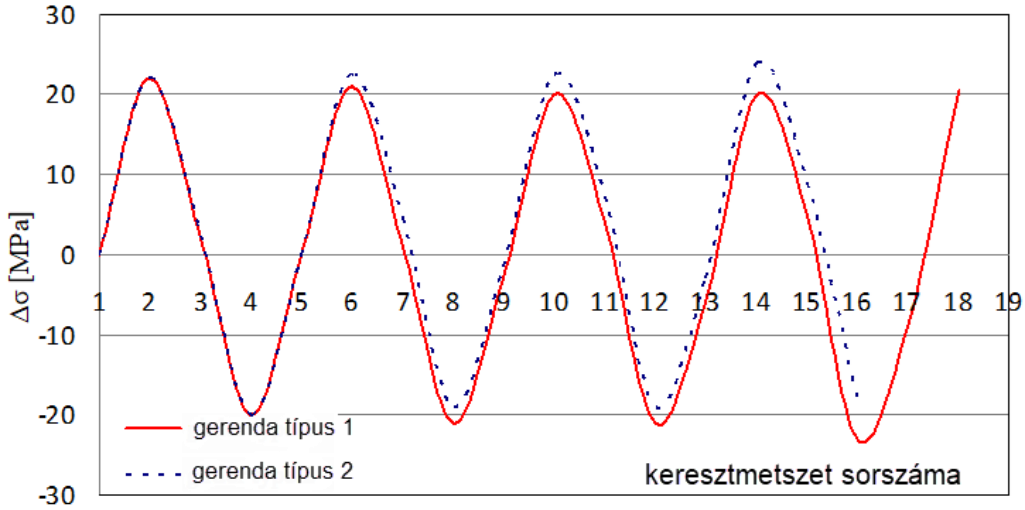
Válaszok Prof. Dr. Várkonyi Péter László

„Kövesdi Balázs Géza: Acélhidak innovatív méretezési módszerei” című MTA doktori értekezés bírálatára

Először is szeretném megköszönni az alapos bírálatot és az eredményeim pozitív megítélését. Az alábbiakban először a disszertáció fejezeteihez, majd a tézisekhez kapcsolódó megjegyzésekre és kérdésekre válaszolok.

Kérdésekre, megjegyzésekre adott válaszok

1. A bírálatban véleményként megfogalmazódott, hogy a 13. oldalon jó lett volna bemutatni a trapézlemez elhelyezéséhez kapcsolódó mintaszámítást a dolgozatban, mert ez konkrét saját eredmény. Ezzel teljesen egyetértek, mivel a kidolgozott mintapélda nagyon jól mutatja a keresztirányú hajlítónyomaték számítási módszertanát és az általam talált pontosításra is felhívja a figyelmet. A mintaszámítás sajnos a terjedelmi korlátok betartása miatt került ki a dolgozatból, azonban a dolgozatban hivatkozott cikkemben megtalálható. Azt gondoltam, hogy a doktori műben az új tudományos eredményt jelentő számítási képletet, annak mechanikai modelljét és levezetését mutatom be, a mintapéldával való szemléltetés kimaradhat a tudományos eredmény csorbítása nélkül. Ugyanakkor itt a válaszomban ismertetem a mintaszámítást is. A mintapéldában vizsgált gerenda kéttámaszú, csuklós megtámasztással rendelkező tartó, melynek keresztmetszete megegyezett a kísérleteim során alkalmazott gerenda keresztmetszeti adataival, és mezőközépen 100 kN függőleges erővel volt terhelve. A numerikus számítás eredményeként kapott, az övlemez két széle között számított normálfeszültség különbségeket az *1. ábra* mutatja be. A diagram vízszintes tengelye a vizsgált keresztmetszet sorszámát mutatja (doktori mű *12. ábrájának* megfelelően), a függőleges tengelyen a feszültségkülönbség ($\Delta\sigma$) látható, ami lineáris kapcsolatban áll a keresztirányú hajlítónyomatékkal. A numerikus számítás azt mutatta, hogy a maximális normálfeszültség-különbségi helyek a ferde lemezmezők közepén találhatók, a maximumértékek pedig közel állandók a tartó hossztengelye mentén, mivel a nyíróerődiagram konstans.



1. ábra: Normálfeszültség-különbség változása a gerenda hossztengelye mentén.

Az analitikus megoldás alapján az övlemez két széle közötti normálfeszültség-különbséget az (1)-(3) egyenletekkel számíthatjuk ki:

$$M_{\mathrm{z,max}} = \frac{V}{h_{\mathrm{w}}}\frac{a_3}{4}\,(2a_1 + a_4) = \frac{50kN}{50cm}\frac{13{,}3\mathrm{cm}}{4}(2 \cdot 21cm + 16{,}5cm) = 194.5\mathrm{kNcm} \tag{1}$$

$$I_{\mathrm{z,flange}} = \frac{22{,}5^3 \cdot 2}{12} = 1898{,}43\mathrm{cm}^4 \tag{2}$$

$$\Delta\sigma = \frac{194{,}5}{1898{,}43} \cdot 22{,}5 = 23{,}1\mathrm{MPa} \tag{3}$$

A numerikus számítás ugyanezen értékre 22,5 MPa-t eredményezett, ami azt mutatja, hogy a javasolt analitikus képlet jó közelítést ad a mintapéldában alkalmazott terhelési és megtámasztási feltételek mellett.

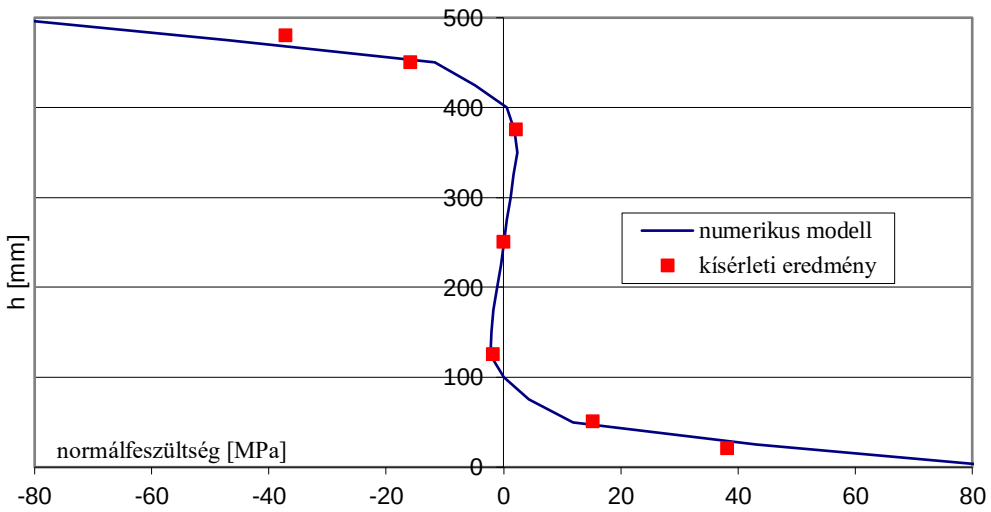
2. A doktori mű *10. ábrájával* illusztrált validáció esetén a trapézlemez gerincű tartó övlemezében kialakuló mért és a numerikus modellel számított normálfeszültségek értékeit hasonlítottam össze. A disszertációban bemutatott gerenda esetén számszerűen az *1. táblázatban* bemutatott értékeket hasonlítottam össze grafikonon ábrázolva. Az alsó és a felső övlemezben mért és számított értékek közötti átlagos különbség 3-4% volt.

1. táblázat: Mért és számított normálfeszültségek a gerenda közepéhez legközelebbi párhuzamos lemezmezőnél.

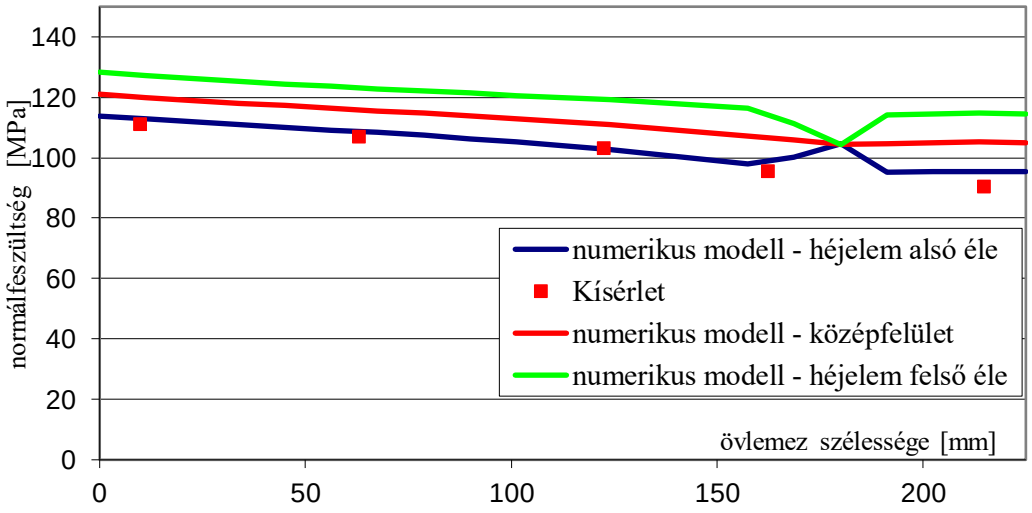
Bélyegszám	G1	G2	G3	G8	G9	G10
	alsó övlemez			felső övlemez		
mért érték	174.3	144.2	109.9	-170.4	-140.1	-110.6
mért átlag érték [MPa]	142.8			-140.4		
számított érték	179.2	147.0	115.4	-174.3	-146.5	-118.6
numerikus átlag érték [MPa]	147.2			-146.5		
eltérés nyúlásmérő bélyegenként [%]	2.8	1.9	5.0	2.3	4.6	7.2
átlagos eltérés [%]	3.1			4.3		

Egy másik kísérleti gerenda, az 1. jelű próbatest esetén 200 kN terhelő erő hatására a középső, tisztán nyomatékkal terhelt részen a középső keresztmetszetben a gerinclemezen mért és számított normálfeszültségek összehasonlítását a *2. ábra* mutatja be.

Hasonló összehasonlítást az 1. kísérleti próbatest alsó övlemezére a *3. ábra* mutat be. Látható, hogy a héjmodell övlemezének alsó szélső szálán, ahol a nyúlásmérő bélyegek el voltak helyezve, a numerikus modell által meghatározott normálfeszültség nagy pontossággal megegyezik a kísérletek során mért értékekkel.



2. ábra: Mért és számított normálfeszültségek összehasonlítása a gerinclemezben – 1. próbatest jelű gerinclemez, 1. mért keresztmetszet.



3. ábra: Mért és számított normálfeszültségek összehasonlítása az alsó övlemezben – 1. jelű próbatest.

3. A *14. ábra* modellje trapézhullámonkénti, azaz nagyon sűrű oldalirányú megtámasztást mutat. Professzor úr rákérdezett, hogy mi az oka ennek. Ebben az esetben egy trapézlemez hullámot tekintettem a vizsgált mechanikai rendszernek, ezért van támasz a gerenda két végén. Azonban ez a modell több hullámhossz esetén is azonos módon, azonos elvek alapján működik. Amennyiben az *a)* ábrán látható mechanikai modellt tekintjük érvényesnek, az oldalirányú támaszokban keletkezik reakcióerő. Amennyiben a *b)* ábrán látható mechanikai modellt tekintjük érvényesnek, ami a keresztirányú erők maximális értéke szempontjából a legkedvezőtlenebb, akkor az ábrán mutatott oldalirányú támaszokban nem keletkezik reakcióerő, a trapézlemez gerincből az övlemezre jutó nyíróerők és hajlítónyomatékok egyensúlyi rendszert alkotnak. Természetesen a valós szerkezeti kialakításban ezen helyeken nincsenek oldalirányú megtámasztások, nincsenek hullámhosszonkénti megtámasztások, azonban a kiegyensúlyozatlan belső erőket a tartó szélein, vagy a diszkrét pontokban lévő oldalirányú megtámasztásoknak kell egyensúlyozniuk.

Ez a hatás látható a doktori mű *23.* és *24. ábrájának* összehasonlításán, melyek között a különbséget a tartó hossza mentén elhelyezett oldalirányú megtámasztások jelentik. A kutatási eredményeim rámutattak, hogy az oldalirányú megtámasztások jelentősen befolyásolják a keresztirányú hajlítónyomaték nagyságát és az ebből származó normálfeszültségeloszlást az övlemezben. Ez az oka annak, hogy a doktori mű *15. ábráján* és a (2.11) képlettel megadott keresztirányú hajlítónyomaték egy elméleti maximum érték, melytől a gyakorlati esetekben lényegesen kisebb keresztirányú hajlítónyomaték is kialakulhat a szerkezetben, melynek pontosabb meghatározása az adott vizsgálandó geometriai kialakítás és megtámasztási rendszerre kidolgozott pontosított modellel (numerikus vagy analitikus) lehetséges.

4. A disszertáció *16. ábráján* bemutatott tendencia egy konkrét esetben mutatja be az övlemez két széle közötti normálfeszültség-különbség változását az övlemez szélesség és vastagság (b_f és t_f paraméter) függvényében. Annak érdekében, hogy az eredmények közvetlenül összehasonlíthatók legyenek, a vizsgált gerendák más paraméterei nem lettek változtatva. Valószínűleg szerencsés lett volna megadni, hogy a konkrét értékek milyen geometriai kialakításhoz tartoznak, ugyanakkor a diagramon bemutatott eredmények tendenciáját szerettem volna bemutatni és nem a pontos értékekre fókuszálni, mivel az adott paraméternek megfelelő tendenciát kell tudni követni az analitikus megoldással, a konkrét számszerű összehasonlítás csak a második lépés, azt összesítő diagramon a doktori mű *19. ábrája* mutatja be. A demonstrációként bemutatott diagramon vizsgált trapézlemezgerincű tartó a következő geometriai paraméterekkel rendelkezett: h_w=500 mm, t_w=6 mm, t_f=25 mm, a_1=a_2=210 mm, α=39°.

5. A következő bírálói kérdés a doktori mű *19. ábráján* látható adatpontok számára vonatkozott. A diagram összesen 49 adatpont, azaz 49 vizsgált geometria esetén mutatja be a mért és számított értékek összehasonlítását. Mivel a doktori mű *16-18. ábráin* bemutattam az egyes geometriai paraméterek normálfeszültség-különbségre való hatását és az analitikus modell minden paraméter esetén jó egyezést mutatott az itt meghatározott tendenciákkal, valamint lineárisan rugalmas számítást hajtottam végre, így a 49 vizsgált geometriával kellően megalapozottnak éreztem az analitikus méretezési modell helyességének igazolását. Természetesen a vizsgált esetek száma még növelhető lett volna.

6. A doktori mű *20. ábrája* esetén a *20 a) ábra* egy sematikus, magyarázó diagram, mely mutatja a f_t tényező mechanikai jelentését és tendenciáját az M-V interakciós ellenállás meghatározásában. Továbbá a diagram célja az (1) – (6) jelű karakterisztikus pontok definiálása, melyeket felhasználtam a szakirodalom alapján összegyűjtött jellemző trapézlemez gerincű tartók esetén a csökkentő tényező értékének kiszámításához. Ily módon az ábrához nem tartoznak konkrét értékek és számítások.

   Ezzel ellentétben a *20 b) ábra* a Kuchta [12] által elvégzett laboratóriumi kísérletek eredményeit mutatja be a *20 a) ábrához* hasonló módon, az M-V interakciós diagram formájában. A két diagram egymás mellé állításának legfontosabb üzenete, hogy a korábban alkalmazott f_t csökkentő tényező tendenciájában sem felel meg a laboratóriumi kísérletek eredményeinek, így értékét és alkalmazásának módját felül kell vizsgálni.

7. Nagyon köszönöm a *3. táblázatban* megadott f_{Tmin} értékekre vonatkozó kérdést. A *3. táblázatban* a különböző szakirodalmi adatokat úgy választottam szét, hogy külön értékeltem a szinuszhullám gerincű tartókat, és két csoportra bontottam a trapézlemez gerincű tartókat: (i) szakirodalomban talált kísérleti és numerikus modellek geometriai kialakítására – ezt neveztem trapézlemez gerincű tartóknak, valamint (ii) megépült hídszerkezetek esetére. Szakirodalomban korábban vizsgált trapézlemez gerincű tartók esetére összesen 115 kísérleti és 292 numerikusan vizsgált kialakítást találtam, míg megépült szerkezetekből 12 esetére tudtam a szükséges geometriai adatokat összegyűjteni. Talán szerencsés lett volna a két kategóriát máshogy nevezni, mert mindkettőben trapézlemez gerincű tartók szerepelnek. A megépült hídszerkezetek esetén tapasztaltam a bírálatban is említett kisebb f_t értékeket (nagyobb teherbíráscsökkentéseket). Ez az adatbázis azonban teljes mértékben a szakirodalmi adatokat dolgozta fel, a korábbi kísérleti és numerikus kutatások során vizsgált geometriai kialakításokat, valamint megépült szerkezetek adatait tartalmazza és nincsenek benne az általam később vizsgált geometriai konfigurációk adatai. Ezért a bírálatban említett, „a vizsgált adatbázis reprezentatívnak tekinthető" kérdésre az a válaszom, hogy a korábbi szakirodalmi vizsgálatok valóban nem voltak teljes mértékben reprezentatívnak tekinthetők, ez látható a táblázat adatain, ugyanakkor ezt az adatbázist egészítettem ki a saját vizsgálataimmal, melyet így igyekeztem reprezentatívvá tenni.

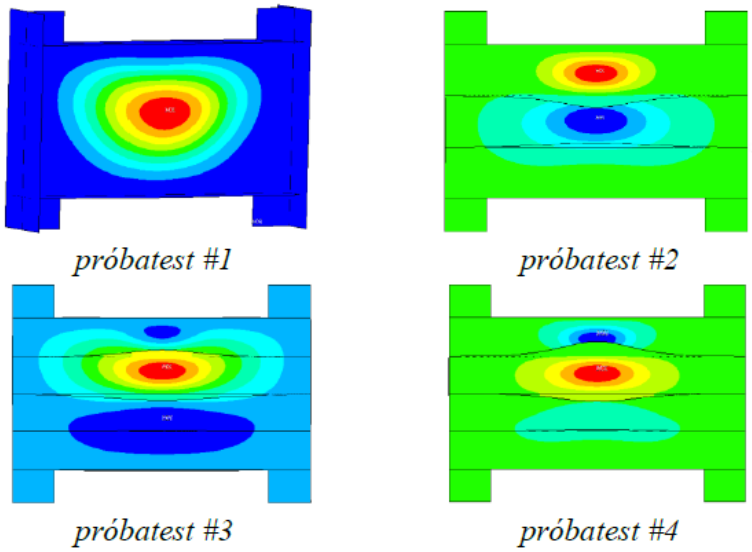
8. A keresztirányú nyomaték numerikus modellel való pontosított számítására vonatkozó kérdésre a következő választ adom. A disszertációban azt szerettem volna egyértelművé tenni, hogy az általam javasolt (2.11) képlet alapján számított keresztirányú hajlítónyomatékból származó normálfeszültség-különbség egy elméleti maximális érték, mely előre definiált, elméleti szempontból a legkedvezőtlenebb alapesethez tartozó érték, így minden esetben a biztonság oldalán van. Azonban a valós hídszerkezetek esetén gyakran alkalmazott oldalirányú megtámasztások (merevítések) jelentősen csökkenthetik ennek értékét. Ezért a valós szerkezeti kialakítások és megtámasztási viszonyok figyelembevételével lehet a pontos értéket meghatározni, amire én a numerikus modellt javasoltam, de az elméleti mechanikai modell oldalirányú támaszokkal való kiegészítése is lehetséges.

9. A 2.4 fejezet a következő megállapítással zárul: „Megállapítottam, hogy a numerikus modellben tapasztalt hajlítási teherbíráscsökkenés mértéke nem haladja meg a trapézlemezgerinc hajlítási ellenálláshoz való hozzájárulásának mértékét". Azt gondolom, hogy ennek a magyarázata kettős, két hatás kombinálódásának az eredménye. Egyrészt a trapézlemez gerincű tartókra jellemző harmonikahatás következtében a gerinclemez hozzájárulása a tartó hajlítási ellenállásához lényegesen kisebb, mint a síklemez gerincű tartóknál, mely hozzájárulási mérték a gerinclemez geometriai kialakításától (hullámhossz, hullámmagasság, oldalhossz mérete) függ. A gerenda M-V interakciós viselkedésében a nyíróerő növelésével a hajlítási ellenállás maximális mértékben csak ennek a részesedésnek a kiesésével tud csökkeni. Más módon megfogalmazva, az övlemezek által alkotott keresztmetszet hajlítási ellenállása és a teljes trapézlemez gerincű keresztmetszet hajlítási ellenállás arányszáma 1.0-hoz közeli. Ennek azonban önmagában valóban nem kellene teherbírás-csökkenést eredményeznie. Ugyanakkor ismert, több kutató által is tapasztalt jelenség, hogy az M-V interakciós diagram jellege olyan, hogy kismértékű nyíróerő a

hajlítási ellenállás szempontjából kedvező is lehet és az M-V interakciós teherbírás kismértékben ugyan, de meghaladja a tiszta hajlítási ellenállást. Ennek oka nem a gerenda tönkremenetelének fizikai jelenségében keresendő, nem a nyíróerő és az abból származó nyírófeszültség lesz kedvező hatással a tönkremenetelre, hanem az M-V interakciós tönkremenetel kiértékelési módjában keresendő. A nyíróerő változó hajlítónyomatékeloszlást eredményez a szerkezeten, mely a tönkremenetel helyét kismértékben módosítani tudja. Ez az egyik oka annak, hogy jelenleg az Eurocode méretezési eljárásában 50%-os kihasználtságnál kisebb nyíróerőhányad esetén nem szükség ellenőrizni az M-V interakciós tönkremenetelt. Hasonló hatás tapasztalható trapézlemezgerincű tartók esetén is, ami a fent leírt kismértékű ellenállás-csökkenést kompenzálni képes. Ez a magyarázata a doktori mű *28. ábráján* látható jelenségnek.

10. Nagyon köszönöm a (3.1) egyenletre vonatkozó észrevételt. A 3.1 egyenletben véletlenül került be a >=1.0 érték, a 3.2 egyenletbe szerettem volna beírni, így ez hiba a képletben.

11. A disszertáció 3.3 fejezetében a beroppanási ellenállás meghatározására kidolgozott numerikus modellt, annak verifikációját és validációját mutattam be. A numerikus modell validációjához helyettesítő geometriai imperfekciókat alkalmaztam, melyet hasonló numerikus modellek esetén szokásos módon, sajátalak formájú imperfekcióként vettem fel. Az alkalmazott imperfekció alakját a *4. ábra* mutatja be a négy különböző típusú próbatest esetén.



4. ábra: Első sajátalak formájú helyettesítő geometriai imperfekciók alakjai.

A sajátalak formájú helyettesítő geometriai imperfekció hasonló stabilitási problémák esetén elterjedten alkalmazott, és korábbi szakirodalmi adatok alapján alkalmazása általában a biztonság oldalán lévő teherbírásértékre vezet. Mivel több hosszbordával merevített gerinclemezes tartók esetére nem állt rendelkezésemre kiterjedt kísérleti és numerikus vizsgálat az alkalmazandó imperfekció alakjára és nagyságára vonatkozóan, ezért első körben a sajátalakformájú imperfekciót alkalmaztam, majd a 3.4. fejezetben a különböző imperfekciós alakok teherbírásra gyakorolt hatását vizsgáltam, mely hiánypótló számítássorozat volt a több hosszbordával merevített gerinclemezek beroppanási ellenállásának meghatározása esetén.

A bírálatban tett megállapítással egyetértek, miszerint az a tény, hogy két próbatest esetén kisebbek lehettek az imperfekciók, csak indirekt módon került megállapításra, a kísérleti próbatesteken imperfekciómérést nem hajtottam végre. Azonban minden próbatestből (külön az övlemezbél és külön a gerinclemezből, valamint a hosszbordákból is) anyagminta került kivételre, melyek eredményei beépítésre kerültek a numerikus modellbe. Továbbá minden kísérleti próbatest geometriai jellemzői (övlemez, gerinclemez és hosszbordák lemezvastagsága és szélessége) pontosan meg lettek mérve, így az egyetlen számottevő bizonytalanságot jelentő tényező a kísérleti eredményekben az imperfekció nagysága volt. Így eléggé megalapozottnak éreztem a kijelentést, melyet később az imperfekció-érzékenységvizsgálat eredményei alapján igazoltam is.

12. A *64. ábrára,* az M-V interakciós diagram jellegére vonatkozó bírálói kérdésre azt tudom mondani, hogy egyértelmű tendenciaként rajzolódott ki, hogy a $M_{f,R}/M_{el,eff,R}$ arányszám befolyásolja és jellemzi a vizsgált I-tartók M-V kölcsönhatásra vonatkozó teherbírásának jellegét. A numerikus számításaim azt is igazolták, hogy amennyiben a vizsgált I-tartó $M_{f,R}/M_{el,R}$ arányszáma csökken, egyre nagyobb teherbíráscsökkenés jellemzi a szerkezet viselkedését és az összetett igénybevétel kisebb teherbírásértéket eredményez, mint a tiszta nyomatéki, vagy tiszta nyírási horpadási ellenállás értéke.

Az arányszám határértékei, melyeket megjelöltem, mint az EN 1993-1-5 szabvány hatályos méretezési módszerének jelzőszámai, ami eldönti, hogy a szabványos méretezési módszer a biztonság oldalán, vagy biztonság kárán van, nem jelent fizikai határértéket, csupán a jelenleg szabványos méretezési eljárás hiányosságára mutat rá és igyekszik megadni azt a paramétertartományt, melyben a szabványos méretezési képet a biztonság oldalán van. A doktori műben megadott két határérték (0,92 a merevítetlen, 0,88 a hosszbordákkal merevített tartók esetén) az általam vizsgált paramétertartományban tekinthető érvényesnek, ami széles tartományát lefedi a gyakorlatban építőmérnöki célra alkalmazott I-tartók geometriai méreteinek. A határértékek alapos elemzésére a számítási eredményeket kiértékeltem az A_f/A_w arányszám (övlemez és gerinclemez keresztmetszeti területének arányában) függvényében is, ami szintén hasonló tendenciát mutatott. Ebből az összehasonlításból látható 6 kiemelt példa a doktori mű *65. ábráján*.

Azonban az új tudományos eredményt nem ezen határértékek meghatározásában látom, hanem abban, hogy rámutattam, hogy az $M_{f,R}/M_{el,R}$ arányszámmal jellemezhető az M-V interakciós görbe jellege, és ennek függvényében felírható egy pontosított méretezési képlet.

Az eredmények továbbá arra is rámutattak, hogy a nyírási horpadási ellenállás meghatározási módjában jelentős szórás van. Ez látható a doktori mű *63. ábráján,* valamint a *64-65. ábrákon* is. Ez a szórás látható a bírálatban kérdezett diagramon is. Ugyanakkor számításaim azt mutatták, hogy a kérdésben is megjelölt jelentős szórás a nyírási horpadási ellenállás meghatározási módjában van, ami azonban független az interakciós viselkedéstől és a fent megjelölt határszámoktól. Bizonyos geometriájú I-tartók esetén a jelenlegi méretezési modellek kellően pontosan követik a numerikus számítások eredményeit, míg más esetben jelentősen a biztonság oldalán vannak. Ezért korábbi kutatásaimban új méretezési javaslatot dolgoztam ki a nyírási horpadási ellenállás meghatározásának

módjára is, mely a korábbi szakirodalmi javaslatoknál lényegesen pontosabban adja meg a nyírási horpadási ellenállás értékét. Ez a méretezési javaslat azonban terjedelmi okok miatt nem került be a doktori műbe.

13. A „stabilitási görbék platójának hosszán” azt a karcsúságértéket értettem, melynél kisebb karcsúság esetén szilárdsági tönkremenetel következik be, azaz nincs szükség csökkentő tényező alkalmazására. Az általam hivatkozott és használt platóhossz kifejezéshez tartozó határérték kihajlási görbék esetén $\bar{\lambda}$=0,2; kifordulási görbék esetén $\bar{\lambda}_{LT}$=0,4; horpadási stabilitásvesztési mód esetén $\bar{\lambda}_p$=0,67; beroppanási tönkremeneteli mód esetén $\bar{\lambda}_F$=0,5.

A tézisek értékelésére vonatkozó válaszaim

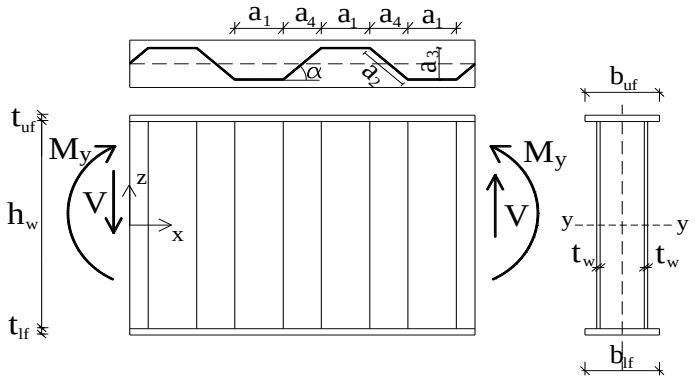
1. tézis:

A tézis első két pontja valóban általános megállapítás, a keresztirányú hajlítónyomaték meghatározására kidolgozott méretezési képletben a saját eredményem az, hogy pontosítottam a korábbi mechanikai modellt, melyet így az elméletileg legkedvezőtlenebb geometriai kialakítás esetére is alkalmazhatóvá tettem. Valamint bemutattam, hogy a keresztirányú hajlítónyomaték milyen módon függ a trapézlemez geometriai kialakításától, a gerenda oldalirányú megtámasztásától, valamint a nyíróerő ábra jellegétől. Ilyen komplex, kísérleti és numerikus módon való igazolása az analitikus méretezési modellnek megítélésem szerint egyedüli a nemzetközi szakirodalomban.

A tézis harmadik pontjának alkalmazási tartományára vonatkozóan a következőt válaszolom. A trapézlemez gerincű tartók feszültségeloszlás vizsgálatához és a hajlítási ellenállás meghatározásának vizsgálatához először összegyűjtöttem a szakirodalomban elérhető trapézlemez és szinuszhullám gerincű tartók jellemző paramétereit. Az általam készített adatbázis tartalmaz (i) korábbi laboratóriumi vizsgálatok során alkalmazott kísérleti próbatestek geometriai jellemzőit, (ii) numerikus vizsgálatokban alkalmazott és dokumentált gerendák geometriai jellemzőit, (iii) megépült trapézlemez gerincű hidak geometriai méreteit, továbbá (iv) acélgyártók katalógusában megadott, rendelhető hullámgerincű tartók méreteit is. A teljes adatbázis közel 2000 geometriai konfigurációt tartalmaz, melyeket elemezve határoztam meg azt a paramétertartományt, melyre a kísérleti és numerikus vizsgálatokat elvégeztem. A hajlítási ellenállás meghatározásához és a tézis kimondásához a következő jellemző paramétertartományt vizsgáltam:

- h_w 300 – 2500 mm,
- t_w 1.5 – 10 mm,
- b_f 150 – 450 mm,
- t_f 12 – 50 mm,
- h_w/t_w 100 – 500 mm,
- a_1 150 – 450 mm,
- $a_1=a_2$,
- α 10˚ – 60˚

mely lefedi a gyakorlatban alkalmazott, általam ismert trapézlemez gerincű tartók jellemző alkalmazási tartományát. A jelölésrendszer megegyezik a disszertációban is alkalmazott jelölésekkel, melyet az *5. ábra* mutat be.



5. ábra: Trapézlemez-gerincű tartó esetén alkalmazott jelölésrendszer.

A készülőben lévő új EN 1993-1-5 szabvány az adott méretezési képlet alkalmazhatósági tartományára vonatkozóan nem ad meg többletkritériumot ahhoz képest, mint ami a teljes lemezes szerkezetek méretezésével foglalkozó szabványkötet alkalmazhatósági tartománya.

2. tézis:

A tézis első pontjában a hosszbordamerevségére vonatkozó kritérium (doktori műben a 3.17 képlettel megadott összefüggés) egy meglévő, korábbi szakirodalomban közölt képlet, melyet szakirodalmi vizsgálatok alapján arra alkalmaztak, hogy korlátozzák a beroppanási ellenállásban figyelembe veendő hosszbordamerevség értékét. A numerikus számításaim azt mutatták, hogy amennyiben az alkalmazott hosszborda merevsége az ebben az összefüggésben megadott értéknél nagyobb, akkor az általam vizsgált paramétertartományban a több hosszbordával merevített gerinclemezes I-tartók beroppanási tönkremenetele lokális horpadás formájában alakul ki. A vizsgálatot úgy végeztem el, hogy különböző geometriai kialakítások esetén meghatároztam a beroppanási ellenállás értékét, és a jellemző tönkremeneteli módot egyre növekvő hosszbordamerevség alkalmazásával vizsgáltam. A relatív bordamerevség és a beroppanási ellenállás összefüggésére mutatott egy példát 3 különböző geometriájú I-tartó esetén a doktori mű *47. ábrája*. A vízszintes tengelyen a relatív bordamerevség, a függőleges tengelyen a beroppanási ellenállás értéke látható. A diagramon jelölt pontok a numerikus számítások eredményeit mutatják, a szaggatott vonalak pedig a jellemző tendenciát hivatottak bemutatni. Látható, hogy minden görbének két jellemző része van, egy erősen nemlineáris szakasz, melyet az jellemez, hogy a hosszbordamerevség növelésével a beroppanási ellenállás értéke nő, majd egy bizonyos bordamerevség elérése után a beroppanási ellenállás értéke független lesz az alkalmazott bordamerevségtől. Ez fizikailag azt jelenti, hogy a tönkremeneteli mód és teherbírás független a hosszborda merevségétől, a tönkremenetel a terhelt övlemez és a hosszborda közötti lemezmezőben következik be.

A numerikus paramétervizsgálatban vizsgált közel 1500 geometriai kialakítás mindegyike esetén nem hajtottam végre a *47. ábrán* bemutatott bordamerevség vizsgálatot, ami szükséges lett volna ahhoz, hogy egy pontosabb méretezési képletet javasoljak a bordamerevségi kritériumra. Ezért fogalmaztam a tézisben úgy, hogy javaslatot dolgoztam ki a tönkremeneteli

módok szétválasztására, és a lokális horpadás jellegű beroppanási tönkremeneteli mód azonosítására, és ezért nem írtam azt, hogy méretezési képletet dolgoztam ki a tönkremeneteli módok szétválasztására. Megjegyzem, hogy a doktori mű (3.17) képletének pontosítása jövőbeli kutatási céljaim között szerepel.

A tézis 4. alpontjára vonatkozó megjegyzés, miszerint az új tudományos eredmény 6 laboratóriumi kísérleti eredmény alapján lett kidolgozva, mely kevésnek tekinthető egy általános érvényű megállapításhoz, elfogadom, és részben egyetértek vele. Azonban szeretném a figyelmet felhívni, hogy ilyen típusú vizsgálat a lokális beroppanási tönkremenetel numerikus modellel való vizsgálatára és a helyettesítő geometriai imperfekció meghatározására tudomásom szerint korábban nem készült, vagy nincs dokumentálva a nemzetközi szakirodalomban, ilyen módon hiánypótló a munkám az adott kutatási területen.

3. tézis:

A doktori műben főként a terjedelmi korlát betartása miatt nem volt lehetőségem minden számítási eredmény és kiértékelés bemutatására. Az interakciós viselkedés elemzésére végrehajtott eredményeimet azonban 4 impakt faktoros nemzetközi folyóiratcikkben publikáltam, melyekben bemutattam az M-V és az M-V-F interakciós méretezési eljárásra vonatkozó eredmények statisztikai kiértékelésének eredményeit is.

Az M-V interakciós viselkedésre vonatkozó statisztikai kiértékelés eredményeit a doktori mű 66. oldalán megadtam. Ugyanezt nem tettem meg az M-V-F interakciós méretezési eljárásra vonatkozóan, melyet az alábbiakban pótolok. A doktori műben a *76-78. ábrák* mutatják be a numerikus számítási eredményeket, összehasonlítva a javasolt méretezési képletekkel. A statisztikai kiértékelést három különböző értékelési módszerre vonatkozóan ismertetem. Az első kiértékelési módszer a numerikus modell alapú ellenállási modelleket használja (hajlítási, nyírási és beroppanási ellenállások numerikus modell eredményei alapján számítva). A második kiértékelési módszer az EN 1993-1-5 ellenállásmodelljeit használja $M_{pl,R}$ figyelembevételével, valamint Chacón és tsai. legújabb javaslatát figyelembevéve a beroppanási ellenállás meghatározására, mely szintén beépítésre került az új EN 1993-1-5 szabványba. A harmadik kiértékelési mód a numerikus modell által meghatározott nyírási horpadási és beroppanási ellenállásokat, valamint a vizsgált keresztmetszet képlékeny hajlítási ellenállását alkalmazza a kölcsönhatási egyenletben a hajlítási kihasználtsági tagot 3.0-s kitevővel számításba véve.

2. táblázat: Statisztikai kiértékelés eredménye a merevítetlen gerincű tartók esetén.

	Módszer 1	Módszer 2	Módszer 3
átlagérték	1,2959	1,4146	1,2282
szórás	0,2107	0,1734	0,1605
relatív szórás	0,1625	0,1225	0,1306
minimumérték	1.04	1.12	1.00

Az eredmények alapján látható, hogy az új interakciós képlet a szabványos ellenállásmodellekkel minden esetben a biztonság oldalán van, és jelentős teherbírástartalékkal rendelkezik az M-V-F interakciós ellenállás meghatározásában. Ugyanakkor a statisztikai kiértékelésből az is látható, hogy az új M-V-F interakciós képlet a numerikus modell által számított tiszta teherbírásértékek figyelembevételével is a biztonság oldalán van, ami lehetővé teszi a szabványos ellenállásmodellek jövőbeni pontosítását úgy, hogy az interakciós egyenlet változatlanul alkalmazható marad.

Hasonló módon, a statisztikai kiértékelés eredményét a *3. táblázat* mutatja be hosszbordával merevített tartók esetére. Az első kiértékelési módszer (Módszer 1) a numerikus modellel meghatározott hajlítási, nyírási horpadási és beroppanási ellenállásokon alapul. A második módszer (Módszer 2) a vizsgált keresztmetszetek képlékeny hajlítási ellenállását veszi figyelembe a kiértékelés során.

3. táblázat: Statisztikai kiértékelés eredménye a merevített gerincű tartók esetén.

	Módszer 1	Módszer 2
átlagérték	1.552	1.434
szórás	0.373	0.254
relatív szórás	0,2403	0,1777
minimum arányszám	1.06	1.03

4. tézis:

Nagyon köszönöm a 4. tézisben szereplő I_t/I_p arányszámra vonatkozó megjegyzést. A tézis első pontjában hivatkozott arányszám hibás, miszerint

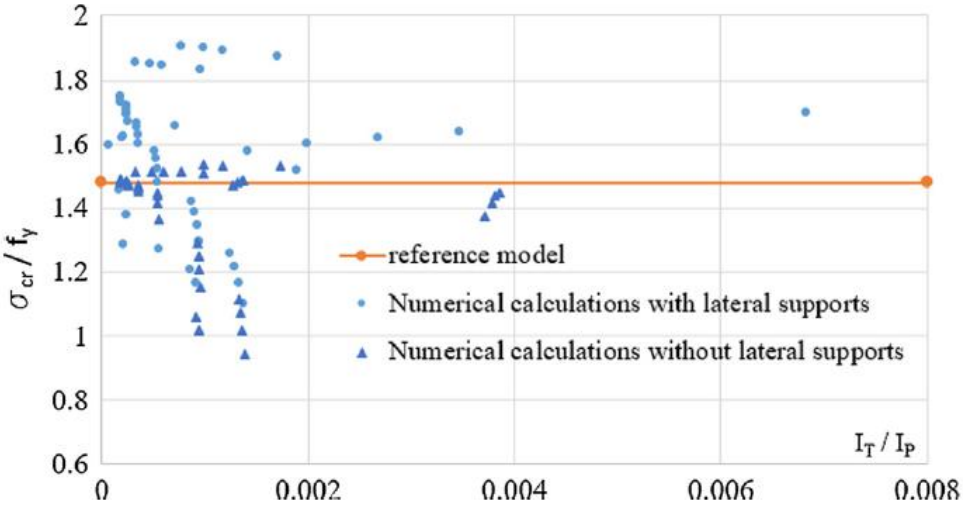
> *„Igazoltam, hogy a kereszttartó csavarási merevségi kritériumaként megadott I_t/I_p arányszám nem alkalmas a kereszttartó minimális merevségének meghatározására”*

helyesen úgy lenne

> *„Igazoltam, hogy a kereszttartó csavarási merevségi kritériumaként megadott Θ érték nem alkalmas a kereszttartó minimális merevségének meghatározására”*.

Az utóbbi megfogalmazás összhangban van az (5.13) képletben megadott kereszttartó elcsavarodásra vonatkozó követelménnyel, a *84. ábrán* bemutatott megépült hídszerkezetekkel való összehasonlítással, valamint a *89. ábrán* bemutatott vizsgálati eredményekkel is.

Megjegyzem, hogy a kiértékelést megtettem az I_t/I_p arányszámmal való összehasonlítás esetére is, de ez nem került be a doktori műbe a terjedelmi korlátok betartása miatt. A [KB9] publikációban azonban ismertettem ezen eredményeket is, melyet itt a *6. ábrán* bemutatok. A diagramon látható, hogy az I_t/I_p arány növelése sem eredményezi a merevített lemezmező kritikus feszültségének egyértelmű növekedését, így ez az arányszám sem alkalmazható a minimális bordamerevség értékének megadására, így a kijelentésem műszakilag helyes.



6. ábra: Kritikus feszültség értéke az I_t/I_p arányszám függvényében, [KB9].

A bírálatban feltett kérdés alapján, annak ellenére, hogy a megállapítás az I_t/I_p arányszám esetére is igaz, a tézist általánosabban, a θ paraméterre lenne helyes kimondani.

A tézis második alpontjával kapcsolatban nagyon köszönöm a megjegyzést, mellyel egyetértek. Igaz, hogy amennyiben a keresztartó nem teljesíti a minimális merevségi követelményt, az azt jelenti, hogy nem lehet teljesértékű megtámasztásként figyelembe venni az ortotrop lemez horpadásvizsgálata során, de elképzelhető más, pontosabb, illetve a keresztartók rugalmas megtámasztó hatását figyelembe vevő méretezési eljárás, melynek alkalmazásával a merevségi követelmény ellenőrzése elhagyható lenne. Ugyanakkor megjegyzem, hogy a doktori mű *80. ábráján* bemutatott méretezési módszer, melyet a gyakorlati tervezési eljárások is követnek, mind a keresztartók teljesértékű megtámasztó hatásából indul ki, ennek megváltoztatására nem gondoltam a tézis megírásakor.

Ezt figyelembe véve a tézis második pontjának megfogalmazása a következő módon lenne helyes:

> *„Igazoltam, hogy amennyiben a méretezés során a keresztartót teljes értékű, lemezsíkra merőleges megtámasztásként vesszük figyelembe az ortotrop lemez stabilitásvizsgálata során, akkor a keresztartó méretezésében ellenőrizni kell a támaszmerevségi követelményt és a keresztartó szilárdsági és merevségi megfelelőségét is. A két ellenőrzés együttesen vezet a szükséges keresztartómerevség meghatározásához.”*

Bízva abban, hogy a fentiekkel kellően megalapozott válaszokat sikerült adnom az opponensi véleményben feltett kérdésekre és megjegyzésekre, szeretném ismét megköszönni az alapos bírálatot.

Budapest, 2022. november 20.

Kövesdi Balázs

Dr. Kövesdi Balázs Géza