kezdeti alakpontatlansági tényezők a következők: nem-hegesztett, szimmetrikus szelvényekre $\alpha = 0.2$, míg hegesztett szelvényekre $\alpha = 0.45$.

Összefoglalva az eddigieket megállapítható, hogy a nyomott rudak kihajlásának számítása az Euler-féle differenciál-egyenlettől indulva az EC3 módszeréhez vezetett, amely már figyelembe veszi a kezdeti alakpontatlanságot, a maradó feszültségeket és a két instabilitási jelenség kölcsönhatását.

Megjegyzendő, hogy ennek a két tényezőnek a kölcsönhatása fontos szerepet játszik az optimális méretezésben is.

A K kihajlási félhullámhossz a rúdvégek megfogási módjának hatását fejezi ki. A klasszikus esetekre a tényező értékeit a 4. ábra mutatja be. Ezekből eltérő értékek használhatóak fel a rácsos tartók és a keretek rúdjainál.

Amennyiben a rúd váltakozó húzó-nyomó erővel van terhelve, kapcsolatait fáradásra kell méretezni (pl. hegesztett kapcsolatok alaplemeze vagy más szerkezeti elemhez).

2.2 A lemezhorpadás korlátozása

Tervezés esetén hasznos definiálni a lemez határkarcsúságát, mert ilyen esetben nem szükséges az együttdolgozó lemezszélességgel számolni, így a keresztmetszetet 3-as osztályúnak tekinthetjük. Optimális tervezés esetén a helyi horpadás korlátozza fejezi ki a lemez határkarcsúságát. Meghatározásához a (17) egyenlet használható fel:

$$\sigma_{cr} = k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \geq \sigma_{max} \quad (17)$$

ahol σ_{max} a megengedett feszültség, ami általában a folyáshatár, de amikor az lehajlási vagy a fáradási feltétel az aktív, akkor a maximális statikus vagy kifáradási határ használható. A (17) egyenletből adódik a határkarcsúság

$$\left(\frac{b}{t}\right)_L = \sqrt{\frac{k_{\sigma} \pi^2 E}{12(1-\nu^2) \sigma_{max}}} \quad (18)$$

Az EC3 szabványban alapfeszültségnek a 235 MPa lett választva, és $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$ arány került bevezetésre. Az acélokra jellemző $E = 2.1 \cdot 10^5$ MPa és $\nu = 0.3$ értékek felhasználásával a (18) egyenlet a következő alakot veszi fel

$$\left(\frac{b}{t}\right)_L = 28.42 \varepsilon \sqrt{k_{\sigma}} \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{max}}} \quad (19)$$

Egy egyszerűen megtámasztott, egyenletesen terhelte lemez esetén (pl. egy szekrényszelvény övlemeze): $k_{\sigma} = 0.456$

$$(b/t)_L = 56.84 \varepsilon \sqrt{f_y / \sigma_{max}} \quad (20)$$

Mivel ez az érték nem tartalmazza a kezdeti alakpontatlanságot és a maradó hegesztési feszültségeket, ezért az EC3 az 56,84 érték helyett 42-es értéket ad meg.

Egy egyenletesen terhelte lemez esetén, három befogott és egy szabad perem esetén

Egyenletes nyomásnak kitett lemez, melynek három pereme szabadon felfekvő, a negyedik perem pedig szabad (pl. hegesztett I-szelvény gerinclemezeinek félszélessége): $k_{\sigma} = 0.456$

$$(b/2t)_L = 19.19 \varepsilon \quad \text{EC3-ban} \quad 14 \varepsilon \quad (21)$$

Egyszerűen megtámasztott lemez hajlításra igénybe véve (duplán szimmetrikus, hegesztett I-szelvény övlemeze): $k_{\sigma} = 23.9$

$$(h/t_w)_L = 138.94 \varepsilon \quad \text{EC3-ban} \quad 124 \varepsilon \quad (22)$$

3. Optimálás

Napjainkban a teherviselő szerkezetek legfőbb követelményei a biztonság, a gyárthatóság és a gazdaságosság. Optimális méretezés esetén a biztonságot és alkalmazhatóságot a méretezési és gyártási feltételek teljesülése biztosítja, a gazdaságosságot pedig a tömeg vagy gyártási költségek minimalálása.

3.1 Célfüggvény

A tanulmányban az I- és szekrényszelvények minimális tömege és költsége lehet a választott célfüggvény (5. ábra). A valós szerkezet költsége tartalmazhatja az anyagköltséget, az összeszerelési költséget, a különböző gyártási költségeket, mint a hegesztés, felület előkészítés, festés, vágás, leélezés, stb. költségeit. Jelen esetben a hegesztési, vágási és festési költségeket vettük figyelembe.

3.1.1 Az anyagköltség

$$K_M = k_M \rho V \quad (23)$$

Acél esetén a fajlagos anyagköltség $k_M = 1.0-1.3$ \$/kg lehet a falvastagság függvényében.

K_M [kg] a gyártási költség, k_M [\$/kg] a megfelelő fajlagos anyagköltség, V [mm³] az acélszerkezet térfogata, ρ az anyag sűrűsége. acél esetén ez az érték $7.85 \cdot 10^{-6}$ kg/mm³, alumínium esetén $2.7 \cdot 10^{-6}$ kg/mm³, korrózióálló acél esetén $7.78 \cdot 10^{-6}$ kg/mm³, üvegszálra pedig $2.5 \cdot 10^{-6}$ kg/mm³. Ha több különböző anyagot használunk, a (23) egyenletben lehetséges, hogy a több fajlagos költséget a saját sűrűségükkel és térfogatukkal számíthassuk.

3.1.2 Általános gyártási költsége

$$K_f = k_f \sum T_i \quad (24)$$

ahol K_f [\$/] gyártási költség, k_f [\$/min] a fajlagos gyártási költség, T_i [min] a gyártási idők. Feltételezzük, hogy k_f értéke gyártónként állandó érték.

3.1.2.1 Hegesztési idők

A hegesztéssel kapcsolatos legfontosabb műveletek a következők: az előkészítés, az összeszerelés, az összefűzés, a hegesztés, az elektróda csere, a salakolás és a varrat köszörülés ideje.

Az előkészítés, az összeszerelés és összefűzés idejének számítása

Az előkészítés, az összeszerelés és összefűzés idejének számítása a következő tapasztalati összefüggéssel végezhető el:

$$T_{s1} = C_1 \theta_{sw} \sqrt{\kappa \rho V} \quad (25)$$

ahol C_1 a hegesztési technológiától függő tényező (általánosságban 1), θ_{sw} nehézségi tényező, κ az összeszerelendő elemek száma. A nehézségi tényező a szerkezet komplexitását fejezi ki. Ennek a nehézségi tényezőnek az értéke függ a szerkezet típusától (síkbeli vagy térbeli), a tagok típusától (lemez vagy csőelemek). A javasolt értéke 1-4 között változik (Farkas és Jármái [32]).

A hegesztési idő számítása

A hegesztés valós ideje a következő összefüggéssel számítható:

$$T_{w2} = \sum C_{2i} a_w^2 L_{wi} \quad (26)$$

ahol a_w a varratméret, L_{wi} a varrathossz, C_{2i} a hegesztési technológiát jellemző tényező. C_2 nem csak a különböző technológiák közötti különbséget fejezi ki, hanem a hegesztési pozíció különbözőségét (függőleges, fej fölötti), és normál lefelé történő hegesztési pozícióban is. A különböző hegesztési technológiákhoz tartozó összefüggések Farkas és Jármái [32] tanulmányában találhatók.

További gyártási műveletek számítása

Vannak további gyártási részműveletek, mint például az elektróda cseréje, a salakolás vagy a varrat köszörülés. Ezeknek a részműveleteknek az idejét a 2. táblázatban lévő állandók segítségével lehet kiszámítani.

$$T_{w3} = 0.3 \sum C_{2i} a_w^2 L_{wi} \quad (27)$$

Ez az érték arányos a hegesztési idővel (T_{w2}), annak körülbelül 30%-a. A két időösszetevő a következő összefüggéssel egyszerűsíthető:

$$T_{w2} + T_{w3} = 1.3 \sum C_{2i} a_w^2 L_{wi} \quad (28)$$

Hegesztési technológia	a_w [mm]	$10^3 T_{w2} = 10^3 C_2 a_w^2$
SMAW	0-15	0.7889 a_w^2
SMAW HR	0-15	0.5390 a_w^2
GMAW-C	0-15	0.3394 a_w^2
GMAW-M	0-15	0.3258 a_w^2
FCAW	0-15	0.2302 a_w^2
FCAW-MC	0-15	0.4520 a_w^2
SSFCAW (ISW)	0-15	0.2090 a_w^2
SAW	0-15	0.2349 a_w^2

2. táblázat: Hegesztési idők T_{w2} (min/mm) az a_w varratméret függvényében (mm) vízszintes helyzetű hosszirányú varratokhoz

A hegesztési idők fél V, V, K és X varratokra a 3. táblázatban található a következő hegesztési technológiákra:

SMAW = Bevont elektródás kézi ívhegesztés, SMAW HR = Bevont elektródás mélybeolvadású kézi ívhegesztés, GMAW-CO₂ = CO₂ védőgáz ívhegesztés, GMAW-Mix = Kevert védőgáz ívhegesztés, FCAW = Porbeles elektródás ívhegesztés, FCAW-MC = Fémmagos porbeles ívhegesztés, SSFCAW (ISW) = Önvédő porbeles ívhegesztés, SAW = Fedőporos ívhegesztés, GTAW = Wolfram elektródás ívhegesztés

Hegesztési technológia	a_w [mm]	1/2 V tompa varrat		V tompa varrat	
		$10^3 T_{w2} = 10^3 C_2 a_w^2$	$10^3 T_{w2} = 10^3 C_2 a_w^2$	$10^3 T_{w2} = 10^3 C_2 a_w^2$	$10^3 T_{w2} = 10^3 C_2 a_w^2$
SMAW	4-6 6-15	3.13 a_w	0.5214 a_w^2	2.7 a_w	0.45 a_w^2
SMAW HR	4-6 6-15	2.14 a_w	0.3567 a_w^2	1.8462 a_w	0.3077 a_w^2
GMAW-C	4-15	0.2245 a_w^2		0.1939 a_w^2	

Hegesztési technológia	a_w [mm]	1/2 V tompa varrat	V tompa varrat
		$10^3 T_{w2} = 10^3 C_2 a_w^2$	$10^3 T_{w2} = 10^3 C_2 a_w^2$
GMAW-M	4-15	0.2157 a_w^2	0.1861 a_w^2
FCAW	4-15	0.1520 a_w^2	0.1311 a_w^2
FCAW-MC	4-15	0.2993 a_w^2	0.2582 a_w^2
SSFCAW (ISW)	4-15	0.1384 a_w^2	0.1194 a_w^2
SAW	4-15	0.1559 a_w^2	0.1346 a_w^2

3. táblázat T_{w2} (min/mm) hegesztési idők a varratméret a_w (mm) függvényében vályús helyzetben hegesztett 1/2 V and V varratokra

3.1.2.2. Vágási idők

A vágás különböző technológiákkal készülhet, mint például acetilén, stabilizált gázkeverékkel, és propánnal végzett vágás normál- és nagysebesség esetén. (4. táblázat).

A vágási idő a falvastagság és a vágási hossz függvényében határozható meg. A paramétereket Farkas, Jármái [32] tartalmazza:

$$T_{cp} = \sum C_{cp} t_i L_{ci} \quad (29)$$

ahol t_i a falvastagság [mm], L_{ci} a vágási hossz [mm]. Az n értéke függvényközelítési számításokkal határozható meg.

Vágási technológia	Vastagság t [mm]	$10^3 T_{cp} = 10^3 C_{cp} t^n$
Acetilén (normál sebesség)	2-15	1.1388 $t^{0.25}$
Acetilén (nagy sebesség)	2-15	0.9561 $t^{0.25}$
Stabilizált gázkeverék (normál sebesség)	2-15	1.1906 $t^{0.25}$
Stabilizált gázkeverék (nagy sebesség)	2-15	1.0858 $t^{0.25}$
Propán (normál sebesség)	2-15	1.2941 $t^{0.24}$
Propán (nagy sebesség)	2-15	1.1051 $t^{0.25}$

4. táblázat: Lemezek vágási ideje T_{cp} (min/mm) a varratméret a_w (mm) függvényében hossz-sarokvarratokra és I-, V-, 1/2 V tompavarratokra

3.1.2.3. Festési idők

A festés művelete az lapozásból és a fedőfestésből áll. A festési idő a festendő felülettel arányos, értéke:

$$T_{cp} = \theta_{dp} (a_{pw} + a_{pw}) A \quad (30)$$

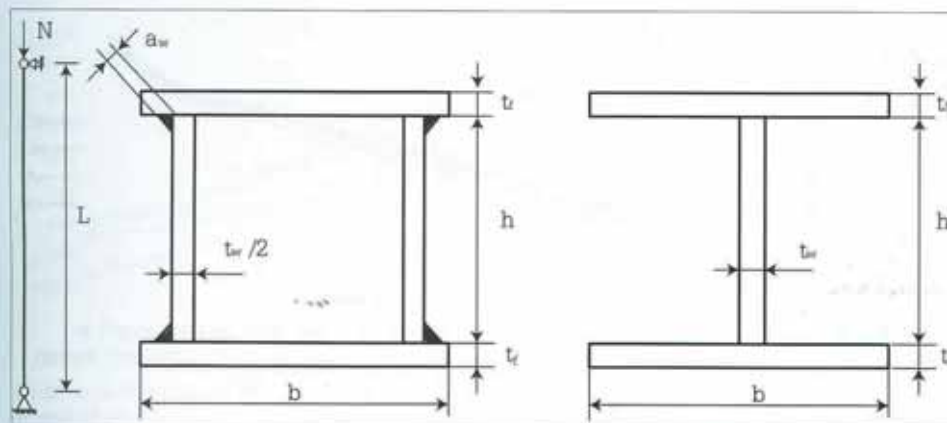
ahol $a_{pw} = 3 \times 10^{-6}$ min/mm², $a_{pw} = 4.15 \times 10^{-6}$ min/mm², θ_{dp} a nehézségi tényező, $\theta_{dp} = 1,2$ vagy 3 vízszintes, függőleges vagy fej feletti festés esetén. Tizani et al. (1996) festésre 14.4 $\times 10^{-6}$ \$/mm² értéket javasolt. Még összetettebb esetben $k_p = 2 \times 14.4 \times 10^{-6}$ \$/mm² használandó.

3.1.2.4. Keresztmetszet területek

Mind az I-szelvény, mind a szekrényszelvény esetén a szelvény keresztmetszet területe a következő:

$$A = ht_w + 2bt_f \quad (31)$$

A teljes költségfüggvény pedig meghatározható az eddig bemutatott költségekkel.



5. ábra: Hegesztett szekrény- és I-szelvény

$$\frac{K}{k_m} = \rho V + \frac{k_f}{k_m} (T_{w1} + T_{w2} + T_{w3} + T_{cv} + T_{cp}) \quad (32)$$

A fajtárgos anyagköltség $k_m = 0.5-1.5$ \$/kg között, míg a fajtárgos gyártási költség, $k_f = 0-1$ \$/min között változik. Így a k_f/k_m arány 0–2 kg/min értéket vehet fel. Ha $k_f/k_m = 0$, akkor megkapjuk a tömegminimumot. A $k_f/k_m = 2.0$ arány nagyon magas munkaerő-költséget jelent (Japán, USA), $k_f/k_m = 1.5$ és 1.0 a fejlett, nyugat-európai országokat, míg $k_f/k_m = 0.5$ a fejlődő országokat jelenti. Míg a termelékenységi mutatók nagyon hasonlóak is, a különböző bérköltségek miatt a gyártási költségek is változók. A költségszámításoknál a bevont elektródás kézi ívhegesztés (SMAW) és a normál sebességű acetilénos vágás lett feltételezve.

3.2 Méretezési feltételek

Az általános kihajlás a szabvány iránymutatása szerint:

$$N \leq \chi F_y / \gamma_{M1} \quad (33)$$

A kihajlási paraméterhez lásd. (13-15 és 11) egyenleteket.

A gerinclemez helyi horpadására vonatkozó feltétel szekrény-szelvény esetén

$$\frac{h}{t_f/2} \leq \frac{1}{\beta}; \text{ vagy } t_w \geq 2\beta h \quad (34)$$

A gerinclemez helyi horpadására vonatkozó feltétel I-szelvény esetén

$$\frac{h}{t_w} \leq \frac{1}{\beta}; \text{ vagy } t_w \geq \beta h \quad (35)$$

ahol

$$1/\beta = 42\varepsilon; \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (36)$$

A felső övlemez helyi horpadására vonatkozó feltétel szekrény-szelvény esetén

$$\frac{b}{t_f} \leq \frac{1}{\delta} = 42\varepsilon \text{ vagy } t_f \geq \delta b \quad (37)$$

A felső övlemez helyi horpadására vonatkozó feltétel I-szelvény esetén

$$\frac{b}{t_f} \leq \frac{1}{\delta} = 28\varepsilon \text{ vagy } t_f \geq \delta b \quad (38)$$

3.3 Változók

$$h, t_w + \text{vagy } \frac{t_w}{2}, b, t_f \quad (39)$$

A változók egy alsó- és felső korlát közötti tartományban változhatnak. A minimális falvastagság 5 mm, a maximális

20 mm. A minimális szélesség és magasság 80 mm, ezeknek a maximum értéke 350 mm. A magasságnak legalább akkorának kell lenni, mint a szélességnek. I-szelvény esetén mindkét tengely körüli kihajlás ellenőrzésre került.

3.4 Az optimális tervezés folyamata

A Microsoft Excel szoftver Solver nevű bővítményének alkalmazásával lettek az optimális méretek meghatározva. Az optimáló eljárásnak a nemlineáris, általánosított redukált gradiens (ÁRG) módszer lett választva. Ez az algoritmus Leon Lasdon (University of Texas, Austin) és Allen Warren (Cleveland State

University) által lett kifejlesztve. A módszer alapkonceptiója, hogy a megoldást a Taylor-sorozat bővítésével a nemlineáris kritériumok mellett vizsgálja. A redukált gradiens módszer a változókat alapvető és nem-alapvető részre bontja szét. Az effektív módszer a feltétel nélküli nemlineáris problémákat keresi közelítéssel. A folyamat addig ismétlődik, amíg az optimálási kritérium nem teljesül (Hong-Tau et al. [47]).

A Solver olyan iteratív numerikus módszert használ, melyek során a próbaértékek beágyazódnak a megfelelő cellákba, és a feltétel- valamint az optimumcellák ez alapján kerülnek kiszámításra. Minden próbálkozás egy-egy iterációs lépés. Mivel azonban mindegyik próba-hiba megközelítés hosszú időt vesz igénybe, a Solver kiterjedt elemzéseket végez a kimeneti értékekről és azok változási arányairól, hogy a bemeneti értékeket az új iterációhoz meghatározhassa.

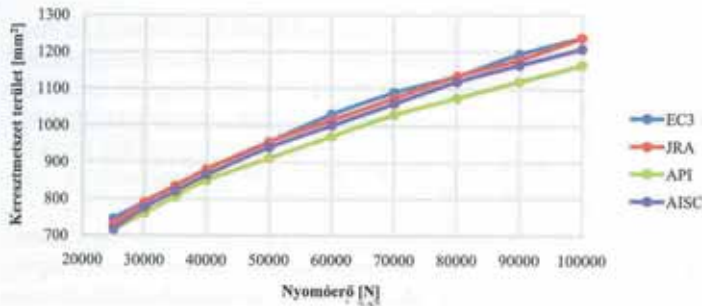
Tipikus optimálási feladat az, amikor a feltételek és a cél-függvény is függvénye az optimálási változóknak. Amikor több értéket is megadunk, a megoldó több parciális deriváltat mér a bemeneti és kimeneti értékekből, majd ezekből származtatja a függvény gradiensének nevezett vektorteret.

Ezek a származtatott értékek döntő szerepet játszanak az iteratív módszerben. Ezek határozzák meg, hogyan változnak a bemeneti értékek. Például keressük egy függvény maximális értékét, és az egyik változó parciális sebessége nagy szám, míg egy másik változóé közelít a zérushoz, akkor a Solver nagy valószínűséggel az első változó értékét fogja növelni a következő iterációban. A negatív parciális sebességek azt jelentik, hogy az adott változó értékét ellentétes irányba kell változtatni.

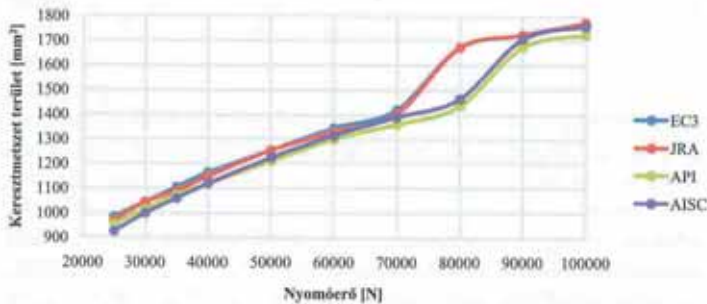
Az eljárás numerikusan megközelíti ezeket a származtatott értékeket oly módon, hogy az egyes változókat kissé megváltoztatja, és figyeli a feltételek és cél-függvény értékeit. Ezt a folyamatot „véges differenciák módszerének” nevezzük. A módszer haladó vagy központi differenciálást is alkalmazhat.

Mivel a célérték első deriváltja mérhetővé teszi a változó-értékekhez viszonyított változási sebességet, és a célérték összes parciális deriváltja zérus, abban az esetben az elsőrendű feltételek teljesülnek, és a legmagasabb (vagy legalacsonyabb) értékét veszi fel a cél-függvény.

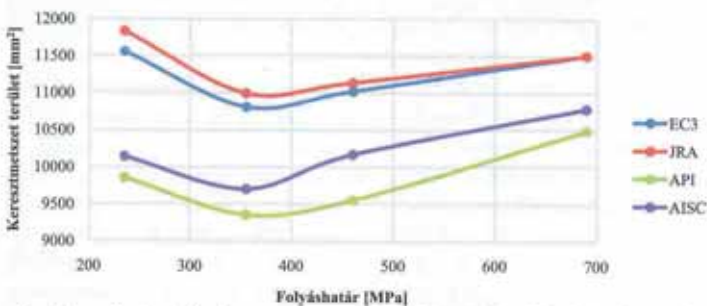
Néhány optimálási feladatnál több lokális optimumpont is létezik, és ezek mindegyikében ezek a deriváltak zérus értékeket vesznek fel. Ilyen esetben a cél-függvény grafikonja sok, változó magasságú lokális maximum és minimum értéket mutat. Ilyen esetben a kezdeti értékekhez legközelebb eső optimumpontot fogja a módszer megtalálni, és ebben az esetben nincs mód arra, hogy megtudjuk, hogy a globális optimumot találtuk-e meg vagy sem.



6. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a nyomóerő [N] függvényében I-szelvényekre, L=4m.



7. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a nyomóerő [N] függvényében I-szelvényekre, L=6m.



8. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a folyáshatár [MPa] függvényében I-szelvény esetén, L=10 m; N=1500000 N

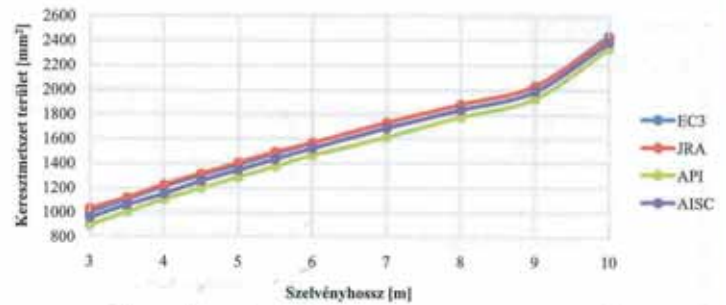
A globális optimum megtalálásának egyetlen módja, hogy különböző kezdeti értékekkel futtatjuk le a Solvert, és figyeljük a kapott célértéket. Ha több kezdeti feltétel hatására ugyanaz az eredmény adódik, valószínűleg a globális optimumpontot találtuk meg.

3.5 Tervezési alapadatok

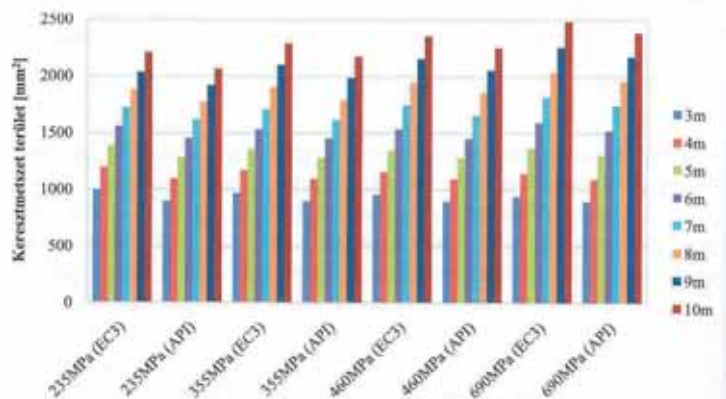
Nyomó erő	$N = 20-150$ [kN],
Oszlophossz	$L = 2-10$ [m],
Folyáshatár	$f_y = 235, 355, 460, 690$ [MPa].
Tervezési szabványok	EC3=Eurocode 3, JRA= Japán Közúti Hídszabályzat, API= Amerikai Ásványolaj Intézet, AISC= Amerikai Acélszerkezeti Intézet.

3.6 Az optimalítás eredménye, hegesztett I-szelvények összehasonlítása

A tanulmányhoz nagyszámú számítás készült. A 6. ábra $K=0,7$; $L=4$ m; $f_y=460$ MPa kezdeti értékekhez tartozó optimális keresztmetszet értékeket mutatja [mm²], ahol a nyomóerő változik. Az ábra alapján az API a legmegengedőbb szabály a 4 vizsgált közül, míg az EC3 és a JRA a legszigorúbb.



9. ábra: Az optimális keresztmetszet terület [mm²] a szelvényhossz [m] függvényében, hegesztett I-szelvény esetén, $N=85000$ N; $f_y=235$ MPa



10. ábra: Optimális keresztmetszet területek a szelvényhossz, tervezési előírás és folyáshatár függvényében, ha a nyomóerő $N=85$ kN

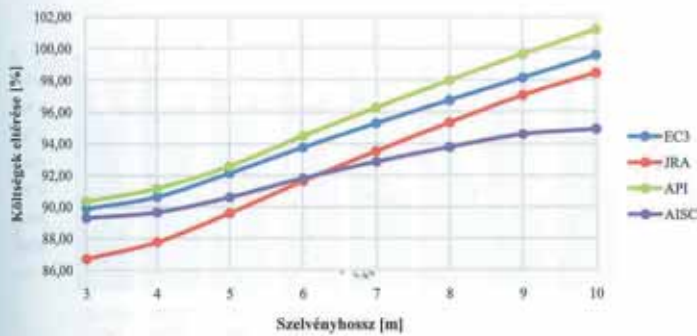
A 7. ábra is az optimális keresztmetszet területeket ábrázolja a nyomóerő függvényében. Eltérés a 6. ábrához képest, hogy itt a szelvényhossz 6 m, míg a többi peremfeltétel változatlan. 8000 N nyomóerőnél található mindegyik görbe esetén egy ugrás, ami a geometria méretek kerekítési feltételének következménye.

A 8. ábra az optimális keresztmetszet területeket mutatja a folyáshatár [MPa] függvényében, I-szelvény esetén: $K=0,7$; $L=10$ m; $N=1500000$ N. Meglehető eredményt mutat az ábra. A nagyobb szilárdságú acélok alkalmazhatóságát látjuk. A helyi horpadási feltételnek köszönhetően a nagyobb szilárdsági érték nem fog kisebb keresztmetszet területet jelenteni egészen 690 MPa folyáshatárig. 355 MPa folyáshatár ad bizonyos minimumot. A különböző szabványok sorrendje hasonló, mint a 6. ábrán, ahol a nyomóerő változott.

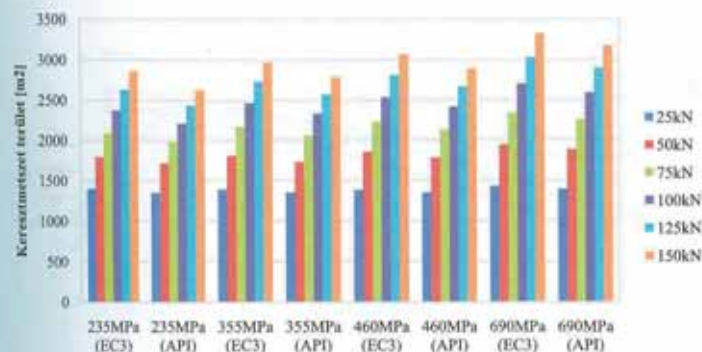
A 9. ábra a szelvényhossz [m] függvényében ábrázolja az optimális keresztmetszet területeket [mm²], hegesztett I-szelvényre, $K=0,7$; $N=85000$ N; $f_y=235$ MPa esetén. A kapott eredmény hasonló a 7. ábra eredményével, itt viszont 9 m körül kapunk törést a görbékben, ami szintén a kerekítés hatása.

A 10. ábra egy összefoglaló eredményt mutat az optimális keresztmetszet területekről a szelvényhossz, az anyagminőség és a tervezési szabvány függvényében, ahol a nyomóerő 85 kN. A tervezési szabványok közül a legszigorúbb (EC3) és legengedékenyebb (API) lett ábrázolva a könnyebb olvashatóság érdekében.

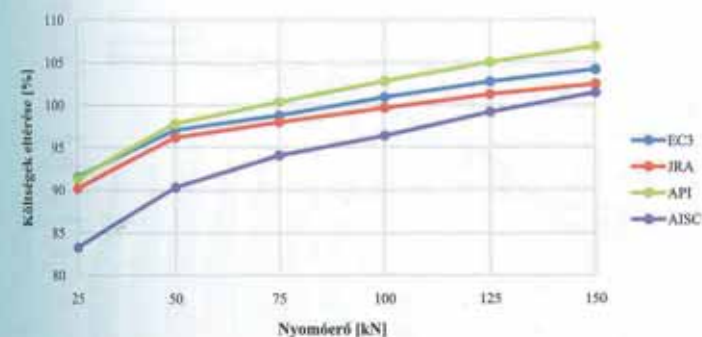
A költségek különbségét számítjuk [%] a hossz és a tervezési előírás függvényében, amikor a nyomóerő $N=85$ kN. Az értékek úgy kerülnek meghatározásra, hogy a legnagyobb és a legkisebb acélminőség esetén meghatározzuk a szelvényméreteket és a százalékos értékeket $(A_{690} - A_{235}) \times 100\%$. A 11. ábra mutatja a négy tervezési előírás különbségeit.



11. ábra: A költségek [\\$] között tapasztalt százalékos különbségek a szelvényhossz és szabvány függvényében, ha a nyomóerő $N=85$ kN.



12. ábra: Optimális keresztmetszet területek a nyomóerő, az acélminőség és tervezési előírás függvényében



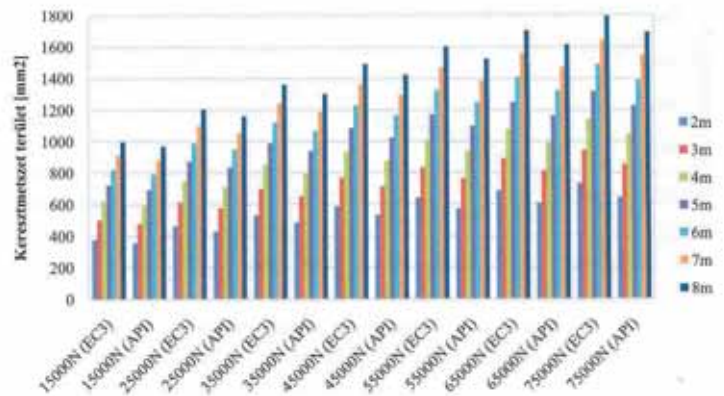
13. ábra: A költségek különbsége [\\$] a nyomóerő és a tervezési előírás függvényében, ha $L=10$ m a szelvényhossz

A 12. ábra szintén egy összehasonlító diagram, itt a nyomóerő, az acélminőség és tervezési előírás függvényében vannak ábrázolva az optimális keresztmetszet területek. Hasonlóan a 10. ábrához, a két tervezési előírás szintén az EC3 és az API.

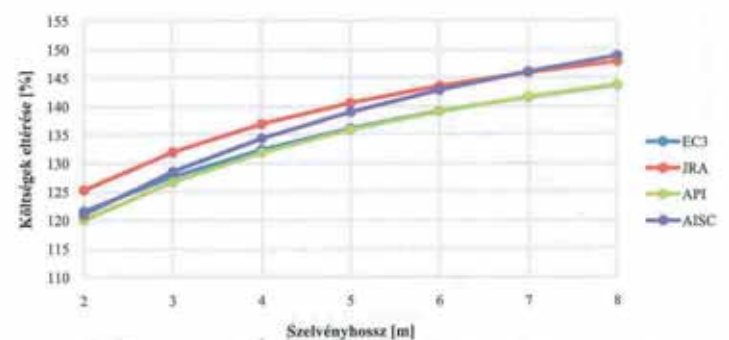
A 13. ábra szintén a legnagyobb és legkisebb folyáshatárú acélhoz tartozó optimális keresztmetszet arányát mutatja (AS690-AS235) $\times 100\%$, jelen esetben a tervezési előírás és a nyomóerő függvényében. A szelvényhossz 10 m. Látható az ábrából, hogy az AISC szerint kapjuk a legnagyobb változást, míg EC3 szerint a legkisebbet.

A 14. ábra egy összehasonlító diagram, ahol a szelvényhossz, a nyomóerő és a szabvány szerint vannak ábrázolva az optimális keresztmetszetek. Ismételtlen csak a legszigorúbb és legmegengedőbb szabványok eredményeit ábrázoltuk. Az acél folyáshatára jelen esetben $f_y=235$ kN.

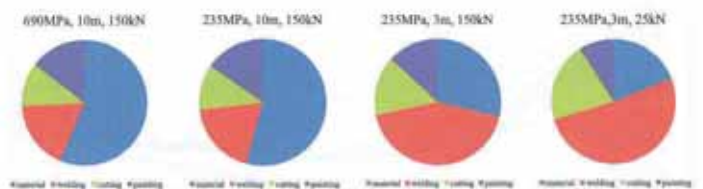
A 15. ábra a vizsgált maximum (150 kN) és minimum (25 kN) nyomóerőhöz tartozó keresztmetszet-növekedés arányát



14. ábra: Az optimális keresztmetszet területek a szelvényhossz, a nyomóerő és a szabvány függvényében, a folyáshatár $f_y=235$ kN.



15. ábra: Keresztmetszet-növekmények a szelvényhossz és a szabvány függvényében, ha a folyáshatár $f_y=235$ kN.



16. ábra: Hegesztett I-szelvény költség-eloszlása az acélminőség, a szelvényhossz és a nyomóerő függvényében

tartalmazza, tehát azt mutatja, hogy 600%-os nyomóerő-növekedés mekkora mértékű keresztmetszet-növekedést okoz. A folyáshatár $f_y=235$ kN, és mind a négy szabvány szerint el lett végezve a számítás.

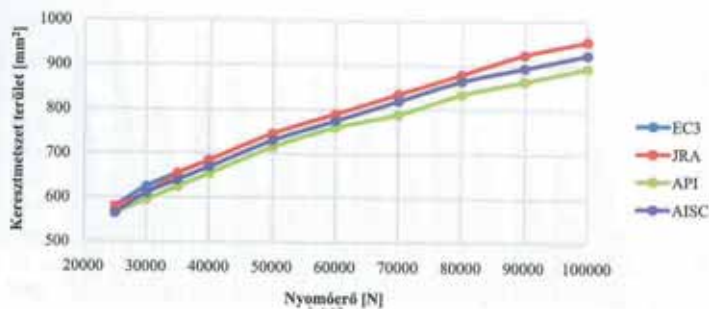
A 16. ábra hegesztett I-szelvények költségeloszlását mutatja különböző acélminőség, szelvényhossz és terhelés esetén. Az ábrák szerint a hosszabb szelvények esetén az anyagköltség a domináns, míg a hegesztési, vágási és festési költségek közel azonos értékűek. Rövid szelvények és kisebb nyomóerő esetén a hegesztési költségek a meghatározóak.

3.7 Az optimalás eredménye, hegesztett szekrényszelvények összehasonlítása

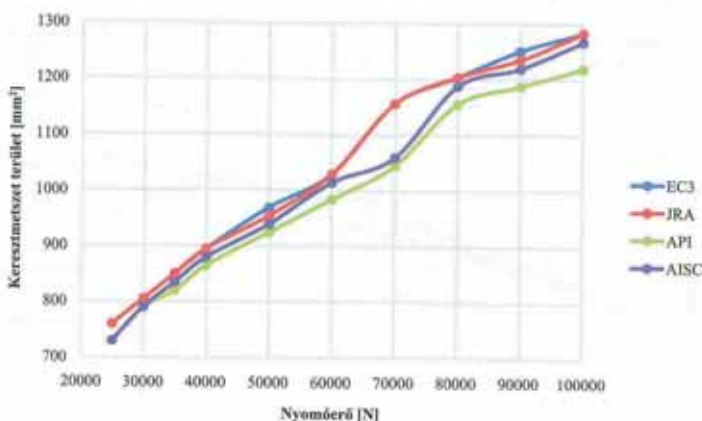
Az optimalás I-szelvények mellett szekrényszelvényekre is el lett végezve. Hasonlóan az eddig bemutatottakhoz, a változók a folyáshatár, a szelvényhossz és a nyomóerő voltak.

A 17. ábra a nyomóerő [N] függvényében ábrázolja az optimális keresztmetszeteket [mm²], szekrényszelvények esetén amennyiben $K=0,7$; $L=4$ m; $f_y=460$ MPa. Ha összehasonlítjuk a 6. ábrával, ebben az esetben a keresztmetszetek értékek 5-15%-kal kisebbek, mint I-szelvény esetén.

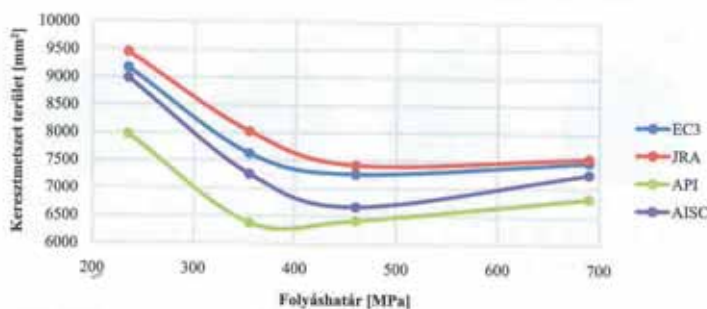
A 18. ábra a 17.ábrához hasonlóan a nyomóerő függvényében mutatja be a keresztmetszeteket [mm²]. A peremfeltéte-



17. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a nyomóerő függvényében [N] szekrényszelvényekre, L=4 m; $f_y=460$ MPa



18. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a nyomóerő függvényében [N] szekrényszelvényekre, L=6 m; $f_y=460$ MPa



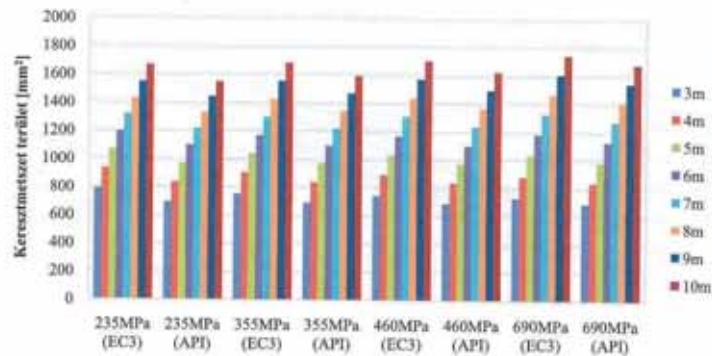
19. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a folyáshatár [MPa] szekrényszelvényekre, L=10 m; N=1500000 N

lek is azonosak, csak jelen esetben a szelvény hossza $L=6$ m; $K=0,7$; $f_y=460$ MPa; 7000 N körül törést látunk a görbékben, ami szintén a kerekítési effektus hatása.

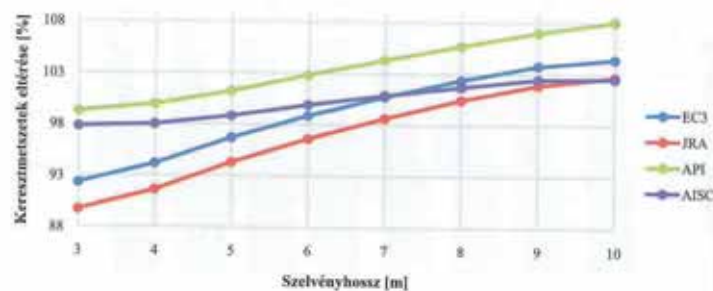
A 19. ábra az acélminőségek [MPa] függvényében ábrázolja a keresztmetszeteket [mm²] szekrényszelvények vonatkozásában, ha a szelvényhossz és a nyomóerő állandóak ($K=0,7$; $L=10$ m; $N=1500000$ N). Az eredmény nagyon hasonlít a 8. ábrán bemutatott I-szelvényekre vonatkozó ábrára, de a keresztmetszet területek kicsit kisebbek. A szekrényszelvény nem érzékeny a nagyszilárdságú acélokra. Itt 460 MPa folyáshatár esetén adódik a tömegminimum.

A 20. ábra egy összefoglaló ábra, ahol az optimális keresztmetszet területek a szelvényhossz, az acélminőség és a tervezési kód szerint vannak ábrázolva. Az olvashatóság érdekében szintén csak a legszigorúbb (EC3) és legmegengedőbb (API) szabványokra vonatkozó értékek vannak bemutatva.

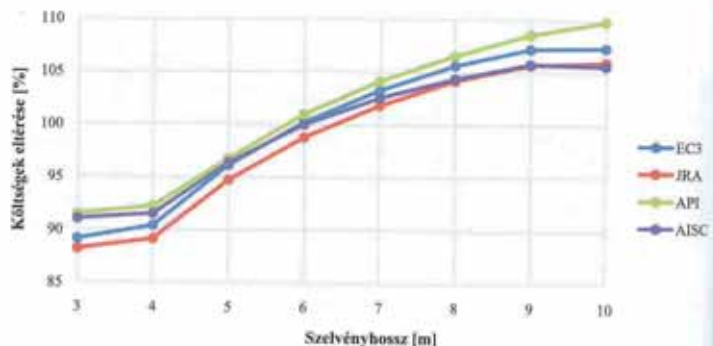
Az előző ábrában lévő értékekből meghatározhatjuk, hogy a 235 MPa folyáshatárú és a közel 3-szoros szilárdságú, 690 MPa folyáshatárú acélból készült kivétel esetén mekkora a fajlagos terület-, és így anyagköltség. A jobb szilár-



20. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a folyáshatár [MPa], szelvényhossz [m] és tervezési előírás (EC3, API) függvényében, ha a nyomóerő 85kN



21. ábra: Optimális keresztmetszet területek közti különbségek [%] a szelvényhossz [m] függvényében, ha a nyomóerő 85kN



22. ábra: A költségek közti különbségek [%] a szelvényhossz [m] függvényében, ha a nyomóerő 85kN

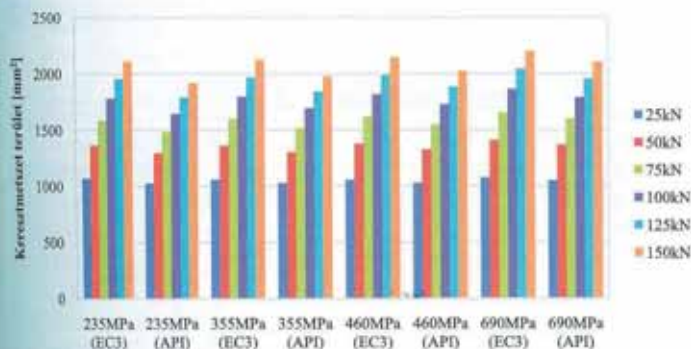
dságú acél szigorúbb horpadási feltételének köszönhetően ez az érték nem hogy harmadára csökken, hanem még növekedni is fog. Ennek a számításnak az eredménye a 21. ábrán látható.

A 23. összefoglaló ábra a nyomóerő, az acélminőség és tervezési előírás függvényében ábrázolja az optimális keresztmetszet területeket [mm²].

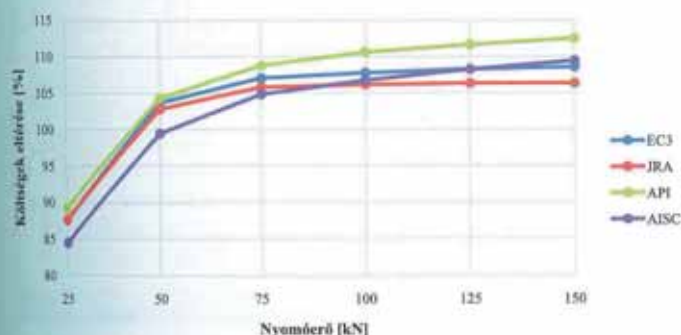
A 24. ábra a költségek százalékos változását mutatja a szabvány és a nyomóerő függvényében.

A 25. ábra a leggyengébb szerkezeti acélt feltételezve mutatja be az optimális keresztmetszet területeket [mm²] a nyomóerő, a szelvényhossz és a szabvány függvényében. Szintén csak az EC3 és az API eredményei lettek feltüntetve, mert ez a két szabvány adta a területek szélsőértékeit.

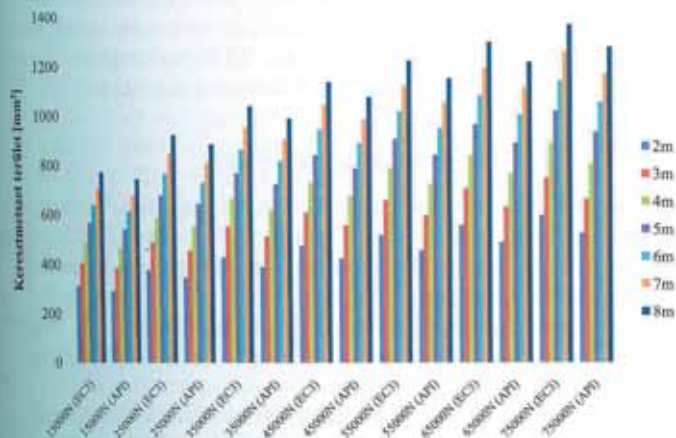
26. ábra a 21. ábrához hasonlóan a százalékos keresztmetszet különbségeket mutatja, csak itt a folyáshatár helyett a nyomóerő függvényében lettek meghatározva az értékek a 25. ábrán bemutatottakból.



23. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a folyáshatár [MPa], a nyomóerő [N] és tervezési előírás (EC3, API) függvényében, ha a szelvényhossz 10 m



24. ábra: A költségek közti különbségek [%] a nyomóerő [N] függvényében, ha a szelvényhossz 10 m

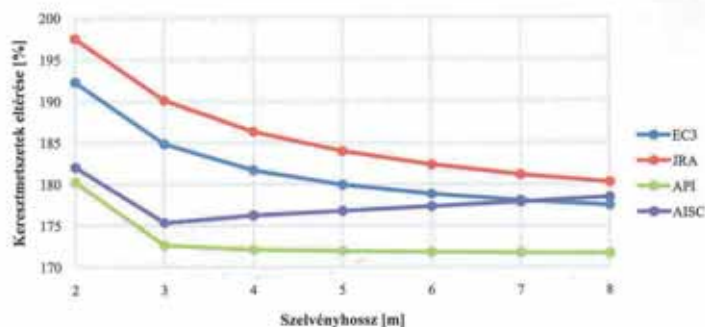


25. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] szelvényhossz [m], a nyomóerő [N] és tervezési előírás (EC3, API) függvényében, ha folyáshatár $f_y=235$ kN.

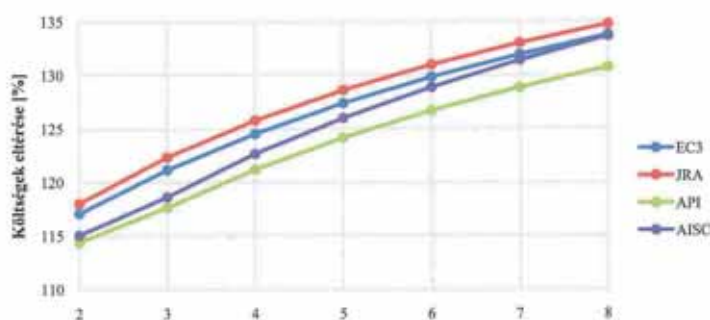
A 28. ábrán az I-szelvények és szekrényszelvények optimális keresztmetszet területei láthatóak az Eurocode3 tervezési kód, $L=4$ m szelvényhossz, $f_y=460$ MPa szelvényhossz és $K=0,7$ effektív szelvényhossz függvényében. Mivel a számításokban az I-szelvény kihajlását mindkét tengelyre elvégeztük, a költségoptimum minden esetben a szekrényszelvényvel érhető el kb. 28%-os tömegmegtakarítással.

A 29. ábra képernyőmentést mutat az Excel Solver munkafüzetből. A kihajlási és stabilitási feltételek függvények, valamint a célfüggvény beprogramozása után az optimális geometriai méretek viszonylag rövid idő alatt megkaphatók.

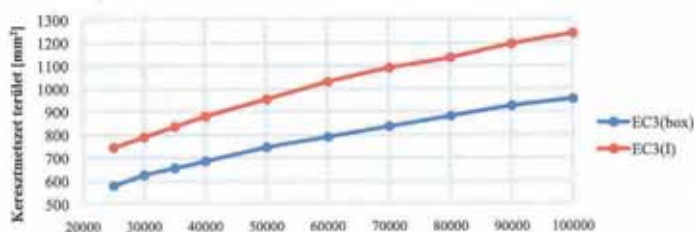
Amennyiben az optimáló programban a fáradási igénybevételt is figyelembe szeretnénk venni, további megfonto-



26. ábra: Optimális keresztmetszet területek közti különbségek [%] a szelvényhossz [m] függvényében, ha a folyáshatár $f_y=235$ kN



27. ábra: A költségek közti különbségek [%] a szelvényhossz [m] függvényében, ha a folyáshatár $f_y=235$ kN

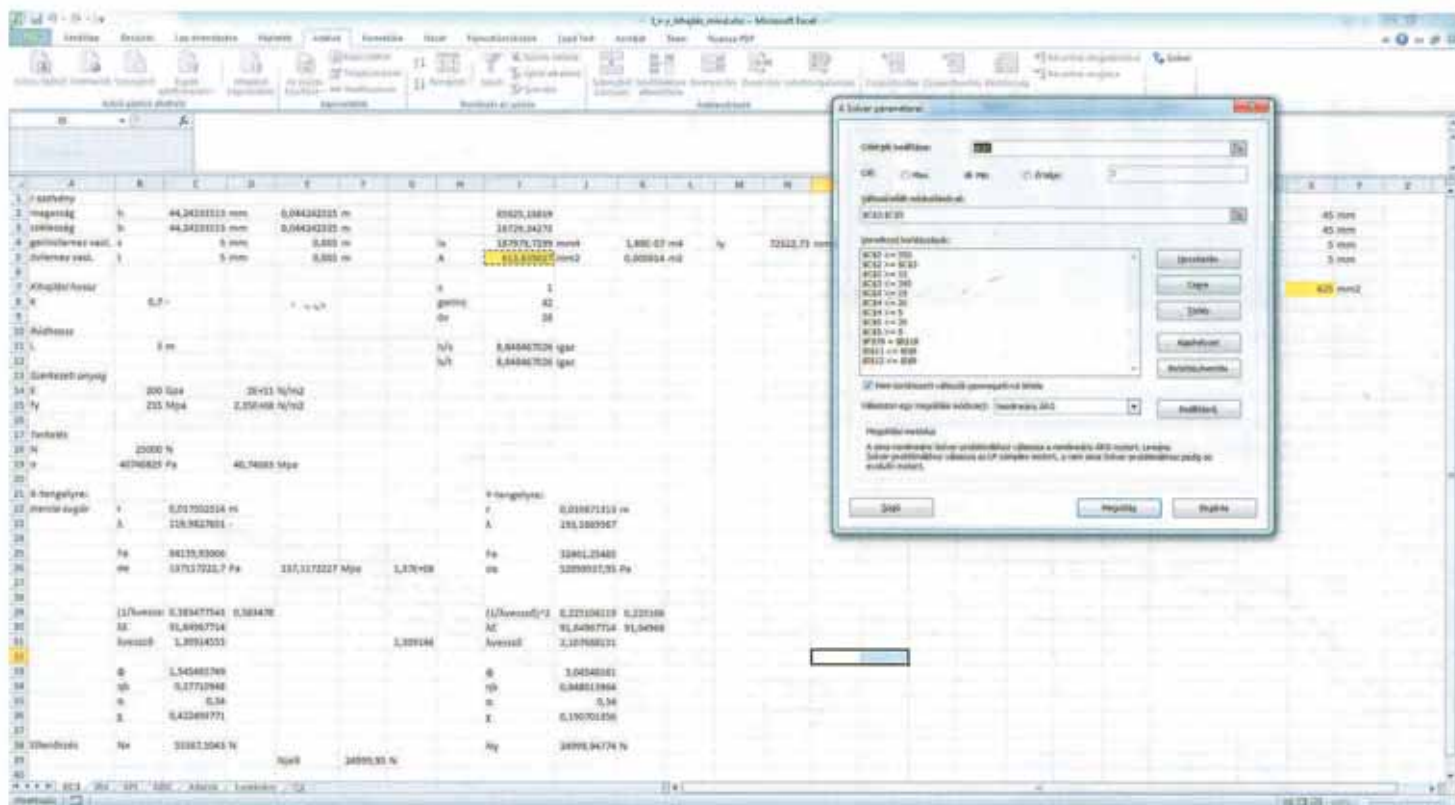


28. ábra: Optimális keresztmetszet területek [mm²] a nyomóerő függvényében [N] I- és szekrényszelvényekre $K=0,7$; $L=4$ m, $f_y=460$ MPa

lásokra és feltételekfüggvényekre van szükségünk, beleértve a minőségellenőrzést is [48]. A hegesztés utáni hőkezelés egy további lehetőség a varrat szilárdságának növelésére, de ez elsősorban a dinamikus igénybevétellel szembeni ellenállóságot fogja javítani [49].

4. Összefoglalás

Jelen tanulmány célja a hegesztett I- és szekrényszelvények gerinc- és övlemezének optimális szélesség, magasság és falvastagság paramétereinek meghatározása volt. Az optimalálás során a célfüggvények a keresztmetszet területek (tömeg) és a költségek (anyag-, hegesztési, vágási és festési költségek) minimális értékének megszerzése volt a feszültségi, kihajlási és helyi horpadási feltételek mellett. A számítások azt mutatták, hogy az optimalálási feladat elvégezhető és nagy jelentősége van. A Solver viszonylag gyorsan fizikailag lehetséges megoldásokat adott. Ezen munkafüzetek létrehozása és a Solver használata egyszerű a felhasználók számára. A szá-



29. ábra: Képernyőmentés az Excel munkafüzetről, I-szelvény és EC3 esetén

mítások azt mutatják, hogy mindkét tengelyre számított kihajlás esetén a szekrényszelvények kisebb keresztmetszet-területtel rendelkeznek, mint az I-szelvények, közel 28% anyagköltség takarítható meg. Különböző tervezési előírásokat használva az optimális méretek egymástól eltérőek lesznek. A JRA és az EC3 konzervatívabb hozzáállást mutat, az API szerinti számítással kapjuk a legkisebb keresztmetszeteket, míg az AISC eredményei a két érték között lesznek.

Az oszlop hosszának és a nyomóerőnek változtatásának hatására a keresztmetszet változása kevésbé arányos a feltételek változásával. Ennek magyarázata az, hogy a helyi horpadási feltétel ezektől az értékektől független.

Az acélok szilárdsági jellemzője, a folyáshatár különleges hatással bír. Növelve a folyáshatárt 235 MPa-ról 690 MPa-ra, a keresztmetszet területet 355 MPa-nál csökkenteni fogunk, még nagyobb szilárdságú acéloknál viszont növekednek. Ennek magyarázata a helyi horpadási feltétel, valamint a kihajlási feltétel, mivel ennek az értéke

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$$

Figyelembe véve az acélok költségeit kijelenthető, hogy a 355 MPa folyáshatárral rendelkező szerkezeti acél a legjobb a négy közül. A számításokban az oszlophossz, a nyomóerő, az acélminőség és a tervezési előírások változtatása a szerkezet összetett viselkedésére utal, és érdemes a különböző alternatívákat összehasonlítani.

Köszönetnyilvánítás

A cikkben ismertetett kutató munka az EFOP-3.6.1 -16-2016-00011 jelű „Fiatalodó és Megújuló Egyetem – Innovatív Tudásváros – a Miskolci Egyetem intelligens szakodást szolgáló intézményi fejlesztése” projekt részeként

– a Széchenyi 2020 keretében – az Európai Unió támogatásával, az Európai Szociális Alap társfinanszírozásával valósul meg. Ezzel a cikkel emlékezünk Farkas József professzorra, aki 2016. október 15-én, 89 éves korában hunyt el közel 7 évtizedes oktató és kutatómunka után.

Irodalomjegyzék

1. Timoshenko, S.P., Gere, J.M. (1961) Theory of elastic stability. 2nd ed. New York, Mc Graw Hill.
2. Vol'mir, A.S. (1967) Stability of deformable systems (in Russian). Moscow, Nauka.
3. Stability of metal structures. A world view. 2nd ed. Ed. Beedle, L.S. (1991) Structural Stability Research Council, Bethlehem, USA.
4. Trahair, N.S. (1993) Flexural-torsional buckling of structures. London, etc. E & FN Spon.
5. Petersen, Ch. (1980) Statik und Stabilität der Baukonstruktionen. Braunschweig-Wiesbaden, Vieweg & Sohn.
6. Handbook of structural stability (1971) Column Research Council of Japan, Tokyo, Corona Publ.
7. Chen, W.F., Lui, E.M. (1987) Structural stability. New York etc. Elsevier.
8. Rondal, J., Würker, K.-G. et al. (1992) Structural stability of hollow sections. Köln, Verlag TÜV Rheinland.
9. Duan, L. (1990) Stability analysis and design of steel structures. PhD Dissertation, Purdue University.
10. Usami, T., Fukumoto, Y. (1982) Local and overall buckling of welded box columns. J. Struct. Div. Proc. ASCE 108:525-541.
11. Duan, L., Chen, W.F. (1989) Design interaction equation for steel beam-columns. J. Struct. Eng ASCE 115:1225-1243.
12. Chen, W.F., Atsuta, T. (1976-77) Theory of beam-columns. Vols 1-2. New York etc. McGraw Hill.
13. Sohal, I.S., Duan, L., Chen, W.F. (1989) Design interaction equations for steel members. J. Struct. Eng ASCE 115:50-1665.

14. Waszczyszyn, Z., Cichon, Cz., Radwanska, M. (1994) Stability of structures by finite element methods. Amsterdam, etc. Elsevier.
15. Anbarasu, M. and Murugapandian, G. (2016) Experimental study on cold-formed steel web stiffened lipped channel columns undergoing distortional–global interaction. *Materials and Structures*, 49(4):1433–1442, Doi 10.1617/s11527-015-0586-6.
16. Manikandan, P. and Arun, N. (2016) Numerical Investigation on Cold-Formed Steel Lipped Channel Columns with Intermediate Web Stiffeners. *Journal of the Institution of Engineers (India): Series A*, 97(1):1-7. Doi 10.1007/s40030-016-0148-0.
17. Wang, Y., Li, G., Chen, S., and Sun, F. (2014) Experimental and numerical study on the behavior of axially compressed high strength steel box-columns. *Engineering Structures*, 58:79-91, Doi 10.1016/j.engstruct.2013.10.013.
18. Martins, A., Dinis, P., Camotim, D., and Providência, P. (2015) On the relevance of local–distortional interaction effects in the behaviour and design of cold-formed steel columns. *Computers & Structures*, 160C:57-89. Doi 10.1016/j.compstruc.2015.08.003.
19. Martins, A., Camotim, D., Dinis, P., and Young, B. (2015) Local-Distortional Interaction in Cold-formed Steel Columns: Mechanics, Testing, Numerical Simulation and Design. *Structures*, 4:38–57, Doi 10.1016/j.istruc.2015.10.005.
20. Lian, M., Su, M., and Guo, Y. (2015) Seismic performance of eccentrically braced frames with high strength steel combination. *Steel and Composite Structures*, 1517-1539, Doi 10.12989/scs.2015.18.6.1517.
21. Wang, C., Zhang, Z., Zhao, D., and Liu, Q. (2016) Compression tests and numerical analysis of web-stiffened channels with complex edge stiffeners. *Journal of Constructional Steel Research*, 116:29-39, Doi 10.1016/j.jcsr.2015.08.013.
22. Naderian, H. and Ronagh, H. (2015) Buckling analysis of thin-walled cold-formed steel structural members using complex finite strip method. *Thin-Walled Structures*, 90:74-83 Doi 10.1016/j.tws.2015.01.008.
23. Dinis, P. and Camotim, D. (2015) Cold-formed steel columns undergoing local–distortional coupling: Behaviour and direct strength prediction against interactive failure. *Computers & Structures*, 147:181-208, Doi 10.1016/j.compstruc.2014.09.012.
24. He, Z., Zhou, X., Liu, Z., and Chen, M. (2014) Post-buckling behaviour and DSM design of web-stiffened lipped channel columns with distortional and local mode interaction. *Thin-Walled Structures*, 84:189-203, Doi 10.1016/j.tws.2014.07.001.
25. Dinis, P., Young, B., and Camotim, D. (2014) Local–distortional interaction in cold-formed steel rack-section columns. *Thin-Walled Structures*, 81:185-194, Doi 10.1016/j.tws.2013.09.010.
26. Kwon, Y. (2014) The development of the direct strength method for welded steel members with buckling interactions. *Thin-Walled Structures*, 81:121-131, Doi 10.1016/j.tws.2013.07.016.
27. Kwon, Y. and Seo, E. (2013) Prediction of the compressive strength of welded RHS columns undergoing buckling interaction. *Thin-Walled Structures*, 68:141-155, Doi 10.1016/j.tws.2013.03.009.
28. Young, B., Silvestre, N., and Camotim, D. (2012) Cold-Formed Steel Lipped Channel Columns Influenced by Local-Distortional Interaction: Strength and DSM Design. *Journal of Structural Engineering*, 139(6):1059-1074, Doi 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000694.
29. Dubina, D., Ungureanu, V., and Crisan, A. (2013) Experimental Evidence of Erosion of Critical Load in Interactive Buckling. *Journal of Structural Engineering*, 139(5): 705-716, Doi 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000789.
30. Crisan, A., Ungureanu, V., and Dubina, D. (2012) Behaviour of cold-formed steel perforated sections in compression. Part 1-Experimental investigations. *Thin-Walled Structures*, 61:86-96, Doi 10.1016/j.tws.2012.07.016.
31. Gilbert, B., Savoyat, T., and Teh, L. (2012) Self-shape optimisation application: Optimisation of cold-formed steel columns. *Thin-Walled Structures*, 60:173-184, Doi 10.1016/j.tws.2012.06.008.
32. Farkas, J., Jármai, K. (2013) Optimum design of steel structures. Springer Verlag Berlin Heidelberg
33. Bebiano R, Silvestre N, Camotim D. (2008) GBTUL 2.0b code for buckling and vibration analysis of thin-walled members, freely available at <http://www.civil.ist.utl.pt/gbt>
34. Euler, L. (1776) *Determinatio onerum, quae columnae gestare valent*. Acta Acad. Sci. Petrop. 2.
35. Ayrton, W.E., Perry, J. (1886) On struts. *The Engineer*, 62, p. 464.
36. Faulkner, D., Adamczak, J.C. et al. (1973) Synthesis of welded grillages to withstand compression and normal loads. *Computers and Struct.* 3(2):221-246.
37. Ellinas, C.P., Supple, W.J., Walker, A.C. (1984) Buckling of offshore structures. London, Granada.
38. Eurocode 3. Part 1.1. Design of steel structures. General rules and rules for buildings. European Committee for Standardization. Brussels, 1992.
39. Beer, H., Schulz, G. (1970) Bases théoriques des courbes européennes de flambement, *Construction Métallique*, No.3.
40. Farkas, J. (1977) The effect of residual welding stresses on the buckling strength of compressed plates. *Proc. Regional Colloquium on Stability of Steel Structures*, Budapest, 299-306.
41. Maquoi, R., Rondal, J. (1978) Mise en équation des nouvelles courbes européennes de flambement. *Construction Métallique* 15(1):17-30.
42. Japan Road Association, JRA, Specifications for Highway Bridges, Part I _ V, 2012.
43. American Petroleum Institute, API Bulletin 2V, Design of Flat Plate Structures, Third Edition, June 2004
44. American Institute of Steel Construction, AISC, Design Guide 28: Stability Design of Steel Buildings, 2005.
45. Braham, M., Grimault, J.P. et al. (1980) Buckling of thin-walled hollow sections. Cases of axially-loaded rectangular sections. *Acier-Stahl-Steel* 45: 30-36.
46. Tizani, W.M.K., Yusuf, K.O., Davies, G. & Smith, N.J. (1996) A knowledge based system to support joint fabrication decision making at the design stage – Case studies for CHS trusses. *Tubular Structures VII*. Eds Farkas, J. & Jármai, K. Rotterdam-Brookfield, Balkema, 483-489.
47. Hong-Tau Lee, Sheu-Hua Chen, He-Yau Kang (2004) A Study of Generalized Reduced Gradient Method with Different Search Directions, *Measurement Management Journal*, 1(1): 25-38. ISSN 1812-8572.
48. T. Stenberg, Z. Barsoum, E. Åstrand, A. Ericson Öberg, C. Schneider, J. Hedegård (2017) Quality control and assurance in fabrication of welded structures subjected to fatigue loading. *Weld World*, 13 p. Doi 10.1007/s40194-017-0490-5
49. Fabien Lefevre, Catherine Peyrac, G. Elbel, C. Revilla-Gomez, Catherine Verdu, Jean-Yves Buffière (2017) HFMI: understanding the mechanisms for fatigue life improvement and repair of welded structures, *Weld World*, 61(4):789–799.

*Dr. Jármai Károly professzor, Miskolci Egyetem

**Petrík Máté PhD hallgató, Miskolci Egyetem