

# HEGESZTETT ASZIMMETRIKUS I-TARTÓK OPTIMÁLIS MÉRETEZÉSE A MINIMÁLIS HEGESZTÉSI VETEMEDÉSHEZ

## OPTIMUM DESIGN OF WELDED ASYMMETRIC I-BEAMS FOR MIMIMUM WELDING SHRINKAGE

Jármai Károly\*, Petrik Máté\*\*

### ABSTRACT

A calculation system has been developed to determine the optimum dimensions of asymmetric I-beams for minimum shrinkage. The objective function is the minimum mass, the unknowns are the I-beam dimensions, the constraint are the stress, local buckling and deflection. We have considered different steel grades (235, 355, 460 MPa yield stress) and different aluminium alloy (90, 155, 240 MPa yield stress). The material, the span length and the loading have been changed. It is shown, that using optimum design, one can reduce the welding shrinkage with prebending and can save material cost as well.

### 1. BEVEZETÉS

Acélszerkezetek hegesztéssel történő előállításánál nagy hőbevitel, és az ezt követő hűtés eredményeként deformációk és maradó feszültségek keletkeznek az alapanyagban [1]. Ezek a maradó feszültségek, valamint a kezdeti pontatlanságok nagy hatással vannak a változó terheléssel igénybe vett szerkezetekre [2,3], mivel köztudott, hogy ezek a kezdeti hegesztési hibák csökkentik a szerkezet végső szilárdságát. Számos cikk foglalkozik ezeknek a szerkezeteknek az optimalizálásával, ahol probabilisztikus megközelítést és topológia optimalizálást vizsgáltak [5,6], de ugyanakkor a hegesztési vetemedésnek is jelentős hatása van [7].

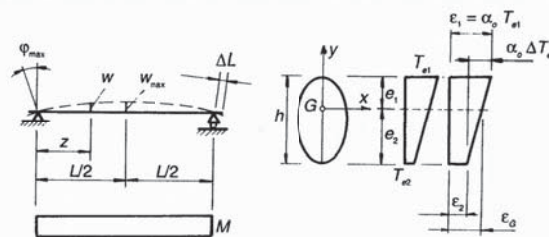
Annak ellenére, hogy voltak törekvések a vizsgált geometria mérésekkel és kísérletekkel alátámasztott összefüggéseinek leírására, elmondható, hogy elméleti szempontból kevés kutatás történt. A panelok hegesztési vetemedésének gyakorlati becslési módszerének megismerése érdekében Okerblom [8,9] a következő elemzéseket végezte.

### 2. A TERMIKUS RUGALMASSÁG EGYSZERŰ PÉLDÁI

Feltételezzük a következőket:

- a hőtágulási tényező és a rugalmassági modulus értéke független a hőmérséklettől
- az alakváltozások a rugalmas tartományba esnek, tehát a Hooke-törvény érvényes
- a gerenda keresztmetszete az alakváltozás után is sík marad
- a keresztmetszet területe állandó
- a vizsgált tartó egyetlen anyagminőségből készül
- a hőeloszlás a tartó tengelye mentén állandó és független az időtől

Egy egyszerűen alátámasztott tartó hőterhelésből származó hosszváltozását ( $\Delta L$ ) és deformációját ( $w_{max}$ ) mutatja az 1. ábra.



1. ábra: Alátámasztott tartó alakváltozása egyenletes hőmérsékleteloszlás esetén

A súlyponti szál nyúlása az  $\varepsilon_G = \alpha_0 T_{es} = \alpha_0 (T_{e1} - \Delta T_e e_1 / h)$  összefüggéssel határozható meg. Itt a  $\Delta T_e = T_{e1} - T_{e2}$  a hőmérsékletkülönbség, az  $\alpha_0$  pedig a hőtágulási tényező. A tartó hosszváltozása a ( $\Delta L$ ) a hőmérsékletváltozásból származik,  $\Delta L = \varepsilon_G L$ . A keresztmetszet mentén a hőmérséklet-eloszlás nem egyenletes, és ez okozza a tartó görbületét.

\* egyetemi tanár, Miskolci Egyetem, Vegyipari Gépészeti Intézet Tanszék

\*\* tanársegéd, Miskolci Egyetem Vegyipari Gépészeti Intézet Tanszék

A görbület a  $C = \frac{1}{\rho_0} = \frac{\alpha_0 \Delta T_e}{h}$  összefüggéssel határozható meg. Kapcsolat áll fenn a görbületi sugár, a hajlítónyomaték és a hajlítási merevség között:  $\frac{1}{\rho} = \frac{M}{EI_x}$ . A görbület a tartó teljes hossza mentén történő hajlítás eredményeként értelmezhető, mint  $M = \frac{\alpha_0 \Delta T_e EI_x}{h}$ .

A szögelfordulás az  $\varphi(z) = \frac{M}{EI_x} \left( \frac{L}{2} - z \right)$  összefüggéssel jellemezhető, ennek maximális értéke  $\varphi_{max} = \frac{CL}{2}$ , míg az elmozdulás  $w(z) = \frac{M}{2EI_x} (Lz - z^2)$  összefüggéssel, melynek maximum értéke  $w_{max} = \frac{CL^2}{8}$ .

Ha feltételezzük, hogy a keresztmetszet sík marad, csak egy lineáris nyúlás ébred a keresztmetszetben. Ez a nyúlás a súlyponti szál önsúlyából származó nyúlásának és a hőmérsékletből származó deformáció összegeként jellemezhető:  $\varepsilon = \varepsilon_G + Cy$ . Az ébredő feszültségek az elméleti hőtágulásból származó nyúlások és a lineáris nyúlások különbségéből határozhatók meg:

$$\sigma = E\varepsilon = E(\varepsilon_G + Cy - \alpha_0 T_e(y)) \quad (1)$$

A vizsgált tartón nincs egyéb külső terhelés, tehát a hőtágulásból származó feszültségek egyensúlyban vannak,

$$\int_{(A)} \sigma dA = 0 \text{ és } \int_{(A)} \sigma y dA = 0 \quad (2)$$

Az 1. egyenletet a 2. egyenletbe illesztve kapjuk a következő összefüggéseket:

$$\varepsilon_G = \frac{1}{A} \int_{e_1}^{e_2} \alpha_0 T_e(y) t(y) dy \quad \text{és}$$

$$C = \frac{1}{I_x} \int_{e_1}^{e_2} \alpha_0 T_e(y) y t(y) dy \quad (3)$$

Amennyiben a tartó falvastagsága konstans ( $t(y)=t$ ), definiálható a hőzsugorodási impulzus ( $A_T$ ) értéke,

$$A_T = \int_{e_1}^{e_2} \alpha_0 T_e(y) dy \quad (4)$$

a hőimpulzus nyomaték pedig

$$A_T y_t = \int_{e_1}^{e_2} \alpha_0 T_e(y) y dy \quad (5)$$

Használva az előbbi összefüggéseket, a súlyponti szál nyúlása és a görbületi sugár értéke a következő:

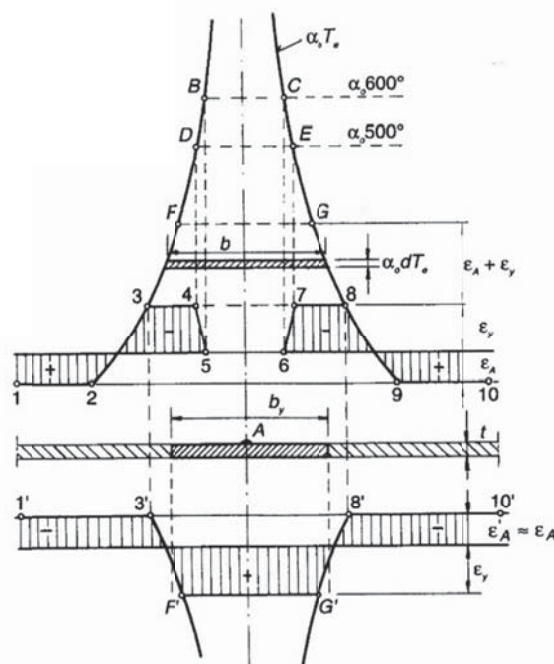
$$\varepsilon_G = \frac{A_T t}{A} \quad (6)$$

$$C = \frac{A_T y_t}{I_x} \quad (7)$$

### 3. AZ OKERBLOM-FÉLE ELEMZÉS

Bármely szerkezeti elem a hegesztése során torzulást szenved a hegesztési varrat tengelye mentén történő zsugorodás miatt. Egy szélein hegesztett rúd például ( $\Delta L$ ) rövidülést és ( $w_{max}$ ) deformációt szenved. Az elvégzett kísérletek azt mutatják, hogy Okerblom számítása kiváló előrejelzéseket ad a varrat mentén fellépő zsugorodás okozta hosszirányú deformációkról [8, 9]. Fejlesztettek ki ettől eltérő számítási módszereket [10, 11, 12], de Okerblom módszere sokkal egyszerűbb.

Okerblom alapvetően a mozgó hőforrások analitikus hőátadási elméletét használja fel a hegesztési varrat hőterhelésének és feszültség-eloszlásának meghatározására. A módszer alapvető célja az 1. ábrán is bemutatott zsugorodás ( $\Delta L$ ) és deformáció ( $w$ ) előrejelzése. Az elemzéssel stationárius hőforrás által keltett hőmérséklet izoterma sorozat előállítására érhető el. A módszer lineárisan rugalmas és ideálisan képlékeny alapanyagot feltételez. A folyáshatár értéke  $500^\circ\text{C}$ -ig állandó, majd  $500$  és  $600^\circ\text{C}$  között zérusra csökken.  $600^\circ\text{C}$  felett nincs mérhető feszültség az anyagban.



2. ábra: Hőfeszültségek eloszlása hegesztés közben és után

A  $T_e$  hőmérséklet Okerblom által javasolt közelítő értéke

$$T_e = \frac{0,4840 Q_T}{c_0 \rho t 2y} \quad (8)$$

ahol  $c_0$  az anyag fajhője,  $\rho$  a sűrűsége és  $t$  a lemez vastagsága.

A hőimpulzus nagyságát a 2. ábra szerint lehet kiszámítani. Az 1-10 pontokkal jellemzett ábra a

hegesztés közben kialakuló feszültségállapotot mutatja be. Ez úgy érhető el, hogy a B és C pontokat a képlékeny deformációt reprezentáló vonalra vetítjük le. Mint látható, a B és C pontok a 600°C-hoz tartoznak, tehát ezek között nem keletkezik feszültség. A 3-4 és 7-8 pontok az 500°C-hoz tartozó D és E pontok levetítésével kaphatók meg. A 3 és 8 pontok között képlékeny feszültség alakul ki hegesztés közben, melyekből a hűlés után a maradó feszültségek alakulnak ki.

A maradó feszültség diagramjához az ábrán látható 3 és 8 pontokat kell az 1'-10' alapvonalra levetíteni. Figyelembe véve a képlékeny alakváltozás nagyságát  $\varepsilon'_A \approx \varepsilon_A$  hűlés közben és az  $\varepsilon_y$  vonalat, a maradó feszültségek diagramja előállítható 1'-3'-F'-G'-8'-10'. A 3'-F'-G'-8' által bezárt terület jellemzi az  $A_T$  hőzsugorodási impulzus nagyságát, ami a szerkezet alakváltozását és maradó feszültségeit okozza.

Mivel a 3'-F' és 8'-G' vonalak hossza megegyezik a 3-F és 8-G vonalak hosszával, az  $A_T$  értéke számítható a 3-F-G-8 terület vizsgálatával.

$$A_T = \int_{\varepsilon_A + \varepsilon_y}^{2(\varepsilon_A + \varepsilon_y)} b \alpha_o dT_e = \frac{0,4840 \alpha_o Q_T}{c_o \rho t} \int_{T_{e1}=(\varepsilon_A + \varepsilon_y)/\alpha_o}^{T_{e2}=2T_{e1}} \frac{dT_e}{T_e} \quad (9)$$

$$A_T = \frac{0,4840 \alpha_o Q_T}{c_o \rho t} \ln 2 = \frac{0,3355 \alpha_o Q_T}{c_o \rho t} \quad (10)$$

Az összefüggésekben  $Q_T = \eta_0 \frac{UI}{v_w} = q_0 A_w$ ,  $U$  az ívfeszültség,  $I$  az íváramerősség,  $v_w$  a hegesztési sebesség,  $c_o$  a fajhő,  $\eta_0$  a hatásfok értéke,  $q_0$  a hőáramsűrűség ( $1 \text{ mm}^2$ ),  $A_w$  pedig a hegesztési keresztmetszete.

Lágyacélok esetén, amiknél  $\alpha_o = 12 \cdot 10^{-6} \text{ 1/}^\circ\text{C}$  és  $c_o \rho = 4,77 \cdot 10^{-3} \text{ J/mm}^3/^\circ\text{C}$ , a hőimpulzus értéke

$$A_T t [\text{mm}^2] = 0,844 \cdot 10^{-3} Q_T [\text{J/mm}]$$

Visszahelyettesítve a (6) és (7) egyenletekbe megkapjuk Okerblom alapösszefüggését:

$$C = \frac{A_T t y T}{I_x} = -0,844 \cdot 10^{-3} \frac{Q_T y T}{I_x} \quad (12)$$

Megjegyzendő, hogy a torzult alakot a nézet alapján határozzuk meg, vagyis a  $y_T$  és  $C$  értékek egymással ellentétes előjelűek.

$$\varepsilon_A = \varepsilon_G + C y_T \quad (13)$$

A hegesztés körül kialakuló képlékeny alakváltozás tartománya:

$$b_y = \frac{A_T}{\varepsilon_A + \varepsilon_y} \quad (14)$$

Ebben a zónában a maradó feszültségek nagysága meghaladja a folyáshatár értékét. Ennek a tartománynak a mérete

$$A_y = b_y t = \frac{A_T t}{\varepsilon_A + \varepsilon_y} \quad (15)$$

Alkalmazva a (6), (7) és (13) összefüggéseket

$$\frac{1}{A_y} = \frac{1}{A} + \frac{y_T^2}{I_x} + \frac{\varepsilon_y}{A_T t} \quad (16)$$

Abban az esetben, ha a tartó a hegesztés során nem görbül, például szimmetrikus hegesztési elrendezés esetén, a (16) a következő formát veszi fel:

$$\frac{1}{A_y} = \frac{1}{A} + \frac{\varepsilon_y}{A_T t} \quad (17)$$

Acélok esetén

$$\frac{1}{A_y} = \frac{1}{A} + \frac{y_T^2}{I_x} + \frac{14,3}{Q_T} \rightarrow [J, \text{mm}] \quad (18)$$

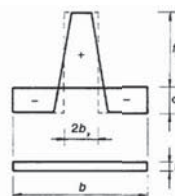
Ha a szerkezet nagyon merevnek tekinthető, akkor a képlékeny zóna területe

$$\frac{1}{A_y} = \frac{\varepsilon_y}{A_T t} \quad (19)$$

Acélokra

$$A_y = \frac{Q_T}{14,3} \quad (20)$$

A húzó- és nyomófeszültséggel terhelt rúd egyensúlyi egyenlete a 3. ábra alapján értelmezhető.



3. ábra: Középen hegesztett lemez feszültség-eloszlása

### 3. A kezdeti deformáció hatása

Az előző fejezetben olyan alapanyagokat feltételeztünk, melyek a kezdeti állapotban nem rendelkeznek sem feszültséggel, sem pedig alakváltozással. A gyakorlatban azonban ilyen szerkezetek ritkán fordulnak elő, mivel vagy az alapanyagban, vagy pedig egy előző hegesztésből maradó feszültségek vannak jelen. Ugyanilyen hatása van az előmelegítésnek, lángvágásnak és előfeszítésnek.

Ebben az esetben az alakváltozási diagram hasonló a 2. ábrán vázoltéhoz, kivéve a kezdeti alakváltozást, melyet a 4. ábra mutat be. Az alakváltozást az  $\varepsilon_y - \varepsilon_1$  különbsége okozza, míg a tényleges tartomány az ABCD pontok közötti terület. A hőimpulzust a következő összefüggéssel lehet meghatározni:

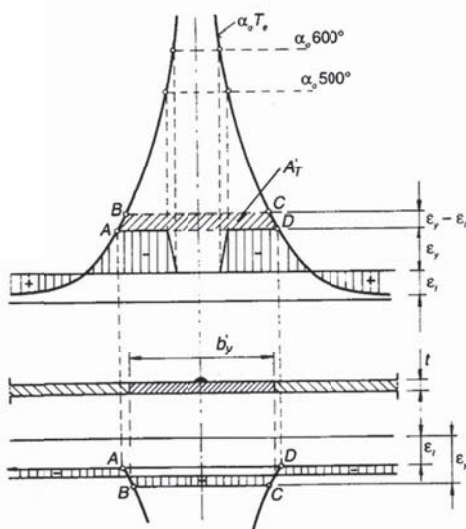
$$A'_T = \int_{\varepsilon_1 + \varepsilon_y}^{2\varepsilon_y} b \alpha_0 dT_E = \frac{0,484 \alpha_0 Q_T}{c_0 \rho t} \int_{T_{e1}}^{T_{e2}} \frac{dT_e}{T_e} \quad (21)$$

$$A'_T = \frac{0,484 \alpha_0 Q_T}{c_0 \rho t} \ln \frac{2\varepsilon_y}{\varepsilon_y + \varepsilon_1} \quad (22)$$

A kezdeti deformáció hatásának figyelembevételére bevezettek egy módosító paramétert ( $v_m$ ), mely a kezdeti nyúlással és anélkül számítható hőimpulzus aránya.

$$v_m = \frac{A'_T}{A_T} = 1 - \frac{\ln \left( 1 + \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_y} \right)}{\ln 2} \approx 1 + \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_y} \quad (23)$$

A közelítő összefüggés  $\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_y} \geq 0$  esetben alkalmazható.



4. ábra: Hőfeszültségek eloszlása hegesztés közben és után a kezdeti nyúlásnak köszönhetően

Az 5. ábra a módosító paramétert ( $v_m$ ) ábrázolja az  $\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_y}$  függvényében. Kezdeti alakváltozás nélkül nem szükséges a módosító tényezőt alkalmazni, tehát  $\varepsilon_1=0$  és  $v_m=1$ . Amennyiben van kezdeti alakváltozás, vagyis  $0 < \varepsilon_1 < \varepsilon_y$ , akkor  $1 > v_m > 0$ . Ha a kezdeti alakváltozás a folyási alakváltozással egyezik meg, a módosító tényező értéke zérus ( $\varepsilon_1 = \varepsilon_y$ ,  $v_m = 0$ ), valamint abban az esetben, ha a kezdetben nyomással terheljük (vagyis  $\varepsilon_1 < 0$ ), a módosító tényező 1-nél nagyobb értéket vesz fel. Ez viszont növelné a kialakuló alakváltozás értékét, így az összefüggés nem alkalmazható.

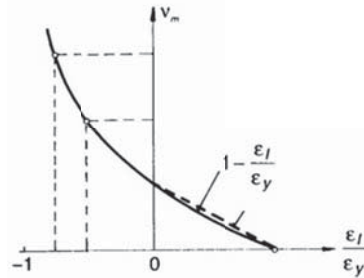
A zsugorodás mértéke a hőhatásból a 4. ábra alapján

$$A'_T = \frac{b'_y}{\varepsilon_y - \varepsilon_1} \quad (24)$$

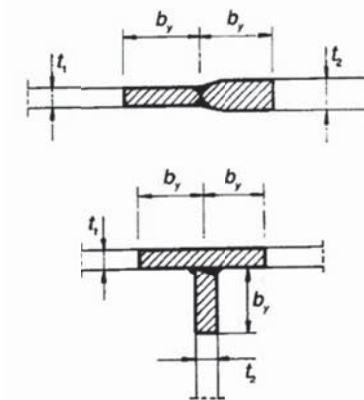
a képlékeny zóna területe a 6. ábra alapján

$$A'_y = b'_y = \frac{A'_T t}{\varepsilon_y - \varepsilon_1} = \frac{v_m A_T t}{\varepsilon_y - \varepsilon_1} \quad (25)$$

ha  $\varepsilon_1 > 0$  akkor  $A'_y = \frac{A_T t}{\varepsilon_y}$  szerint számítható, ami lágyacél esetén  $A'_y = \frac{Q_T}{1,43}$  (J, mm).



5. ábra: A módosító paraméter a kezdeti alakváltozás függvényében



6. ábra: A képlékeny zóna területe

### 3.1. A maradó feszültségek csökkentése

Többféle módszer létezik a hegesztett szerkezetek maradó feszültségeinek csökkentésére [13,14], melyek a következők lehetnek:

*Feszültségcsökkentő módszerek a tervezés szakaszában*

- az alkalmazott szelvény szimmetrikus a tömegközéppontra
- szimmetrikus varratok
- megfelelő hegesztési sorrend
- a hegesztési paraméterek megfelelő megválasztása
- szorítószervekben történő hegesztés
- előhajlított állapotban történő hegesztés

A deformáció értéke sokkal nagyobb, ha a keresztmetszet aszimmetrikus vagy a hegesztett kötés csak a keresztmetszet egyik oldalán van. Az ellentétes oldalon lévő varrat csökkenti a deformációt. A hegesztés sorrendje is jelentős hatással bír a szerkezet végső deformációjára nézve. Ez a deformáció olyan sorrenddel érhető el, ha a súlyponthoz legközelebb eső varrattal kezdődik a hegesztés és a vele ellentétes oldalon lévővel folytatódik. A hegesztési paraméterek megválasztása is fontos szempont, melyek közé a

feszültség, áramerősség és a hegesztési sebesség tartozik. A különböző varratok különböző hőbevitellel történő kialakítása is csökkentheti a deformáció értékét. Ebben a tanulmányban az előhajlítás témakörével foglalkoztunk a zsugorodás kiküszöbölése érdekében.

*Hegesztés rugalmasan előhajlított állapotban, szorítóeszközben*

A gyártási sorrend: előhegesztés, előhajlítás, szorítás, hegesztés, lazítás (7. ábra).

Annak érdekében, hogy elkerüljük a nagy deformációkat, az előhajlítás nyomatéka ne legyen nagyobb, mint

$$M_y = \frac{f_y I_x}{y_{max}} \quad (26)$$

Az  $M_y$  által okozott görbületi sugár és deformáció értéke

$$C_y = \frac{M_y}{EI_x} \rightarrow w_y = \varepsilon_y \frac{L^2}{8y_{max}} \quad (27)$$

Az előhajlításból származó  $w_p < w_y$  húzó deformációt fog okozni a hosszanti varrat helyén

$$\varepsilon_p = C_p y_T = w_p \frac{8y_T}{L^2} \quad (28)$$

ahol a megfelelő módosító tényező

$$v_m = 1 - \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_y} \quad (29)$$

A hegesztés után a gerenda egyenességének megtartásához szükséges hajlítónyomaték két részből áll: az előhajlításához szükséges nyomatékból

$$M' = I_\zeta E C_p = 8w_p \frac{EI_\zeta}{L^2} \quad (30)$$

valamint a maradó feszültségek kiküszöböléséhez szükséges nyomatékból

$$M'' = v_m I_\zeta E C = 8v_m w \frac{EI_\zeta}{L^2} \quad (31)$$

Ezek a nyomatékok pontosan ellentétesek a lazításkor ébredő feszültségekkel, ezért csökkentik a deformáció értékét

$$M = M' + M'' = I_\zeta E C_p + v_m I_\zeta E C \quad (32)$$

így a végső maradó alakváltozás a következő összefüggésekkel határozható meg:

$$w_f = w - w_p = \frac{M' + M''}{8EI_x} L^2 - w_p \quad (33)$$

$$w_f = (w_p + v_m w) \frac{I_\zeta}{I_x} - w_p \quad (34)$$

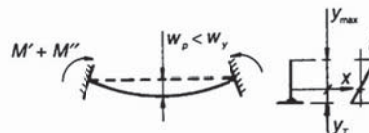
ahol  $v_m = 1 - \frac{8w_p y_T}{L^2 \varepsilon_y}$

- $I_x$  a rugalmasan alakváltozó tartomány másodrendű nyomatéka
- $I_\zeta$  a rugalmasan alakváltozó tartomány másodrendű nyomatéka a képlékeny tartomány értékével csökkentve

- $C$  a gerenda görbülete, melyet szabad állapotban történő hegesztés okozna
- $v_m$  a korrekciós tényező a (24) szerint

A  $w_p$  előhajlítás értéke, mely a hegesztési deformációk teljes megszüntetéséhez szükséges a  $w_f = 0$  feltételből számítható.

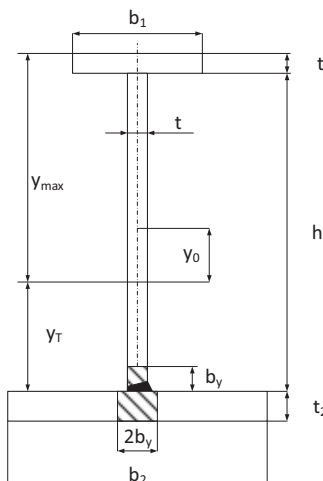
$$w_p = \frac{w}{\frac{I_x}{I_\zeta} + \frac{8y_T w}{L^2 \varepsilon_y} - 1} \quad (35)$$



7. ábra: Hegesztés rugalmasan előhajlított állapotban, szorítóeszközben

#### 4. NUMERIKUS SZÁMÍTÁSI PÉLDÁK SZORÍTÓESZKÖZBEN, ELŐHAJLÍTOTT ÁLLAPOTBAN TÖRTÉNŐ HEGESZTÉSRE

Tekintsük a 8. ábrán látható aszimmetrikus I-szelvényt.



8. ábra: A hegesztett I-szelvény keresztmetszete

Ezen a keresztmetszeten egy hegesztési varrat található. A szelvényre vonatkozó a következő paraméterek adottak:

- a szelvény hossza  $L$  [m], 5-10 m között,
- a diszkrét erő nagysága  $F$  [N], 10000-100000 N között,
- rugalmassági modulus  $E$  [MPa], 210 GPa acélokra, 70 GPa alumíniumra,
- folyáshatár  $f_y$  [MPa], acélokra 235-460 MPa, alumíniumra 80-230 MPa,
- az alapanyag sűrűsége  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>], 7850 kg/m<sup>3</sup> acélra, 2700 kg/m<sup>3</sup> alumíniumra,
- fajhő  $c$  [J/kgK], 510 J/kgK acélra, 910 J/kgK alumíniumra,
- hőtágulási együttható [1/K],  $11 \cdot 10^{-6}$  1/K acélra,  $22 \cdot 10^{-6}$  1/K alumíniumra

A keresztmetszetre vonatkozó geometriai paraméterek:

- $b_1$  a felső övlemez szélessége,
- $t_1$  a felső övlemez falvastagsága,
- $h$  a gerinclemez magassága,
- $t$  a gerinclemez falvastagsága,
- $b_2$  az alsó övlemez szélessége,
- $t_2$  az alsó övlemez falvastagsága,

Számítási adatok:

- $L=10$  m
- $F=98100$  N
- $f_y=460$  MPa
- a lemez szöge a hegesztés szöge:  $\beta=50^\circ$
- a hőbevitel nagysága:  $60700$  J/m<sup>3</sup>
- az alkalmazott szabvány: Eurocode 3.

Egy Excel-számológéptábla elkészítése után az 1. táblázat az optimális méreteket mutatja:

$b_1$	188,67685 mm
$t_1$	9,427696 mm
$h$	362,93855 mm
$t$	7,3591728 mm
$b_2$	188,67685 mm
$t_2$	9,4276958 mm

1. táblázat: Optimált értékek

a tömegközéppont helye:

$$\int_{(A)} y dA = 0$$

$$0,8ht \left( \frac{h+t}{2} - y_0 \right) - hty_0 - 0,4ht \left( \frac{h+t}{2} + y_0 \right) = 0$$

$$y_0 = 0 \text{ mm}$$

a másodrendű nyomaték nagysága,

$$I_x = \int_{(a)} y^2 dA = \frac{h^3 t}{12} + hty_0 + \frac{0,8ht^3}{12}$$

$$+ 0,8ht \left( \frac{h+t}{2} - y_0 \right)^2 + \frac{0,4ht^3}{12}$$

$$+ +0,4ht \left( \frac{h+t}{2} + y_0 \right)^2$$

$$= 1,6008 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

a keresztmetszet területe,

$$A = 6228,504 \text{ mm}^2$$

A rugalmas előhajlítás nagysága a (36) szerint

$$w_f = 0, w_p = \frac{I_x + 8y_T w}{I_x^2 + L^2 \varepsilon_y} - 1$$

Az  $y_T=181,469$  mm,  $w=26,83$  mm,  $\varepsilon_y=2,19 \cdot 10^{-3}$  értékkel számítva  $w_p=61,975$  mm. Az előhajlításnak a rugalmas tartományon belül kell maradnia, melynek a határértéke

$$w_y = C_y \frac{L^2}{8} = \varepsilon_y \frac{L^2}{8y_{max}} = 143,43 \text{ mm}$$

ahol  $y_{max}=190,89$  mm. Mivel az előhajlítás nagysága kisebb, mint a képlékenységhöz szükséges érték, az előhajlítás alkalmazható.

## 5. OPTIMÁLÁS MINIMÁLIS TÖMEGRE

Az optimalás az MS-Excel Solver nevű bővítményével készült, a beépített az általánosított redukált gradiens módszer felhasználásával.

A számítások során a célfüggvény, aminek a minimumát keressük, a hegesztett szelvény tömege volt. Az ismeretlenek a szelvény keresztmetszetéhez tartozó paraméterek, melyek a  $b_1, t_1, h, t, b_2, t_2$  értékek.

Optimálási korlátok

- statikus terhelés, melynek határa az  $f_y/1,5$  érték
- az Eurocode 3 és 9 [15, 16] szerinti lokális lemezhorpadások, melyek

acélra:

$$\frac{b}{t_f} \leq \frac{1}{\delta} = 28\varepsilon \quad (37)$$

$$\frac{h}{t_w} \leq \frac{1}{\beta} = 69\varepsilon \quad (38)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235 \text{ MPa}}{f_y}} \quad (39)$$

alumíniumra

$$\frac{b}{t_f} \leq \frac{1}{\delta} = 4\varepsilon \quad (40)$$

$$\frac{h}{t_w} \leq \frac{1}{\beta} = 15\varepsilon \quad (41)$$

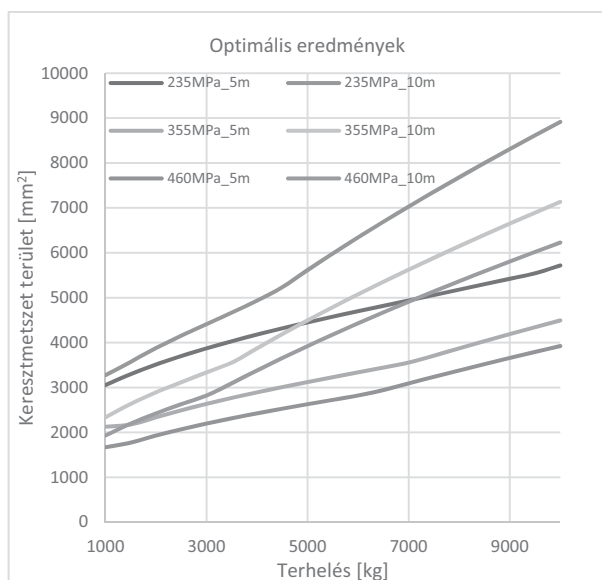
$$\varepsilon = \sqrt{\frac{250 \text{ MPa}}{f_y}} \quad (42)$$

Az előhajlításra vonatkozó kényszer a (36) és (37) egyenletekben találhatóak.

## 6. EREDMÉNYEK

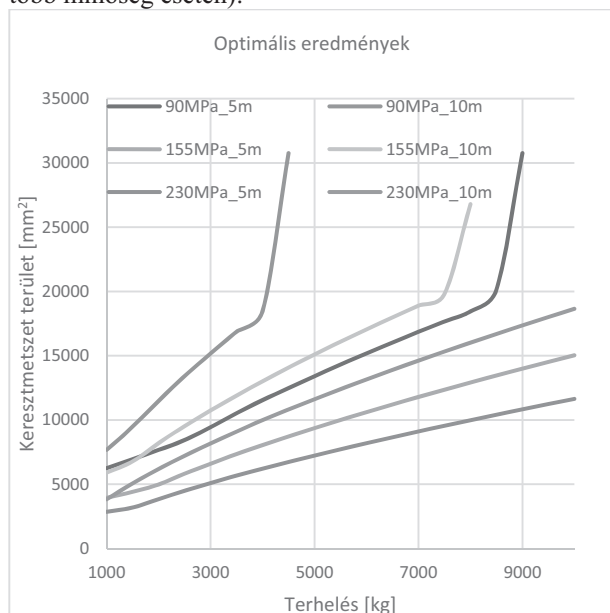
Acél alapanyag esetén az optimalás eredményét az acéltípus függvényében a 9. ábra mutatja.

A 9. ábra azt mutatja, hogy a keresztmetszet terület arányos a terheléssel, de a növekmény értéke függ a szelvény hosszától. Nagyobb szilárdságú acél használatával a felhasznált anyag mennyisége csökkenthető. Ez a megtakarítás 21,4% abban az esetben, ha 355 MPa folyáshatárú acélt használunk 235 MPa-ú helyett, és 31,4%, ha 460 MPa-t használunk a 235 MPa helyett.



9. ábra: Az optimális keresztmetszet területek különböző acélfajták esetén

Alumínium esetén az eredmények a következők (szintén több minőség esetén):



10. ábra: Az optimális keresztmetszet területek különböző alumíniumfajták esetén

A 10. ábra azt mutatja, hogy a keresztmetszet területe ismét arányos a terheléssel, de a növekmény értéke ismét függ a szelvény hosszától. A kisebb sűrűségű alumíniumnál a stabilitási kényszer nagyobb hatással van a keresztmetszet területekre, főleg hosszabb szelvények esetén. Ebben az esetben is igaz, hogy nagyobb szilárdságú alumínium felhasználásával a keresztmetszet terület értéke csökkenthető. Ez a megtakarítás 54,5%, ha 155 MPa folyáshatárú anyagot használunk 90 MPa helyett, és 64,8%, ha 230 MPa folyáshatárút használunk a 90 MPa helyett. Hosszabb szelvények esetén a keresztmetszet területek ugrásszerűen megnövekednek a helyi horpadás miatt.

## 7. ÖSSZEGZÉS

Ez a tanulmány az aszimmetrikus I-szelvények optimális méreteinek meghatározását mutatta be a minimális zsugorodás függvényében. Az optimális során a célfüggvény a tömeg (a keresztmetszet terület) minimalizálása volt, az ismeretlen paraméterek az I-szelvény geometriai méretei, míg az optimálási kényszerek pedig a feszültség, a helyi horpadás, valamint a hegesztési zsugorodás voltak. A számításokat különböző szilárdságú acélokra (235, 355, 460 MPa), valamint különböző szilárdságú alumíniumokra (90, 155, 240 MPa) végeztük el. A számítások során az alapanyag, a szelvényhossz és a terhelés értéke változott. Bemutattuk, hogy az optimális kialakítással és megfelelő előhajlítással a hegesztésből származó alakváltozások csökkenthetők is kiküszöbölhetők, valamint keresztmetszet-csökkentés is elérhető. Acélok esetén a költségmegtakarítás akár 31,4%, míg alumíniumok esetén akár 64,8% is lehet.

## 8. KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS

"A cikkben/előadásban/tanulmányban ismertetett kutató munka az EFOP-3.6.1-16-2016-00011 jelű „Fiatalodó és Megújuló Egyetem – Innovatív Tudásváros – a Miskolci Egyetem intelligens szakosodást szolgáló intézményi fejlesztése” projekt részeként – a Széchenyi 2020 keretében – az Európai Unió támogatásával, az Európai Szociális Alap társfinanszírozásával valósul meg"

## 9. IRODALOMJEGYZÉK

- [1] Markus Urner, Tim Welters, Klaus Dilger: Calculation of Welding Residual Stresses and Distortions under Complex Process Conditions, Design, Fabrication and Economy of Welded Structures International Conference Proceedings, 2008, pp. 395-402, doi.org/10.1533/9781782420484.8.395
- [2] Helmut Wohlfahrt, Thomas Nitschkepagel, Klaus Dilger, Dieter Siegele, Marcus Brand, Jens Sakkietitbutra, Tobias Loose: Residual Stress Calculations and Measurements — Review and Assessment of the IIW Round Robin Results, Weld World, Vol. 56, Issue 9–10, pp 120–140 (2012). doi.org/10.1007/BF03321387
- [3] Akihiro Kawaguchi, Shinsuke Itoh, Masahito Mochizuki and Masashi Kameyama: Large-Scale Computation of Welding Residual Stress, Progress in Nuclear Science and Technology, Vol. 2, pp.613-619 (2011)
- [4] Hafiz Waqar Ahmad, Jeong Ho Hwang, Ju Hwa Lee and Dong Ho Bae Welding Residual Stress Analysis and Fatigue Strength Assessment of Multi-Pass Dissimilar Material Welded Joint between Alloy 617 and 12Cr Steel, Metals 2018, Vol. 8, No. 21; 11 p. doi:10.3390/met8010021

- [5] Joni Keski-Rahkonen: Probabilistic framework for product design optimization, *Rakenteiden Mekaniikka (Journal of Structural Mechanics)* Vol. 50, No 3, 2017, pp. 122-126. <https://doi.org/10.23998/rm.64959>
- [6] Timo Turkkila: Topology optimization of cast iron parts *Rakenteiden Mekaniikka (Journal of Structural Mechanics)* Vol. 50, No 3, 2017, pp. 368-371 [/doi.org/10.23998/rm.64936](https://doi.org/10.23998/rm.64936)
- [7] Károly Jármai: Optimum design of welded structures, *Rakenteiden Mekaniikka (Journal of Structural Mechanics)*, Vol. 50, No 3, 2017, pp. 326-329. [doi.org/10.23998/rm.65153](https://doi.org/10.23998/rm.65153)
- [8] Okerblom, N.O. (1955) *The calculations of deformations of welded metal structures* (Translated by the Dept. of Scientific and Industrial Research, 1958) London, HMSO.
- [9] Okerblom, N.O., Demyantsevich, V.P., Baikova, I.P. (1963) *Design of fabrication technology of welded structures*. Leningrad, Sudpromgiz. (in Russian)
- [10] White, J.D. (1977a) Longitudinal shrinkage of a single pass weld. CUED/C-Struct./TR.57, Univ. of Cambridge, England, Department of Engineering.
- [11] White, J.D. (1977b) Longitudinal shrinkage of multi-pass welds. CUED/C-Struct./TR. 59. Univ. of Cambridge, Dept. of Engineering.
- [12] Masubuchi K. (1980) *Analysis of welded structures*. Pergamon Press, Oxford, New York etc.
- [13] Farkas, J., Jármai, K. (1997) *Analysis and optimum design of metal structures*. Balkema, Rotterdam-Brookfield.
- [14] Farkas, J., Jármai, K. (1998) Analysis of some methods for reducing residual beam curvatures due to weld shrinkage, *Welding in the World* 41 (4) 385-398.
- [15] Eurocode 3. Design of steel structures. Brussels, CEN. (2009)
- [16] Eurocode 9. Design of aluminium structures. Brussels, CEN. (2007).