

**Doktori értekezés**

**Szálerősítés hatása a beton nyírási  
teherbírására**

**Halvax Katalin**

**Témavezető:**

**Dr. Majorosné Dr. Lublós Éva Eszter, PhD, habil., egyetemi  
adjunktus**

**Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem**

**Infrastrukturális Rendszerek Modellezése és Fejlesztése  
Multidiszciplináris Műszaki Tudományi Doktori Iskola  
Győr, 2017.**

## KÖSZÖNETNYÍLVÁNÍTÁS

Ezúton fejezem ki köszönetemet témavezetőmnek, *Dr. Majorosné Dr. Lublós Évának*, aki bevezetett a mérnöki kutatás világába és megértő türelemmel kísérte végig ezen utamat. Hálás vagyok, hogy megosztotta velem tudását és tapasztalatait. Minden alkalommal, bizalommal fordulhattam hozzá szakmai és emberi kérdéseimmel egyaránt.

Mindent köszönök, hálásan és jó szívvel gondolok a közös munkára.

Köszönetem fejezem ki a Szerkezetépítési és Geotechnikai Tanszék volt és jelenlegi vezetőjének, *Dr. Szepesházi Róbert PhD* és *Dr. Habil. Papp Ferenc* Uraknak, akik támogató türelemmel kísérték végig a doktori fokozat megszerzéséig vezető hosszú utamat.

Köszönöm, hogy mellettem álltatok.

Hálámat és köszönetemet fejezem ki *Pollák András* és *Hudacsek Péter* kollégáimnak.

András, a laboratóriumi vizsgálatok során nyújtott segítséged és tapasztalatod, a mindig jó kedélyű, segítőkész és problémamegoldó hozzáállásod, valamint a témérdek mennyiségű közösen elfogyasztott kávé közbeni eszmecseréink sokat jelentettek. Köszönet érte.

Péter, a laboratóriumi vizsgálatok összeállításában és végrehajtásában nyújtott segítséged a dolgozat megírásához nélkülözhetetlen volt. Hálás vagyok, hogy megosztottad velem ezen ismereteid és tapasztalatod.

Köszönetet mondok családomnak és barátaimnak, akik közvetlen vagy közvetett módon támogatták munkámat és bíztattak.

## TARTALOMJEGYZÉK

<b>ÖSSZEFOGLALÁS</b> .....	<b>5</b>
<b>SUMMARY</b> .....	<b>6</b>
<b>1. BEVEZETÉS</b> .....	<b>7</b>
1.1. A KUTATÁS AKTUALITÁSA .....	7
1.2. AZ ÉRTEKEZÉS CÉLKITŰZÉSEI .....	7
<b>2. IRODALMI ÁTTEKINTÉS</b> .....	<b>8</b>
2.1. SZÁLAK ANYAGAI ÉS JELLEMZŐI.....	8
2.1.1. Természetes szálak.....	8
2.1.2. Műanyag szálak .....	10
2.1.3. Üveg szálak .....	13
2.1.4. Szénszálak .....	15
2.1.5. Acélszálak .....	16
2.2. SZÁLALAK HATÁSA.....	18
2.3. SZÁLAK HATÁSA A MEGSZILÁRDULT BETON TULAJDONSÁGAIRA.....	24
2.3.1. Szálak hatása a beton nyomószilárdságára.....	24
2.3.2. Szálak hatása a beton rugalmassági modulusára.....	26
2.3.3. Szálak hatása a beton húzószilárdságára.....	27
2.3.4. Szálak hatása a beton szívósságára.....	31
2.3.5. Szálak hatása a beton nyírési teherbírására .....	36
<b>3. KÍSÉRLETEK FELÉPÍTÉSE</b> .....	<b>42</b>
3.1. ALKALMAZOTT ANYAGOK .....	42
3.1.1. A száلكihúzó vizsgálat során alkalmazott anyagok.....	42
3.1.2. Nyírési teherbírás vizsgálata során alkalmazott anyagok.....	44
3.2. KÍSÉRLETEK VÉGREHAJTÁSÁNAK MENETE.....	46
3.2.1. Száلكihúzó vizsgálatok .....	46
3.2.2. A beton mechanikai tulajdonságainak vizsgálata.....	48
3.2.2.1. Nyomószilárdság vizsgálata .....	49
3.2.2.2. Hajlító-húzószilárdság vizsgálata.....	50
3.2.2.3. Rugalmassági modulus vizsgálata.....	50
3.2.3. Nyírési teherbírás vizsgálata .....	52
<b>4. KÍSÉRLETI EREDMÉNYEK ÉS ÉRTÉKELÉSÜK</b> .....	<b>56</b>
4.1. SZÁLKIHÚZÓ VIZSGÁLATOK .....	56
4.1.1. Egyik végén beágyazott szál.....	56
4.1.1.1. Jellemző tönkremeneteli formák .....	57
4.1.1.2. Beágyazási hossz hatása .....	59
4.1.1.3. Vízcementtényező hatása .....	63
4.1.1.4. Száلالak hatása .....	67
4.1.2. Mindkét végén beágyazott szál.....	69
4.1.2.1. Jellemző tönkremeneteli formák .....	69

4.1.2.2. Vízcementtényező hatása .....	71
4.1.2.3. Acél és műanyag szálak összehasonlítása.....	72
4.1.3. Összegzés .....	75
4.2. A BETON MECHANIKAI TULAJDONSÁGAINAK VIZSGÁLATA .....	77
4.2.1. Nyomószilárdság vizsgálata.....	77
4.2.2. Hajlító-húzószilárdság vizsgálata.....	80
4.2.3. Rugalmassági modulus vizsgálata .....	85
4.2.4. Összegzés .....	86
4.3. NYÍRÁSI TEHERBÍRÁS VIZSGÁLATA .....	88
4.3.1. Tönkremeneteli mód.....	88
4.3.2. Jellemző erő-elmozdulás diagramok.....	101
4.3.3. Repesztő-nyírószilárdság .....	105
4.3.4. Törő-nyírószilárdság.....	107
4.3.5. Összegzés .....	108
<b>5. JAVASLAT A NYÍRÁSI TEHERBÍRÁS SZÁMÍTÁSÁRA .....</b>	<b>109</b>
5.1. NARAYANAN ÉS DARWISH [54] EGYENLETÉNEK ELEMZÉSE.....	109
5.2. AL-TA'AN ÉS AL-FEEL [55] EGYENLETÉNEK ELEMZÉSE .....	113
5.3. V.C.LI ET AL. [56] EGYENLETÉNEK ELEMZÉSE.....	116
5.4. ASHOUR ET AL. [57] EGYENLETÉNEK ELEMZÉSE .....	119
5.5. KHUNTIA ET AL. [58] EGYENLETÉNEK ELEMZÉSE.....	122
5.6. KWAK ET AL. [59] EGYENLETÉNEK ELEMZÉSE .....	125
5.7. SLATER ET AL. [60] EGYENLETÉNEK ELEMZÉSE .....	129
5.8. JAVASLATOM A NYÍRÁSI TEHERBÍRÁS SZÁMÍTÁSÁRA .....	131
<b>6. TÉZISEK .....</b>	<b>134</b>
<b>7. ÖSSZEGZÉS .....</b>	<b>142</b>
<b>8. IRODALOMJEGYZÉK .....</b>	<b>144</b>
8.1. A DISSZERTÁCIÓBAN SZEREPLŐ HIVATKOZÁSOK .....	144
8.2. A DISSZERTÁCIÓ TÉMAKÖRÉBEN MEGJELENT PUBLIKÁCIÓIM.....	146

## ÖSSZEFOGLALÁS

PhD kutatásomban az acél és a makro műanyag szálerősítés hatását vizsgáltam vasbeton gerendák nyírási teherbírására laboratóriumi kísérletek segítségével. A kutatáshoz kapcsolódó kísérleteimet két ütemben végeztem el. Az első ütemben a különböző anyagú és alakú szálak tapadási tulajdonságait vizsgáltam száلكihúzó kísérletek segítségével. A második ütemben, a száلكihúzó vizsgálatok eredményei alapján kiválasztott száltípusokkal, szálerősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli vasbeton gerendák nyírási teherbírását vizsgáltam.

A száلكihúzó vizsgálatok során, a mérés közben rögzített erő – elmozdulás értékek alapján, azt vizsgáltam, hogyan viselkednek a különböző típusú szálak a kihúzóási folyamat során. Ennek eredményeképpen, az erő – elmozdulás diagram jellegét tekintve, négy különböző lefutást figyeltem meg. Vizsgálataim során elemeztem, hogyan befolyásolja a szál alakja, beágyazási hosszának mértéke valamint az ágyazóanyag szilárdsága a száلكihúzóási folyamatát, a maximális száلكihúzó erőt illetve az ebből számított  $\tau_f$  tapadószilárdság mértékét. Vizsgálataim alapján megállapítottam, hogy az általam vizsgált acél- és műanyag szálak közül az acélszálak esetében a kampós végű, míg a makro műanyag szálak esetén a hullámos alakú szálakat javaslom alkalmazni vasbeton gerendák nyírási teherbírásának növelése céljából.

A nyírási teherbírás vizsgálatához vasbeton gerenda próbatesteket készítettem különböző alakú, anyagú és mennyiségű száladagolással. A gerendák törő-nyírószilárdságának meghatározásához a terhelése során rögzített erő – elmozdulás párokat használtam, míg a repesztő-nyírószilárdság meghatározása egy optikai mérőrendszer segítségével történt. A szálak alakjának, anyagának és mennyiségének a nyírási teherbírásra gyakorolt hatásának elemzését követően a mért szilárdság értékeket összehasonlítottam más kutatók által javasolt összefüggések alapján számított nyírási teherbírás értékekkel. A kísérleteim alapján igazoltam, hogy a makro műanyag szálak 0,5 V% mennyiségben adagolva, alkalmasak a nyírási vasalás (kengyelek) egy részének kiváltására valamint, hogy a jobb tapadó képességgel rendelkező hullámos műanyag szálak már kisebb mennyiség esetén (0,1 V%) is hatékonyak lehetnek. Az általam vizsgált acélszál típusok közül a nyírási teherbírás tekintetében a kengyelezés kiváltására a kampós végű, illetve a hullámos alakú acélszálak alkalmazását javaslom minimum 1,0 V% száladagolással. A kísérleteim alapján módosító javaslatot tettem Narayanan és Darwish valamint Al-Ta'an és Al-Feel kutatók által, az acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli, vasbeton gerendák nyírási törőteherbírásának számítására javasolt egyenletek különböző acélszál típusokra és makro műanyag szálakra történő kiterjesztésére.

## SUMMARY

In my PhD research I have examined the shear strength of steel and macro synthetic fibre reinforced concrete beams using laboratory investigations. My investigations consists of two part. In the first part pull-out tests were made to study the effect of the fibres shape and material on the bond properties. In the second part, based on the results of the pull-out tests, fibre reinforced concrete beams without conventional shear reinforcement (stirrups) were made with different type and amount of fibres to measure the shear strength of the beams.

During the *pull-out tests*, the pull-out force and the displacement were measured, and I have study the pull-out process of the different kind of fibres. Based on this, I have observed four different kind of pull-out force – displacement curve. I have also study the effect of fibre shape, embedded length and strength of the matrix on the pull-out process, the maximum pull-out force and on the bond strength ( $\tau_f$ ). Based on my observations, I propose to apply the hooked-end steel and the crimped macro synthetic fibres in order to increase reinforced concrete beams shear strength.

For the *shear-strength tests*, fibre reinforced concrete beams were made with different type and amount of fibres. To determine the ultimate shear strength of the beams, the recorded load – displacement datas were used. The cracking shear strength were measured using a special optical measuring system. I have studied the effect of fibre shape, fibre material and amount on the shear load bearing capacity of the beams. After this, I have compared the measured and the calculated values of the shear strengths. For the calculations I have used equations that I have found in the literature and these were proposed by other authors. Based on my laboratory investigations I have concluded that the synthetic fibres, if they are added to the mixture in high amount (0.5V%), could replace the conventional shear reinforcement and the crimped synthetic fibres could be effective in smaller amount (0.1 V%) also. Among the steel fibres I have examined, the hooked-end and the crimped steel fibres were the most effective, so I recommend to use this type of steel fibres, with minimum 1.0 V% addition, to replace the conventional shear reinforcement. Based on the shear strength tests results, I have proposed a modification of two existing equations – proposed by Narayanan and Darwish and by Al-Ta'an and Al-Feel – to calculate the ultimate shear load bearing capacity of fibre reinforced concrete beams. The aims of the modifications were to improve the equations accuracy in case of steel fibres and to extend the equations for synthetic fibres also.

## 1. BEVEZETÉS

### 1.1. A kutatás aktualitása

Napjainkban a szálerősítésű betonok felhasználási területe folyamatosan bővül, és számos kutatás zajlik ezen a területen. Ennek ellenére a nyírási teherbírás meghatározására, a kísérletek bonyolultsága miatt, viszonylag korlátozott számban érhető el szakirodalom.

Vasbeton tartószerkezeteink méretezése során az egyes szerkezeti elemek nyírási teherbírása hasonlóan fontos, mint bármely más igénybevétellel szembeni megfelelőségük, és ezen a területen, száladagolás alkalmazásával előnyök érhetőek el, pl.: a viszonylag nagy munkaigényű kengyelezés részleges vagy teljes kiváltásával. Ahhoz, hogy egy szálerősítésű vasbeton elem nyírási teherbírása megbízhatóan számítható legyen, elengedhetetlen a szálak betonban való viselkedésének tisztázása. A szálak tapadási tulajdonságainak vizsgálata tehát időszerű, ugyanis a nyírási teherbírás vizsgálatához ezen paraméter ismeretére szükségünk van, és a szakirodalomban erre vonatkozó konkrét adat nagyon kevés érhető el.

A szálerősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli vasbeton gerendák nyírási teherbírás számítására ajánlott régebbi szakirodalmi összefüggések módosítása szükséges, ugyanis napjainkban szinte folyamatosan jelennek meg egyre korszerűbb szálak a piacon, mind alakjukat mind anyagukat tekintve.

### 1.2. Az értekezés célkitűzései

A PhD kutatásom során az általam végzett laboratóriumi kísérletek és azok, valamint a szakirodalomból gyűjtött információk kiértékelésének célkitűzései a következők voltak:

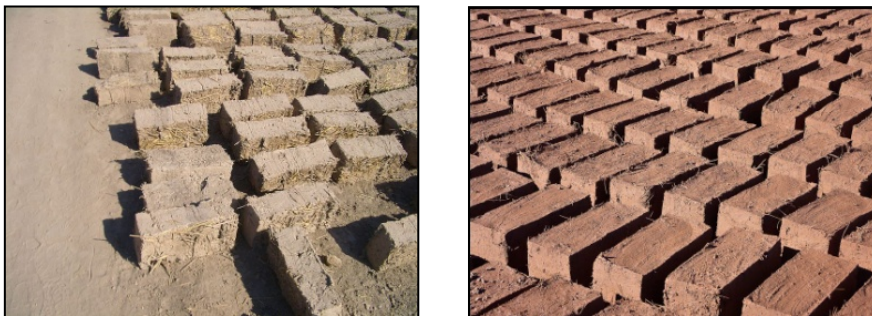
1. annak tisztázása, hogy a szálak anyaga és alakja hogyan befolyásolja a szálak tapadószilárdságának mértékét, illetve a szálak viselkedését a szálkihúzó folyamatok során;
2. a száladagolás hatásának tisztázása a beton mechanikai tulajdonságaira;
3. annak tisztázása, hogy milyen típusú és mennyiségű száladagolás milyen mértékben növeli egy hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli vasbeton gerenda nyírási teherbírását, azaz alkalmas-e a hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) kiváltására;
4. a szakirodalomból általam összegyűjtött, a nyírási teherbírás számítására alkalmas összefüggések módosítása az acélszál erősítésű vasbeton gerendák nyírási teherbírásának pontosabb számítása céljából, illetve ezen összefüggések műanyag szálakra történő kiterjesztése.

## 2. IRODALMI ÁTTEKINTÉS

1874-ben kezdődött el a szálerősítésű betonok kutatásának azóta is tartó hosszú folyamata, amikor A. Bernard felvetette az ötletet, hogy beton erősítésére kis acél darabkák adagolása megfelelő lehet. Ezt követően 36 év telt el mikor Porter, 1910-ben, vizsgálta vastagabb, rövid huzal darabok betonhoz való adagolásának lehetőségét. 1918-ban H. Alfsen hosszú acél, fa és egyéb anyagú szálakat adagolt a betonhoz, és ő volt az első, aki megemlítette a szálak lehorgonyzásának (a beton és a szálak megfelelő együttműködésének) fontosságát. Ezen kezdeti kutatásokat még számos követte, de Romualdi, Baston és Mandel 1960-s években publikált cikkei voltak azok, amelyek igazán felhívták a tudományos és ipari kutatás figyelmét az acélszál erősítésű betonra [1].

### 2.1. Szálak anyagai és jellemzői

A szálerősítés alkalmazása rideg anyagok esetében, mint például a beton, ma már általánosan elfogadott. A szálerősítés alap gondolata, mely szerint szálak hozzáadásával növelhető egy építőanyag duktilitása, már az ősi civilizációk idején ismert volt. Ekkor szalmát, növényi rostokat, illetve különböző szőrszálakat keverték az agyaghoz, és még mind a mai napig jellemző a szalmával készült vályogtéglák készítése és használata (lásd 2.1. ábra).



2.1.ábra: Vályogtéglák [2]

Beton esetében az 1960-as években kezdtek el a szálerősítés lehetőségével komolyabban foglalkozni, a gyakorlati alkalmazások pedig az 1990-es években indultak el. A kezdeti kísérletek óta eltelt mintegy 50 év alatt a felhasznált szálak anyaga, geometriája és felhasználási területe egyre szélesebb palettán mozog.

#### 2.1.1. Természetes szálak

A természetes szálakat különböző növények leveléből, terméséből, szárából vagy törzséből nyerik. A len (flax), kender (hemp) vagy juta (jute) szálak a növény szárából készülnek, míg a szizálkender (sisal/agave) vagy manilakender (abaca) szálak a növény leveléből készülnek és jellemzően kötelek, zsinegek készítésére használják. A növény terméséből nyert szálak, mint például a pamut (cotton) vagy a kókusz (coir) szálak, általában durvábbak és ridegebbek, mint



a növények szárából vagy leveléből nyert szálak [3]. A természetes szálak anyaga az előzőekben felsoroltakon túl lehet még: cukornád (sugarcane bagasse), bambusz (bamboo), útifű (plantain), kenaf (hibiscus cannabinus), ananász levél (pineapple leaf) stb. [3-6].

A természetes szálakat jellemzően kötelek, matracok, ecsetek, textilek, zsákok, papír, illetve geotextíliák készítésére használják fel, valamint az autó- és bútoripar az üvegszálak kiváltására alkalmazza, főként a szizálkender és a len szálakat [6]. Napjainkban azonban egyre nagyobb igény van a természetes szálak építőipari alkalmazási lehetőségeinek feltárására különböző betonszerkezetek készítésénél. Ennek egyik oka fenntarthatóbb beton szerkezetek létrehozása, melyek gyártása kevesebb energiát igényel, és gyártás során kevesebb üvegházhatást okozó gáz kerül a légkörbe, továbbá csökkenthető az építés és fenntartás költsége. A fejlődő országokban nagy mennyiségben, helyben és alacsony költségek árán rendelkezésre állnak a különböző természetes szálak, így ezeken a területeken a természetes szálakkal erősített beton szerkezetek használata lakó- és közösségi épületek készítéséhez - főként a trópusi földrengésveszélyes területeken - nagy előnyökkel járhat.

A különböző természetes szálak előnyei összefoglalva:

- megújuló, természetes anyagok, melyek életciklusuk végén biológiailag lebomlanak,
- gyártásuk, termelésük jóval kevesebb energiát igényel és kisebb terhelést jelent környezetünkre, mint a mesterséges (műanyag, üveg vagy acél) szálak gyártása,
- nagy mennyiségben elérhetők alacsonyabb költséggel, mint a mesterséges szálak.

Az építőiparban jellemzően a kókusz (coir) és a len (flax) szálakat használják cementhabarcs, illetve beton erősítésére. A természetes szálak közül a legnagyobb szívóssággal (toughness) a kókusz szálak rendelkeznek [7, 8], a len szálak húzószilárdsága pedig az üvegszálakéhoz hasonló [9]. Kedvező tulajdonságaik (nagy mennyiségben elérhetők alacsony költségek mellett, kis önsúllyal és kedvező szilárdsági és merevségi tulajdonságokkal rendelkeznek) lehetővé teszik felhasználásukat gazdaságosabb lakó- és közösségi épületekhez (tető-, földem- és falpanelek), akár a földrengésveszélyes területeken is. A 2.1. táblázatban a különböző természetes és mesterséges szálak jellemzői láthatók.

A természetes szálak közül szívósság (toughness) szempontjából a kókusz szálak a legkedvezőbbek. Ezen szálaknak nagy a lignin és így alacsony a cellulóz tartalma, ennek köszönhetően rugalmasak, rendkívül tartósak és a szilárdságuk is kedvező.

A szálak mennyiségét jellemzően a cement tömegéhez viszonyítva adják meg, mely általában 1-5% közötti. A természetes szálakat, a rugalmasságuk miatt, könnyebb bedolgozni, mint például az acél szálakkal, még nagyobb mennyiség esetén is (bár ezen esetekben a bedolgozás megfelelő módja még kérdéses).

2.1.táblázat: Természetes és mesterséges szálak jellemzői [3, 13, 22, 23, 26]

száltípus	sűrűség [g/cm <sup>3</sup> ]	átmérő [μm]	hossz [mm]	húzó-szilárdság [MPa]	rug.modulus [GPa]	szakadó-nyúlás [%]
kókusz (coir)	1,15–1,46	10–460	20–150	95–230	2,8–6,0	15–51,4
len (flax)	1,40–1,50	12–600	5–900	343–2000	27,6–103	1,2–3,3
acélszál	7,85	750–1000	25–60	1000–1500	200–210	3,5
E-üveg	2,50–2,59	< 17	10–50	2000–3500	70–76	1,8–4,8
AR-üveg	2,7	14	10–50	2000–2500	76–80	2,6
polietilén	0,96–0,97	32	18	200–300	5,0	3,0–8,0
polipropilén	0,9–0,91	32	18	300–700	5,0–12	15,0
aramid	1,44	10–2	10–20	3300–3620	62–117	2,5–4,4
szén	1,60–1,80	8–10	10–20	3000–5000	240–600	1,0–1,5

A természetes szálak felhasználási területei a következők:

- falazóelemek, illetve útpálya szerkezetek esetén a zsugorodási repedések csökkentése,
- normál vasbetonban a földrengéssel szembeni viselkedés kedvezőbbé tétele,
- fejlődő országokban, ahol helyileg rendelkezésre állnak ezek a szálak, alacsony költségű építkezésekhez: tető- födém- és falelemek (panelek),
- kísérleteznek kókuszszál erősítésű betonból készült habarcs nélküli falazóelemmel falazatok készítéséhez, illetve kókusz szálerősítésű kókusz kötéllel (betonacél helyettesítésére) készült oszlopokkal.



len szálak [10]



kókusz szálak [11]



bambusz szálak [12]

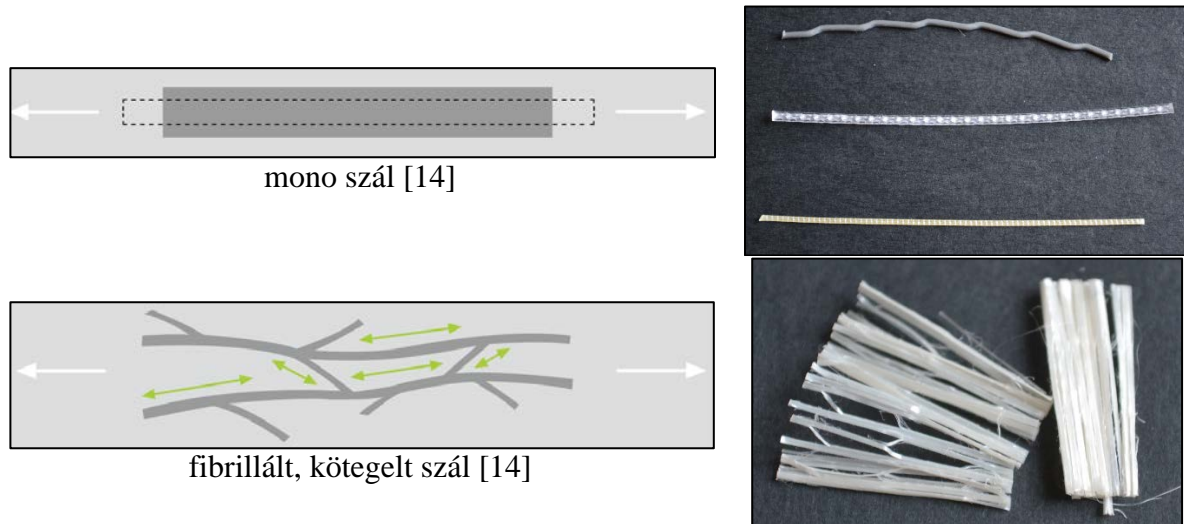
2.2.ábra: Természetes szálak

### 2.1.2. Műanyag szálak

A műanyagok mesterséges úton előállított, monomerekből álló óriásmolekulák, melyeknek legalább egy komponense polimer (a többi kitöltő-, illetve vázanyag, öregedésgátló,

feldolgozást segítő anyag, festék, stb.). Jelen vannak az életünk szinte minden területén a háztartásainktól kezdve az egészségügyön át egészen az űrkutatásig.

A betonhoz használt műanyag szálakat két csoportba soroljuk: mikro és makro szálak. A mikro szálakon belül további két csoportot különböztetünk meg: mono szálak és fibrillált szálak. Általában 0,3 mm-nél nagyobb szálátmérő esetén makro szálról beszélünk, ez alatt pedig mikro szálról. A mono és a fibrillált, kötegelt szál közti különbséget mutatja be a 2.3. ábra. A fibrillálás a szálak kedvezőbb tapadási és együttműködési képességét hivatott elősegíteni.



2.3. ábra: Mono és fibrillált, kötegelt műanyag szál

A betonhoz adagolva a következő típusú műanyagokat használják [15]:

Polietilén (PE): legszélesebb körben használt műanyag, a legnagyobb felhasználója a csomagolóipar; az etilén (C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>) polimerizációjaként jön létre.

Polipropilén (PP): vegyipar állítja elő és széles körben használják (csomagolás, textilipar, írószerek, műanyag alkatrészek stb.); propilén monomerből állítják elő; rendkívül ellenálló a legtöbb kémiai oldószerrel, lúgokkal, savakkal szemben.

Poliaramid: az aromás poliamidok csoportjába tartozó vegyület; főként Kevlar néven ismert; a műanyagok közül az igen magas szakítószilárdságával tűnik ki, emellett jóval kisebb a sűrűsége, korrózióálló és a savaknak-lúgoknak is ellenáll; felhasználják golyóálló mellényekben, katonai felszerelésekben, a repülés- és űrtechnikában, hajóknál, tenger alatt húzódó kábelek védőborításaként vagy vágás álló kesztyűknél.

PAN-alapú szénszál: napjainkban a szénszálak előállítása leggyakrabban poliakrinitrilből (PAN) történik. Legnagyobb mennyiségben az űrkutatás, a katonaság, a szélenergia-hasznosítás, a járműgyártás és a sportszergyártás használja fel. A fő alkalmazási forma a kompozitgyártás, azaz a szénszálakat vágott szálak, kábelek vagy azokból készült szőtt, kötött

fonatolt vagy nem szőtt kelmék formájában műanyagba, kerámiába vagy esetleg fémbe ágyazzák be, ezzel adva nagy szilárdságot a szerkezetnek.

Pitch-alapú szénszál: a kőolaj vagy kőszénkátrány alapú szurokból (pitch) is lehet karbonszálát készíteni, de az eljárás költséges a szurok többszörös tisztítási igénye miatt. Ezen szálak szilárdsága kisebb, de a rugalmassági modulusuk nagyobb, mint a PAN-alapú szénszálé. A következőben az építőiparban használt polietilén, polipropilén és poliaramid szálak előnyeit és felhasználási területeit foglalom össze, a szénszálakról a 2.1.4. alfejezetben található meg ezen információk.

A műanyag szálak adagolhatók kvarckavics adalékanyagú betonhoz, cement- vagy mészhabarcshoz. Kémiai összetételükből adódóan számos előnyös tulajdonsággal rendelkeznek az acél vagy az üvegszálakhoz képest. Sav- és alkáliállóak, nem korrodálódnak, nem vezetik az elektromos áramot és nem indukálnak elektromos teret. A műanyag szálak betonban történő alkalmazásának előnyei különösen a friss beton tulajdonságainak javításánál mutatkoznak meg. Amennyiben betartják a megfelelő betonkeverési technológiát a műanyag szálak alkalmazása a következő előnyös hatásokkal jár [16, 17]:

- javítják a friss betonkeverék konzisztenciáját,
- lőttbeton esetében csökkentik a visszahullási anyagvesztést, vakolás esetében növelhetik a rétegvastagságot a felszört habarcsréteg megcsúszása nélkül,
- lehetővé teszik vibropreléses eljárásnál a vízadag növelését,
- csökkentik a beton vagy vakolat zsugorodási repedéseinek, illetve a betonacél közelében keletkező repedéseknek a tágasságát és mennyiségét,
- a repedések mennyiségének és a repedéstágasság mértékének csökkentése következtében fokozzák a betonok vízzáróságát, csökkentik a vízfelvételt, ezzel növelik a fagyállóságot és az olvasztó sózással szembeni ellenállóságot,
- növelik a beton fáradási szilárdságát, hanggátló és hangelnyelő képességét,
- javul a beton tűzállósága, mivel a kiégett szálak helyén pórusok maradnak vissza, melyek segítik a betonban zárt vízpára távozását, csökkentve ezzel a belső feszítőerőt.

Műanyag szálakat (elsősorban a repedések csökkentése céljából) a betongyártás számos területén használnak: ipari padlók, lőttbeton, útpálya szerkezetek, villamos pálya, előregyártott betonelemek (pl. alagútelelemek, aknák, vasbeton szegélyek, vizsgálólépcsők, homlokzati burkoló elemek).

A mikro és a makro szálak felhasználása és kedvező tulajdonsága közti különbség abban jelentkezik, hogy míg a mikro szálakat főként a friss beton tulajdonságainak javítására

használják (konzisztencia javítása, zsugorodási és egyéb repedések csökkentése stb.), a makro szálak az acélszálak kiváltására jelentek meg a piacon. Azaz elsősorban a megszilárdult beton tulajdonságainak javítására, szilárdságának növelésére és másodsorban a repedések csökkentése céljából alkalmazzák őket jellemzően ipari padlóknban és előregyártott beton elemekben.



fibrillált, kötegelt műanyag szál [18]



makro műanyag szál [18]

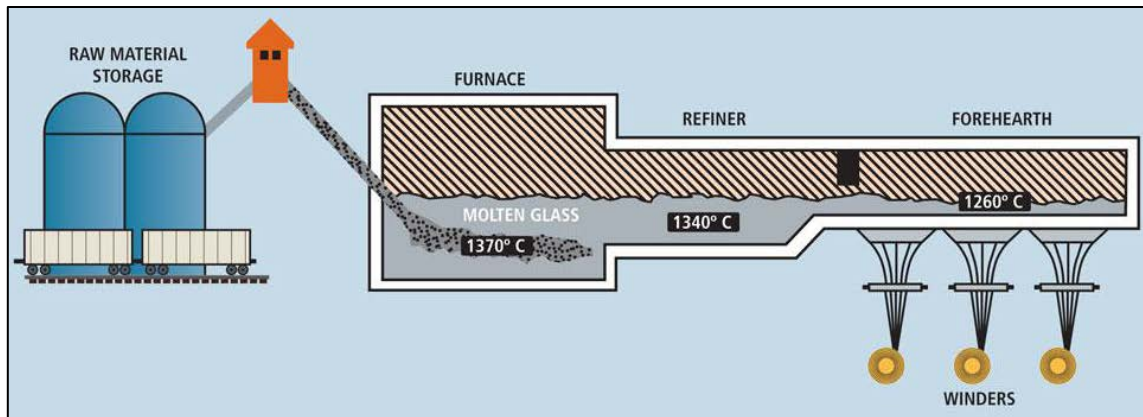


mikro műanyag szál [19]

2.4. ábra: Műanyag szálak

### 2.1.3. Üveg szálak

Az üvegszál, akárcsak a szálerősítés alapgondolata, már az ókorban ismert volt. Az ősi egyiptomiak, föníciaiak és a görögök is tudták, hogyan olvasszanak meg és nyújtsanak szálakká üveget, melyet aztán ráolvasztottak a különböző használati tárgyaikra díszítési céllal. A napjainkban alkalmazott eljárás Russel Games Slayter, 1930-as években kidolgozott módszerén alapul. A gyártás alapja a szilícium-dioxid ( $\text{SiO}_2$ ) melyet közel  $1400\text{ }^\circ\text{C}$ -ra hevítenek majd víz rápermetezésével gyorsan visszahűtenek  $1200\text{ }^\circ\text{C}$ -ra. Ennek köszönhetően az anyag nem kristályosodik, hanem amorf szerkezetűvé válik. A forró olvadékot ezután átréselik a szálképző lap apró nyílásain és az átfolyó viszkózus folyadékot tovább hűtik. Az így előállított elemi szálak az ezt követő nagy sebességgel történő csévéelve tekerés közben megnyúlnak. Az egyedi szálakból (filamentek) szálköteget (strand-eket) állítanak elő. Egy ilyen szálköteg 30-200 egyedi szálát tartalmaz, melynek finomságát a textiliparban használatos tex mértékegységben adják meg (tex = 1000 m hosszúságú szálköteg tömege g-ban kifejezve). A csévéelés során a szálak védőbevonatot kapnak melynek célja a kötegeken lévő szálak összetartása és a szálak védelme a felületi sérülésekkel szemben. A 2.5. ábra az üvegszál gyártás folyamatát szemlélteti.



2.5.ábra: Üvegszál gyártás folyamata [20]

Az üvegszálakat folytonos és rövid szálak formájában egyaránt felhasználják, elsősorban műszaki textíliák gyártásához, melyek különböző műanyag kompozit termékek előállításához szükségesek. Az üvegszál erősítés javítja a műanyag szilárdsági- és merevségi tulajdonságait valamint elősegíti, hogy a kompozit termék hő hatására kevésbé deformálódjék [20, 21].

Az üvegszálakat többféle változatban gyártják, melyek egy-egy tulajdonság kiemelésével történnek. Az üvegszálak mintegy 90%-a E-üveg formájában kerül forgalomban, amely a legáltalánosabban használt „közönséges” üvegszál. A D-üveg például kis dielektromos veszteséget biztosító üvegszál típus, mely radarállomásokon használatos [21].

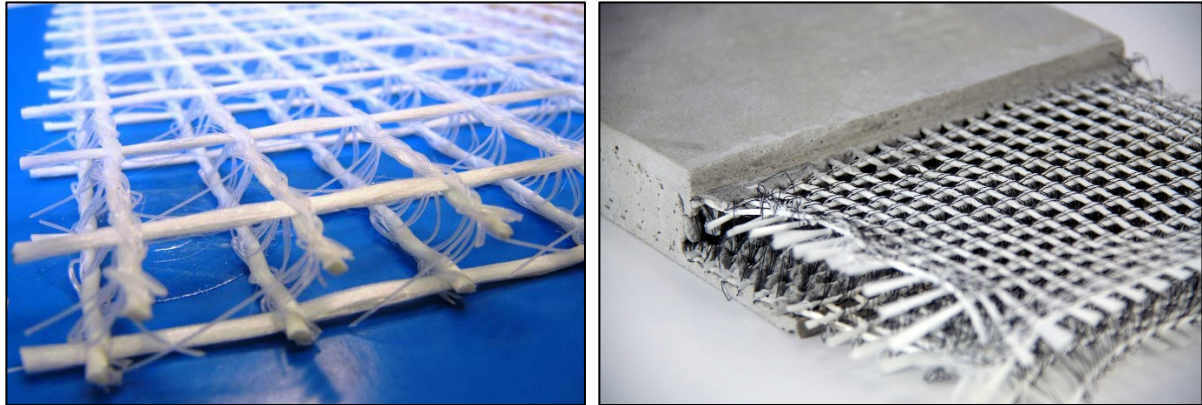
Az üvegszálak építőiparban való alkalmazása az alkáliálló üvegszálak (AR-üveg) kifejlesztésével indult meg (a cement kalciumhidroxid tartalma ugyanis korrodálja az E-üveget) az 1970-es évek elején. Ezen ellenálló képességet cirkónium-dioxid ( $ZrO_2$ ) adagolásával érik el.

Az üvegszálak előnyös tulajdonságai a következők:

- nem korrodálódnak és nem higroszkopikusak,
- nagy a szakítószilárdságuk és kedvező a rugalmassági modulusuk,
- kevésbé érzékenyek a hőmérséklet emelkedésére, mint a műanyag szálak,
- UV-állóak, kiváló a dielektromos tulajdonságuk és nagy az elektromos ellenállásuk,
- penészgombákkal, baktériumokkal és szerves oldószerekkel szemben ellenállóak (az erős lúgok megtámadhatják, a gyengék viszont csak forró állapotban).

Napjainkban egyre nagyobb számban készítenek üvegszál fonalakkól készített háló segítségével vékony falú beton elemeket, lemezeket (textilbeton) nem csak építőipari, hanem például belsőépítészeti felhasználásra is (pl. bútorok, használati tárgyak). Ez abban különbözik a szálerősítésű betontól, hogy míg abban különálló szálakat kevernek a betonhoz, a textilbeton esetében üvegszál fonalakkól, szálkötegekből készített hálót (szőtt üveg-textil réteget) építenek be. Továbbá az építőipari felhasználás piacán megjelentek a műgyantába ágyazott üvegszál

erősítésű hálók is melyeket beton és cement alapú termékek mechanikai tulajdonságainak javításához ajánlanak (lásd. 2.6. ábra).



2.6.ábra: Műgyantába ágyazott, illetve szőtt erősítő háló üvegszálból [22]

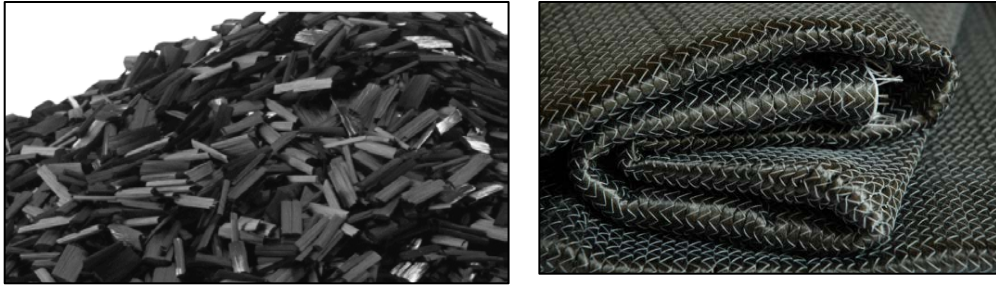
A textilbeton építőipari felhasználása azon előnyös tulajdonságának kihasználásában rejlik, hogy az üvegszálak korrózióállósága következtében vékonyabb betontakarás szükséges védelmükre. Ezáltal a jellemzően 25-50 mm-es betontakarás 10 mm-re csökkenthető, amely egy lemez vagy panel esetében 40 - 80 mm-es vastagságcsökkenést eredményez. Az üvegszál további előnye a betonacéllal szemben a kisebb sűrűség és a nagyobb szakítószilárdság.

Napjainkban tartószerkezeti elemek még nem, hanem jellemzően homlokzati panelek, szendvics szerkezetű burkolólemezek, járólapok készülnek textilbetonból, de próbálják épületfelújítások esetében vasbeton szerkezetek utólagos megerősítésére is felhasználni [22,17]. Az üvegszál hálóban az egyes szálkötegek 5 - 20 mm távolságban vannak egymástól melyhez a beton adalékanyag eloszlásának is igazodnia kell, azaz a maximum 4 mm szemcse nagyságú finombetonok jöhetnek szóba textilbeton készítéshez.

A textilbetonok felhasználásának területén a jövőben valószínűleg nagy ugrás várható, ha méretezési irányelv születik teherbírásuk számításához.

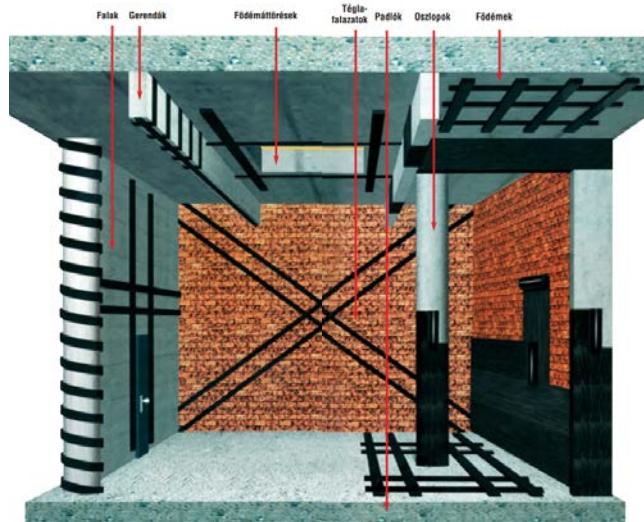
#### 2.1.4. Szénszálak

A szénszálak esetében, ahogy ez a 2.1.2. fejezetben olvasható, megkülönböztetünk PAN-alapú (poliakrinitrillből készülő) illetve Pitch-alapú (kőszén- vagy kőolajkátrány olvadékból készülő) szénszálat. A szénszálak körülbelül 90%-a PAN-alapú. Az üvegszálhoz hasonlóan a szélszálak is szálkötegekben készülnek, ahol egy-egy szálköteg több ezer egyedi szál (filament) tartalmaz. A szénszálak elérhetők a piacon vágott formában (szálkötegek pár centiméter hosszú darabokra vágása), illetve filamentfonalokból szőtt hálók formájában. A gyakorlatban vágott szálak betonhoz történő adagolása nem jellemző, kísérletekben és kutatásokban találkozhatunk esetleg vele. Ennek oka, hogy ezen vágott szálak tapadása a betonban nem bizonyult megfelelőnek, illetve áruk, a többi szálhoz viszonyítva, nagyon magas.



2.7.ábra: Vágtott szénzálak és szőtt szénzál erősítésű szövet [24]

Az építőipar területén a gyakorlatban szénzálakkal beton, fa és falazott szerkezetek utólagos megerősítésénél találkozhatunk szénzál erősítésű szövet vagy lamella formájában. Ezeket speciális ragasztó segítségével ragasztják fel a szerkezetre külső megerősítésként. Előnyei: a szénzálnak köszönhető nagy teherbírás, kis önsúly, kedvező rugalmassági modulus valamint,



2.8.ábra: Szénzálás lamella és szövet szerkezetmegerősítésként történő alkalmazásának lehetőségei [25]

hogy szűk, nehezen megközelíthető helyeken is beépíthetők. A 2.8. ábra felhasználási példákat mutat szénzál erősítésű műanyag lamellák és szénzálakból szőtt szövet szerkezetmegerősítésként történő alkalmazására.

#### 2.1.5. Acélszálak

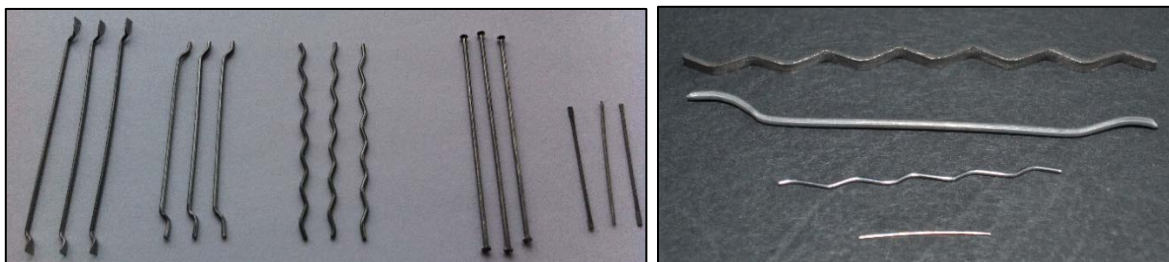
Az acélszálak alkalmazása azzal a nagy előnnyel jár, hogy tulajdonságaik hasonlóak a vasbeton betonacéljához. A hőtágulási együtthatójának nagyságrendje azonos a betonéval és kedvezően nagy a rugalmassági modulusa (210 GPa), így erősítő szerepét egészen a beton töréséig megtartja (szemben a jóval kisebb rugalmassági modulussal rendelkező műanyag szálaknál, amelyek erősítő szerepe a betonozást követő pár órában jelentkezik csak). A szennyeződésmentes betonszövetben stabilak, de alacsony pH érték esetén, karbonátosodott vagy kloridionnal szennyezett környezetben, korrodálódnak. Ha az acélszálak korrózióját összevetjük, a vasbeton betonacéljának korróziójával megállapíthatjuk, hogy a jóval kisebb átmérő (keresztmetszet) következtében csak felületközelben jöhet létre repedés a betonban, amely makroszkópiusan nem veszélyezteti a betonelemet [27].



Az acélszálak alkalmazásának egyik előnye, hogy az acélszállal erősített beton húzással szembeni ellenállása nem csökken nullára, hanem egy közel konstans értéken állandósul a berepedés után, ez a maradó húzószilárdság. Az acélszálak tehát képesek húzóerőt átadni berepedés után is a két betonrész között [28]. További előnye, hogy a szálaknak köszönhetően a repedések jobban széteszlanak és tágasságuk kisebb.

Napjainkban gyakran javasolják az acél- és a műanyag szálak vegyes alkalmazását, együttesen kihasználva mindkét száltípus előnyös tulajdonságait. A műanyag szálakat a korai (zsugorodási) repedések meggátlására, az acél szálakat pedig a beton teherbírásának növelésére (maradó húzószilárdság) és a megszilárdult beton terhelésből adódó repedéseinek csökkentésére.

Az acélszálak és a beton közti együttdolgozás mértéke a szál és az őt körülvevő betonszövet között kialakuló felületi tapadástól függ. Mindezt befolyásolja az acélszálak mérete és alakja, felületi bevonatuk (ha van), valamint a betonszövet szilárdsága és összetétele is. Beton esetében az 1960-as évek óta foglalkoznak szálerősítéssel. A kezdeti kísérletek és próbálkozások sima, kör keresztmetszetű, egyenes acélszálakkal történtek. A kedvezőbb tapadási körülmények elérése érdekében a kutatók később több különböző alakú, méretű és keresztmetszetű acélszállal végeztek kísérleteket. A szálak alakja és mérete függvényében a piacon ma megtalálható kínálat már igen széles (lásd 2.9. ábra). A szálak alakja lehet hullámos, kampós végű (szimpla, dupla, vagy tripla kampóval), lapos végű, gombostű fejű vagy kampós lapos végű. A keresztmetszetük jellemzően kör, de találkozhatunk lapka, lemezszerű acélszálakkal is téglalap keresztmetszettel és hullámos alakkal. Készülhetnek felületi bevonattal (zink bevonat mely célja a korrózióval szembeni ellenállás növelése) vagy anélkül.



2.9.ábra: Acélszálak

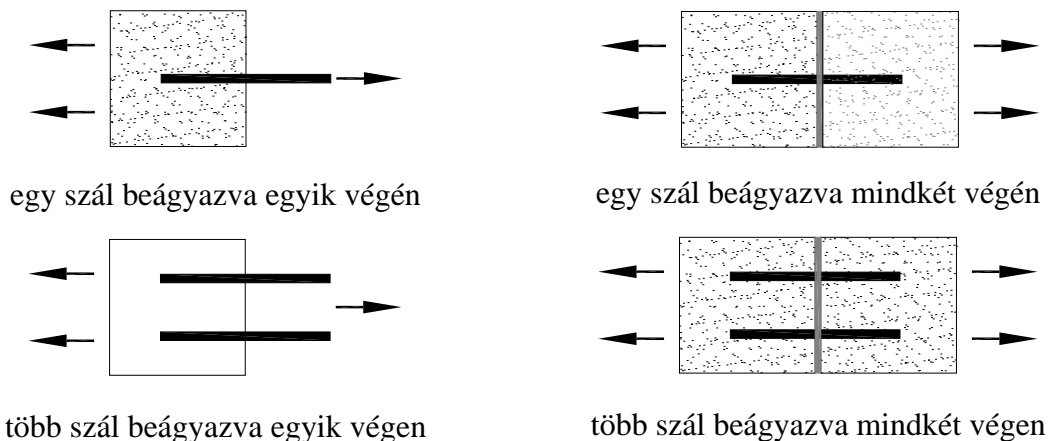
Az acélszál-erősítésű betonok jellemző felhasználási területei: a legnagyobb mennyiségben ipari padlóknak és lőtt beton alkalmazásakor kerül felhasználásra, de találkozhatunk vele előregyártott beton, illetve vasbeton elemekben is (pl. alagút tübbingekben műanyagszál adagolással kombinálva). Kísérleti jelleggel vasbeton gerendák nyírási teherbírásának növelésére vagy például vasbeton födémek átszűrődással szembeni nyírási teherbírásának

növelésére alkalmazzák [29]. Acélszálak adagolása vasbeton szerkezetekben a földrengéssel szembeni kedvezőbb ellenállás érdekében is alkalmazható [30].

## 2.2. Szálalak hatása

Megszilárdult beton maradó teherbírásának növelése acél vagy makro műanyag szálakkal lehetséges, így a vasbeton szerkezetek teherbírása növelhető. Ezen szálak méretük, alakjuk, szilárdsági és merevségi jellemzőik révén képesek arra, hogy még berepedés után is erőt adjanak át a két betonrész között. Ezáltal növelhető a nyírási teherbírás, a repedésáthidaló képesség és a maradó húzószilárdság. A teherbírás növekedése és a berepedés utáni viselkedés függvénye a szálak és az őket körülvevő beton között kialakuló felületi tapadásnak. A tapadószilárdság mértékét befolyásolja a szálak alakja, szilárdsága, felületi bevonata (ha van), a szálak és a repedés által bezárt szög nagysága, illetve az ágyazóanyag (beton) szilárdsága. A szálak és az ágyazóanyag közötti kapcsolat vizsgálata és a tapadószilárdság meghatározása kísérleti úton, száلكihúzó kísérletekkel, lehetséges. Ezen vizsgálatok során cementkő, habarcs, illetve beton anyagú próbatestekbe ágyaznak be különböző hosszban szálakat, majd ezek kihúzása során a száلكihúzó erőt és az elmozdulást (a szál kihúzódásának mértéke a próbatestből) mérik [31].

A száلكihúzó kísérletek kialakítása négy különböző módon lehetséges, melyeket a 2.10. ábra mutat be [32]. A leggyakrabban a kísérleti kutatásokban egy szál egyik végét ágyazzák be jellemzően cementkő vagy habarcs próbatestekbe.



2.10. ábra: Száلكihúzó vizsgálatok típusai [32]

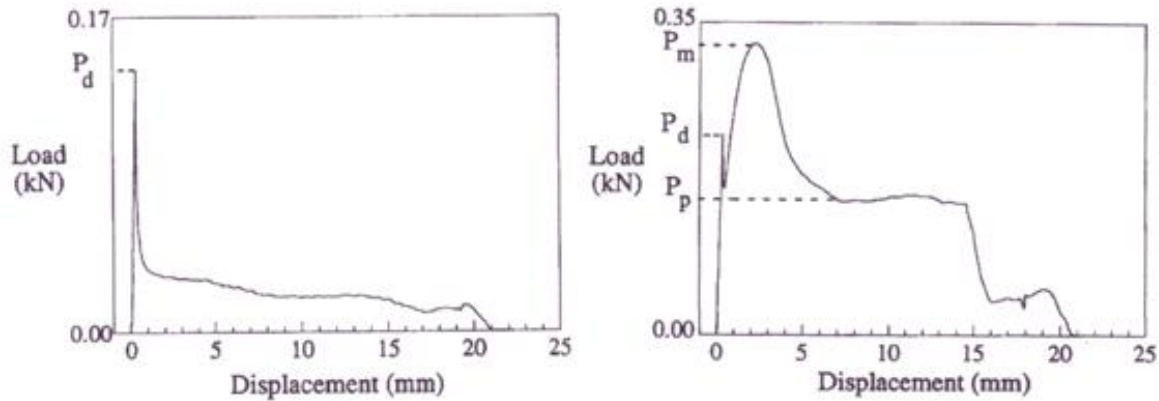
A tényleges kihúzó folyamat vizsgálata cement kötőanyagú próbatesteken, azok nem átlátszó volta miatt, nehézségekbe ütközik. Ennek kiküszöbölésére néhány kutató átlátszó, polimer anyagú próbatesteken végzett vizsgálatokat, azonban ezen kapcsolat jelentősen különbözik a rideg cement és a szálak közt kialakuló kapcsolattól, így a kísérletek, bár segítettek jobban megérteni és láthatóvá tenni a folyamatot, tényleges tapadószilárdság értéket betonhoz

nem szolgáltatottak. Mások a próbatestben a szál kihúzóását követően visszamaradt lyuk részletes vizsgálatával igyekeztek jobban megérteni a folyamatot [33]. Pompo et al. [34] kutatóknak végül sikerült megfigyelniük a kihúzóadás folyamatát „belülről”. Normál portland cementből készített, 40x40x160 mm nagyságú próbatestekbe ágyaztak be 21 mm hosszban egyenes és kapós végű acélszálakat. A próbatestek egy részét a vizsgálat előtt kettétörték (úgy, hogy a törési felület elmetszette a beágyazott szál síkját), majd egy üveglapot ragasztva a felületre megfigyelték a szál kihúzóadásának folyamatát videó felvétel segítségével. Az eredmények értékelésénél a kutatók összevetették a hagyományosan készített próbatestek vizsgálataiból kapott erő-elmozdulás diagramokat az üveglappal készült ugyanazon jellemzőkkel bíró próbatestek videó felvételeivel.

Az acélszálak alakja és mérete tekintetében a piacon megtalálható kínálat ma már igen széles (lásd 2.1.5. fejezet 2.9. ábra). A szakirodalomból általam felkutatott acélszálakkal végzett száلكihúzó kísérletekben egyenes, kampós végű, illetve hullámos alakú acélszálakat vizsgáltak a kutatók [34 - 41]. A piacon nemrégiben jelentek meg a makro műanyag szálak, amelyek méreteik, alakjuk és mechanikai jellemzőik tekintetében alkalmasak lehetnek a megszilárdult beton egyes jellemzőinek javítására. Jelenleg a makro műanyag szálakkal végzett száلكihúzó kísérletek száma még jelentősen kevesebb, mint az acél szálakkal végzett vizsgálatoké. Jellemzően egyenes, illetve hullámos alakú kivitelben érhetőek el, de Byung Hwan Oh et al. [36] kutatók vizsgáltak kampós végű, csavart vonalú, illetve gombostű fejű műanyag szálakat is.

Egyenes acélszálak esetében a száلكihúzóadást két fő tényező befolyásolja: az egyik az acélszál és az ágyazóanyag közti felületi tapadás, a másik pedig ezen felületi tapadás megszűnte (a szál megcsúszása) után az ágyazóanyagban lévő lyuk oldalfala és a szál közötti súrlódás az acélszál kihúzóadása során. Pompo et al. [34] egyenes és kampós végű acélszálakkal végzett száلكihúzó kísérletei során mért erő-elmozdulás diagramok (lásd 2.11. ábra) jól szemléltetik a két száltípus kihúzóadási folyamatát. Egyenes acélszál esetén (2.11. a) ábra) a száلكihúzóadás folyamata a következő szakaszokra bontható:

- 1) lineáris szakasz a szál és az ágyazóanyag közti tapadás megszűnéséig,
- 2) közel konstans szakasz (szál és az ágyazóanyagban lévő lyuk fala közti súrlódás),
- 3) az erő hirtelen nullára csökkenése (a szál teljes kihúzóadása).



2.11. ábra: Egyenes a) és kampós végű b) acélszál jellemző erő-elmozdulás diagramja száلكihúzóadás során [34]

Egyenes acélszál esetében tehát a két energia-elnyelő mechanizmus a felületi tapadás és a súrlódás a szál és az ágyazóanyag között.

Kampós végű acélszál esetében (2.11. b) ábra) a száلكihúzóadás folyamata a következő szakaszokból áll:

- 1) lineáris szakasz a szál és az ágyazóanyag közti tapadás megszűnéséig,
- 2) a szál megcsúszása után a kampós vég képlékeny deformációja (kiegyenesedés),
- 3) közel konstans szakasz (a kiegyenesedett szál és az ágyazóanyagban lévő lyuk fala közti súrlódás),
- 4) az erő hirtelen nullára csökkenése (a szál teljes kihúzóadása).

Kampós végű acélszál esetében tehát a felületi tapadáson és a súrlódáson felül a harmadik jelentős energia-elnyelő mechanizmus a kampós vég képlékeny deformációja.

Számos kutató által egyenes illetve kampós végű acélszálakkal végzett száلكihúzó kísérletek eredményei is hasonló erő-elmozdulás diagramokat mutatnak [37-41].

Chanvillard és Aitcin [35] hullámos acélszálakkal végeztek száلكihúzó kísérleteket, melyek célja a szál beágyazási hossz, a víz-cement tényező valamint a szál és a repedés által bezárt szög hatásának vizsgálata a kihúzóadás folyamatára. A hullámos acélszálak mindkét végét cement alapú próbatestekbe ágyazták be három különböző beágyazási hosszal (egy- két- és három- hullámnyi beágyazás), három különböző vízcementtényező mellett ( $v/c = 0,3..0,5..0,7$ , a nyomószilárdsági értékek: 78 MPa, 49 MPa, 29 MPa). A szálak a bedolgozás irányára merőlegesen, a repedés felületével  $90^\circ$  és  $45^\circ$ -os szöget zártak be.

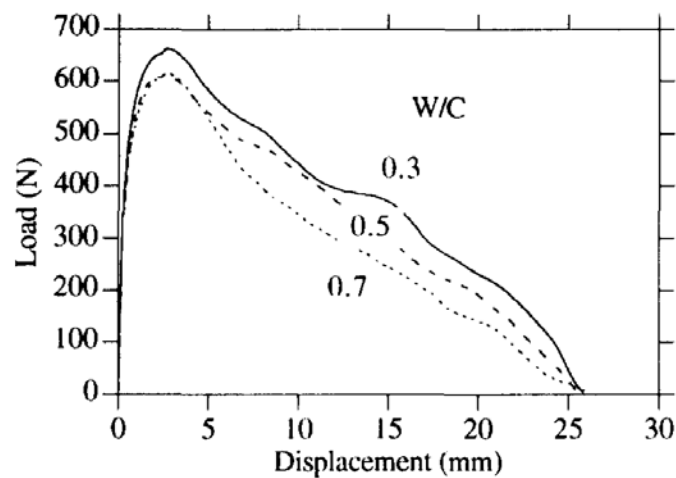
Az elvégzett kísérletek során a következő három fő tönkremeneteli módot figyelték meg:

- a szálak és az ágyazóanyag közti felületi tapadás megszűnését követően a szálak súrlódva csúsztak kifelé az ágyazóanyagból (kihúzóadási tönkremenetel) megtartva eredeti hullámos alakjukat,

- a szálak és az ágyazóanyag közti felületi tapadás megszűnését követően a szálak sűrűlőve csúsztak kifelé az ágyazóanyagból (kihúzóási tönkremenetel) miközben az eredeti hullámos alakjukat elvesztve kiegyenesedtek,
- a szálak elszakadtak.

A tönkremenetel módját a beágyazási hossz befolyásolta, azaz rövidebb (egy vagy két hullámnyi) beágyazás esetén a szálak szinte minden esetben kihúzódtak függetlenül a beton minőségétől és a száliránytól. Hosszabb (három hullámnyi) beágyazás esetén azon szálak melyek merőleges voltak a repedés felületére jellemzően elszakadtak, 45°-os szög és alacsonyabb betonszilárdság (29 MPa) mellett a szálak kihúzódtak, míg nagyobb betonszilárdság (79 MPa) esetén csak körülbelül az 50 %-uk húzódtott ki, a többi pedig elszakadt.

A 2.12. ábrán Chanvillard és Aitcin [35] kutatók által közölt jellemző erő-elmozdulás diagramokat látunk hullámos acélszálak kihúzóási tönkremenetele esetén, különböző ágyazóanyag szilárdság mellett. Hasonló erő-elmozdulás diagramot láthatunk Edmund és Olga Zile kutatók által publikált szálkihúzó vizsgálatok esetében is [39].



2.12.ábra: Jellemző erő-elmozdulás diagramok hullámos acélszálak szálkihúzóási tönkremenetele esetén különböző víz-cement arányok mellett [35]

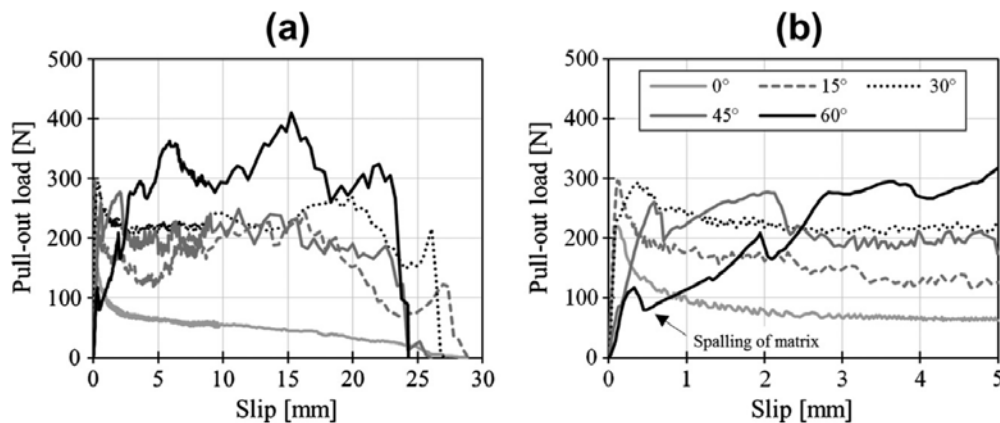
Az elvégzett szálkihúzó kísérletek során a kihúzóási tönkremenetel kétféle módon játszódott le:

- a szál megtartotta az eredeti, hullámos, alakját és az azt körülvevő beton roncsolódott a szál kihúzóási tönkremenetele során,
- a szál körülvevő beton ép maradt, nem roncsolódott, a szál viszont folyamatosan deformálódott a kihúzóási tönkremenetel során és a folyamat végére szinte teljesen kiegyenesedett.

Ezen utóbbi folyamat, jelentős mennyiségű energia-elnyelődéssel jár a szál folyamatosan képlékeny deformációja következtében, ahogy áthúzódik az eredeti alaknak megfelelő formájú beton „alagúton”. Azaz ezen tönkremeneteli mód esetében is megjelenik a felületi tapadáson és a súrlódáson felül a képlékeny deformáció, mint jelentős energia elnyelő folyamat, akár csak a kampós végű acélszál kihúzódnása során.

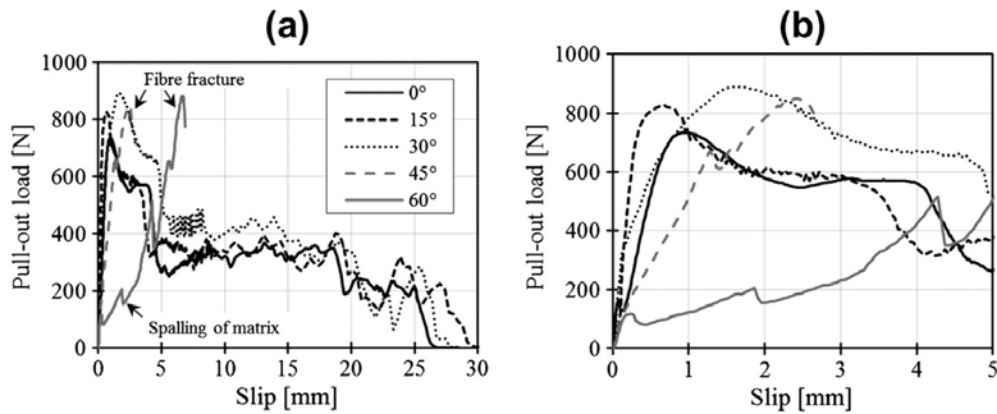
Chanvillard és Aitcin [35] kutatók a vizsgálati eredményeik alapján azt állapították meg, hogy kihúzódnási tönkremenetel esetén a szál beágyazási hossza és a szálak iránya határozza meg döntően a tapadószilárdságot, míg a víz-cement tényezőnek ebben csak kisebb szerepe van (lásd 2.12. ábra).

Néhány kutató [40 - 41] száلكihúzó kísérletei során vizsgálta a szálak és a repedés által bezárt szög hatását a kihúzódnás folyamatára acél szálak esetében. Soetens et al. [40] egyenes és kampós végű acélszálakkal végzett száلكihúzó kísérleteinek erő-elmozdulás diagramjai láthatóak a 2.13. ábrán. A száلكihúzó erő és a szálak tengelye által bezárt szög nagyságát  $0^\circ$  és  $60^\circ$  között változtatták. Egyenes acélszálak esetében azt tapasztalták a kutatók, hogy a  $0^\circ$ -tól eltérő esetekben ( $0^\circ$  = a szál és a száلكihúzó erő iránya megegyezik) a felületi tapadás megszűnése utáni szakasz közel konstans és a száلكihúzó erő nagyobb. Ezt az acélszál képlékeny deformációjával és a nagyobb mértékű súrlódással magyarázták.



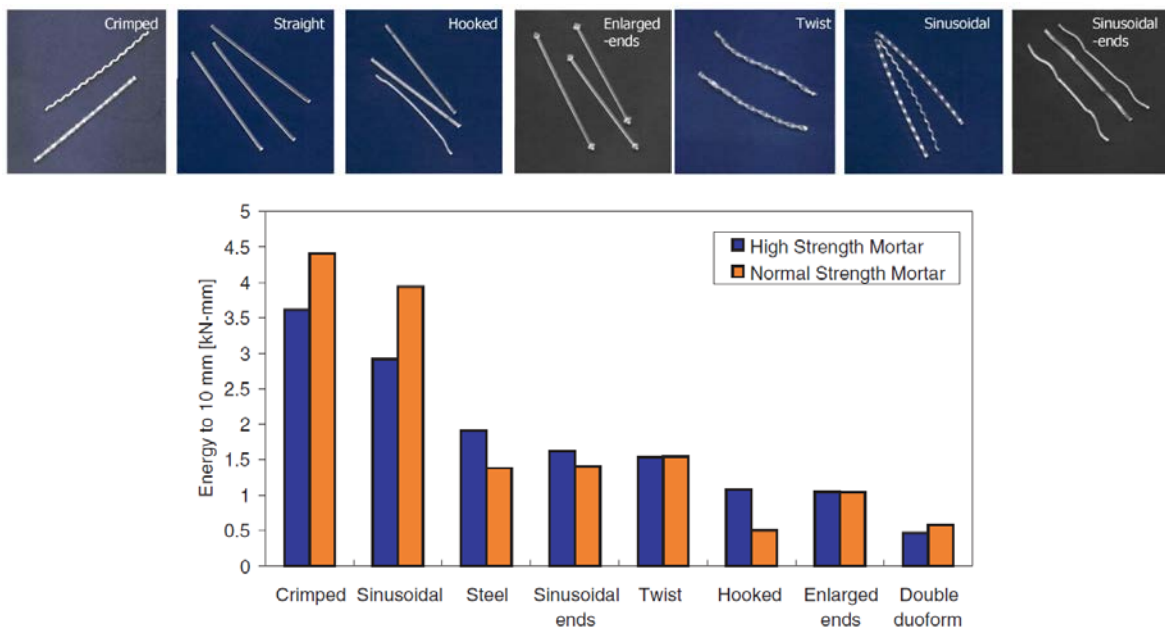
2.13. ábra: A szálırány hatása a száلكihúzódnás folyamatára egyenes acélszálak esetében, a) teljes diagram, b) részletezett diagram 5 mm-es elmozdulásig [40]

A kampós végű acélszálakkal végzett száلكihúzó vizsgálatok eredményei (lásd 2.14. ábra) alapján a kutatók megállapították, hogy az optimális szálırány az elnyelt energia mennyisége alapján  $30^\circ$  és  $45^\circ$  között van. Yen Lee et al. [41] kutatók szintén ezt állapították meg acélszálakkal végzett száلكihúzó kísérleteik alapján (ugyanezen szálırányok vizsgálatát követően).



2.14. ábra: A szálirány hatása a száلكihúzóds folyamatára kampós végű acélszálak esetében, a) teljes diagram, b) részletezett diagram 5 mm-es elmozdulásig [40]

Byung Hwan Oh et al. [36] különböző alakú makro műanyag szálakkal végeztek száلكihúzó kísérleteket annak érdekében, hogy megállapítsák az optimális szálalakot a száلكihúzóds során elnyelt energia mennyisége alapján. A kutatók által vizsgált különböző alakú műanyag szálak és az összehasonlító diagram a száلكihúzóds során elnyelt energia mennyiségéről a 2.15. ábrán látható.



2.15. ábra: Byung Hwan Oh et al. kutatók által vizsgált különböző alakú műanyag szálak és az összehasonlító diagram a száلكihúzóds során elnyelt energia mennyiségéről [36]

A kutatók a kapott eredmények alapján a hullámos alakú műanyag szálakat választották ki, mint a legjobban teljesítő műanyag szálakat a vizsgáltak közül, mivel ezen szálalak esetében adódott a legnagyobb elnyelt energia mennyiség (lásd 2.13. ábra). A kutatók nem közöltek jellemző erő-elmozdulás diagramokat, illetve a száلكihúzó kísérletek során tapasztalt tönkremeneteli mód(ok)ról sem írtak. A 2.13. ábra alapján azonban hasonló következtetést

tehetünk, mint amit Chanvillard és Aitcin [35] kutatók hullámos alakú acél szálak esetében tapasztaltak, mely szerint az ágyazóanyag szilárdsága nem befolyásolja döntően a tapadószilárdságot.

### **2.3. Szálak hatása a megszilárdult beton tulajdonságaira**

Az *acélszálak* beton szerkezetekben történő alkalmazásának előnye, hogy a szálak képesek a megszilárdult beton bizonyos tulajdonságainak javítására. A beton húzással szembeni ellenállása berepedést követően nem esik vissza nullára hanem, a szálaknak köszönhetően, egy közel konstans értéken állandósul (maradó húzószilárdság), ugyanis a szálak képesek húzóerőt átadni a berepedt két betonrész között. A szálak alkalmazásának előnye továbbá, hogy a repedéseket jobban szétesztják és csökkentik a repedéstágasság mértékét.

A betonhoz adagolt szálak mennyiségét V% (térfogatszázalék)-ban adjuk meg, 1 V% esetében 78,5 kg acélszálát adagolunk 1 m<sup>3</sup> betonhoz. A kísérleti kutatásokban és a gyakorlatban is jellemzően 0,5-1,5 V% (39-118 kg/m<sup>3</sup>) mennyiségben használnak acélszálakat, ugyanis nagyobb mennyiség esetén már komoly bedolgozási és tömörítési problémák jelentkeznek.

A *makro műanyag szálak* az utóbbi években jelentek meg a piacon és az acélszálak helyettesítésére ajánlják őket a gyártók. Az acélszálak műanyag szálakkal szembeni alkalmazásának előnye a nagyobb rugalmassági modulus és szilárdság. Azonban, míg a szennyeződésmentes betonszövetben stabilak, karbonátosodott vagy kloridion szennyezett környezetben korrodálódnak, ezért az acélszál erősítésű beton szerkezetek alkalmazása kültérben nem javasolt. Amennyiben az acélszálak helyettesíthetőek makro műanyag szálakkal, akkor kültérben is lehetőség nyílna kedvező tulajdonságokkal bíró szálerősítésű beton és vasbeton szerkezetek alkalmazására. A makro műanyag szálakat jellemzően 2-5 kg/m<sup>3</sup> mennyiségben (0,2-0,6 V%) használják fel, ugyanis nagyobb mennyiség esetén bedolgozási és tömörítési problémák jelentkeznek.

A disszertációhoz kapcsolódó kísérleti kutatásban acél és, az azok helyettesítésére ajánlott, makro műanyag szálakkal egyaránt végeztem vizsgálatokat.

#### *2.3.1. Szálak hatása a beton nyomószilárdságára*

Számos kutató [42-50] vizsgálta, hogy az acélszálak hogyan befolyásolják a megszilárdult beton bizonyos tulajdonságait. Ezen kísérletek során jellemzően kampós végű [42-43, 45-50] illetve hullámos alakú [44,48] acélszálakat vizsgáltak. Napjainkban már számottevő kutatás érhető el a szakirodalomban a makro műanyag szálaknak a beton szilárdsági és merevségi jellemzőire gyakorolt hatását illetően is [46-51].



A kutatók által publikált eredmények és következtetések azt mutatják, hogy az acélszálak betonhoz történő adagolásának elhanyagolható hatása van a megszilárdult beton nyomószilárdságára (vagy egyáltalán nem, vagy csak kismértékű növekedést tapasztaltak). Műanyag szál adagolás esetében pedig sok esetben még kismértékű csökkenésről is beszámoltak a kutatók.

Faisal Fouad Wafa [42] 0,5 – 1,0 – 1,5 illetve 2 V% mennyiségben adagolt egyenes és kampós végű acélszálakat betonhoz. 150 mm x 300 mm-es henger próbatesteken mért nyomószilárdság értékek alapján megállapította, hogy gyakorlatilag semmilyen hatással nincs az acélszálak mennyisége a beton nyomószilárdságára sem korai, sem 28-napos korban. A nyomószilárdság érték növekedése jellemzően 2-5% volt, mely 1-2 MPa feszültség értéknek felelt meg.

Bencardino et al [47] kampós végű acélszálakat adagoltak 1 V% ( $78 \text{ kg/m}^3$ ) illetve 2 V% ( $157 \text{ kg/m}^3$ ) mennyiségben betonhoz. 150 mm élhosszúságú próbakockán mért nyomószilárdság értékek alapján megállapították, hogy az acélszálak adagolása elhanyagolható hatással van a beton nyomószilárdságára. 1 V% acélszál következtében a beton nyomószilárdsága 0,4%-kal nőtt, míg 2 V% esetében 2,4%-kal csökkent.

M.N. Soutsos et al. [48] 30, 40, illetve  $50 \text{ kg/m}^3$  mennyiségben (0,38, 0,51 és 0,64 V%) adagolt kampós végű, hullámos és lapos végű acélszálakat betonhoz. 150 mm élhosszúságú kockán mért nyomószilárdság értékek alapján megállapították, hogy a szálak alakja és mennyisége csak kis mértékben befolyásolja a beton nyomószilárdságát. Például 30 és  $50 \text{ kg/m}^3$  mennyiségben adagolt acélszálak körülbelül 4 - 5 MPa-lal növelték meg a beton nyomószilárdságának értékét (mindez 12-15%-os növekedést jelent, a szál nélküli beton 32,5 MPa nyomószilárdságához képest).

Műanyag szálakkal végzett kutatások általános tapasztalata az, hogy a különböző makro műanyag szálak, az acél szálakkal ellentétben, nem kismértékű növekedést, hanem kismértékű csökkenést eredményeznek a beton nyomószilárdsági értékében.

Bencardino et al [47] 19 mm hosszúságú polipropilén műanyag szálakat adagolt 9, illetve  $18 \text{ kg/m}^3$  (1, illetve 2 V%) mennyiségben betonhoz. 150 mm élhosszúságú próbakockán mért nyomószilárdság értékek alapján megállapították, hogy a műanyag szálak, alacsony rugalmassági modulusuk miatt (210 GPa) csökkentik a beton nyomószilárdsági értékét. 1V% mennyiség esetén átlagosan 26%-os, míg 2 V% mennyiség esetében 36%-os szilárdságcsökkenést tapasztaltak. Ezen értékek 20,9 – 28,9 MPa nyomószilárdság csökkenésnek felelnek meg.

Su-Jin Lee és Jong-Pil Won kutatók [50] 50 mm hosszúságú, 0,6 mm átmérőjű makro műanyag szálakat adagoltak 0,4 - 0,5 - 0,6, illetve 1,0 V%-ban betonhoz. A 150 mm x 300 mm-es henger próbatesteken mért nyomószilárdság értékeket a kutatók pontosan számszerűsítve nem közölték, de a bemutatott oszlop diagramon jól látható, hogy az alkalmazott műanyag szálak, a szálmennyiségtől függetlenül, csökkentették a beton nyomószilárdságának értékét.

### 2.3.2. Szálak hatása a beton rugalmassági modulusára

A különböző acél illetve műanyag szálak hatását a megszilárdult beton rugalmassági modulusára kevés kutató vizsgálta [42, 43, 49]. Általánosságban elmondható, hogy az általam összegyűjtött szakirodalomban a kutatók azt tapasztalták, hogy a szálak mennyisége nem vagy csak kis mértékben befolyásolja (növeli vagy csökkenti) a beton rugalmasság modulusát.

Faisal Fouad Wafa [42] 0,5 – 1,0 – 1,5 illetve 2 V% mennyiségben adagolt egyenes és kampós végű acélszálakkal végzett kísérleti kutatásában azt állapította meg a henger próbatesteken végett nyomószilárdság vizsgálatok során mért erő – összenyomódás görbék alapján, hogy a rugalmassági modulus értéke nem változott számottevő mértékben a szálak adagolásának következtében.

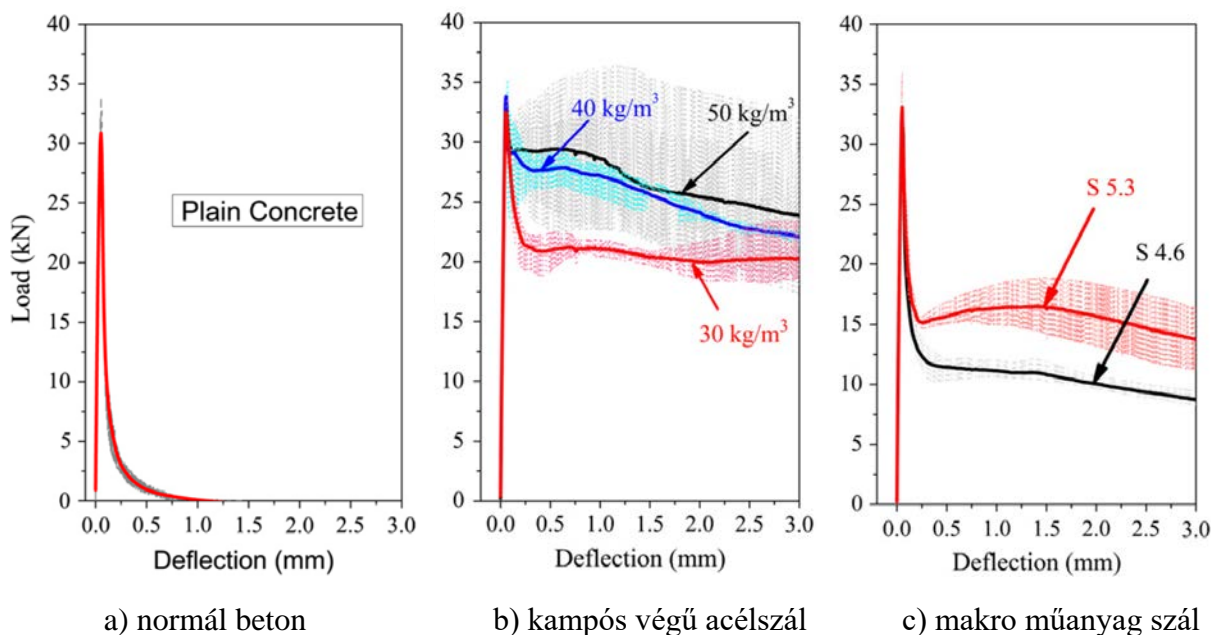
Fatih Altun et al. [43] kutatók 30, illetve 60 kg/m<sup>3</sup> mennyiségben adagoltak kampós végű acélszálakat betonhoz. 150 mm x 300 mm-es henger próbatesteken végzett mérések eredményei alapján megállapították, hogy a szálak adagolásának következtében a beton rugalmassági modulusa kismértékben csökkent (30 kg/m<sup>3</sup>, azaz 0,38 V%, acélszál esetében a C20 betonkeverék rugalmassági modulusa 7%-kal, míg a C30 betonkeveréké 2%-kal csökkent). 60 kg/m<sup>3</sup> (0,76 V%) száladagolás esetén a csökkenés mértéke a C20 betonkeverék esetében 12 %, a C30 betonkeverék esetében pedig 3% volt. (A csökkenés mértéke N/mm<sup>2</sup>-ben kifejezve: 750 – 3500 N/mm<sup>2</sup>.)

Nicola Buratti et al. [49] kutatók 150 mm x 300 mm-es henger alakú, kampós végű acél, illetve különböző műanyag szálakkal erősített beton próbatesteken végeztek méréseket. Mindegyik száltípust két különböző mennyiségben alkalmazták (fibrillált műanyag szál: 0,22 és 0,53 V%, kampós végű műanyag szál: 0,37 és 0,74 V%, egyenes-lapos műanyag szál: 0,22 és 0,52 V% valamint kampós végű acélszál: 0,26 és 0,45 V%). A mérési eredmények alapján megállapították, hogy a beton rugalmassági modulusa, az általunk vizsgált szálmennyiségek tartományában, független az adagolt szálak mennyiségétől. A kutatók a szálerősítés nélküli beton rugalmassági modulusának értékét nem közölték, így arra vonatkozóan nincs információ, hogy pontosan milyen mértékben és milyen irányban változott meg a rugalmassági modulus értéke a száladagolás következtében.

### 2.3.3. Szálak hatása a beton húzószilárdságára

A nyomószilárdság és a rugalmassági modulus tekintetében a szakirodalmi adatok azt mutatják, hogy a száladagolás, akár acél akár műanyag szálal alkalmazunk, nem eredményez számottevő növekedést ezzel ellentétben a húzószilárdság terén kedvező eredményekről számolnak be a kutatók [42-51].

A megszilárdult beton húzószilárdságának mérése jellemzően két típusú próbatesten történik: vagy henger alakú próbatesten mérnek hasító-húzószilárdságot, vagy hasáb alakú próbatesten hajlító-húzószilárdságot. Utóbbi esetében ma már gyakran a támaszköz felében a hasáb alsó húzott övén tett bevágással irányítják, hogy hol alakuljon ki a repedés, és ezen repedés tágasságának növekedési üteme (megnyílása) mérhető (CMOD = crack mouth opening displacement). A hasábokat három vagy négy pontos terhelés elrendezéssel tönkremenetelig terhelik, miközben rögzítik a terhelő erőt valamint a lehajlást, vagy a repedés megnyílásának mértékét. Egy normál, szálerősítés, illetve húzott vasalás nélküli beton gerenda erő – elmozdulás diagramja, ezen vizsgálat során, jellemzően a 2.16. a) ábrán látható módon alakul.



2.16. ábra: Jellemző erő – elmozdulás diagram normál a), acélszál erősítésű b), illetve makro műanyag szál erősítésű c) beton gerenda esetében [48]

A normál, szálerősítés nélküli beton erő – elmozdulás diagramja egy közel lineáris szakasszal indul, míg el nem éri a maximális terhelő erőt, amikor a beton bereped. Ezt követően a beton már nem képes húzóerő felvételére, így az erő hirtelen és gyorsan csökkenni kezd egészen nulláig. A 2.15. b) illetve c) ábrákon látható, hogy acél vagy makro műanyag szál esetében a kezdeti közel lineáris szakaszt, majd a maximális erő körül bekövetkező berepedést követően az erő nem esik vissza nullára, hanem egy közel konstans értéken állandósul. Ezt

nevezzük maradó húzószilárdságnak. Tehát ezen szálak nagy előnye abban rejlik, hogy a kis húzószilárdsággal rendelkező beton berepedése után is képesek húzóerőt átadni a berepedt betonrészek között. A maradó húzószilárdság mértéke függ az alkalmazott szálak anyagától, alakjától, méretétől és mennyiségétől.

Faisal Fouad Wafa [42] 0,5 – 1,0 – 1,5 illetve 2 V% mennyiségben adagolt egyenes és kampós végű acélszalakat betonhoz és vizsgálta a szálak hatását a beton hasító-húzó, illetve hajlító-húzószilárdságára. 7, 28 és 90 napos korban, 150 x 300 mm-es henger próbatesteken végzett hasító-húzószilárdság vizsgálatai alapján megállapította, hogy a szálak kedvezően befolyásolják a beton hasító-húzószilárdságát, a legnagyobb mértékű szilárdság növekedést (57%) 1,5 V% kampós végű acélszál adagolás esetén tapasztalta. A 100 x 100 x 350 mm-es gerendákon végzett vizsgálatai alapján a kutató a legnagyobb mértékű hajlító-húzószilárdság növekedést (67%) szintén a 1,5 V% kampós végű acélszál adagolás esetén tapasztalta.

Fatih Altun et al. [43] kutatók 30, illetve 60 kg/m<sup>3</sup> mennyiségben adagoltak kampós végű acélszalakat C20, illetve C30 szilárdsági osztályú betonhoz. A henger próbatesteken mért hasító-húzószilárdság vizsgálatok alapján azt tapasztalták, hogy 0,38 V% (30 kg/m<sup>3</sup>) acélszál 45%, illetve 38%-kal növelte a C20-as, illetve a C30-as betonkeverék hasító-húzószilárdságát, míg 0,76 V% acélszál 60% illetve 54%-kal. A 150 x 150 x 750 mm gerendákon végzett vizsgálataik során a legnagyobb hajlító-húzószilárdság növekedést (81,5%) 0,76 V% kampós végű acélszállal erősített C20-s betonkeverék esetében mérték.

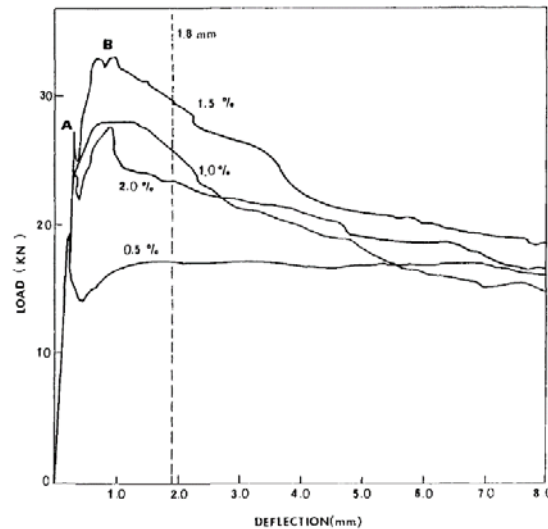
Y. Mohammadi et al.[44] kutatók 25 és 50 mm hosszúságú hullámos acélszalakkal 1,0 – 1,5 és 2 V% mennyiségben erősített beton henger próbatesteken végzett vizsgálataik alapján azt tapasztalták, hogy hosszabb acélszalakkal nagyobb mértékű hasító-húzószilárdság növekmény érhető el. A szilárdság növekedés mértéke (az 50 mm hosszú szálak esetében) 1,0 V% esetén 26%-os, 1,5 V% esetén 51%-os, 2 V% esetén pedig 56%-os volt. A 100 x 100 x 500 mm-es gerendák vizsgálatai során mért hajlító-húzószilárdság növekmények szintén a hosszabb, 50 mm hosszúságú, hullámos acélszalak esetében voltak kedvezőbbek (a mért hajlító-húzószilárdság növekedés 1 V% esetén 40%, 1,5 V% esetén 76%, míg 2 V% esetén 100% volt). Makro műanyag szálakkal erősített beton gerendákon végzett vizsgálatok során [47, 48, 50] a kutatók azt tapasztalták, hogy a makro műanyag szálak kevésbé befolyásolják a beton hajlító-húzószilárdságának mértékét, mint az acélszalak. Jellemzően egyáltalán nem vagy csak kismértékű szilárdságnövekedésről számoltak be.

M.N. Soutsos et al. [48] 0,51 és 0,58 V% mennyiségben (4,6 és 5,3 kg/m<sup>3</sup>) adagolt 40 mm hosszúságú makro műanyag szálakat betonhoz. 150 x 150 x 550 mm-es gerendákon végzett

vizsgálatok alapján azt tapasztalták, hogy a műanyag szálak adagolásának következtében a beton hajlító-húzószilárdsága 4,8 – 5,9 %-kal nőtt meg.

Su-Jin Lee és Jong-Pil Won [50] kutatók 0,4 – 0,5 – 0,6 – 1,0 V%-ban adagolt makro műanyag szálerősítés esetében, a gerendák hajlító vizsgálatát követően kismértékű csökkenést tapasztaltak a beton hajlító-húzószilárdságában. A csökkenés mértéke 1 - 5% közötti volt.

A szakirodalomból általam feldolgozott kutatások alapján az látható, hogy a makro műanyag szálak egyáltalán nem vagy csak elhanyagolható mértékben befolyásolják a beton kezdeti húzószilárdságának mértékét. Az acélszálaknak, a kezdeti húzószilárdságra gyakorolt hatása, bár a műanyag szálak hatásánál jelentősen nagyobb, mégsem nevezhető egyértelműen számottevőnek. A gyakorlatban is alkalmazott 0,5 – 1,5 V% szálmennyiség tartományában a kutatók által mért hajlító-húzószilárdság növekmény értéke nagymértékű szórást mutat 10 és 80 % között. A növekedés mértéke egyenes acélszálak esetében a legkisebb, és kampós vagy hullámos alakú hosszabb (40 – 50 mm hossz) szálak esetében a legkedvezőbb. Az acélszálak adagolásának következtében jelentkező kisebb-nagyobb kezdeti húzószilárdság növekedést Faisal Fouad Wafa [42] kutató a következőkkel magyarázta (ezt szemlélteti a 2.17. ábra is): normál és szálerősítésű beton esetében is az erő – elmozdulás görbe az „A”-val jelölt pontig lineáris, az itt mért szilárdság értéket nevezi repesztő szilárdságnak. Normál beton esetében az „A” ponton bekövetkező berepedés ezután gyors tönkremenetelhez vezet. Szálerősítéses beton esetében az „A” pontot azonban egy nemlineáris szakasz követi a „B”-vel jelölt maximális teherbírás pontjáig, mely a szálak jelenléte és a berepedést követően a teherbírásba való bekapcsolódásuknak köszönhető. A maximális teherbírás elérése után a hajlító-húzószilárdság lecsökken és egy közel konstans értéken állandósul, ami a kutató szerint a maximális teherbírás közel 60 – 70%-ának felel meg. Azaz a repedés megjelenését követően az acélszálak elkezdenek dolgozni, erőt átadni a repedés két oldala között. Ugyanezen maradó húzószilárdságot a makro műanyag szálerősítésű beton gerendák hajlító vizsgálatai során is megfigyelték a kutatók [47, 50, 51].



2.17. ábra: Erő – elmozdulás diagramok kampós végű acélszál erősítés esetén [42]

Az acél és a makro műanyag szálak előnye tehát nem abban rejlik, hogy képesek lennének számottevően növelni a beton kezdeti húzószilárdságát (repszto szilárdságát), hanem csak abban, hogy a berepedést követően a maradó-húzószilárdság értéke nem csökken le nullára. Tehát a beton a berepedést követően is dolgozni tud a húzott zónában a szálerősítésnek köszönhetően.

Bencardino et al [47] 150 x 150 x 600 mm-es gerendákon végzett hárompontos hajlító vizsgálat során azt tapasztalták, hogy a 3 mm-es lehajláshoz tartozó maradó teherbírás a maximális teherbírás 73%, illetve 93%-a 1 V%, illetve 2 V% kampós végű acélszál adagolás esetén. A 1V%, illetve a 2V% műanyagszál erősítésű beton gerenda próbatetek esetében pedig a maradó teherbírás a maximális teherbírás 40% illetve 67%-a volt.

Su-Jin Lee és Jong-Pil Won [50] kutatók 150 x 150 x 500 mm-es gerendákon végzett négyponos hajlító vizsgálat során azt tapasztalták, hogy a 2 mm-es lehajláshoz tartozó maradó teherbírás a maximális teherbírás 70%-a 1V% kampós végű acélszál, 40%-a 1V% makro műanyag szál erősítés esetében.

M.N. Soutsos et al. [48] 150 x 150 x 550 mm-es gerendákon végzett négyponos hajlító vizsgálat eredményei alapján a 2.18. ábrán látható diagramon ábrázolták a maradó hajlító-húzószilárdság és a maximális hajlító-húzószilárdság arányát különböző mennyiségű és anyagú szálerősítés esetében. A maradó hajlító-húzószilárdságot az alábbi összefüggéssel számították

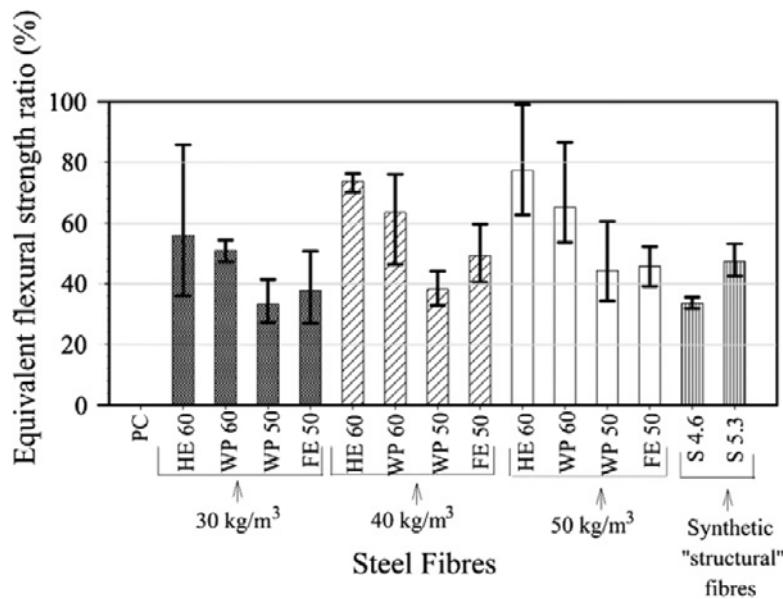
a kutatók:

$$f_e = \frac{T_b}{\delta_{tb}} \cdot \frac{L}{b \cdot h^2} \quad [MPa] \quad \text{ahol,}$$

$T_b$  : szívósság, az erő – elmozdulás görbe alatti terület a 3 mm-es lehajlás értékéig J-ban,

$\delta_{tb}$  : lehajlás a támaszköz felében mm-ben,

L, b, h : a támaszköz, a keresztmetszet szélessége és magassága mm-ben.



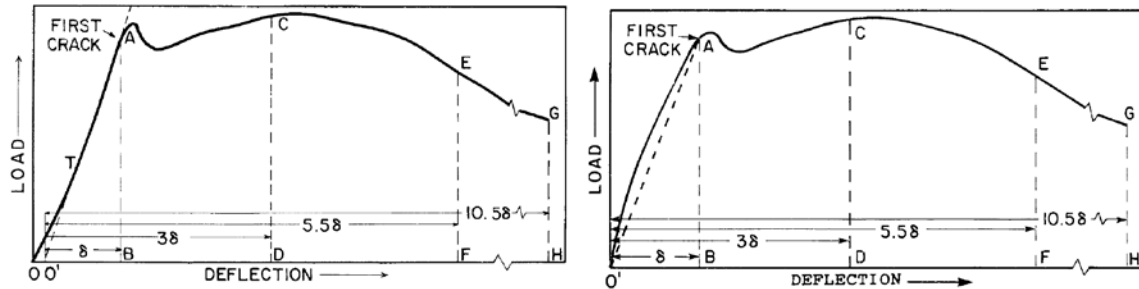
2.18.ábra: Acél- és műanyag szálerősítésű beton maradó hajlító-húzószilárdságának aránya a szilárdság maximális értékéhez viszonyítva [48]

A kutatók által vizsgált különböző alakú acélszálak (kampós végű, hullámos, lapos végű) közül a kampós végű acélszál erősítés esetében mérték a legnagyobb maradó hajlító-húzószilárdságot. Mindegyik általuk vizsgált szál típus esetében azt látható, hogy a szálmennyiség növekedésével nő a maradó hajlító-húzószilárdság értéke. Összehasonlítva a nem azonos geometriájú acél és makro műanyag szálak hatását a maradó szilárdságra azt láthatjuk, hogy az 50, illetve a 60 mm hosszúságú kampós és hullámos alakú acélszálakkal jóval kedvezőbb (közel kétszeres) maradó szilárdság érhető el, mint a kutatásban alkalmazott 40 mm hosszúságú 0,2 x 3 mm keresztmetszetű makro műanyag szálakkal közel azonos szálmennyiség esetében (a műanyag szálak adagolása 0,51 V% és 0,58 V% volt, míg az acélszálaké 0,38 V%, 0,51 V%, valamint 0,64 V%).

#### 2.3.4. Szálak hatása a beton szívósságára

A szívósság anyag-specifikus fogalom, azaz nem ugyanazt értjük a beton, az acél vagy például a fa szívóssága alatt. A beton szívóssága az anyag repedéssel, illetve tönkremenetellel szembeni ellenállásának kifejezője, azaz egy beton keresztmetszet szívóssága azzal jellemezhető, hogy teherbírásának kimerüléséig mekkora az alakváltozási képessége. A szívósság beton gerendák hajlító vizsgálata során mért erő – elmozdulás diagramok alapján számszerűsíthető. A (szálerősítésű) betongerenda hajlítással szembeni viselkedése képlékeny alakváltozás mellett energia-felvétellel jár, ezért a szívósság jellemezhető az erő-elmozdulás diagram alatti területtel.

Az „ASTM C 1018-79: Standard test method for flexural toughness and first-crack strength of fiber-reinforced concrete” szabvány szálerősítésű beton gerendák négyponos hajlító vizsgálata során mért erő-elmozdulás diagramok alapján az alábbi mennyiségeket, szívóssági indexeket és maradó szilárdság tényezőket határozza meg (a 2.19 ábrán az erő-elmozdulás diagramnak a szabvány által definiált jellemző pontjait látjuk):



2.19.ábra: Az erő-elmozdulás diagram jellemző pontjai az ASTM C 1018-79 szabvány alapján [52]

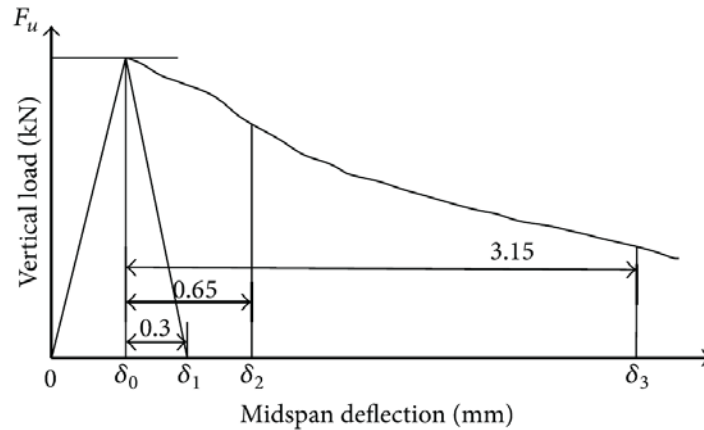
- az első repedés (a görbe „A”-val jelölt pontja): az erő-elmozdulás görbe azon pontja, amikor a görbe addigi közel lineáris szakasza nem-lineáris szakaszba vált,
- az első repedéshez tartozó lehajlás ( $\delta = O'B$  pontok közötti távolság),
- hajlító-húzószilárdság az első repedéskor (repszto hajlító-húzószilárdság) ( $f_{ct,c} = \frac{F_c \cdot L}{b \cdot h^2}$ ),
- terhelő erő az első repedés megjelenésekor ( $F_c$ ),
- szívósság az első repedés megjelenéséig = az erő-elmozdulás görbe alatti terület nagysága az első repedés megjelenéséig ( $O'AB$  terület nagysága),
- $I_5$  szívóssági index: az erő-elmozdulás görbe alatti terület nagysága  $3\delta$  elmozdulás értékig elosztva a görbe alatti területnek az első repedés megjelenéséig számított értékével (az  $O'ACD$  valamint az  $O'AB$  területek aránya),
- $I_{10}$  szívóssági index: az erő-elmozdulás görbe alatti terület nagysága  $5,5\delta$  elmozdulás értékig elosztva a görbe alatti területnek az első repedés megjelenéséig számított értékével (az  $O'AEF$  valamint az  $O'AB$  területek aránya),
- $I_{20}$  szívóssági index: az erő-elmozdulás görbe alatti terület nagysága  $10,5\delta$  elmozdulás értékig elosztva a görbe alatti területnek az első repedés megjelenéséig számított értékével (az  $O'AGH$  valamint az  $O'AB$  területek aránya),
- $R_{5,10}$  maradó szilárdság tényező:  $R_{5,10} = 20 \cdot (I_{10} - I_5)$ ,
- $R_{10,20}$  maradó szilárdság tényező:  $R_{10,20} = 10 \cdot (I_{20} - I_{10})$ .

Az  $R_{5,10}$  és  $R_{10,20}$  maradó szilárdság tényezők fejezik ki, hogy a CE és EG elmozdulás tartományokban mekkora a berepedés után maradó szilárdság aránya a repesztő szilárdsághoz



képest. Ideálisan rugalmas-képlékeny anyagok esetében a szívóssági indexek értékei:  $I_5=5$ ,  $I_{10}=10$ ,  $I_{20}=20$ .

A hajlítási szívósság meghatározására egy másik módszer a German Concrete Society által javasolt DBV-1998 módszer [53], melyet a 2.20. ábra szemléltet.



2.20. ábra: Diagram a hajlítási szívósság meghatározásához a DBV módszer alapján [53]

A gerenda próbatest által elnyelt energia mennyisége az alábbiak szerint határozható meg:

$$D_n = \int_0^{\delta} F(\delta) d\delta \quad , \quad D_1^f = D_1 - D_n^c \quad , \quad D_2^f = D_2 - D_n^c \quad \text{ahol:}$$

- $D_n$ : gerenda által elnyelt energia mennyisége ( $n=1,2$ ) Nm-ben,
- $\delta$ : gerenda lehajlása a támaszköz felében mm-ben,
- $F(\delta)$ : a  $\delta$  lehajlásnak megfelelő terhelő erő kN-ban,
- $D_n^c$ : az elnyelt energia mennyisége a gerenda berepedésig, ami a  $\delta_1 = \delta_0 + 0,3$  mm lehajlásig elnyelt energia mennyiségével egyenlő Nm-ben,
- $D_1^f$ : az elnyelt energia mennyisége a  $\delta_2 = \delta_0 + 0,65$  mm lehajlásig Nm-ben,
- $D_2^f$ : az elnyelt energia mennyisége a  $\delta_3 = \delta_0 + 3,15$  mm lehajlásig Nm-ben.

Minél nagyobb  $D_n^c$ ,  $D_1^f$  valamint  $D_2^f$  értéke, az adott gerenda próbatest annál nagyobb hajlítási szívóssággal rendelkezik.

A hajlító-húzószilárdság valamint a maradó hajlító-húzószilárdság (equivalent flexural strength) a DBV-módszer szerint az alábbi összefüggésekkel határozható meg:

$$f = \frac{F_u \cdot L}{b \cdot h^2} \quad F_{eq,1} = \frac{D_1^f}{0,5} \quad f_{eq,1} = \frac{F_{eq,1} \cdot L}{b \cdot h^2} \quad F_{eq,2} = \frac{D_2^f}{0,5} \quad f_{eq,2} = \frac{F_{eq,2} \cdot L}{b \cdot h^2} \quad \text{ahol}$$

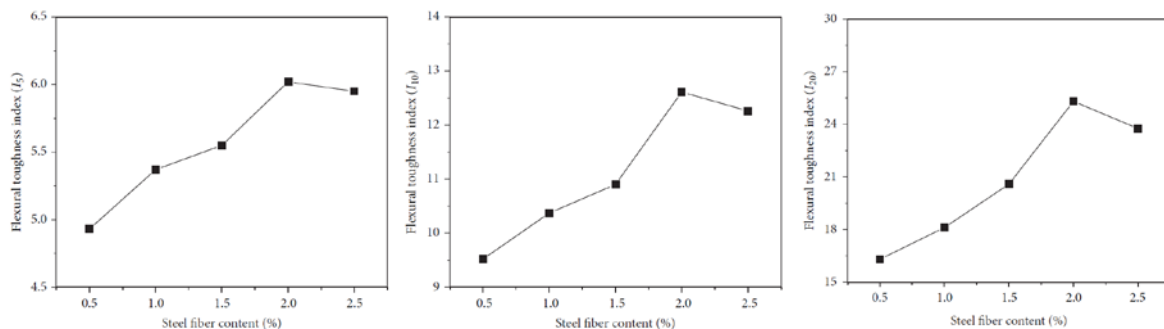
- $f$ : hajlító-húzószilárdság MPa-ban,
- $F_u$ : maximális terhelő erő N-ban,
- $F_{eq,1}$ : a  $\delta_2 = \delta_0 + 0,65$  mm lehajláshoz tartozó terhelő erő nagysága kN-ban,

- $F_{eq,2}$ : a  $\delta_3=\delta_0+3,15$ mm lehajláshoz tartozó terhelő erő nagysága kN-ban,
- $f_{eq,1}$ : a  $\delta_2=\delta_0+0,65$ mm lehajláshoz tartozó hajlító-húzószilárdság MPa-ban,
- $f_{eq,2}$ : a  $\delta_3=\delta_0+3,15$ mm lehajláshoz tartozó hajlító-húzószilárdság MPa-ban,
- L: a gerenda próbatest támaszköze mm-ben,
- b, h: a gerenda próbatest keresztmetszetének szélessége és magassága mm-ben.

Minél nagyobb  $f$ ,  $f_{eq,1}$  valamint  $f_{eq,2}$  értéke, az adott gerenda próbatest annál nagyobb hajlítási szívóssággal rendelkezik.

A szakirodalomból általam feldolgozott kutatások során, függetlenül a hajlítási szívósság számszerűsítésére használt módszertől, a kutatók egyértelműen azt tapasztalták, hogy mind az acél mind a makro műanyag szálak jelentős hatással vannak a beton szívósságára, kedvezően befolyásolva azt [42-44, 47, 53].

Peng Zhang et al. [53] kutatók hullámos-lapos alakú, 32 mm hosszúságú, acél szálakat adagoltak 0,5 – 1,0 – 1,5 – 2,0 valamint 2,5 V% mennyiségben nagy teljesítőképességű nano-szilícium-dioxid és pernye adalékot tartalmazó betonhoz. 100 x 100 x 400 mm-es gerenda próbatesteken végzett hajlító kísérletekkel vizsgálták a gerendák hajlítási szívósságát. A mért erő-lehajlás diagramok segítségével számították az ASTM C 1018 módszer alapján az  $I_5$ ,  $I_{10}$ ,  $I_{20}$  szívóssági indexeket valamint DBV-1998 módszer alapján a  $D_n^c$ ,  $D_1^f$ ,  $D_2^f$  és az  $f$ ,  $f_{eq,1}$ ,  $f_{eq,2}$  értékeket. A kutatók a 2.21. ábrán látható diagramokon ábrázolták az acélszálak mennyiségének hatását a szívóssági indexre.



2.21.ábra: Acélszálak mennyiségének hatása a beton szívóssági indexére [53]

A 2.21. ábrán látható, hogy az acélszálak mennyisége jelentős hatással van a szívósságra. 2 V% acélszál mennyiség alatt a szívóssági indexek jelentősen nő a szálmennyiség növekedésével. A szálmennyiség 0,5 V%-ról 2,0 V%-ra történő növelése az  $I_5$ ,  $I_{10}$  és  $I_{20}$  szívóssági indexek 22,1%, 32,5% valamint 55,3%-os növekedését eredményezte. Azonban 2,5 V% acélszál mennyiség esetén, ugyanezen indexekben csökkenést figyeltek meg. Ugyanezt tapasztalták a kutatók a DBV-1998 módszerrel meghatározott  $D_n^c$ ,  $D_1^f$  és  $D_2^f$  alakváltozási

energia mennyiségek valamint az  $f$ ,  $f_{eq,1}$  és  $f_{eq,2}$  szilárdságok szálmennyiség függvényében történő ábrázolásakor is.

Fatih Altun et al. [43] kutatók 30, illetve 60 kg/m<sup>3</sup> mennyiségben (0,38 V% és 0,76 V%) adagoltak kempós végű acélszálakat C20, illetve C30 szilárdsági osztályú betonhoz. 150x150x750 mm-es gerendákon végzett hajlító vizsgálatok során azt tapasztalták, hogy a C20 betonkeverékből készült gerendák szívóssága 121% illetve 135%-kal nőtt 30, illetve 60 kg/m<sup>3</sup> acélszál adagolás hatására. A C30 betonkeverékből készült gerendák szívóssága pedig 36%, illetve 51%-kal nőtt a 30 és a 60 kg/m<sup>3</sup> acélszál adagolás hatására. A kutatók az ASTM C 1018 módszer alapján számították a szívóssági indexek értékeit is.

### 2.3.5. Szálak hatása a beton nyírási teherbírására

Az alacsony húzószilárdsággal rendelkező rideg beton nyírási teherbírása növelhető száladagolással. Számos, a szakirodalomban megjelent acélszál erősítésű vasbeton gerendán végzett kísérlet [54-60] alapján ennek okai a következők: száladagolás hatására nő a beton repesztő-, de főképpen a maradó-húzószilárdsága; a szálaknak köszönhetően a repedések jobban széteszlanak és tágasságuk csökken; a szálaknak jobb a repedésáthidaló képességük és jobban szétesztják a húzási repedéseket (mivel jóval közelebb vannak egymáshoz), mint a kengyelek.

Számos kutató végzett acélszál erősítésű vasbeton gerendákon kísérletet, azok nyírási teherbírásának meghatározása céljából és sokan közülük egy-egy zárt képlet formájában javaslatot tettek arra, hogyan lehetne meghatározni acélszál erősítésű vasbeton gerendák repesztő-, illetve törő-nyírószilárdságát. A szakirodalomból általam összegyűjtött, más kutatók által javasolt, a repesztő- és a törő-nyírószilárdság becslésére szolgáló egyenleteket a 2.2. táblázatban foglaltam össze. Makro műanyag szálerősítésű vasbeton gerendák nyírási teherbírásának vizsgálatával kevés kutatás foglalkozott napjainkig, ezért ezen szálerősítésű gerendák nyírási teherbírásának becslésére javasolt összefüggést szakirodalmi kutatásom során nem találtam. Yazdanbakhsh et al. [61] kutatók végeztek makro műanyag szálerősítésű vasbeton gerendákon nyírási teherbírás vizsgálatot, majd a mért törő-nyírószilárdság értékeket vetették össze a szakirodalomból általuk gyűjtött acélszál erősítésű vasbeton gerendákra vonatkozó javasolt, becslő egyenletek által számított törő-nyírószilárdság értékekkel. A kutatók megállapították, hogy az általuk vizsgált acélszál erősítésű vasbeton gerendák törő-nyírószilárdság számítására javasolt összefüggések közül néhány elfogadható pontossággal használható volt az általuk vizsgált műanyag szál erősítésű vasbeton esetében. Azonban egy valóban elfogadható összefüggés megalkotásához vagy a meglévők módosításához további vizsgálatok szükségesek. A műanyag szál (40 mm hosszú, 1,4x0,1 mm téglalap keresztmetszetű) erősítésű, 230x390 mm keresztmetszetű, vasbeton gerendákon végzett nyírási teherbírás vizsgálataik eredményei alapján látható, hogy 0,5 V% száladagolás következtében a törő-nyírószilárdság 18%-kal, míg 0,75 V% száladagolás hatására 25%-kal nőtt meg (a vizsgálat során a nyírt szakasz és a hatékony magasság aránya  $a/d=2,3$  volt).

A 2.2. táblázatban a szakirodalomból összegyűjtött egyenleteket egy egységes jelölési rendszerben írtam fel, ugyanis a kutatók sok esetben ugyanazon mennyiséget nem egyforma módon jelölték.

2.2.táblázat: Acélszál erősítésű vasbeton gerendák repesztő- ( $v_{cr}$ ) és törő-nyírószilárdságának ( $v_u$ ) becslésére javasolt összefüggések (szakirodalmi gyűjtés) [54-60]

Narayanan és Darwish (1987) [54]	$v_u = \left[ 0,24 \cdot f_{spfc} + 80 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right] + 0,41 \cdot \tau_f \cdot F \quad \frac{a}{d} > 2,8 \quad (1.1)$ $v_u = 2,8 \cdot \frac{d}{a} \left[ 0,24 \cdot f_{spfc} + 80 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right] + 0,41 \cdot \tau_f \cdot F \quad \frac{a}{d} \leq 2,8 \quad (1.2)$ $v_{cr} = 0,24 \cdot f_{spfc} + 20 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} + 0,5 \cdot F \quad (1.3)$
Al-Ta'an és Al-Feel (1990) [55]	$v_u = \left[ 1,6 \cdot \sqrt{f_c} + 960 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} + 8,5 \cdot K \cdot V_f \cdot \frac{L_f}{D_f} \right] / 9 \quad \frac{a}{d} > 2,5 \quad (2.1)$ $v_u = \left[ 1,6 \cdot \sqrt{f_c} + 960 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \cdot \left( 2,5 \cdot \frac{d}{a} \right) + 8,5 \cdot K \cdot V_f \cdot \frac{L_f}{D_f} \right] / 9 \quad \frac{a}{d} < 2,5 \quad (2.2)$ $v_{cr} = \left[ \sqrt{f_c} + 260 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} + 4,4 \cdot K \cdot V_f \cdot \frac{L_f}{D_f} \right] / 8,5 \quad \frac{a}{d} > 2,5 \quad (2.3)$ $v_{cr} = \left[ \sqrt{f_c} + 260 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \cdot \left( 2,5 \cdot \frac{d}{a} \right) + 4,4 \cdot K \cdot V_f \cdot \frac{L_f}{D_f} \right] / 8,5 \quad \frac{a}{d} < 2,5 \quad (2.4)$
V.C. Li et al. (1992) [56]	$v_u = 1,25 + 4,68 \cdot \left[ (f_{tfc} \cdot f_{spfc})^{3/4} \cdot \left( \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right)^{1/3} \cdot d^{-1/3} \right] \quad \frac{a}{d} \geq 2,5 \quad (3.1)$ $v_u = 9,16 \cdot \left[ f_{tfc}^{2/3} \cdot \rho_s^{1/3} \cdot \frac{d}{a} \right] \quad \frac{a}{d} \leq 2,5 \quad (3.2)$
Ashour et al. (1992) [57]	$v_u = (2,11 \cdot \sqrt[3]{f_c} + 7 \cdot F) \cdot \left( \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right)^{0,333} \quad \frac{a}{d} > 2,5 \quad (4.1)$ $v_u = \frac{2,5}{a/d} \left[ (2,11 \cdot \sqrt[3]{f_c} + 7 \cdot F) \cdot \left( \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right)^{0,333} \right] + 0,41 \cdot \tau_f \cdot F \cdot \left( 2,5 - \frac{a}{d} \right) \quad \frac{a}{d} < 2,5 \quad (4.2)$
Khuntia et al. (1999) [58]	$v_u = 0,167 \cdot \sqrt{f_c} + 0,369 \cdot \tau_f \cdot F \quad \frac{a}{d} > 2,5 \quad (5.1)$ $v_u = 2,5 \cdot \frac{d}{a} \cdot 0,167 \cdot \sqrt{f_c} + 0,369 \cdot \tau_f \cdot F \quad \frac{a}{d} < 2,5 \quad (5.2)$
Kwak et al. (2002) [59]	$v_u = 2,1 \cdot f_{spfc}^{0,7} \cdot \left( \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right)^{0,22} + 0,8 \cdot (0,41 \cdot \tau_f \cdot F)^{0,97} \quad \frac{a}{d} > 3,5 \quad (6.1)$ $v_u = 2,1 \cdot \left( 3,5 \cdot \frac{d}{a} \right) \cdot f_{spfc}^{0,7} \cdot \left( \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right)^{0,22} + 0,8 \cdot (0,41 \cdot \tau_f \cdot F)^{0,97} \quad \frac{a}{d} \leq 3,5 \quad (6.2)$

$$v_{cr} = 3 \cdot f_{spfc}^{2/3} \cdot \left( \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right)^{1/3} \quad (6.3)$$

Slater et al. (2012) [60] kampós végű acélszálak esetében:

$$v_u = 5,52 - 0,12 \cdot f_c - 53,2 \cdot \rho_s - 44,7 \cdot \rho_s \cdot \frac{a}{d} + 44,455 \cdot \rho_s \cdot V_f - 209 \cdot \frac{a}{d} \cdot V_f - 3,36 \cdot F \quad (7.1)$$

egyenes és hullámos acélszálak esetében:

$$v_u = 0,12 + 0,04 \cdot f_c + 113,5 \cdot \rho_s + \frac{1}{50} \cdot \frac{L_f}{D_f} + 3,3 \cdot \rho_s \cdot f_c + 2,46 \cdot f_c \cdot V_f - 103,5 \cdot \rho_s \cdot \frac{a}{d} \quad (7.2)$$

minden száltípus valamint  $\frac{a}{d} < 3,0$  és  $f_c \geq 50$  MPa esetén: (7.3.)

$$\vartheta_u = 1 + 0,09 \cdot f_c + 1,5 \cdot f_c \cdot \rho_s - 7,4 \cdot 10^{-4} \cdot f_c \cdot \frac{L_f}{D_f} - 136 \cdot \rho_s \cdot \frac{a}{d} + 2,2 \cdot \rho_s \cdot \frac{L_f}{D_f} + 2 \cdot F$$

Az egyenletekben alkalmazott jelölések magyarázata:

$f_{spfc}$  : szálerősítésű betonkeverék hasító-húzószilárdsága [MPa]

$$f_{spfc} = \frac{f_c}{20 - \sqrt{F}} + 0,7 + \sqrt{F} \quad (\text{Narayanan és Darwish alapján})$$

$f_{ffc}$  : szálerősítésű betonkeverék hajlító-húzószilárdsága [MPa]

$f_c$  : szálerősítésű betonkeverék nyomószilárdsága [MPa]      $V_f$  : a szál mennyisége [V%]

$$F = \frac{L_f}{D_f} \cdot V_f \cdot d_f \quad \text{: száltényező} \quad L_f : \text{a szál hossza [mm]} \quad D_f : \text{a szál átmérője [mm]}$$

Narayanan és Darwish alapján:  $d_f = 0,5$  kör km. –ű egyenes acélszál

0,75 hullámos acélszál

$d_f = 2/3$  kör km. –ű egyenes acélszál

Khuntia et al. alapján:

1,0 hullámos és kampós végű acélszál

$\tau_f$  : tapadószilárdság a szál és az őt körülvevő beton között [MPa]

$$\rho_s = \frac{A_s}{b \cdot d} \quad \text{: húzott vashányad [%]} \quad b : \text{a keresztmetszet szélessége [mm]}$$

$d$  : hatékony magasság [mm]      $A_s$  : a húzott vasalás mennyisége [mm<sup>2</sup>]

$a$  : a nyírt szakasz hossza [mm]

Al Ta'an és Al-Feel alapján:  $K = 1,3$  hullámos acélszál; 1,2 kampós végű acélszál  
1,0 egyenes acélszál

Narayanan és Darwish kutatók [54] 85x150 mm keresztmetszetű szálerősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerendákon végeztek nyírási teherbírás vizsgálatot. 0,3 mm átmérőjű hullámos acélszálakat adagoltak a betonkeverékhez különböző mennyiségben 0,25 V% - 3,0 V% között.

A kutatók megállapították, hogy mind a repesztő-, mind a törő-nyírószilárdság számottevő mértékben nőtt a szálak adagolásának következtében. 0,5 V% hullámos acélszál adagolás esetében a törő-nyírószilárdság növekedése 101% volt, 1,0 V% szálmennyisége esetében pedig 142% ( $a/d=2,0$  és  $\rho_s=2,0\%$  esetén). A kutatók az általuk javasolt becslő összefüggésekben a tapadószilárdság értékét, más kutatók korábbi vizsgálatai alapján,  $\tau_f=4,15$  MPa értékre vették fel. Az általuk mért és az összefüggésekkel számított törő-nyírószilárdság értékek hányadosának átlaga 1,09-re, a normál szórás 0,157-re, a szórástényező pedig 14,45%-ra adódott (mindezek a repesztő-nyírószilárdság esetében 1,11; 0,145 és 12,98% voltak). A kutatók által, a szálerősítésű, nyírási vasalás nélküli vasbeton gerendák törő-nyírószilárdságának meghatározására javasolt egyenlet a következő: (lásd még 2.2. táblázat):

$$v_u = 2,8 \cdot \frac{d}{a} \left[ 0,24 \cdot f_{spfc} + 80 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right] + 0,41 \cdot \tau_f \cdot F \quad \frac{a}{d} \leq 2,8 \quad (2.1.)$$

Az egyenlet első tagja ( $0,24 \cdot f_{spfc}$ ) a szálerősítésű beton nyírószilárdságát, a második tag ( $80 \cdot \rho_s \cdot (d/a)$ ) a csapathatás miatt, a húzott betonacélok által felvett nyírószilárdságot, míg a harmadik tag ( $0,41 \cdot \tau_f \cdot F$ ) pedig a kialakult ferde repedés menti szálkihúzó erők függőleges komponensének köszönhető nyírószilárdság többletet veszi figyelembe. Az egyenlet legelején szereplő szorzó tag ( $2,8 \cdot (d/a)$ ) veszi figyelembe a nyírt szakasz – hatékony magassági arány esetén (ha  $a/d \leq 2,8$ ) az ívhatást.

Victor C. Li et al. [56] kutatók 63,5x127 mm keresztmetszetű szálerősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerendákon végeztek nyírási teherbírás vizsgálatot. 0,5 mm átmérőjű, 30, illetve 50 mm hosszúságú acél valamint 0,038 mm átmérőjű, 12,7 mm hosszú polietilén szálakat adagoltak 1,0 V%-ban a betonkeverékhez. A kutatók megállapították, hogy a száladagolás következtében mind a repesztő-, mind a törő-nyírószilárdság nagymértékben nő. Acélszálak adagolása esetén a szilárdság növekedés nagyobb mértékű volt. 1,0 V% 30 mm hosszúságú acélszál esetében a repesztő-nyírószilárdság 75%-kal, a törő-nyírószilárdság 91,5%-kal nőtt meg. Ugyanezen növekmény értékek a hosszabb, 50mm hosszúságú acélszál esetében 88%, illetve 115% volt. Műanyag szál adagolás esetén a nyírószilárdság növekedés kisebb mértékű, de számottevő: a repesztő-nyírószilárdság értéke 48%-kal, a törő-nyírószilárdság értéke pedig 71%-kal nőtt meg.

Ashour et al. [57] kutatók 125x250 mm keresztmetszetű szálerősítésű, kengyelek nélküli, nagyszilárdságú vasbeton gerendákon végeztek nyírási teherbírás vizsgálatot. 0,8 mm átmérőjű, 60 mm hosszúságú kampós végű acélszálakat adagoltak 0,5 – 1,0 – 1,5 V%-ban a betonkeverékhez. A kutatók azt tapasztalták, hogy 1,5 V% száladagolás a törő-nyírószilárdság

96,6%-os növekedését eredményezte,  $\rho_s=2,84\%$  és  $a/d=1,0$  mellett. Nagyobb nyírt szakasz – hatékony magasság arány esetében,  $a/d=6$  esetén, a törő-nyírószilárdság növekedés 32,2% volt 1,5 V% száladagolás hatására.

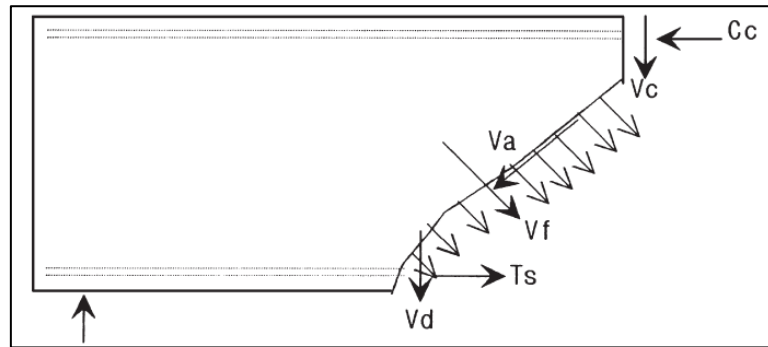
Kwak et al. [59] kutatók 125x250 mm keresztmetszetű szálerősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerendákon végeztek nyírási teherbírás vizsgálatot. 0,8 mm átmérőjű, 50 mm hosszúságú kampós végű acélszálakat adagoltak 0,5 V% és 0,75 V% mennyiségben a betonkeverékhez. A kutatók megállapították, hogy a száladagolás következtében mind a repesztő-, mind a törő-nyírószilárdság nő, valamint a szálmennyiségek növelésével (0,5 V%-ról 0,75 V%-ra) a szilárdság növekmény értéke is nagyobb. 0,5 V% száladagolás hatására a repesztő-nyírószilárdság 16%-kal, a törő-nyírószilárdság 68,5%-kal nőtt, míg 0,75 V% hatására ugyanezen növekmények értéke 33% és 80% volt.

Al Ta'an és Al-Feel [55], Khuntia et al. [58] valamint Slater et al. [60] kutatók nem végeztek laboratóriumi kísérletet, hanem a szakirodalomból gyűjtött, más kutatók által publikált, szálerősítésű vasbeton gerendákon végzett nyírási teherbírás kísérletek eredményeit felhasználva és alapul véve írták fel az általuk javasolt összefüggéseket, illetve ezen eredményeken vizsgálták az egyenletek megbízhatóságát.

Szálerősítésű, hagyományos nyírási vasalás nélküli, vasbeton gerendák nyírási teherbírása a 2.22. ábrán szemléltetett módon, az alábbiakból tevődik össze [54,62]:

- nyomott betonzóna által felvett nyíróerő ( $V_c$ ),
- a repedés menti súrlódás (szemcsehatás) következtében kialakuló csúsztató erő ( $V_a$ ),
- csaphatás (a húzott betonacélok) által felvett nyíróerő ( $V_d$ ),
- ferde repedés menti száلكihúzó erők ( $V_f$ ) függőleges komponense.





2.22.ábra: Szálerősítésű, hagyományos nyírási vasalás nélküli, vasbeton gerendák nyírással szembeni ellenállásának összetevői [62]

A szálerősítés nélküli vasbeton gerendákra vonatkozó méretezési eljárások, illetve a szálerősítésű vasbeton gerendákra vonatkozó ajánlások jellemzően figyelmen kívül hagyják a szemcsehatást (azt feltételezve, hogy a repedések megnyílása nagy). A szálak adagolása a beton nyomószilárdságára nem, vagy csak elhanyagolható mértékben van hatással, így a szálak nagymértékben a ferde repedés menti szálkihúzó erőket valamint kismértékben a csaphatás által felvett nyíróerő nagyságát befolyásolják. Utóbbit annak köszönhető, hogy a szálak adagolásának hatására nő a beton húzószilárdsága

### 3. KÍSÉRLETEK FELÉPÍTÉSE

A PhD kutatáshoz kapcsolódó kísérleteimet két ütemben végeztem el. Az első ütemben a szálak tapadási tulajdonságait vizsgáltam száلكihúzó kísérletek segítségével. A második ütemben a száلكihúzó kísérletek eredményei alapján kiválasztott száltípusokkal készített szálerősítésű vasbeton gerendák nyírási teherbírását vizsgáltam.

#### 3.1. Alkalmazott anyagok

A száلكihúzó kísérletekhez a próbatesteket cementhabarcsból ( $d_{\max} < 4$  mm) készítettem, a próbatestek kis méretei miatt. A nyírási teherbírás vizsgálatához készült gerenda próbatestekhez beton keveréket használtam.

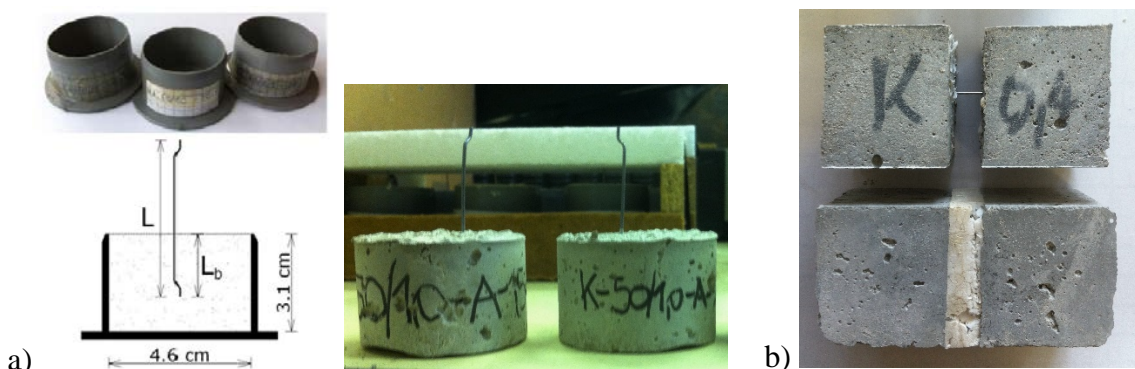
##### 3.1.1. A száلكihúzó vizsgálat során alkalmazott anyagok

A száلكihúzó vizsgálatához habarcs próbatestekbe ágyaztam be különböző hosszban acél illetve makro műanyag szálakat. Minden próbatest egy-egy darab szálát tartalmazott. A habarcs ágyazóanyag CEM I 42,5 N (portland) cementből és 0 - 4 mm szemnagyságú homokból készült. A habarcs keverék konzisztenciájának beállítását folyósítószerrel oldottam meg.

A száلكihúzó kísérlet változó paraméterei a következők voltak:

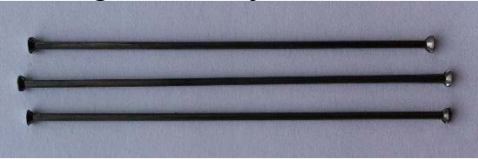




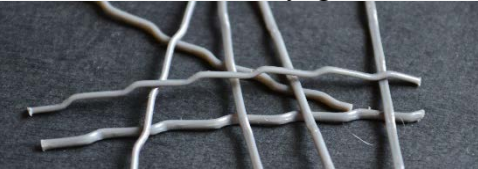
- a beágyazott szálak anyaga (acél, illetve műanyag),
- a beágyazott szálak alakja (lásd. 3.1. táblázat),
- a habarcs keverék víz-cement tényezője ( $v/c = 0,4 - 0,5 - 0,6$ ),
- a szálak beágyazási hossza ( $L_b = 10, 15, 20$  mm).

A száلكihúzó vizsgálatokhoz két típusú próbatestet készítettem (lásd. 3.1. ábra). Az egyik esetben egy szál egyik vége, a másik esetben egy szál mindkét vége be volt ágyazva. Abban az esetben, amikor csak a szál egyik vége került habarcsba a beágyazási hossz változó paramétert jelentett a kísérletek során ( $L_b = 10, 15, 20$  mm), míg a mindkét végén beágyazott, 3.1.b) ábrán látható próbatest esetében nem.



3.1.ábra: Száلكihúzó próbatestek: henger alakú (a), hasáb alakú (b)

3.1. táblázat: A száلكihúzó kísérlethez felhasznált szálak jellemzői (gyártói adatlapok alapján)

a szál alakja és anyaga	L [mm]	D [mm]	L/D	$f_u$ [MPa]	E [GPa]
gombostű fejű acélszál 	54	1,0	54	1100	210
hullámos acélszál 	50	1,0	50	1100	210
kampós végű acélszál 	50	1,05	48	1000	210
hullámos-lapos acélszál* 	50	1,6*	31	1000	210
egyenes műanyag szál (poliolefin) 	50	0,5	100	618	10
hullámos műanyag szál 	42	0,8	52,5	550	8,2
L: szál hossza D: szál átmérője L/D: száلكarcsúság $f_u$ : szakító szilárdság * a hullámos-lapos acélszál 0,75 mm vastagságú, 2,7 mm szélességű téglalap keresztmetszetű					

A száلكihúzó vizsgálathoz készített három különböző habarcs keverék összetétele a 3.2. táblázatban látható.

3.2. táblázat: Száلكihúzó vizsgálat habarcs keverékeinek összetétele (25 l-re vonatkoztatva)

Összetétel:	v/c = 0,4	v/c = 0,5	v/c = 0,6
CEM I 42,5 N portland cement	1,20 kg	1,20 kg	1,20 kg
0/4 frakciójú homok	3,60 kg	3,60 kg	3,60 kg
víz	0,48 l	0,60 l	0,72 l






### 3.1.2. Nyírási teherbírás vizsgálata során alkalmazott anyagok

A nyírási teherbírás vizsgálatához 90x150x700 mm-es gerenda próbatesteket készítettem. A gerenda próbatestek 150x150x700 mm-es acél zsaluzatban készültek, így egy 60 mm vastagságú polisztirol lap segítségével oldottam meg, hogy a keresztmetszet szélessége 90 mm-es legyen (ezzel biztosítva, hogy a keresztmetszet szélességének és magasságának aránya az 1:1,5-hez közeli értékű legyen). A kísérlet változó paraméterei:

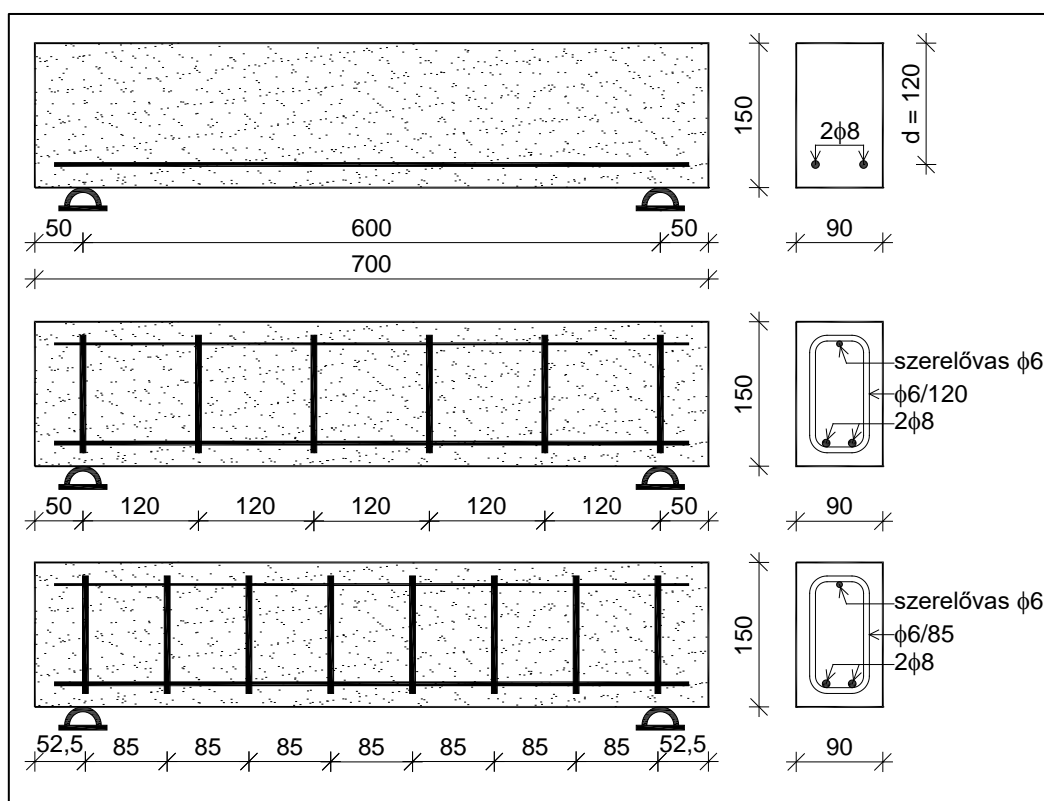
- a szálak alakja, anyaga és mennyisége (lásd 3.3. táblázat),
- az alkalmazott kengyelezés mennyisége (lásd 3.2. ábra).

A gerendák szálerősítéses vagy anélküli beton keverékből készültek húzott vasalással. A szálerősítés nélküli keverékből készült gerendák referencia mérés céljára szolgáltak. A beton keverék CEM I 42,5 R típusú cement kötőanyagból, homok illetve kvarckavics adalékanyagból valamint víz hozzáadásával készült. A szálerősítésű beton keverékek esetében a keverék megfelelő konzisztenciáját folyósítószer adagolásával (típusa: Sika Viscocrete 5neu) oldottam meg. Mindegyik gerenda hosszvasalása a húzott oldalon 2 $\phi$ 8, B500 minőségű, betonacél volt. Az úgynevezett referencia gerendák szálerősítés és kengyelezés nélküli, csak hosszvasalást tartalmazó, normál vasbeton gerendák voltak. Szálerősítés nélkül készítettem hagyományos nyírási vasalással (kengyelezés:  $\phi$ 6 mm-es átmérőjű, B240 minőségű betonacélból) gerendákat, két különböző kengyelmennyiséggel ( $\phi$ 6/85, illetve  $\phi$ 6/120). A szálerősítésű vasbeton gerendák pedig csak hosszvasalást tartalmaztak, kengyelezés nélkül, különböző anyagú, alakú és mennyiségű szálakkal.

3.3. táblázat: Nyírási teherbírás vizsgálatához használt szálak jellemzői (gyártói adatlapok alapján)

a szál alakja és anyaga	L [mm]	D [mm]	L/D	$f_u$ [MPa]	E [GPa]	V% [kg/m <sup>3</sup> ]
hullámos acélszál 	35	0,90	39	1100	210	0,5 V% = 39,3 kg/m <sup>3</sup>
kampós végű acélszál 	50	1,05	47	1000	210	
hullámos-lapos acélszál* 	50	1,6*	31	1000	210	1,0 V% = 78,5 kg/m <sup>3</sup>
egyenes műanyag szál (poliolefin) 	50	0,5	100	618	10	0,1 V% = 0,91 kg/m <sup>3</sup>
hullámos műanyag szál 	42	0,8	52,5	550	8,2	0,5 V% = 4,55 kg/m <sup>3</sup>
L: szál hossza D: szál átmérője L/D: szálkárosúság $f_u$ : szakító szilárdság * a hullámos-lapos acélszál 0,75 mm vastagságú, 2,7 mm szélességű téglalap keresztmetszetű						

Az alkalmazott három, különböző alakú acélszál mennyisége mindhárom esetben 0,5 V% ( $39,3 \text{ kg/m}^3$ ), valamint 1,0 V% ( $78,5 \text{ kg/m}^3$ ) volt. A két különböző műanyag szál erősítésű beton keverék esetében pedig a szálak mennyisége 0,1 V% ( $0,91 \text{ kg/m}^3$ ), valamint 0,5 V% ( $4,55 \text{ kg/m}^3$ ) volt. A szálérsítés nélküli, hagyományos nyírási vasalást (kengyelt) tartalmazó gerendák két különböző kengyel mennyiséggel készültek (lásd 3.2. ábra): „R” jelöléssel, mint ritka kengyelezés  $\phi 6/120$ , azaz  $\rho_w=5,2\%$ , valamint „M” jelöléssel, mint megfelelő kengyelezés  $\phi 6/85$ , azaz  $\rho_w=7,9\%$ , mely utóbbi a jelen érvényben lévő EC2 szabvány szerkesztési szabályainak megfelelő mennyiségű és távolságú nyírási vasalás.



3.2. ábra: Nyírási teherbírás vizsgálatához készített gerendák geometriája és a vasalás mennyisége

A nyírási teherbírás vizsgálatához készített beton keverék összetétele a 3.4. táblázatban látható.

3.4. táblázat: Nyírási teherbírás vizsgálatához a beton keverék összetétele

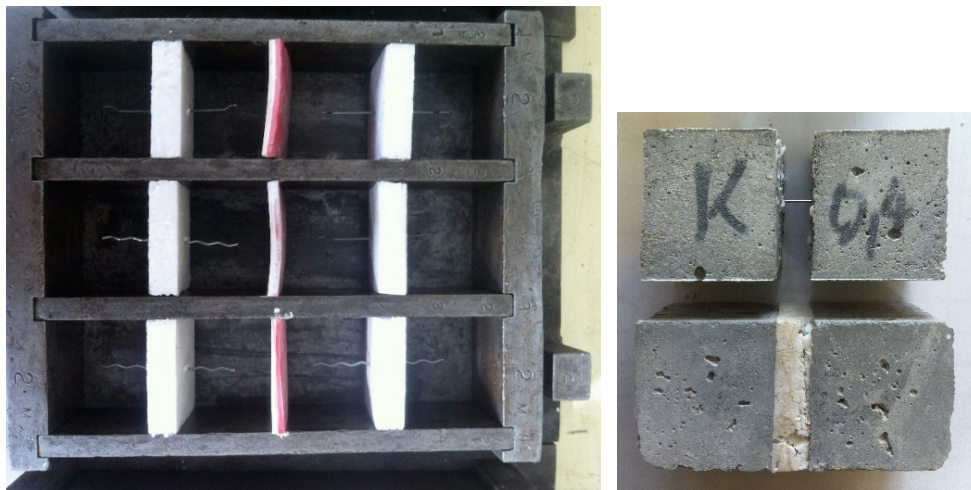
Anyag	Fajta vagy frakció		Alkalmazott 50 liter ( $0,05\text{m}^3$ ) / kg
Adalékanyag	0/4 frakció	49%	45,15
	4/8 frakció	22%	20,40
	8/16 frakció	29%	26,90
Kötőanyag	CEM I 42,5 R		15,00
Víz	$m_v/m_k =$	55%	8,25

## 3.2. Kísérletek végrehajtásának menete

### 3.2.1. Szálkihúzó vizsgálatok

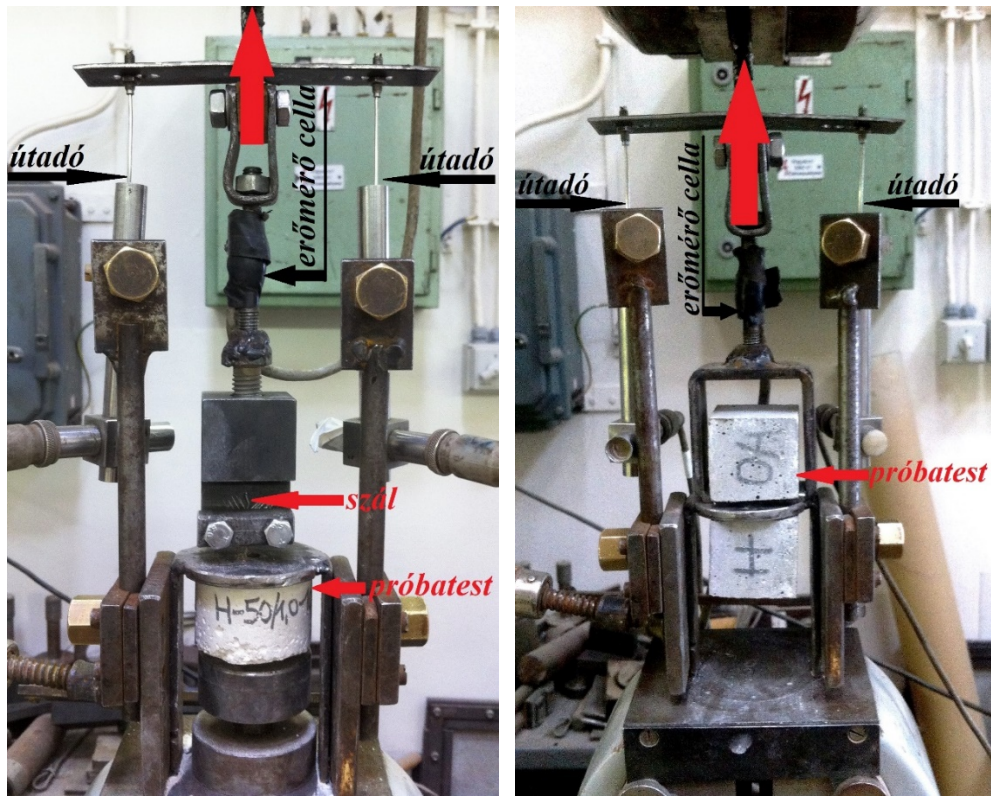
A szálkihúzó vizsgálatokhoz két próbatest típust készítettem (lásd 3.1.ábra) egy henger és egy hasáb alakút. A 3.1.a) ábrán látható a 46 mm átmérőjű, 31 mm magasságú henger alakú próbatest. Zsaluzatként műanyag PVC csővéglezáró elemet használtam, mivel ezzel tudtam biztosítani a próbatest szabályos alakját és sima felületét. Ebben az esetben a szálaknak csak az egyik végét ágyaztam be a bedolgozás irányára merőlegesen, a felülettel 90°-os szöget bezáróan. Három különböző beágyazási hosszt ( $L_b=10 - 15 - 20$  mm) vizsgáltam mindegyik száltípus esetében. Ezen próbatestek esetében csak acélszálak beágyazása volt lehetséges, ugyanis a műanyag szálak szabad végét a szálkihúzó berendezés befogó pofái közé (azok kis átmérője és szilárdsága miatt), nem tudtam befogni.

A 3.1.b) ábrán látható hasáb alakú próbatestek esetében a szál mindkét végét beágyaztam, így a beágyazási hossz értéke az adott szál hosszától függött. A próbatesteket a 3.3. ábrán látható zsaluzatban készítettem el. A szálat a bedolgozás irányával párhuzamosan, a felülettel 90°-os szöget bezáróan helyeztem el. A 3.3. ábrán látható 5 mm vastagságú polisztirol lapot, a habarcs megszilárdulása után eltávolítottam, így biztosítva, hogy a két betonrész ne dolgozzon együtt. Ezen típusú próbatesteket is a 3.2. táblázatban megadott összetételű habarcs keverékekből készítettem el.



3.3.ábra: Hasáb alakú szálkihúzó próbatest és zsaluzata

A szálkihúzó vizsgálatot a próbatestek 28 napos korában végeztem. A próbatesteket a készítésüket követő napon kiszaluztam, ezt követően 7 napig víz alatt, majd további 21 napig laborlevegőn tároltam. A vizsgálat során a szálkihúzó erőt, illetve az elmozdulást (a szál kihúzóadásának mértékét a próbatestből) mértem erőmérő cella valamint két útdó segítségével. A 3.4. ábrán látható a szálkihúzó vizsgálatához összeállított mérőberendezés.



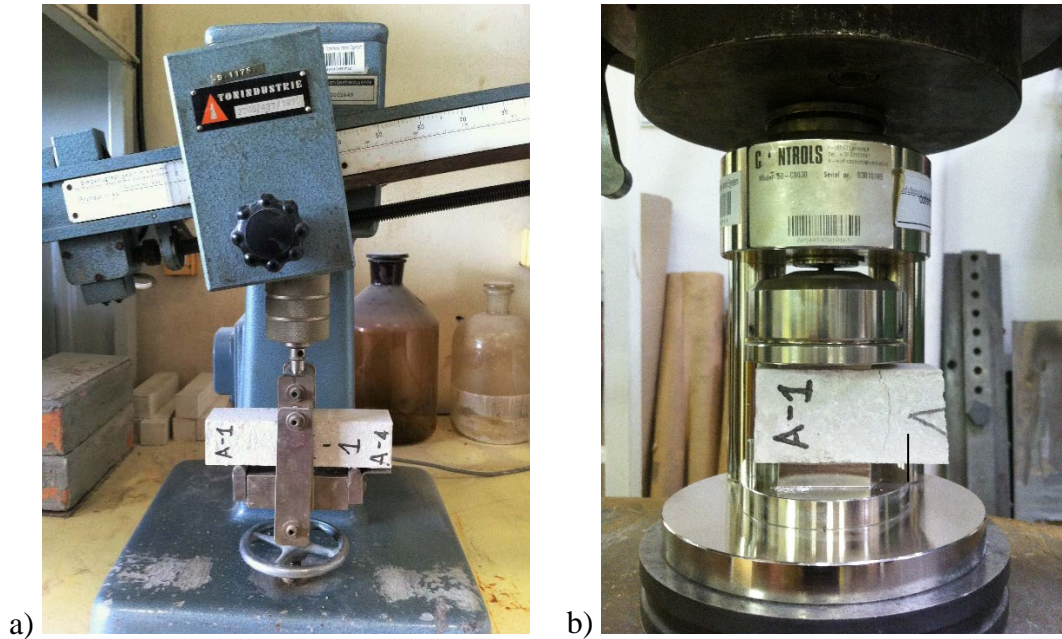
3.4. ábra: Szálkihúzó mérőberendezés

A 3.5. táblázatban látható a szálkihúzó vizsgálatokhoz tartozó kísérleti mátrix, melyben a kísérlet változó paramétereinek függvényében a próbatestek darabszáma látható.

3.5. táblázat: Kísérleti mátrix a szálkihúzó vizsgálatokhoz

Szál típus	v/c = 0,4				v/c = 0,5				v/c = 0,6			
	L <sub>b</sub> : beágyazási hossz				L <sub>b</sub> : beágyazási hossz				L <sub>b</sub> : beágyazási hossz			
	10	15	20	X	10	15	20	X	10	15	20	X
GF: gombostűfejű acélszál	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
H: hullámos acélszál	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
K: kampós végű acélszál	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
HL: hullámos lapos acélszál	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
CX: egyenes műanyag szál				3				3				3
ST: hullámos műanyag szál				3				3				3
Összes próbatest darabszám:	12	12	12	18	12	12	12	18	12	12	12	18
Összesen:	162											
X: mindkét végén beágyazott szál (beágyazási hossz függ a szál eredeti hosszától)												

A szálkihúzó vizsgálatokhoz használt három különböző vízcementtényezőjű habarcs keverékekből 3 -3 db, 40x40x160 mm-es hasáb próbatesteket is készítettem a habarcs keverék nyomó- valamint hajlító-húzószilárdságának vizsgálatához. A 3.5. ábrán ezen szilárdsági jellemzők méréséhez használt laboratóriumi eszközök láthatóak. Elsőként a hasáb próbatestek hajlító-húzószilárdságának vizsgálatát végeztem el (3.5. a) ábra), majd a vizsgálat során kettétört hasáb próbatest részekén a nyomószilárdságot is megmértem (3.5. b) ábra).



3.5. ábra: A habarcs hasábok hajlító-húzó (a) valamint nyomószilárdság (b) vizsgálatának kísérleti összeállítása

### 3.2.2. A beton mechanikai tulajdonságainak vizsgálata

A nyírási teherbírás vizsgálatához készített gerendákhoz használt szálerősítés nélküli, illetve szálerősítéssel beton keverékekből a mechanikai tulajdonságok vizsgálatához szabványos méretű kocka és hasáb próbatesteket is készítettem. A betonkeverékek nyomó- és hajlító-húzószilárdságát valamint rugalmassági modulusát vizsgáltam. A 3.6. táblázatban látható a mechanikai jellemzők vizsgálatokhoz tartozó kísérleti mátrix, melyben az egyes vizsgálatokhoz használt próbatest mérete és a próbatestek darabszáma látható.



## 3.6. táblázat: Kísérleti mátrix a beton mechanikai tulajdonságainak vizsgálatához

próba- test jele	szálak típusa	szálak mennyi- sége	nyomó- szilárdság	hajlító- húzószil.	rugalmassági modulus
			150 x150x150 mm	70x70x250 mm	70x70x250 mm
0%	–	–	3	3	3+3
K-0.5	kampós végű acélszál	0,5V%	3	3	3+3
K-1.0	kampós végű acélszál	1,0V%	3	3	3+3
H-0.5	hullámos acélszál	0,5V%	3	3	3+3
H-1.0	hullámos acélszál	1,0V%	3	3	3+3
HL-0.5	hullámos lapos acélszál	0,5V%	3	3	3+3
HL-1.0	hullámos lapos acélszál	1,0V%	3	3	3+3
CX-1.0	egyenes műanyag szál	1,0V%	3	3	3+3
CX-5.0	egyenes műanyag szál	5,0V%	3	3	3+3
ST-1.0	hullámos műanyag szál	1,0V%	3	3	3+3
ST-5.0	hullámos műanyag szál	5,0V%	3	3	3+3
<b>Próbatest darabszám mérési típusonként:</b>			36	36	36+36
<b>Összesen:</b>			108 +36 = 144		

## 3.2.2.1. Nyomószilárdság vizsgálata

A megszilárdult beton nyomószilárdságának vizsgálatához a betonkockák élhosszúsága - figyelembe véve az adalékanyag maximális szemnagyságát (16 mm) valamint a szabvány előírásait - 150 mm volt. A betonkockákat vegyes tárolás (7 napos víz alatti majd 21 napos laborlevegőn való tárolás) után 28 napos korban, ELE 2000 kN-os típusú törőgépen törtem el. A törőgép terhelési sebessége 11,4 kN/s. A 3.6. ábrán a betonkockák nyomószilárdság vizsgálatának kísérleti összeállítása látható.



3.6. ábra: A betonkockák nyomószilárdság vizsgálatának kísérleti összeállítása

### 3.2.2.2. Hajlító-húzószilárdság vizsgálata

A megszilárdult beton hajlító-húzószilárdságának vizsgálatához 70x70x250 mm-es beton hasábokat készítettem. A hasábokat a szabványos tárolás (7 napos víz alatti, majd további 21 napos laborlevegőn való tárolás) után 28 napos korban ZD 40 típusú törőgépen törtem el. A vizsgálat során a terhelő erőt valamint az elmozdulást rögzítettem, utóbbit egy útdó segítségével. A 3.7. ábrán a betonhasábok hajlító-húzószilárdság vizsgálatának kísérleti összeállítása látható.

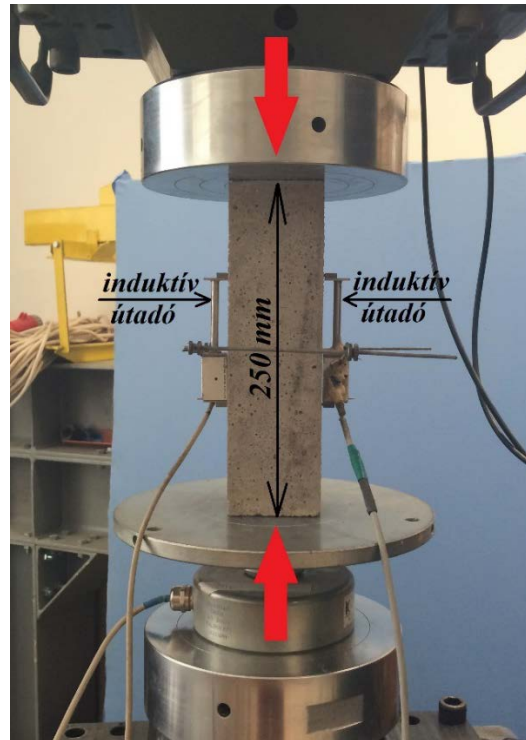


3.7. ábra: A betonhasábok hajlító-húzószilárdság vizsgálatának kísérleti összeállítása

### 3.2.2.3. Rugalmassági modulus vizsgálata

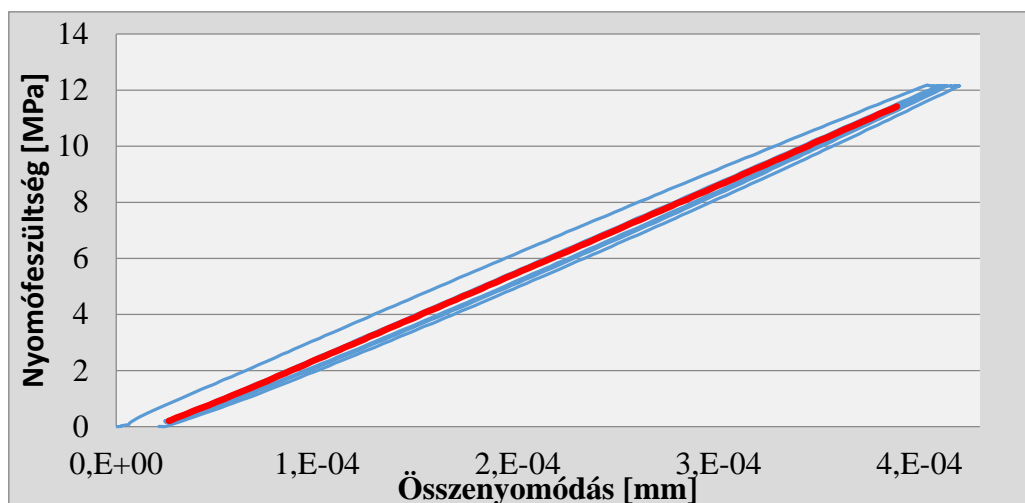
A megszilárdult beton rugalmassági modulusának vizsgálatához 70x70x250 mm-es beton hasábokat készítettem. A hasábokat a vegyes tárolás (7 napos víz alatti, majd 21 napos laborlevegőn való tárolás) után 28 napos korban INSTRON típusú elmozdulás vezérelt törőgéppel terheltem. A hasábokat álló helyzetben helyeztem be a törőgépbe (lásd 3.8. ábra). A terhelő erőt erőmérő cella segítségével, SPIDER mérési adatgyűjtő közvetítésével, a számítógép folyamatosan rögzítette és ábrázolta. A hossz- és keresztirányú alakváltozást 0,001 mm pontosságú, induktív útdókkal mértem. A próbatesteket a várható törőerő 50%-val terheltem, 30 s-ig az adott terhen tartottam, majd tehermentesítettem. Ezt háromszor megismételtem. (Minden betonkeverékből 6 db hasáb próbatestet készítettem, melyből 3 próbatest segítségével meghatároztam a várható törőerőt, 3 próbatesten pedig elvégeztem a rugalmassági modulus vizsgálatot.) A vizsgálatokat követően a rögzített erő-elmozdulás

diagramok segítségével, Microsoft Excel programban határoztam meg a betonkeverékek rugalmassági modulusát.



3.8. ábra: A betonhasábok rugalmassági modulus vizsgálatának kísérleti összeállítása

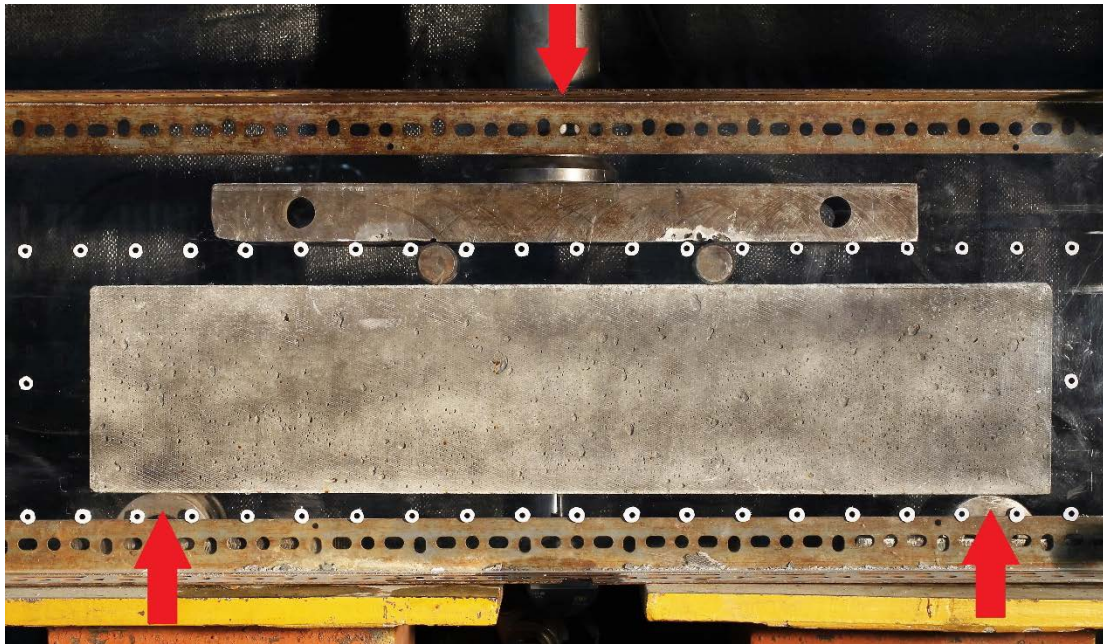
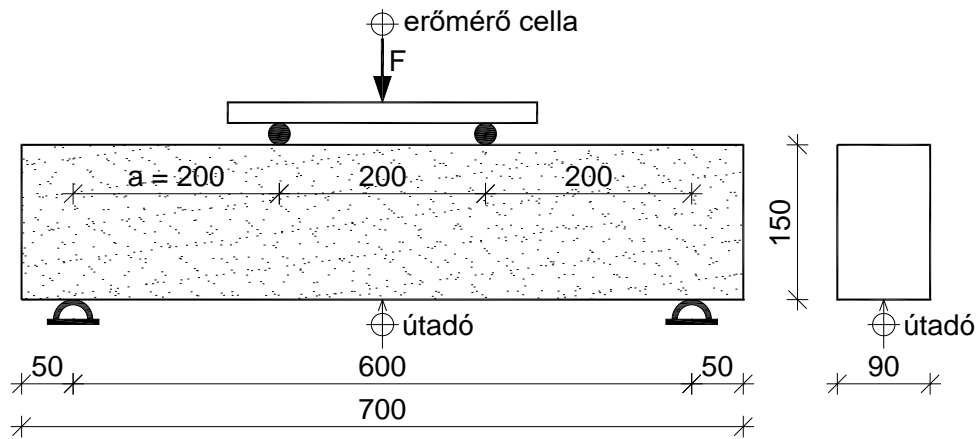
A megszilárdult beton rugalmassági modulusát a vizsgálat során rögzített erő – összenyomódás értékekből felrajzolt grafikon segítségével határoztam meg. A 3.9. ábrán egy jellemző nyomófeszültség – összenyomódás grafikon látható. A rugalmassági modulusát a görbe harmadik felterheléshez tartozó szakaszának lineáris részéből határoztam meg, ami ezen lineáris szakasz meredekségével egyenlő. (A 3.9. ábrán ezen lineáris szakasz piros színnel jelölve látható.)



3.9. ábra: Jellemző nyomófeszültség – összenyomódás diagram rugalmassági modulus vizsgálata során

### 3.2.3. Nyírási teherbírás vizsgálata

A nyírási teherbírás vizsgálatához készített 90x150x700mm-es gerendákat két ponton alátámasztva, a támaszköz harmadpontjaiban egy-egy koncentrált erővel tönkremenetelig terheltem (lásd 3.10. ábra).



3.10. ábra: A gerendák nyírási teherbírás vizsgálatának kísérleti összeállítása

A terhelést egy 200 kN-os kézipumpával vezérelt, hidraulikus munkahenger segítségével adtam a gerendára. A terhelő erőt egy kalibrált erőmérő cella segítségével mértem, melynek jelét erősítőn keresztül vezettem a számítógépben lévő adatgyűjtő kártyába.

Az elmozdulást a támaszköz és a keresztmetszet szélességének felében, egy a laborpadlón álló állványba fogott, MITUTOYO 25 mm-es, 0,001 mm felbontású, 0,002 mm pontosságú digitális elmozdulás mérővel mértem. A digitális elmozdulás mérő jelét szintén az adatgyűjtésre használt számítógép fogadta, melyben a digitális jeleket egyedi mérőszoftverrel dekódoltam. Tudatában voltam, hogy az elmozdulás mérő által mért adatok a terhelés során bekövetkező

támaszmozgások miatt kisebb hibával terheltek, de ezek a parazita mozgások jellemzően csak a terhelés kezdeti szakaszán fordulhattak elő.

A gerendák terhelése során mért erő – elmozdulás párokat használtam a törőerő meghatározásához.

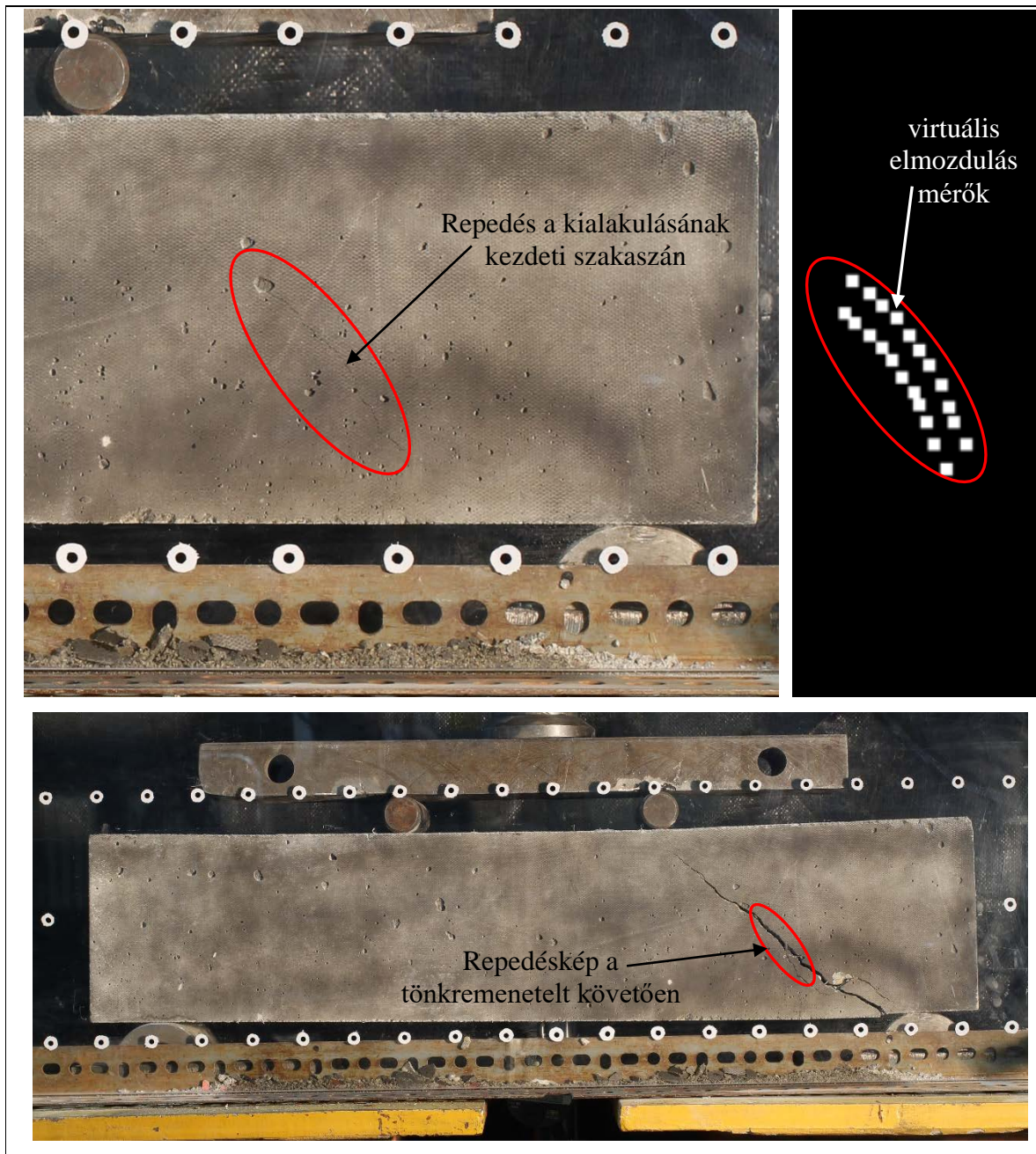
A repesztő erő meghatározásához egy optikai mérőrendszert használtam, melynek részei a következők: állványra helyezett Canon 1100D digitális tükörreflexes fényképezőgép, 50 mm gyújtótávolságú Sigma macro objektívvel valamint a vizsgált gerendát megvilágító reflektor. A fényképező USB kábellel csatlakozott a számítógéphez. Az elmozdulás és az erő adatokat rögzítő LabView program vezérelte a felvételeket készítő PSRemote szoftvert. A mérés során az elmozdulások 0,01 mm-es változásakor az adatgyűjtő szoftver trigger jelet küldött a felvételek készítését vezérlő szoftvernek, amely kioldotta a fényképezőgépet. A fényképezőgép USB kábelen keresztül a számítógépre továbbította a készített felvételt.

A gerendák elé egy plexi lapot helyeztem, amelynek a gerenda felé eső oldalára ismert középpont távolságú referencia pontokat festettem. Ezen referencia pontokra a kapott elmozdulások pixelből mm-re történő átváltásához volt szükség. A pixelből mm-re történő átváltást egyszerű fotogeometriai eljárással végeztem el, az ismert távolságú referencia pontok pixelben lemerített távolsága alapján. Ezt az átváltást minden egyes mérés esetén elvégeztem a kialakult repedés környezetére vonatkozóan.

A repedéstágasság megállapításához egy egyedi, keresztkorreláción alapuló programot használtam. A repedéstágasság megállapításának folyamata:

- a) a kialakult repedés mentés pontok felvétele (lásd 3.11. ábra),
- b) a pontokhoz virtuális repedéstágasság mérők (virtual gauge) elhelyezése a program által: a pontok közötti szakaszokra állított mérőleges és a pontok közti szakasz metszéspontjától 35 – 35 pixel távolságban a program elhelyez egy – egy tesztfoltt (az alkalmazott tesztfolt 40x40 pixel méretű volt),
- c) a program a futása során a felvételsorozat eső képén megjelenő textúrához a leghasonlóbb textúrát keresi meg az azt követő képeken az elhelyezett foltok 10 pixeles környezetében. Az eredmény az a vektor, amelyik megmutatja, hogy az eredeti kép egy adott területét mennyivel kell elmozdítani, hogy a következő képen az ehhez leghasonlóbb területre érjünk. Ennek matematikai megoldására a keresztkorreláció módszerét alkalmazza a program.
- d) a virtuális repedéstágasság mérők végpontjainak elmozdulását képenként egy – egy text-fileban menti a program,
- e) a text file-okban kapott eredmények feldolgozása: a 0,1 mm-es repedéstágasághoz tartozó repesztő terhek meghatározása.

A programban alkalmazott eljárás egy pixelnél kisebb pontosságú elmozdulások mérésére is alkalmas.



3.11. ábra: A repedés mentén elhelyezett virtuális elmozdulás mérők

A 3.7. táblázatban látható a nyírási teherírás vizsgálatokhoz tartozó kísérleti mátrix, melyben a vizsgált gerendák mérete, az alkalmazott vasalás vagy a szálak típusa és mennyisége valamint a gerendák darabszáma látható. A gerenda jelölésében látható második betű mutatja a kengyelek mennyiségét (0 = kengyelek nélkül, R =  $\phi 6/120$ , M =  $\phi 6/85$ ), a harmadik jelölés pedig a szálak típusát és mennyiségét mutatja meg (pl.: K0.5 = 0,5 V% kampós végű acélszál).

3.7. táblázat: Kísérleti mátrix a gerendák nyírási teherbírásának vizsgálatához

gerenda jele	kengyelek mennyisége	száltípus	szálmennyiség (V%)	90x150x700 mm (db)
<b>M - 0 - 0</b>	–	–	–	3
<b>M - R - 0</b>	φ6 / 120	–	–	3
<b>M - M - 0</b>	φ6 / 85	–	–	3
<b>M - 0 - K0.5</b>	–	kampós végű acél	0,5 V%	3
<b>M - 0 - K1.0</b>	–	kampós végű acél	1,0 V%	3
<b>M - 0 - H0.5</b>	–	hullámos acél	0,5 V%	3
<b>M - 0 - H1.0</b>	–	hullámos acél	1,0 V%	3
<b>M - 0 - HL0.5</b>	–	hullámos-lapos acél	0,5 V%	3
<b>M - 0 - HL1.0</b>	–	hullámos-lapos acél	1,0 V%	3
<b>M - 0 - CX0.1</b>	–	egyenes műanyag	0,1 V%	3
<b>M - 0 - CX0.5</b>	–	egyenes műanyag	0,5 V%	3
<b>M - 0 - ST0.1</b>	–	hullámos műanyag	0,1 V%	3
<b>M - 0 - ST0.5</b>	–	hullámos műanyag	0,5 V%	3
Összesen:				39

## 4. KÍSÉRLETI EREDMÉNYEK ÉS ÉRTÉKELÉSÜK

### 4.1. Szálkihúzó vizsgálatok

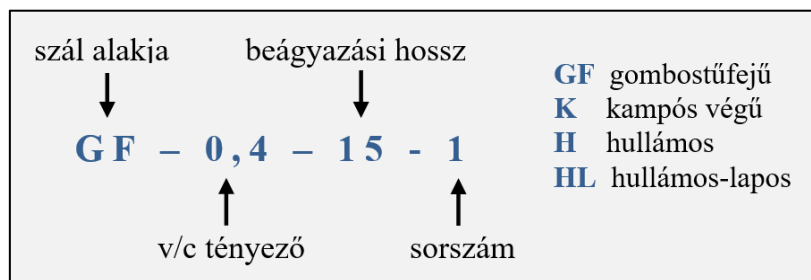
A szálkihúzó vizsgálatok célja, hogy a mérés során rögzített erő és elmozdulás értékek alapján megállapítsam, hogy viselkednek a különböző alakú és anyagú szálak a kihúzóási folyamat során. Ezt az erő – elmozdulás görbék elemzésével végzem el. Vizsgálataim során elemzem, hogyan befolyásolja a szál alakja, beágyazási hosszának mértéke valamint az ágyazóanyag szilárdsága a szálkihúzóási folyamatát, a maximális szálkihúzó erőt és az ebből számított tapadószilárdság mértékét. A következőkben bemutatott erő – elmozdulás diagramok esetében az elmozdulás értékek minden esetben a két útagó (lásd. 3.4.ábra) által rögzített értékek átlagai. A tapadószilárdság értékét a mért szálkihúzó erő maximumából számítom a beágyazási hossz és a szál kerületének figyelembe vételével.

#### 4.1.1. Egyik végén beágyazott szál

A 3.1.a) ábrán látható henger alakú próbatestek esetében a szálak egyik végét ágyaztam be három különböző beágyazási hosszal ( $L_b = 10, 15, 20$  mm), három különböző szilárdságú habarcs keverékbe, ahol a szilárdság változását a  $v/c$  tényező változtatásával ( $v/c = 0,4 - 0,5 - 0,6$ ) értem el. Ezen típusú próbatestek esetében csak acélszálak beágyazására volt lehetőségem (lásd 3.2.1. fejezet). Az egyes próbatestek jelölését a 4.1. ábrán adom meg.

A kísérlet változó paraméterei:

- a beágyazott szálak alakja (GF: gombostű fejű, HL: hullámos-lapos, K: kampós végű, H: hullámos),
- a habarcs keverék víz-cement tényezője ( $v/c = 0,4 - 0,5 - 0,6$ ),
- a szálak beágyazási hossza ( $L_b = 10, 15, 20$  mm).



4.1.ábra: Szálkihúzó henger alakú próbatestek jelölése

A három különböző víz-cement tényezőjű habarcs keverék összetétele a 3.2. táblázatban látható. A keverékek hasáb próbatesteken mért hajlító-húzó valamint nyomószilárdságának értékeit a 4.1. táblázatban adom meg. A 4.3. táblázatban feltüntetett értékek a három hasáb próbatesten mért hajlító-húzószilárdság értékeinek átlaga, valamint a hat félhasáb próbatesten



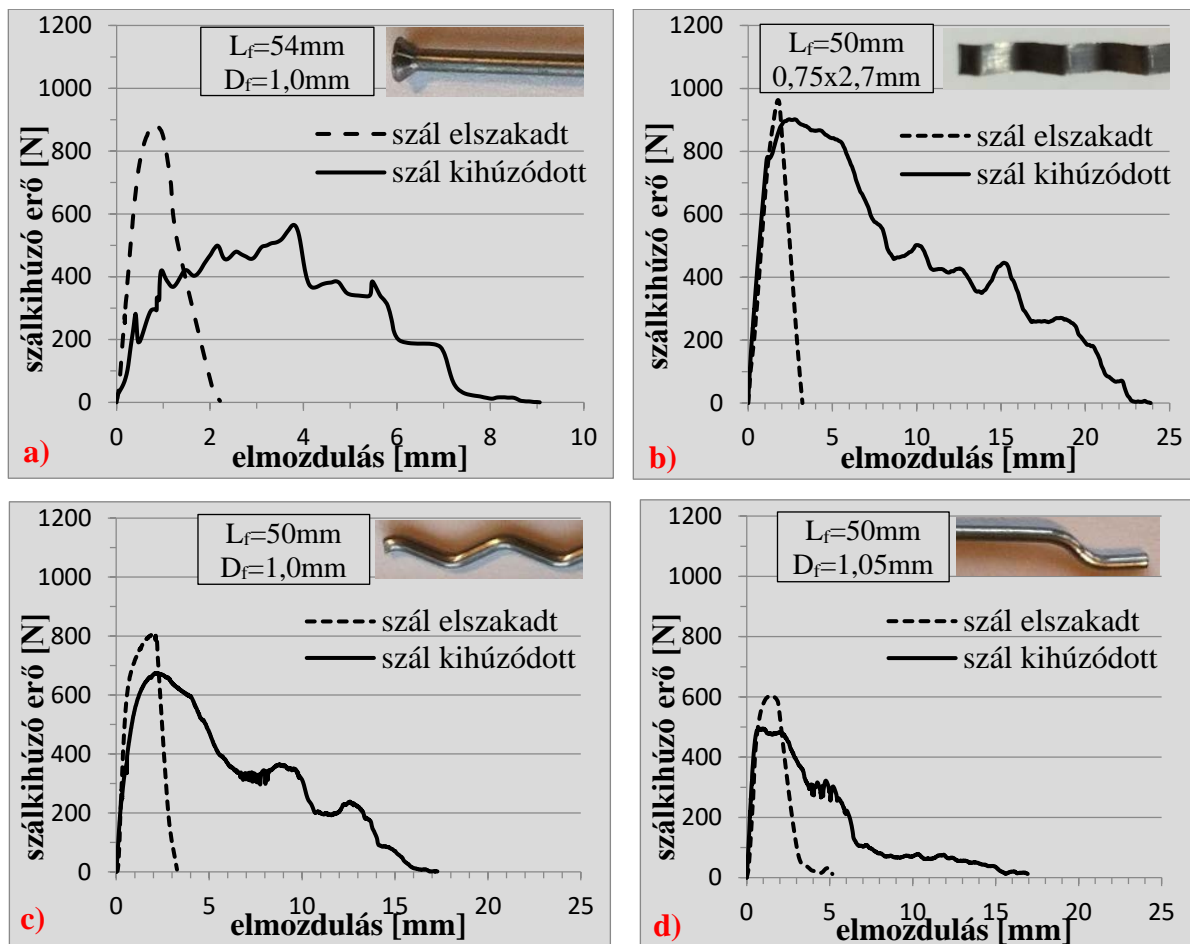
mért nyomószilárdság értékeinek átlaga. A 4.1. táblázat értékei alapján megállapítható, hogy mind a hajlító-húzó, mind a nyomószilárdság értékei a víz-cement tényező növekedésével csökkentek.

4.1. táblázat: Szálkihúzó vizsgálat habarcs keverékeinek szilárdság átlagértékei

	Hajlító-húzószilárdság [MPa]	Nyomószilárdság [MPa]
v/c = 0,4	10,47	62,14
v/c = 0,5	7,62	45,49
v/c = 0,6	5,69	40,05

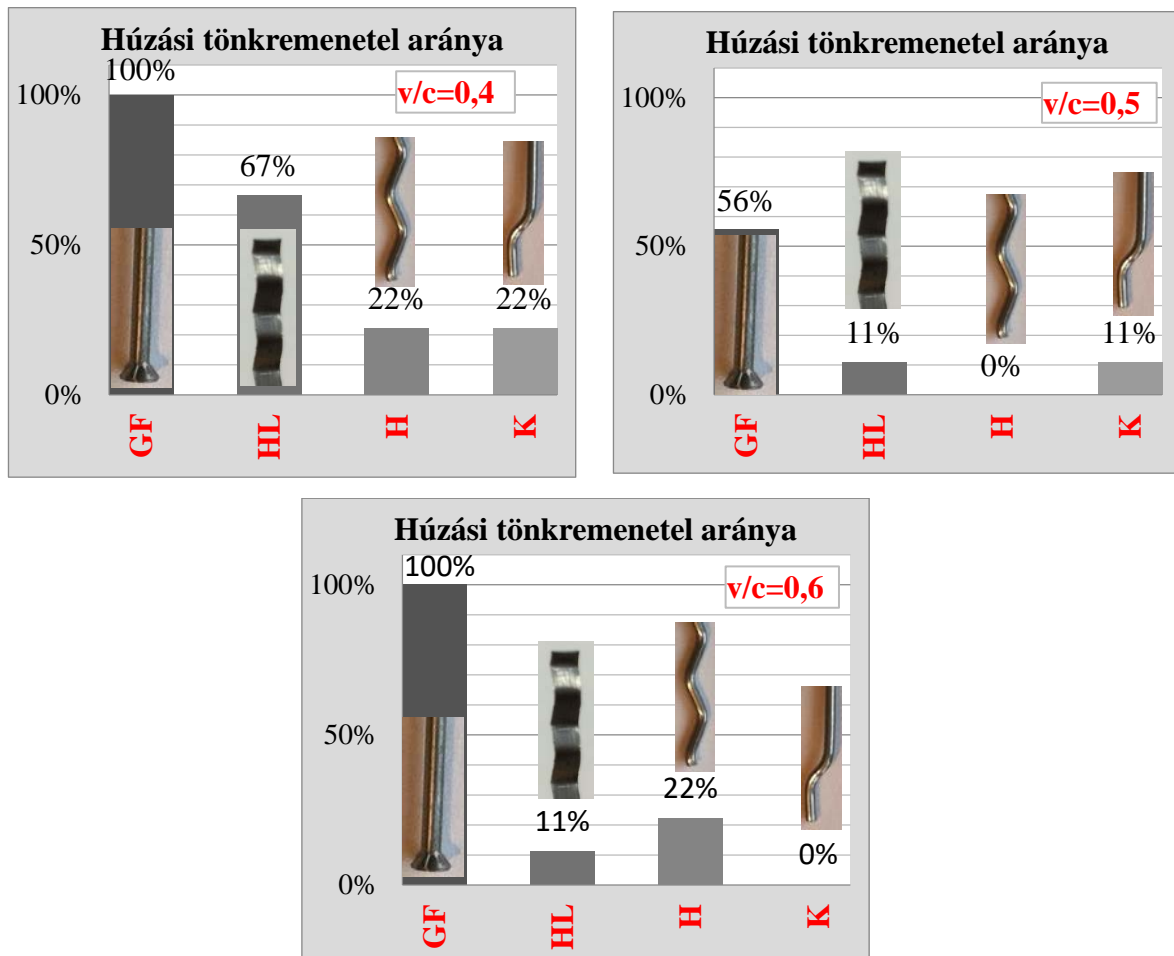
#### 4.1.1.1. Jellemző tönkremeneteli formák

A szálkihúzó vizsgálatok során két fő tönkremeneteli mód figyelhető meg. Az egyik esetben a beágyazott acélszál, a szabad végén, húzási tönkremenetelt szenvedett (elszakadt). A másik esetben a szál kihúzódt a próbatestből, miközben jellemzően kisebb vagy nagyobb mértékben deformálódott is. A két tönkremeneteli mód közötti különbséget szemléltetik a 4.2. ábrán látható diagramok a vizsgált, négy acélszál típus esetében.



4.2. ábra: Jellemző tönkremeneteli módok különböző alakú acélszalak szálkihúzása során (egyedi értékek)

A 4.3. ábrán látható diagramok mutatják, hogy milyen arányban következett be húzási tönkremenetel (szálszakadás) a vizsgált próbatestek esetében, az ágyazóanyag szilárdsága és az acélszálak alakja függvényében.



4.3.ábra: Húzási tönkremenetel (szálszakadás) aránya a habarcs szilárdságának függvényében a vizsgált acélszál típusok esetében

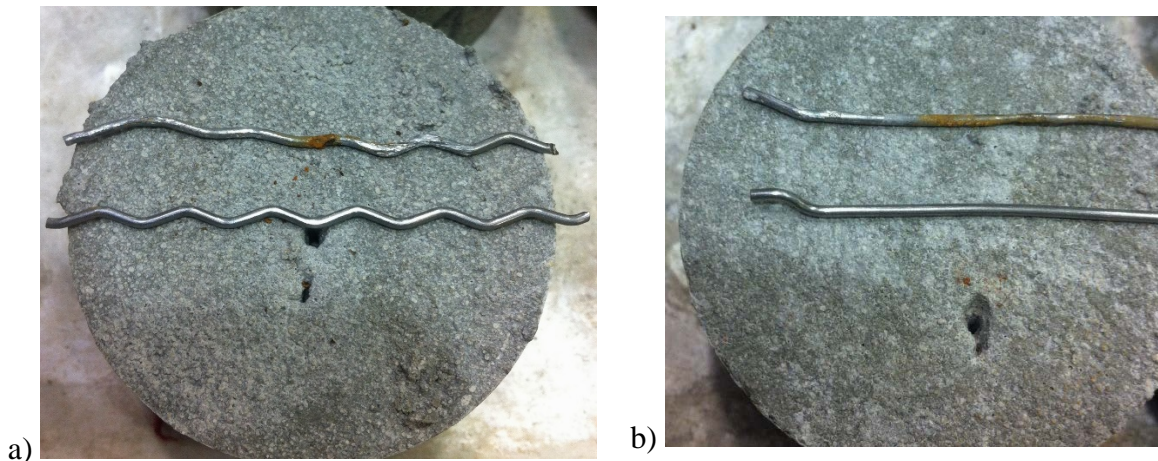
Abban az esetben, amikor a vizsgált acélszálak húzási tönkremenetelt szenvedtek, az erő - elmozdulás görbe jellemzően a hidegen alakított acélok  $\sigma - \varepsilon$  diagramját adja vissza (lásd 4.2. ábra).

A kihúzódási tönkremenetelhez tartozó erő – elmozdulás diagramok esetében az alábbi megállapításokat lehet tenni:

*Gombostűfejű acélszál* esetében kihúzódás során egy esetben sem jelentkezett szálideformáció. A maximális erő elérése után a szál – megtartva eredeti alakját – kihúzódik a habarcs próbatestből, utat törve magának. A habarcs szilárdságának függvényében a kihúzódás során különböző mértékben vesznek részt a súrlódási és a nyíró erők az ellenállásban. Ez magyarázza a diagram több, különböző erőnél megfigyelhető csúcspontját (4.2.a) diagram).

*Kampós végű acélszálak* esetében a maximális erő elérése – a tapadás megszűnése – után a száلكihúzó erő visszaesése figyelhető meg, majd egy viszonylag rövid szakaszon az erő csökkenése megáll. Feltehetőleg ekkor következik be a szál kampós végének deformációja (kiegyenesedése). A száldeformációt követően a szál súrlódva csúszik kifelé a próbatestből. Más kutatók [37-41] kampós végű acélszálakkal végzett száلكihúzó kísérleteinek eredményei is hasonló erő – elmozdulás diagramot mutatnak.

*Hullámos acélszálak* erő – elmozdulás diagramjain megfigyelhető, hogy a maximális erő elérését követően (ekkor szűnik meg a tapadás a szál és az őt körülvevő habarcs között) jelentős mértékű csökkenés következik be a száلكihúzó erőben, majd több lokális csúcspont figyelhető meg. A lapos hullámos szál esetében a lokális csúcspontok száma (4.2.b) ábra) több, mint a kör keresztmetszetű hullámos szálak (4.2.c) ábra) esetén. Ennek magyarázata a szál téglalap keresztmetszete lehet. A lokális csúcspontok azzal magyarázhatóak, hogy a tapadás megszűnte után a szál kihúzóadásához száldeformációnak kell bekövetkeznie, ami helyi többlet teherbírást jelent.



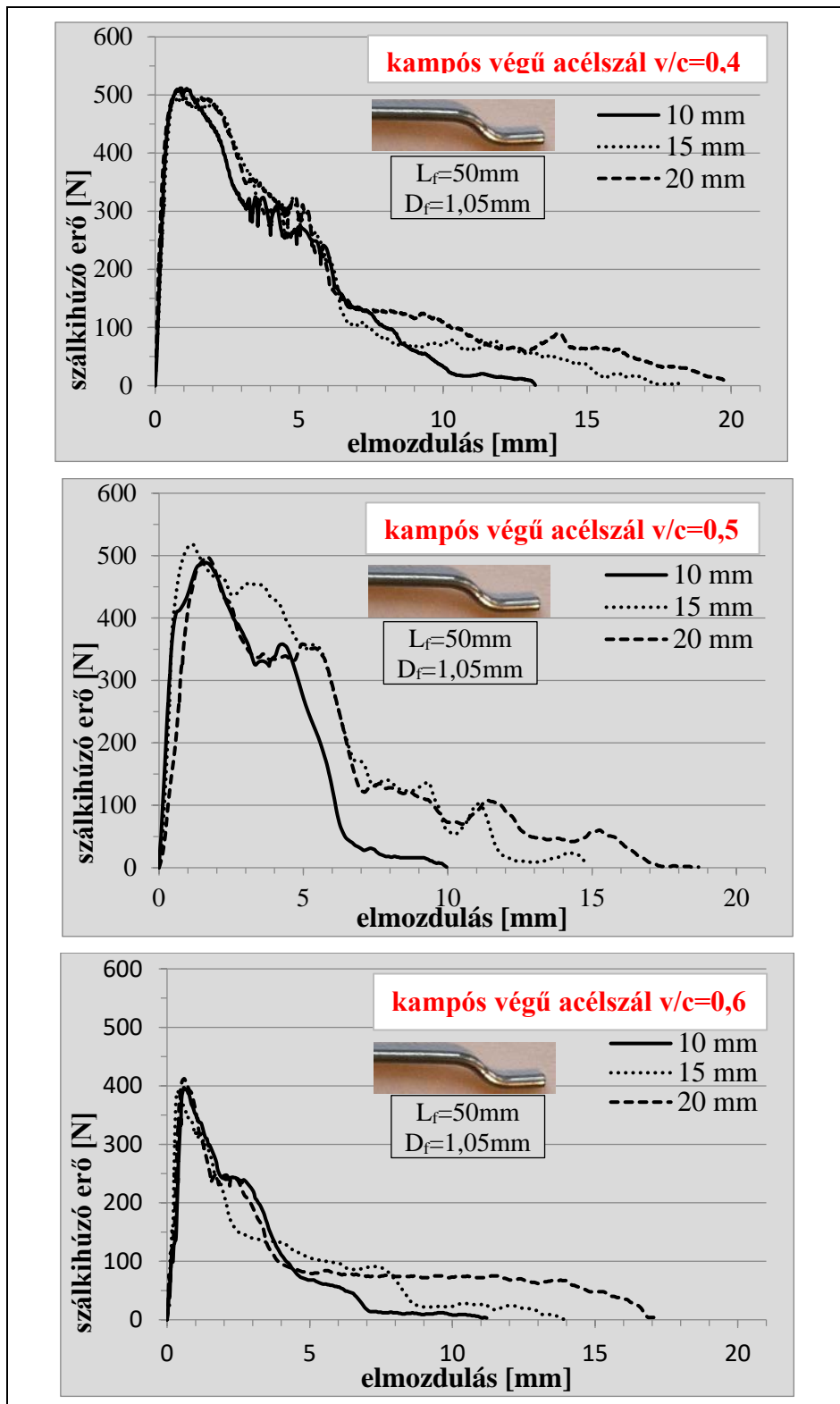
4.4.ábra: Kihúzódtott kiegyenesedett a) hullámos és b) kampós végű acélszál

#### 4.1.1.2. Beágyazási hossz hatása

A 4.5. - 4.7. ábrákon acélszál típusonként és az ágyazóanyag vízcementtényezője szerint csoportosítva ábrázolom a szálak jellemző erő – elmozdulás diagramjait a beágyazási hossz függvényében.

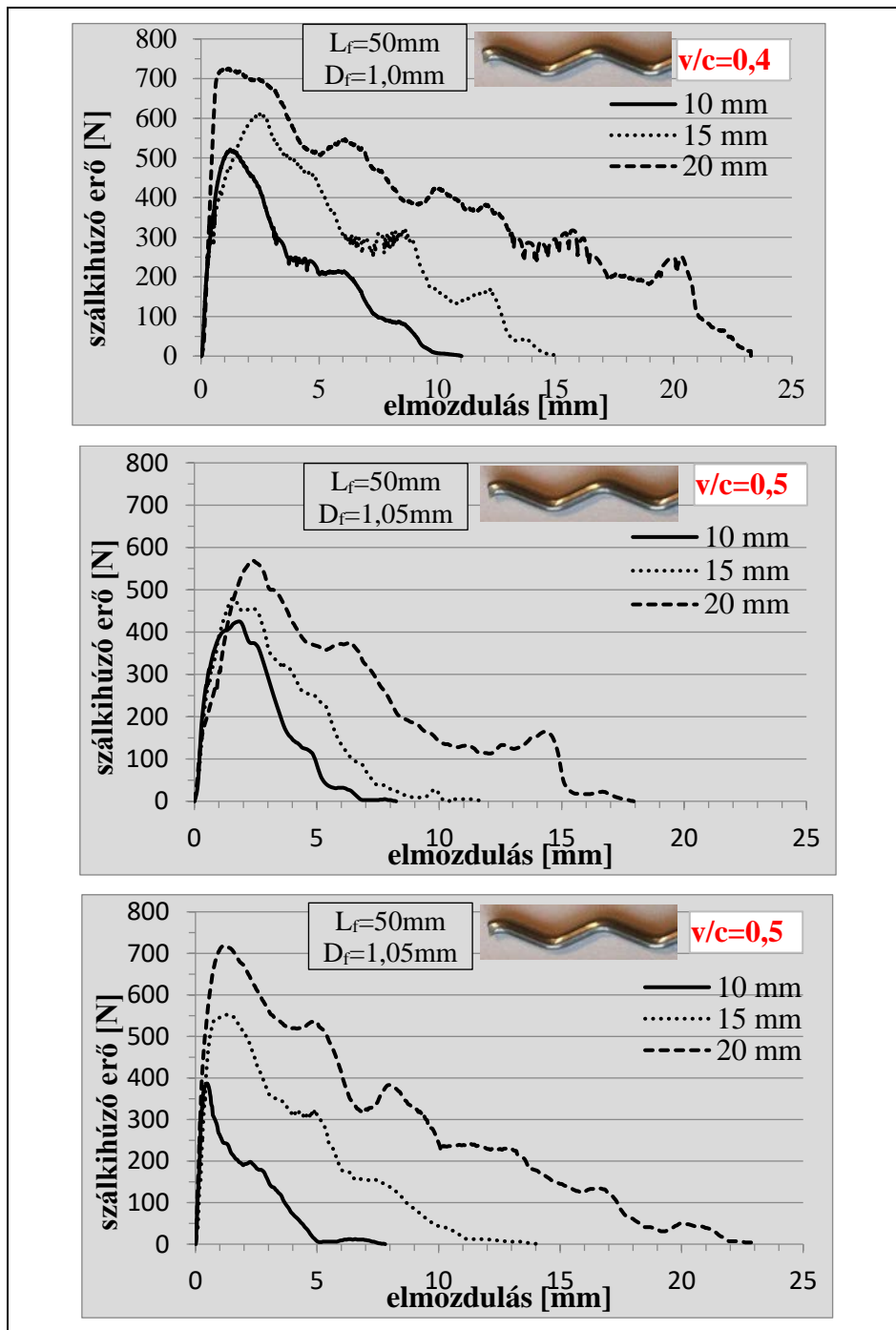
*Gombostűfejű acélszálakat* külön nem ábrázoltam, ugyanis ezen száltípus esetében a próbatestek kis százalékában fordult csak elő kihúzódtási tönkremenetel (a 0,4 és 0,6 víz-cement tényezőjű próbatestek esetében például minden esetben húzási tönkremenetel – szálszakadás – következett be).

*Kampós végű acélszál* esetében a beágyazási hossz nem befolyásolta jelentősen az erő - elmozdulás diagram jellegét, illetve a maximális szálkihúzó erő nagyságát sem, függetlenül az ágyazóanyag vízcementtényezőjétől (lásd 4.5. ábra).

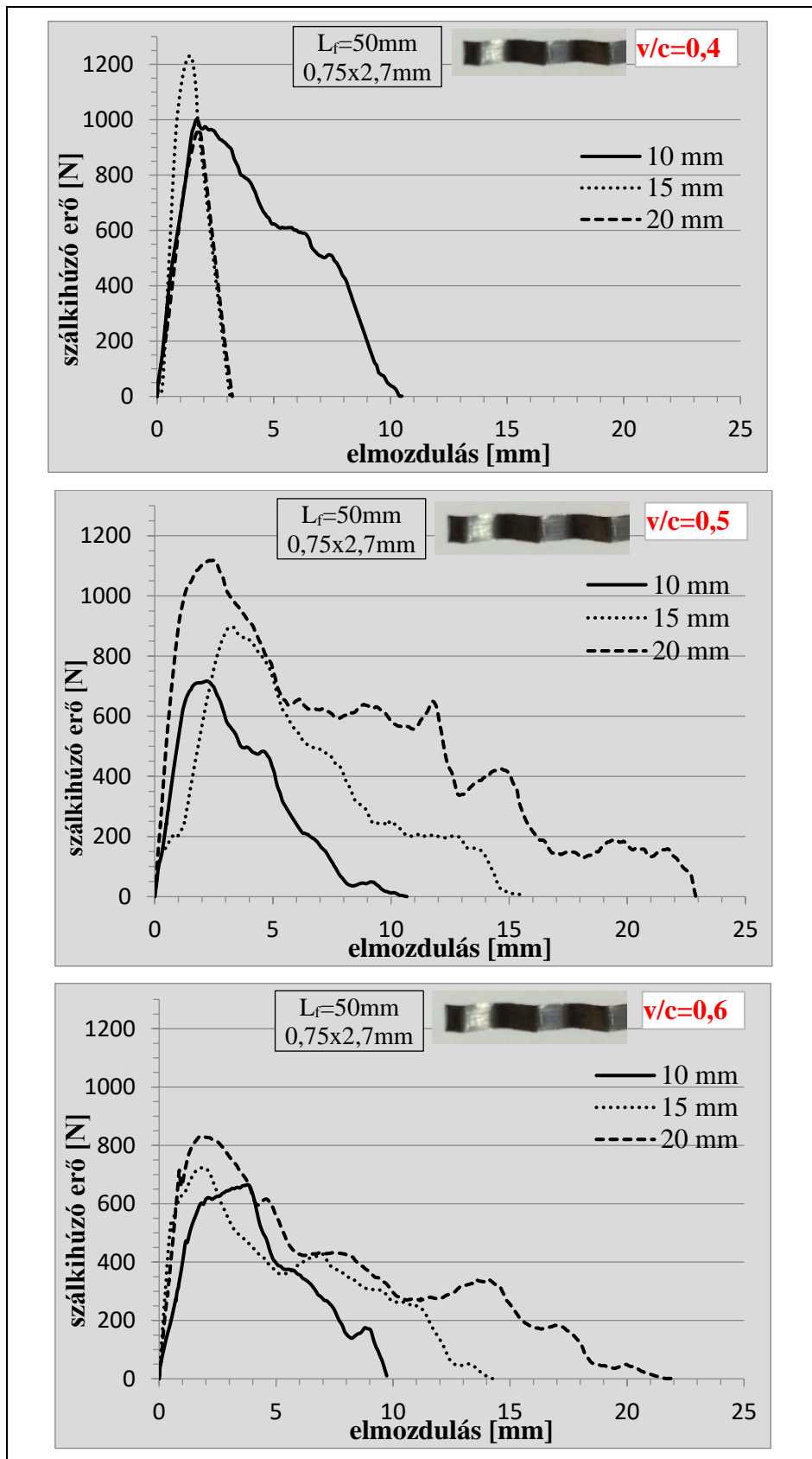


4.5.ábra: *Kampós végű acélszálak jellemző erő – elmozdulás diagramjai a beágyazási hossz függvényében (egyedi értékek)*

*Hullámos acélszálak* esetében (kör és téglalap keresztmetszetű egyaránt) a beágyazási hossz növekedésével a száلكihúzó erő és az elmozdulás is megnő (lásd 4.6. és 4.7. ábrák). Ez azt jelenti, hogy a görbe alatti terület, azaz a szál kihúzódása közben elnyelt energia mennyisége nő. Ez a jelenség megfigyelhető a kampós végű acélszálak esetében is, de kizárólag a görbék utolsó szakaszán (amikor a kiegyenesedett szál csúszik kifelé a próbatestből). Hullámos acélszálak esetében ez a növekedés a görbék teljes leszálló szakaszán megfigyelhető.



4.6.ábra: Hullámos acélszálak jellemző erő – elmozdulás diagramjai a beágyazási hossz függvényében (egyedi értékek)



4.7.ábra: Hullámos-lapos acélszálak jellemző erő – elmozdulás diagramjai a beágyazási hossz függvényében (egyedi értékek)

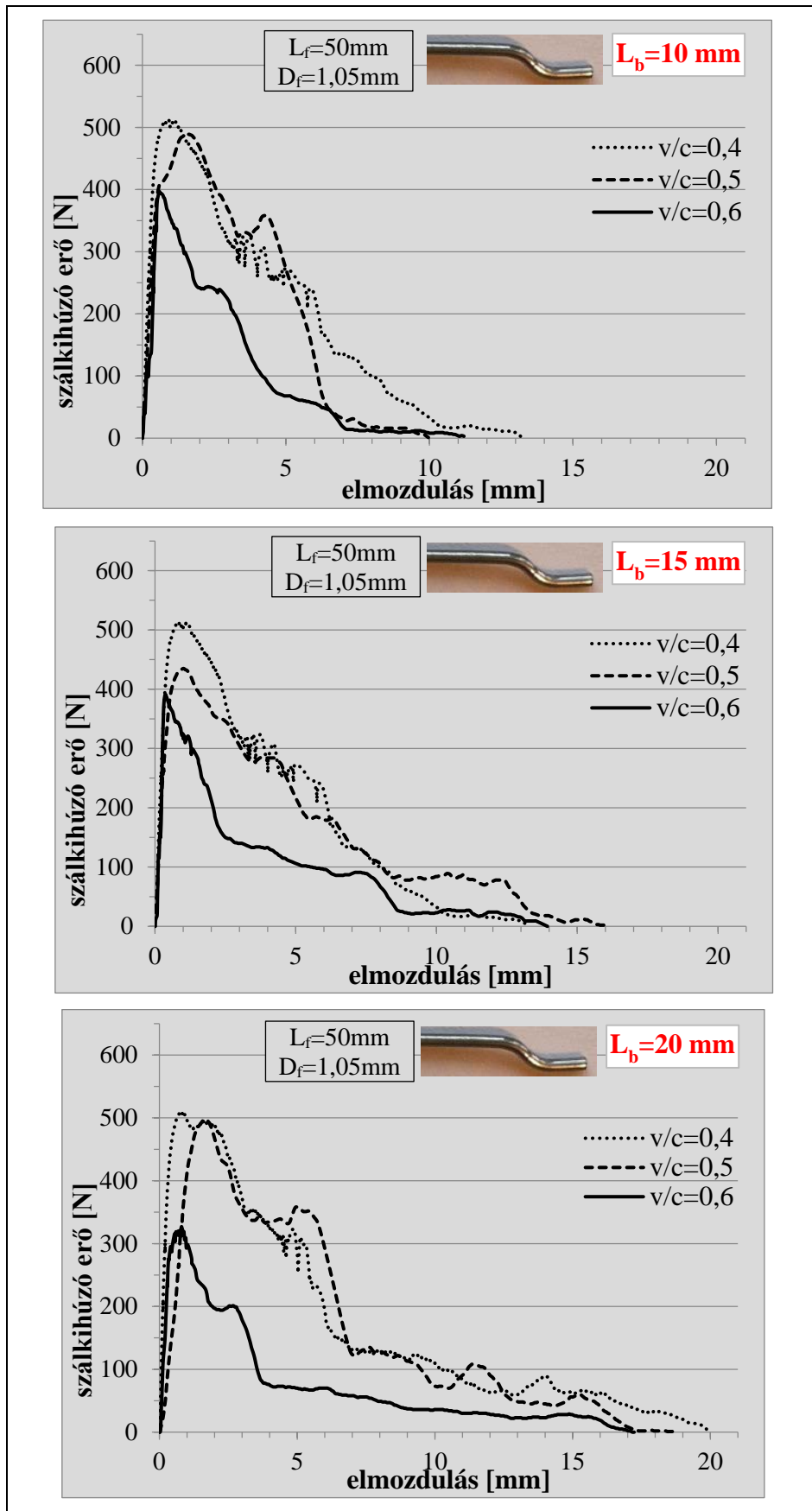
#### 4.1.1.3. Vízcementtényező hatása

*Gombostűfejű acélszál* esetében az ágyazóanyag vízcementtényezője, a vizsgált tartományban, nem befolyásolta jelentősen a száلكihúzóds folyamatát. A 0,4 és 0,6 vízcementtényezőjű habarcsból készült próbatestek mindegyike esetében a tönkremeneteli mód húzási tönkremenetel volt, azaz az acélszál elszakadt mielőtt még kihúzódshatott volna a próbatestből. A 0,5-ös vízcementtényezőjű keverékek esetében jelentkezett kihúzódsi tönkremenetel, a vizsgált próbatestek 44% -ában. Ezen esetekben a gombostűfejű acélszál a szálvég deformációja vagy sérülése nélkül húzódsott ki, miközben a szálat körülvevő próbatest szenvedett tönkremenetelt (lásd 4.8. ábra).



4.8.ábra: Kihúzódsott gombostűfejű acélszálak

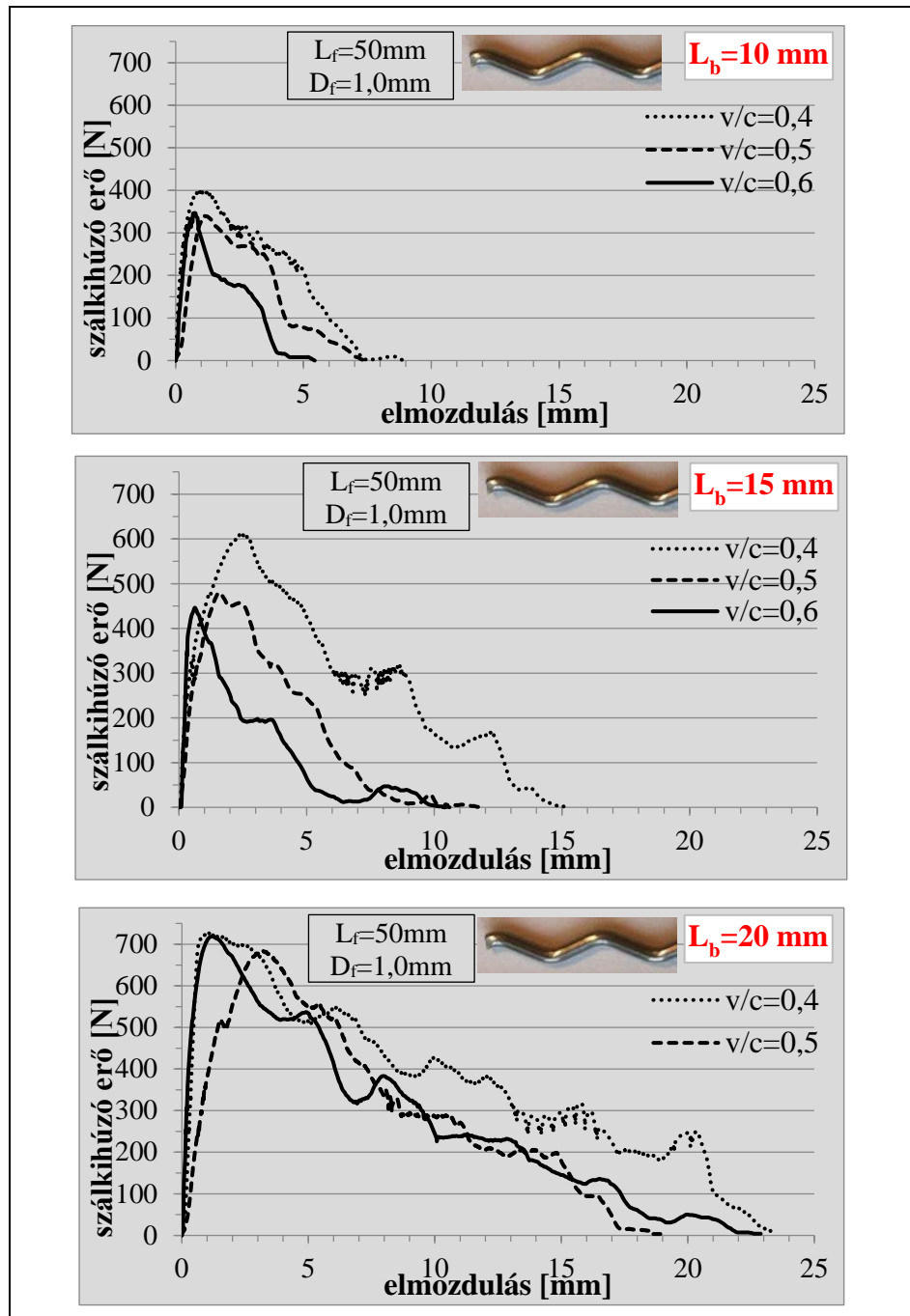
*Kampós végű acélszál* esetében a jellemző tönkremeneteli mód a száلكihúzóds volt. A 0,4 vízcementtényezőjű próbatestek esetében a szálszakadási (húzási) és a kihúzódsi tönkremenetel aránya 22%- 78% volt,  $v/c=0,5$  esetében 11% - 78%,  $v/c=0,6$  esetén pedig minden esetben kihúzódsott és kiegyenesedett a kampós végű acélszál. Azaz a vízcementtényező növekedésével (az ágyazóanyag szilárdságának csökkenésével) a húzási (szálszakadási) tönkremenetel aránya csökken. Kihúzódsi tönkremenetel esetében a  $v/c$  tényezőtől függetlenül az erő – elmozdulás görbék jellege hasonló, a mért maximális száلكihúzó erőben, illetve a görbe alatti terület nagyságában tapasztalható változás bizonyos esetekben. A 4.9. ábrákon megfigyelhető, hogy a  $v/c$  tényező 0,6-ról 0,5-ra történő változása következtében a maximális száلكihúzó erő valamint a görbe alatti terület (energia elnyelő képesség) nő. A  $v/c$  tényező 0,5-ről 0,4-re történő változás azonban már nincs számottevő hatással sem a maximális száلكihúzó erő, sem a görbe alatti terület nagyságára.



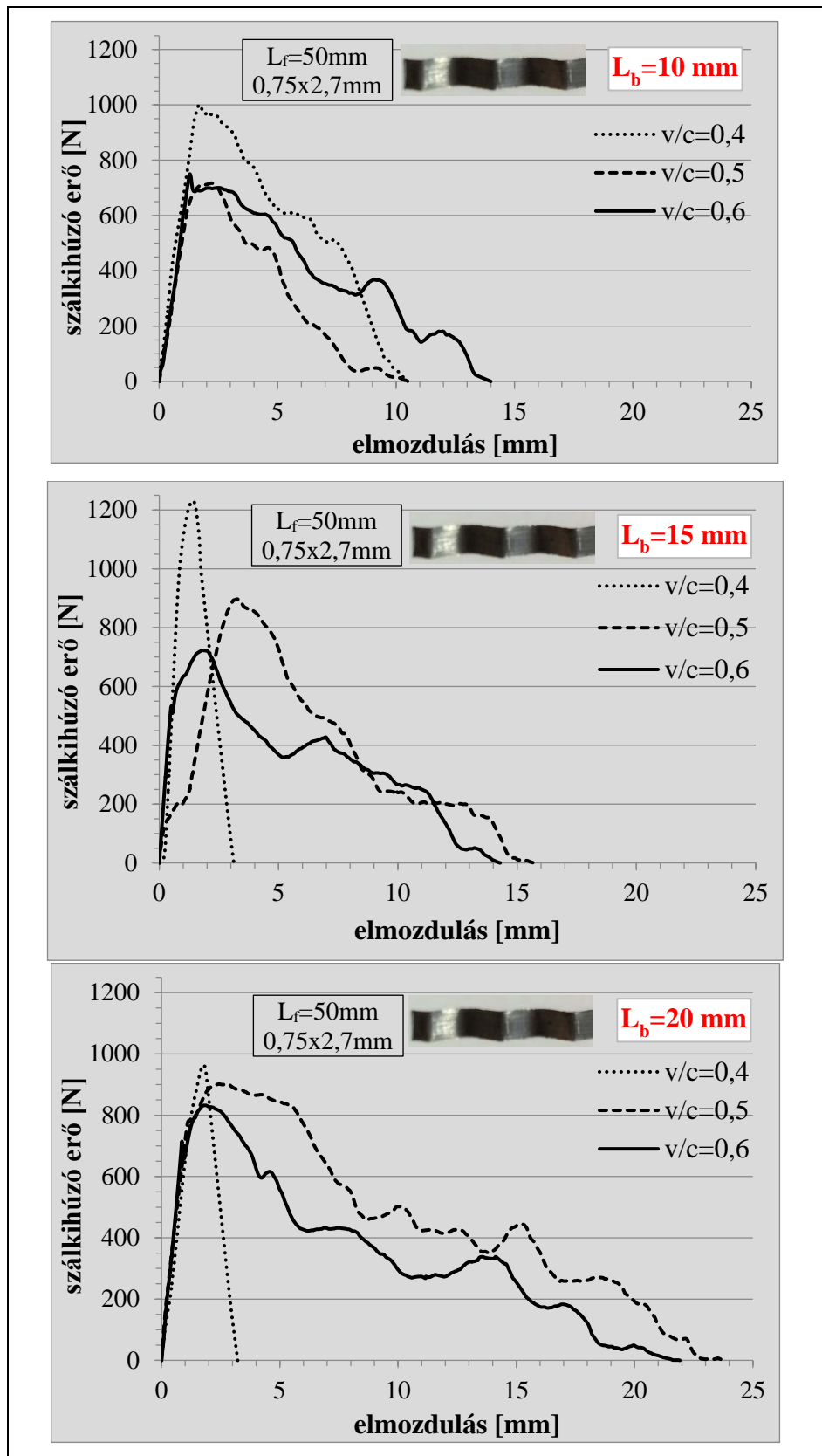
4.9.ábra: A  $v/c$  tényező hatása kampós végű acélszálak erő – elmozdulás diagramjaira (egyedi értékek)



Hullámos acélszál esetében (lásd 4.10. ábrák) 10 mm, illetve 20 mm beágyazási hossz esetében a  $v/c$  tényező változása nincs számottevő hatással sem a maximális száلكihúzó erő, sem a görbe alatti terület nagyságára. 15 mm-es beágyazási hossz esetében (ami két teljes hullámnyi beágyazást jelent) a  $v/c$  tényező csökkenésével kismértékű növekedés tapasztalható mind a maximális erő, mind a görbe alatti terület nagyságában. Az eltérést az okozhatja, hogy a hullámos alakon belül a beágyazási hossz vége 10, 20 mm esetén a hullámhegy tetejére, míg 15 mm esetén a hullámvölgyben helyezkedik el.



4.10. ábra: A  $v/c$  tényező hatása hullámos acélszálak erő – elmozdulás diagramjaira (egyedi értékek)







4.11.ábra: A  $v/c$  tényező hatása hullámos-lapos acélszálak erő – elmozdulás diagramjaira (egyedi értékek)

*Hullámos-lapos acélszál* esetében (lásd 4.11. ábrák) 15, illetve 20 mm-es beágyazási hossz esetében a 0,4 v/c tényezőjű habarcsból készült próbatestek mindegyike esetében a tönkremeneteli mód szálszakadás volt, 0,5 és 0,6 v/c tényező esetében pedig jellemzően száلكihúzóadás. 20 mm-es beágyazási hossz és v/c=0,6 valamint 0,5 esetén nincs számottevő különbség sem a maximális száلكihúzó erő, sem görbe alatti terület nagyságában. 15 mm-es beágyazási hossz esetében a maximális száلكihúzó erő kismértékű növekedése figyelhető meg a v/c tényező csökkenésével (magyarázat hasonló, mint a kör keresztmetszetű hullámos acélszálak esetében). 10 mm-es beágyazási hossz mellett szintén nincs számottevő különbség sem a maximális száلكihúzó erő, sem görbe alatti terület nagyságában v/c =0,6 valamint 0,5 esetében, de v/c = 0,4 esetében kismértékű növekedés figyelhető meg.

#### 4.1.1.4. Szálalak hatása

A 4.2. táblázatban vízcementtényezőnként és beágyazási hosszanként csoportosítva látható az átlagos maximális száلكihúzó erő nagysága acélszál típusonként. (Átlagos = a három próbatesten mért maximális száلكihúzó erő átlaga).

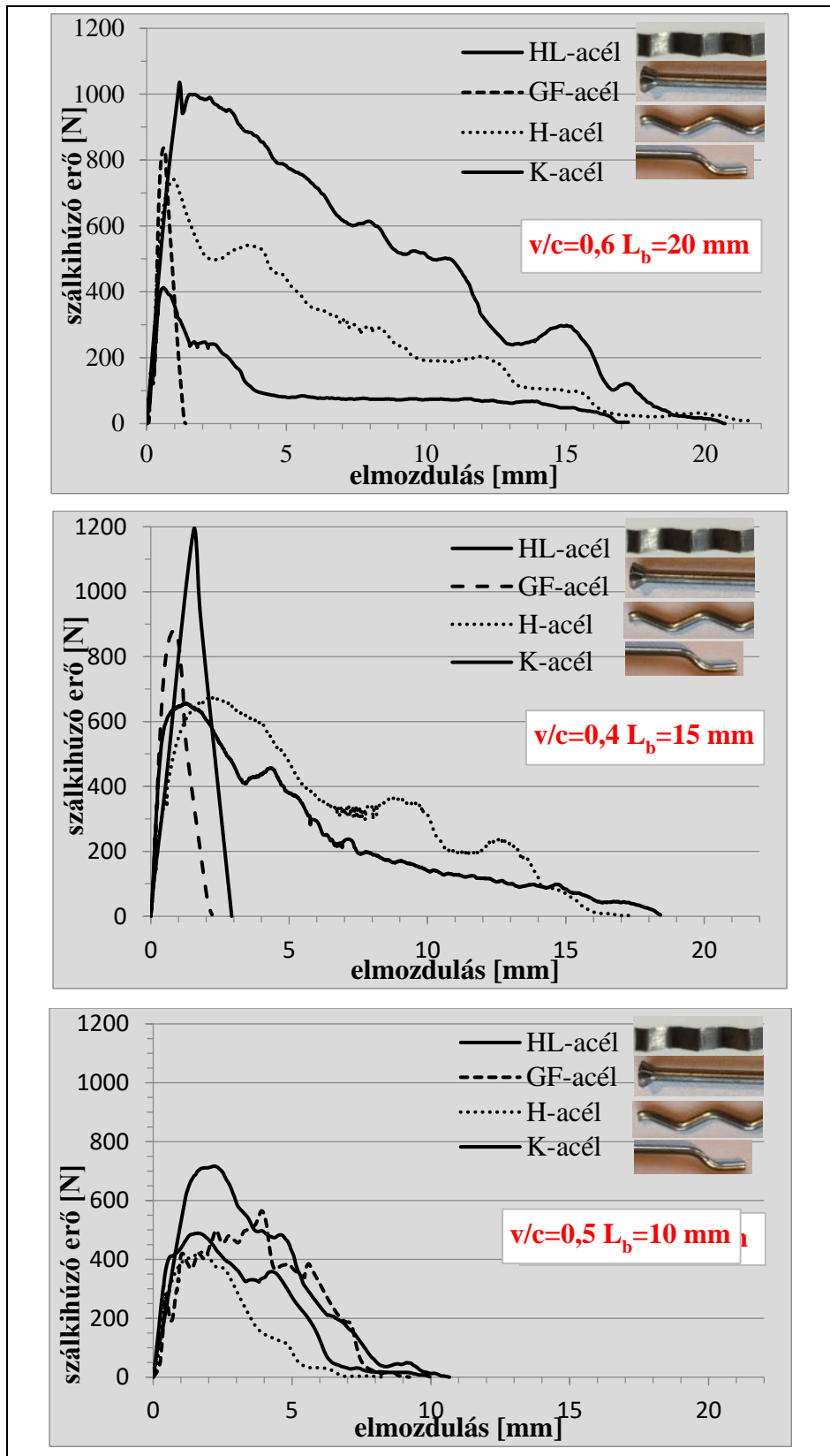
4.2. táblázat: Átlagos maximális száلكihúzó erő [N]

v/c		0,4			0,5			0,6		
L <sub>b</sub> [mm]		10	15	20	10	15	20	10	15	20
	<b>HL</b>	1026	1266	954	736	963	1114	768	890	936
	<b>GF</b>	844	876	853	726	755	814	891	917	864
	<b>H</b>	442	606	758	384	503	560	379	610	743
	<b>K</b>	501	540	606	466	441	408	358	403	363

A legnagyobb átlagos maximális száلكihúzó erőt, függetlenül az ágyazóanyag v/c tényezőjétől és a szál beágyazási hosszától, a hullámos-lapos acélszál esetében mértem. A második legnagyobb átlagos maximális száلكihúzó erőt, szintén függetlenül az ágyazóanyag v/c tényezőjétől és a szál beágyazási hosszától, a gombostűfejű acélszál esetében kaptam. Ezen, gombostűfejű, száltípus esetében azonban a jellemző tönkremeneteli mód a szálszakadás. A vizsgált 18 db próbatest 85%-a esetében jelentkezett húzási tönkremenetel (szálszakadás). Ezen tönkremeneteli mód, a száلكihúzó erő magas értéke ellenére, nem kedvező, ugyanis ez egy hirtelen bekövetkező, rideg tönkremenetel. A hullámos-lapos acélszálak esetében a vizsgált 18 db próbatest 30%-a esetében jelentkezett húzási tönkremenetel, ami a gombostűfejű acélszálnál kapott aránynál jelentősen kedvezőbb.

A hullámos és a kampós végű acélszálak, a maximális száلكihúzó erő tekintetében, jelentősen gyengébben teljesítettek, mint a gombostűfejű vagy a hullámos-lapos acélszálak. A

jellemző tönkremeneteli mód azonban, mindkét típus esetében, a kihúzóerő tönkremenetel volt.



4.12.ábra: A vizsgált acélszál típusok jellemző erő – elmozdulás diagramjai (egyedi értékek)

Hullámos acélszál esetében a vizsgált 18 db próbatest mindössze 15%-a estében jelentkezett húzási tönkremenetel, kampós végű szál esetében pedig 11%-ban. A száلكihúzóds során pedig, bár a maximális száلكihúzó erő értéke kisebb, az erő – elmozdulás görbe alatti terület, azaz a folyamat közben elnyelt energia mennyisége nagyobb. Ezen két száltípus közül hosszabb, 15 és 20 mm-es, beágyazási hossz esetén a hullámos acélszálak teljesítettek jobban, mind az átlagos maximális száلكihúzó erő mind az erő elmozdulás görbe alatti terület tekintetében. Rövidebb, 10 mm-es beágyazási hossz és  $v/c=0,4$  és  $0,5$  esetében pedig a kampós végű szálak bizonyultak kedvezőbbnek.

A 4.12. ábrán a vizsgált négy acélszál típus jellemző erő – elmozdulás görbéit látjuk különböző beágyazási hossz és vízcementtényező esetén.

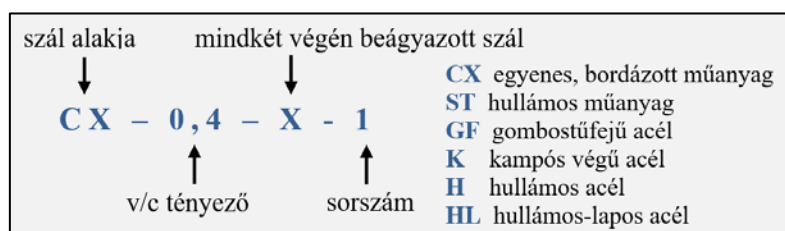
#### 4.1.2. Mindkét végén beágyazott szál

A 3.3. ábrán látható hasáb alakú próbatestek esetében a szálak mindkét végét beágyaztam három különböző szilárdságú habarcs keverékbe ( $v/c=0,4 - 0,5 - 0,6$ ). Ezen, hasáb alakú, próbatestek készítésének a célja, hogy meg tudjam vizsgálni a két különböző műanyag száltípus száلكihúzódsának folyamatát is. Az összehasonlíthatóság érdekében, a négy acélszál típusal szintén készítettem hasáb alakú próbatesteket. A három különböző víz-cement tényezőjű habarcs keverék összetételét a 3.2. táblázatban, a keverékek hasáb próbatesteken mért hajlító-húzó valamint nyomószilárdságának értékeit pedig a 4.1. táblázatban adtam meg. Az egyes próbatestek jelölését a 4.13. ábrán adom meg.

A kísérlet változó paraméterei:

- a beágyazott szálak alakja és anyaga (CX: egyenes, bordázott műanyag szál, ST: hullámos műanyag szál, GF: gombostű fejű acélszál, HL: hullámos-lapos acélszál, K: kampós végű acélszál, H: hullámos acélszál),
- a habarcs keverék vízcementtényezője ( $v/c= 0,4 - 0,5 - 0,6$ ).

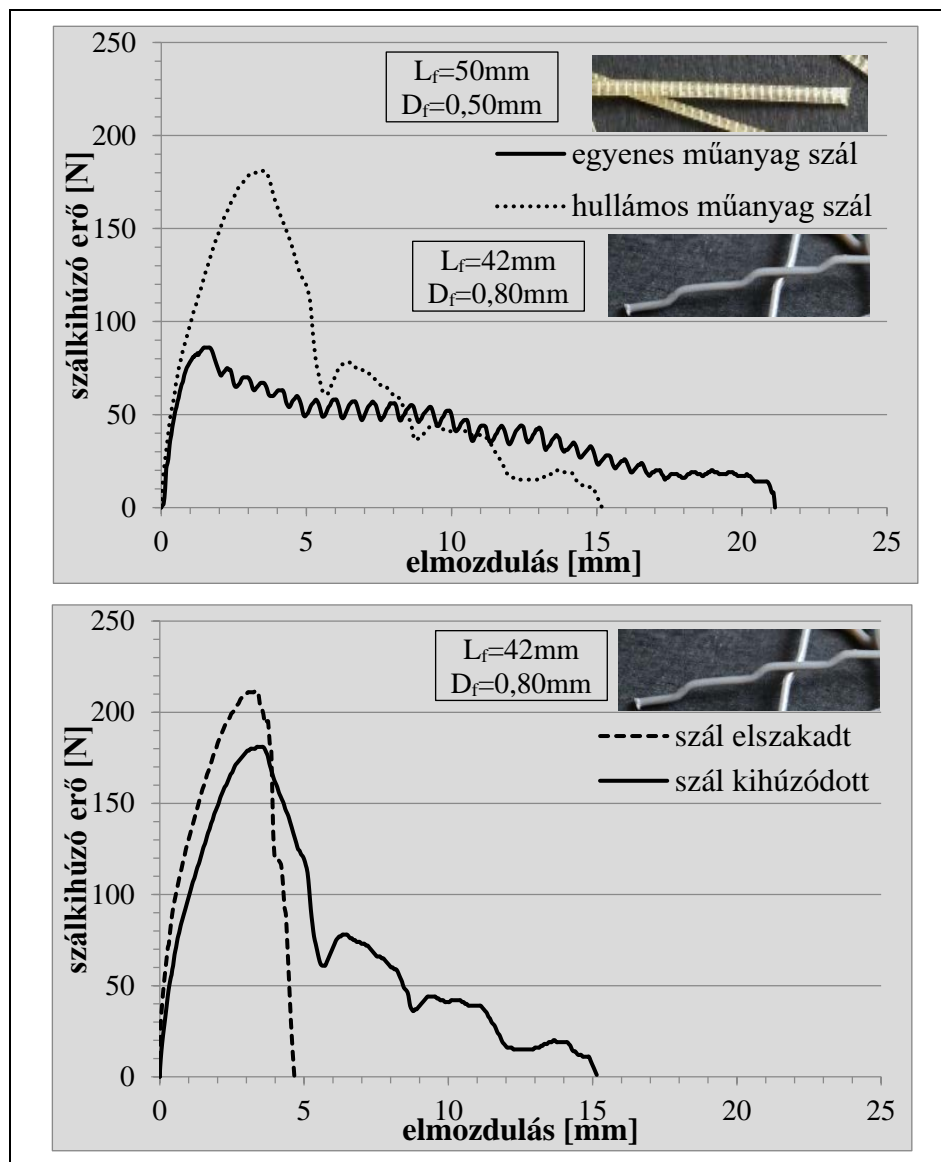
A hasáb alakú próbatestek esetében a szálak beágyazási hossza a száltípus eredeti hosszától függ, értékei pedig a következők: GF  $\rightarrow L_b=24,5$  mm; CX, HL, K, H  $\rightarrow L_b=22,5$  mm; ST  $\rightarrow L_b=18,5$  mm.



4.13.ábra: Száلكihúzó hasáb alakú próbatestek jelölése

##### 4.1.2.1. Jellemző tönkremeneteli formák

A műanyag szálak száلكihúzó vizsgálatai során két fő tönkremeneteli mód figyelhető meg. Az egyik esetében a beágyazott műanyag szál, a szabad végen, húzási tönkremenetelt szenvedett (elszakadt). A másik esetben a szál kihúzódott a próbatestből miközben kisebb mértékben deformálódott, sérült. Az egyenes, bordázott műanyag szálak (CX) minden esetben, függetlenül a v/c tényezőtől, kihúzódtak a próbatestből. Ezen száltípus esetében tehát nem jelentkezett húzási tönkremenetel a vizsgált v/c tényező tartományban. A hullámos műanyag szálak (ST) 0,5 és 0,6 v/c tényező esetében minden esetben kihúzódtak, míg 0,4 v/c tényező esetén minden esetben elszakadtak. A 4.14. ábrákon a két, vizsgált műanyag szál típus jellemző erő- elmozdulás diagramjai láthatóak.



4.14.ábra: A vizsgált műanyag szál típusok jellemző erő – elmozdulás diagramjai  
(egyedi értékek)

Hullámos műanyag szálak erő – elmozdulás diagramjain megfigyelhető, hogy a maximális erő elérését követően (ekkor szűnik meg a tapadás a szál és az azt körülvevő habarcs között)

jelentős mértékű csökkenés következik be a száلكihúzó erőben, majd több lokális csúcspont figyelhető meg (kihúzóási tönkremenetel esetén). A lokális csúcspontok azzal magyarázhatóak, hogy a tapadás megszűnte után a szál kihúzóásához száldeformációnak kell bekövetkeznie. Húzóási tönkremenetel (szálszakadás) esetében a maximális erő elérését követően (ekkor következik be a szál szakadása) az erő hirtelen nullára csökken.

*Egyenes, bordázott műanyag szálak* erő – elmozdulás diagramjain megfigyelhető, hogy a maximális erő elérését követően folyamatos csökkenés következik be a száلكihúzó erőben, miközben több lokális csúcspont figyelhető meg. Az erő – elmozdulás diagram ezen a szakaszon megfigyelhető hullámos alakja a szál bordázott felületének kihúzóásával magyarázható.

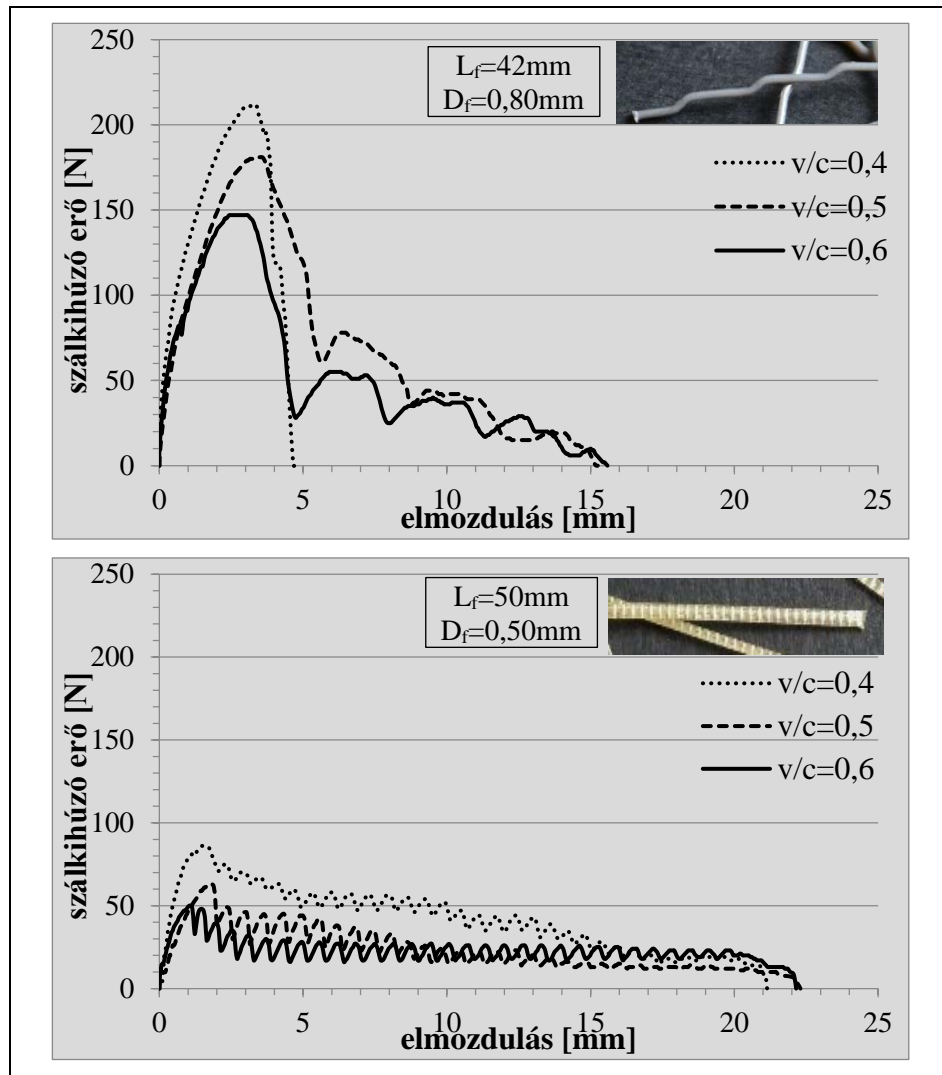
Összehasonlítva a vizsgált két műanyag szál típust megállapítható, hogy a hullámos alakú műanyag szál teljesítőképessége jelenősen jobb, mint az egyenes, bordázott műanyag szálé, mind a mért maximális száلكihúzó erő, mind az erő – elmozdulás görbe alatti területet tekintve. Azonban 0,4 v/c tényezőnél, hullámos alakú műanyag szál esetén, változás következik be a tönkremenetel módjában a nagyobb v/c tényezőjű próbatestekhez képest. A 0,5 és 0,6 v/c tényezőnél tapasztalt kihúzóási tönkremenetel húzóási (szálszakadás) tönkremenetelre vált 0,4 v/c tényező esetén, ez pedig egy rideg, hirtelen bekövetkező tönkremeneteli mód. Ebben valószínűsíthetően az is szerepet játszik, hogy a szál beágyazási hossza közel a szál hosszának fele ( $L=42$  mm,  $L_b=18,5$  mm).

#### 4.1.2.2. Vízcementtényező hatása

A 4.15. ábrákon hullámos valamint egyenes, bordázott műanyag szálak jellemző erő – elmozdulás diagramjai láthatóak különböző vízcementtényező esetén.

→ *Hullámos műanyag szálak* esetén a vízcementtényező csökkenésével (az ágyazóanyag szilárdságának növekedésével) kismértékben nő a mért maximális száلكihúzó erő. A 0,4 v/c tényezőjű próbatestek esetén pedig a hullámos műanyag szálak nem húzódtak ki a próbatestből, hanem elszakadtak. 0,5 és 0,6 v/c tényező esetében a tönkremenetel módja száلكihúzóás, ekkor az erő – elmozdulás görbe jellege valamint a görbe alatti terület nem változik számottevően.

→ *Egyenes, bordázott műanyag szálak* esetében nincs számottevő változás a mért maximális száلكihúzó erőben, illetve a görbe alatti terület nagyságában 0,5 és 0,6 v/c tényező esetén. 0,4 v/c tényező esetén azonban közel 1,5-szer nagyobb a mért maximális száلكihúzó erő nagysága valamint az erő- elmozdulás görbe alatti terület is nagyobb.

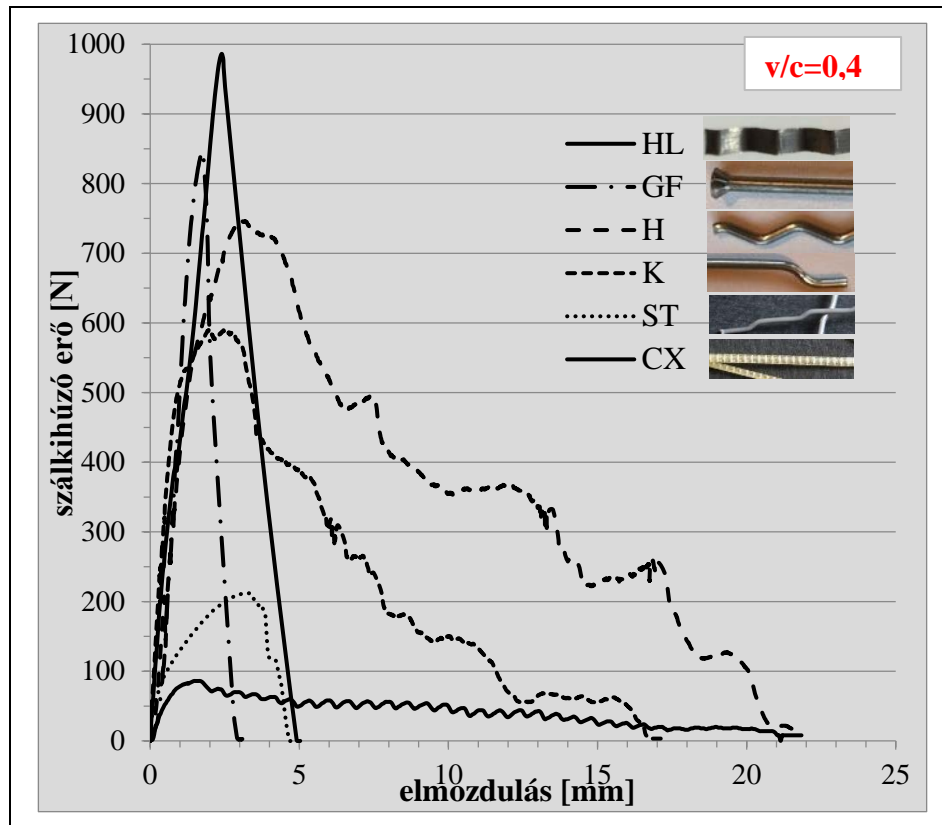


4.15.ábra: A v/c tényező hatása a műanyag szálak jellemző erő – elmozdulás diagramjai (egyedi értékek)

#### 4.1.2.3. Acél és műanyag szálak összehasonlítása

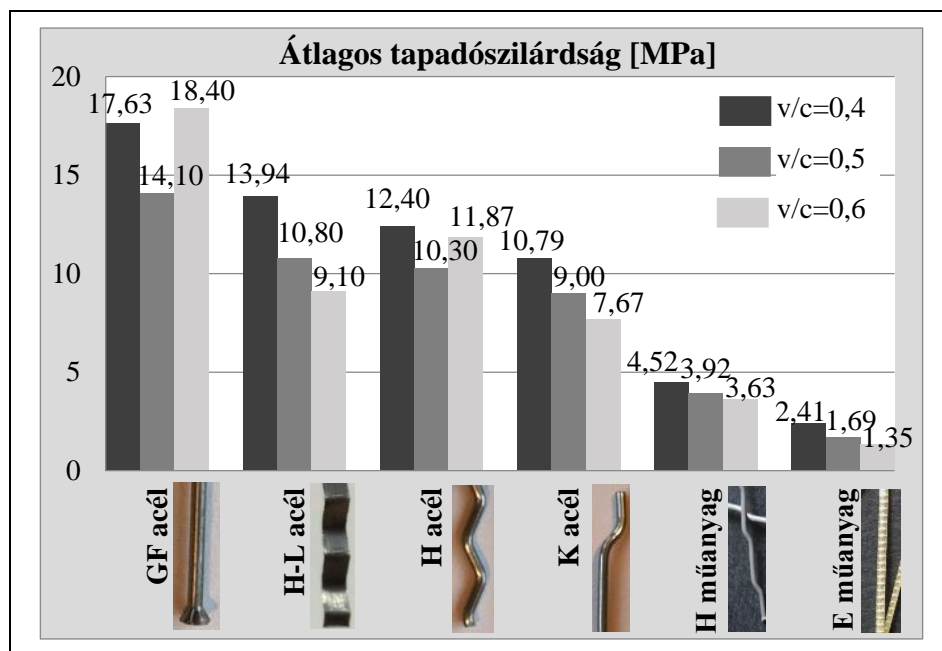
A 4.16. ábrán a vizsgált négy különböző típusú acél és a két különböző típusú műanyag szál hasáb alakú próbatestenen mért jellemző erő – elmozdulás diagramjai láthatóak. A műanyag szálak teljesítőképessége, mind a mért maximális szálkihúzó erőt mind az erő – elmozdulás görbe alatti területet tekintve, jelentősen kisebb, mint az acélszálaké. Ennek oka, hogy a vizsgált műanyag szálak szakítószilárdsága, rugalmassági modulusa valamint a keresztmetszeti területük a vizsgált acélszálakéhoz képest jelentősen kisebb (lásd 3.1. táblázat). A keresztmetszeti terület különbségéből adódik, hogy a beágyazott felület nagysága műanyag szálak esetében jelentősen kisebb, mint az acélszálak esetében (azonos beágyazási hossz mellett is). Ezért a jobb összehasonlíthatóság érdekében a 4.17. ábrán a mért maximális szálkihúzó erő valamint a beágyazott felület hányadosaként számított tapadószilárdság értékeket ábrázoltam.





4.16.ábra: Acél és műanyag szálak jellemző erő – elmozdulás diagramjai (egyedi értékek)

A 4.17. ábrán feltüntetett átlagos tapadószilárdság értékek acélszálak esetében a hasáb és a henger próbatesteken mért maximális szálkihúzó erőből számított tapadószilárdság értékek átlagai vízcementtényezőnként csoportosítva. A műanyag szálak esetében ábrázolt értékek a hasáb alakú próbatesteken mért maximális szálkihúzó erőből számított tapadószilárdság értékek átlagai vízcementtényezőnként csoportosítva.

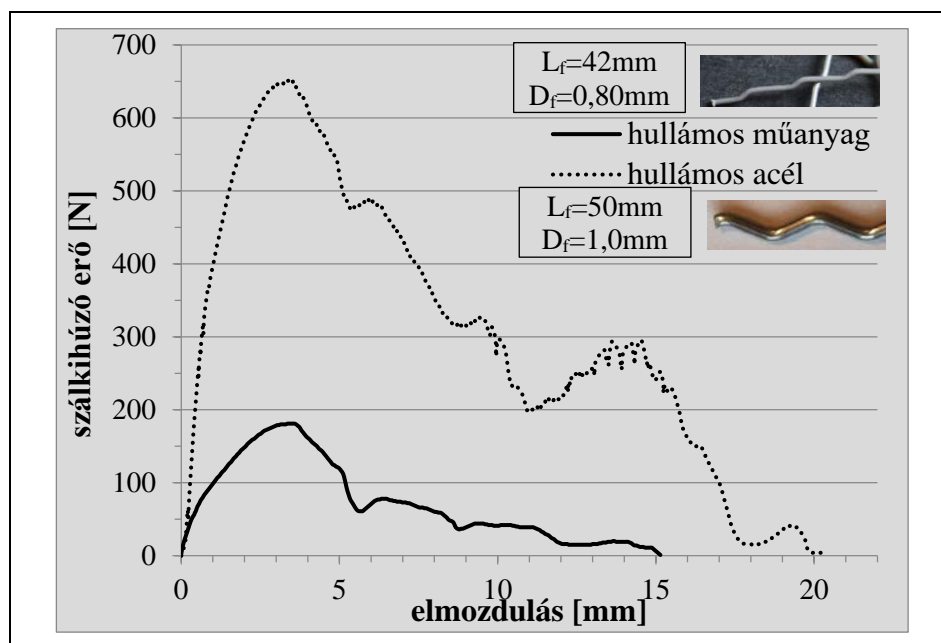


4.17.ábra: Az átlagos tapadószilárdság értéke a vizsgált száltípusok esetében

A vizsgált műanyag szálak esetében látható, hogy a vízcementtényező csökkenésével (az ágyazóanyag szilárdságának növekedésével) kismértékben nő az átlagos tapadószilárdság értéke. A vizsgált két különböző típusú műanyag szál közül a hullámos alakú bizonyult kedvezőbbnek a száلكihúzó vizsgálatok során, mind a mért maximális száلكihúzó erő, mind az átlagos tapadószilárdság, mind az erő – elmozdulás görbe alatti terület nagyságát tekintve. Ez a szál hullámos alakjával magyarázható.

A műanyag szálak a vizsgált acélszál típusokhoz képest jelentősen kedvezőtlenebbül teljesítettek a száلكihúzó vizsgálatok során. Mind a mért maximális száلكihúzó erő, mind az átlagos tapadószilárdság, mind az erő – elmozdulás görbe alatti terület kevesebb, mint fele az acélszálak esetében jelentkező értékeknek. Mindez a műanyag szálak jelentősen kisebb szilárdsági és merevségi jellemzőivel magyarázható.

A 4.18. ábrán hullámos alakú acél és műanyag szál jellemző erő – elmozdulás görbéit láthatjuk. Bár jelentős a különbség a maximális száلكihúzó erő és a görbe alatti terület nagyságában, a görbék jellege hasonló. Ez azzal magyarázható, hogy a száلكihúzó folyamat mind az acél mind a műanyag szál esetében hasonló a hullámos alak következtében. A maximális erő elérését követően jelentős mértékű csökkenés következik be a száلكihúzó erőben, majd több lokális csúcspont figyelhető meg. A görbék ezen szakasza során a szál húzódik kifelé a próbatestből száldéformáció mellett. A műanyag szál merevségi jellemzője az acélszálénál jelentősen kisebb, így deformációja is kisebb igénybevétel hatására következik be (a lokális csúcspontok kiugrása nem olyan markáns, mint az acélszál esetében).



4.18.ábra: Hullámos alakú acél és műanyag szál jellemző erő – elmozdulás diagramja (egyedi értékek)

#### 4.1.3. Összegzés

***Kísérletileg igazoltam, hogy a szálak anyaga és típusa befolyásolja az erő – elmozdulás diagram jellegét és annak lefutását, amit négy különböző csoportba soroltam be. A diagramok jellege és értékei alapján elvégezhető az optimális szálanyag és szálalak kiválasztása a tapadószilárdság és egyben a nyírási teherbírás szempontjából.***

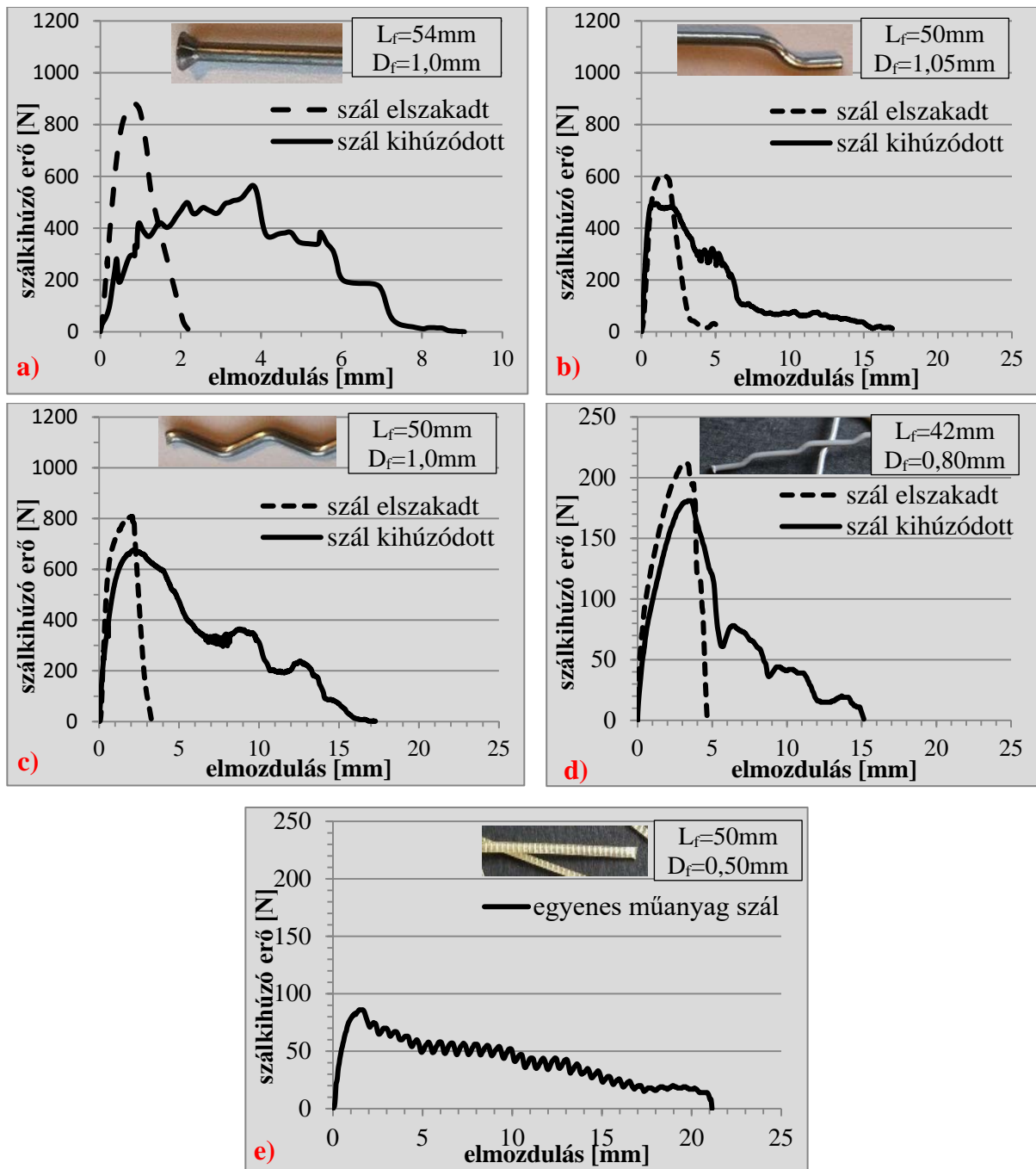
***A kísérleteim alapján az erő – elmozdulás diagram a jellegét tekintve négy különböző csoportba sorolható:***

- ***1. csoport: a gombostű fejtű acélszálak*** esetében kihúzóadás során egy esetben sem jelentkezik száldeformáció. A maximális erő elérése után a szál – megtartva eredeti alakját – húzódik kifelé a habarcs próbatestből, utat törve magának. A habarcs szilárdságának függvényében a kihúzóadás során különböző mértékben vesznek részt a súrlódási, illetve a nyíró erők az ellenállásban. Ez magyarázza a diagram több, különböző erőnél megfigyelhető csúcspontját (4.19.a) diagram).

- ***2. csoport: a kampós végű acélszálak*** esetében a maximális erő elérése – a tapadás megszűnése – után a szálkihúzó erő visszaesése figyelhető meg, majd egy viszonylag rövid szakaszon az erő csökkenése megáll. Feltehetőleg ekkor következik be a szál kampós végének deformációja (kiegyenesedése). A száldeformációt követően a szál súrlódva csúszik kifelé a próbatestből (4.19.b) diagram). A kampós végű acélszálak viselkedése a szakirodalomból már ismeretes [34, 37-41], az általam megfigyelt viselkedés ehhez teljesen hasonló.

- ***3. csoport: a hullámos alakú szálak*** [hullámos kör keresztmetszetű acél (4.29.c) diagram), valamint hullámos kör keresztmetszetű műanyag (4.19.d) diagram)] erő – elmozdulás diagramjain megfigyelhető, hogy a maximális erő elérését követően (ekkor szűnik meg a tapadás a szál és az őt körülvevő habarcs között) jelentős mértékű csökkenés következik be a szálkihúzó erőben, majd több lokális csúcspont figyelhető meg. A lokális csúcspontok azzal magyarázhatók, hogy a tapadás megszűnte után a szál kihúzóadásához száldeformációnak kell bekövetkeznie, ami helyi többlet teherbírást jelent. A hullámos alakú acélszálak viselkedése a szakirodalomból már ismeretes [35, 39], míg a hullámos műanyag szálak viselkedésének bemutatása új eredmény.

- ***4. csoport: az egyenes, bordázott műanyag szál*** erő – elmozdulás diagramjain megfigyelhető, hogy a maximális erő elérését követően folyamatos csökkenés következik be a szálkihúzó erőben miközben több lokális csúcspont figyelhető meg (4.19.e) diagram). Az erő – elmozdulás diagram ezen a szakaszon megfigyelhető hullámos alakja a szál bordázott felületének kihúzóadásával magyarázható.



4.19.ábra: Jellemző tönkremeneteli módok különböző alakú szálak szálkihúzása során (egyedi értékek)

Az általam vizsgált acélszálak (gombostű fejjű:  $L_f=54\text{mm}$ ,  $D_f=1,0\text{mm}$ ; kampós végű:  $L_f=50\text{mm}$ ,  $D_f=1,05\text{mm}$ ; hullámos alakú  $L_f=50\text{mm}$ ,  $D_f=1,0\text{mm}$ ; hullámos-lapos:  $L_f=50\text{mm}$ , keresztmetszet:  $0,75 \times 2,70\text{ mm}$ ) közül a kampós végű szálak a legkedvezőbbek, a hozzájuk tartozó szálkihúzó erő, a szál kihasználtsága, valamint a szálak különböző paraméterekre való érzékenysége (szórása) szempontjából, különös tekintettel a beágyazási hosszra. A legnagyobb szálkihúzó erő értékeket a gombostűfejű acélszálnál figyeltem meg, de ebben az esetben a szálszakadás aránya nagyon magas volt. A kampós végű acélszálnál mért szálkihúzó

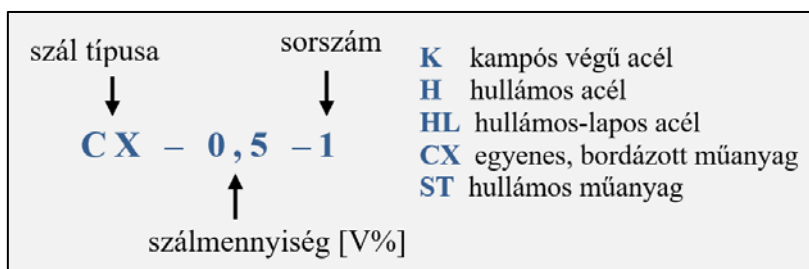
erők nagysága, bár alacsonyabb a hullámos acélszálakhoz képest, de sem a beágyazási hossz sem a v/c tényező nem befolyásolta jelentős mértékben a nagyságukat. A hullámos acélszálak érzékenyek a beágyazási hossz változására, ezért ezek alkalmazása több bizonytalanságot rejt magában.

**Az általam vizsgált makro műanyag szálak (egyenes, bordázott:  $L_f=50$  mm,  $D_f=0,5$  mm; hullámos alakú:  $L_f=42$  mm,  $D_f=0,8$  mm) közül a hullámos alakú szálak kedvezőbbek, ugyanis a hozzájuk tartozó száلكihúzó erő több, mint kétszerese, mint az egyenes, bordázott műanyag szálak esetében.** Alacsony v/c tényező esetén ( $v/c=0,4$ ) azonban figyelembe kell venni, hogy a hullámos műanyag szálak elszakadhatnak, míg a bordázottak kihúzódnak. Ez a szál hullámos alakjával magyarázható (jobb mechanikai tapadás).

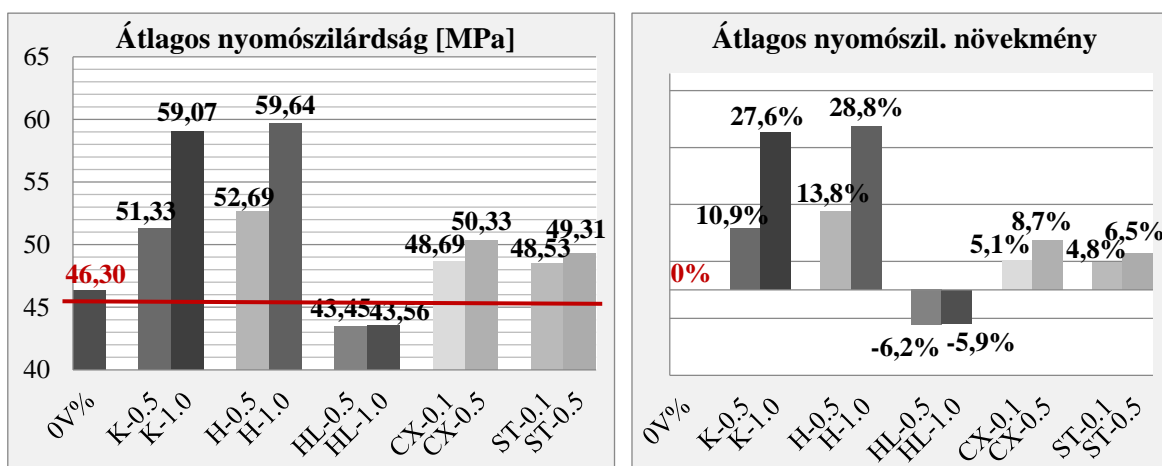
## 4.2. A beton mechanikai tulajdonságainak vizsgálata

### 4.2.1. Nyomószilárdság vizsgálata

A nyírási teherbírás vizsgálatához készített gerendák betonkeverékeiből készült 150x150x150 mm-es próbakockákon mért átlagos nyomószilárdság értékek, valamint a nyomószilárdság növekmények láthatóak a 4.21. ábrán (átlagos = a három próbakockán mért nyomószilárdság értékek átlaga). Az egyes próbakockák jelölését a 4.20. ábrán adom meg.



4.20.ábra: Nyomószilárdság vizsgálatához készített próbakockák jelölése



4.22.ábra: Az átlagos nyomószilárdság értéke valamint a nyomószilárdság növekmény a szálak típusa és mennyisége függvényében

A szálerősítés nélküli betonkeverék (jelölése: 0V%) átlagos nyomószilárdságának értéke 46,30 MPa. A vizsgált öt különböző száltípus közül a hullámos-lapos acélszál kivételével a szálak adagolásának következtében kisebb-nagyobb mértékben nőtt a betonkeverék nyomószilárdsága. A legnagyobb mértékű növekedést a kampós végű, illetve a hullámos acélszálak esetében mértem. 0,5 V% szálmennyiség esetében a nyomószilárdság növekedés értéke kampós végű acélszál esetében 10,9%, hullámos acélszál esetében 13,8%. 1 V% száladagolás esetében a nyomószilárdság növekedése kampós végű acélszál esetében 27,6%, hullámos acélszál esetében pedig 28,8%. Ezen nyomószilárdság növekmény értékek nem tekinthetőek számottevőnek.

A hullámos-lapos acélszálak adagolása a nyomószilárdság kismértékű csökkenését eredményezte. Mindez a szálak alakjával (téglalap keresztmetszetű, hullámos alakú acél lap) magyarázható, ugyanis ezen száltípus adagolása nagymértékben megnehezítette a betonkeverék bedolgozását valamint, a másik két vizsgált acélszál típushoz képest, a szálak egymásba kapaszkodása, összegabalyodása, labdaszerű képződménnyé történő összeállása jelentősen nagyobb mértékű volt, mint a többi esetben.

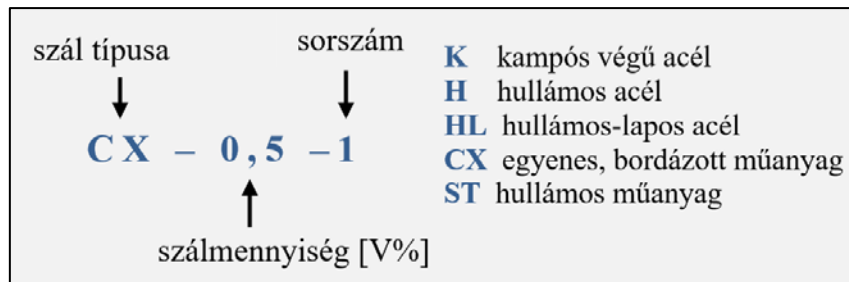
A vizsgált hullámos valamint egyenes, bordázott műanyag szálak adagolásának következtében, lényegesen kisebb nyomószilárdság növekedést tapasztaltam, mint a hullámos vagy a kampós végű acélszálak hatására. 0,1 V% szálmennyiség esetében a szilárdság növekedés mértéke hullámos műanyag szál esetében 4,8%, egyenes, bordázott műanyag szál esetében 5,1% volt. A szálmennyiség ötszörös értékre (0,5 V%-ra) történő növelésének hatására sem következett be számottevő szilárdság növekmény.

Megállapítható, hogy kampós végű és hullámos acélszálak 0,5, valamint 1,0 V%-ban történő adagolásának hatására a beton nyomószilárdsága nő, de ez a növekedés nem tekinthető jelentősnek. A hullámos-lapos alakú acélszálak adagolása kedvezőtlenül befolyásolta a beton nyomószilárdságának értékét, de a csökkenés mértéke sem számottevő. A hullámos valamint az egyenes, bordázott műanyag szálak 0,1 valamint 0,5 V%-ban történő adagolása a beton nyomószilárdságának elhanyagolható mértékű növekedését eredményezte. Általánosságban megállapítható, hogy a száltartalom növekedésével nőtt a szálerősítésű beton keverék nyomószilárdságának értéke. Összehasonlítva a vizsgált acél és műanyag szálakat (eltekintve a bedolgozás szempontjából kedvezőtlen hullámos-lapos alakú acélszáltól) megállapítható, hogy a műanyag szálak esetében jelentkező nyomószilárdság növekedés jelentősen kisebb, mint acélszálak esetében. Ennek magyarázata a műanyag szálak jelentősen kisebb szilárdsági és merevségi jellemzői.

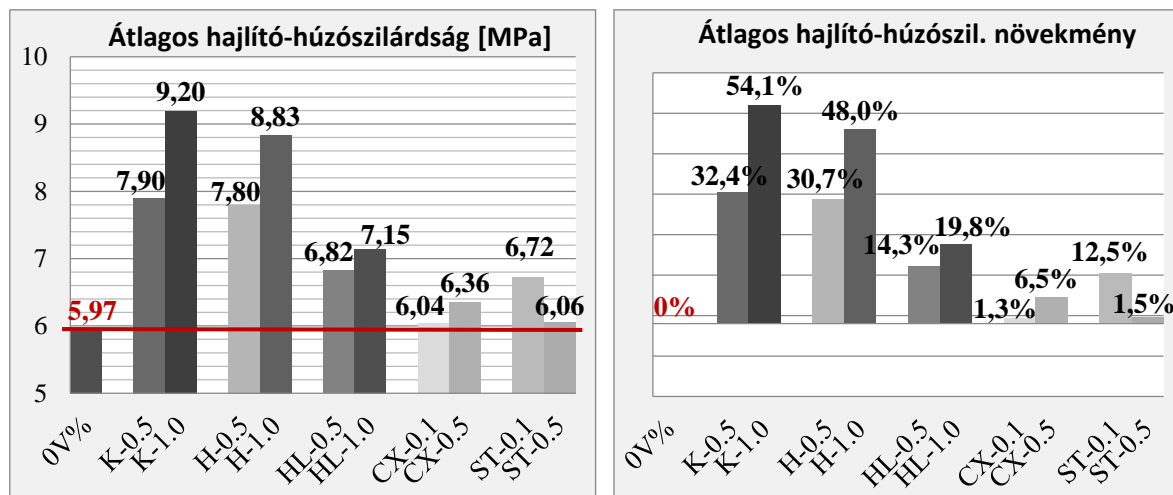
Összességében megállapítható, hogy a szálak adagolása elhanyagolható mértékben befolyásolja a beton nyomószilárdságának értékét, ez pedig összhangban van az 2.3.1. fejezetben bemutatott, az irodalomkutatás során gyűjtött, más kutatók által tett megállapításokkal. Acélszálak adagolásának hatására a kutatók [42, 47, 48] szintén a beton nyomószilárdságának kismértékű növekedését tapasztalták, bár az általuk közölt szilárdság növekmények jellemzően alacsonyabbak voltak az általam mért növekmények értékeinél. Más kutatók [47,50] műanyag szálak adagolásának következtében az általam mért kismértékű növekedéssel ellentétben a nyomószilárdság kismértékű csökkenését tapasztalták.

#### 4.2.2. Hajlító-húzószilárdság vizsgálata

A nyírási teherbírás vizsgálatához készített gerendák betonkeverékeiből készült 70x70x250 mm-es hasábokon mért átlagos hajlító-húzószilárdság értékek, valamint a hajlító-húzószilárdság növekmények láthatóak a 4.23. ábrán (átlagos = a három hasábon mért hajlító-húzószilárdság értékek átlaga). Az egyes hasábok jelölését a 4.22. ábrán adom meg.



4.22.ábra: Hajlító-húzószilárdság vizsgálatához készített hasábok jelölése



4.23.ábra: Az átlagos hajlító-húzószilárdság értéke, valamint a hajlító-húzószilárdság növekmény a szálak típusa és mennyisége függvényében

A szálerősítés nélküli betonkeverék (jelölése: 0V%) átlagos hajlító-húzószilárdságának értéke 5,97 MPa. A vizsgált öt különböző száltípus esetében a szálak adagolásának következtében kisebb-nagyobb mértékben nőtt a megszilárdult beton nyomószilárdsága. A legnagyobb mértékű növekedést a kampós végű illetve a hullámos acélszálak esetében mértem. 0,5 V% szálmennyiség esetében a hajlító-húzószilárdság növekedés értéke kampós végű acélszál esetében 32,4%, hullámos acélszál esetében 30,7%. 1 V% száladagolás esetében a hajlító-húzószilárdság növekedése kampós végű acélszál esetében 54,1%, hullámos acélszál esetében pedig 48,0%. A vizsgált acélszálak közül a hullámos-lapos acélszálak esetében mértem a legkisebb szilárdságnövekedést. 0,5 V%, illetve 1,0 V% hullámos-lapos acélszál adagolás mellett a betonkeverék hajlító-húzószilárdságának értéke csak 14,3%, illetve 19,8%-kal növekedett. Ez utóbbi növekmény értékek nem tekinthetők számottevőnek. Az, hogy a



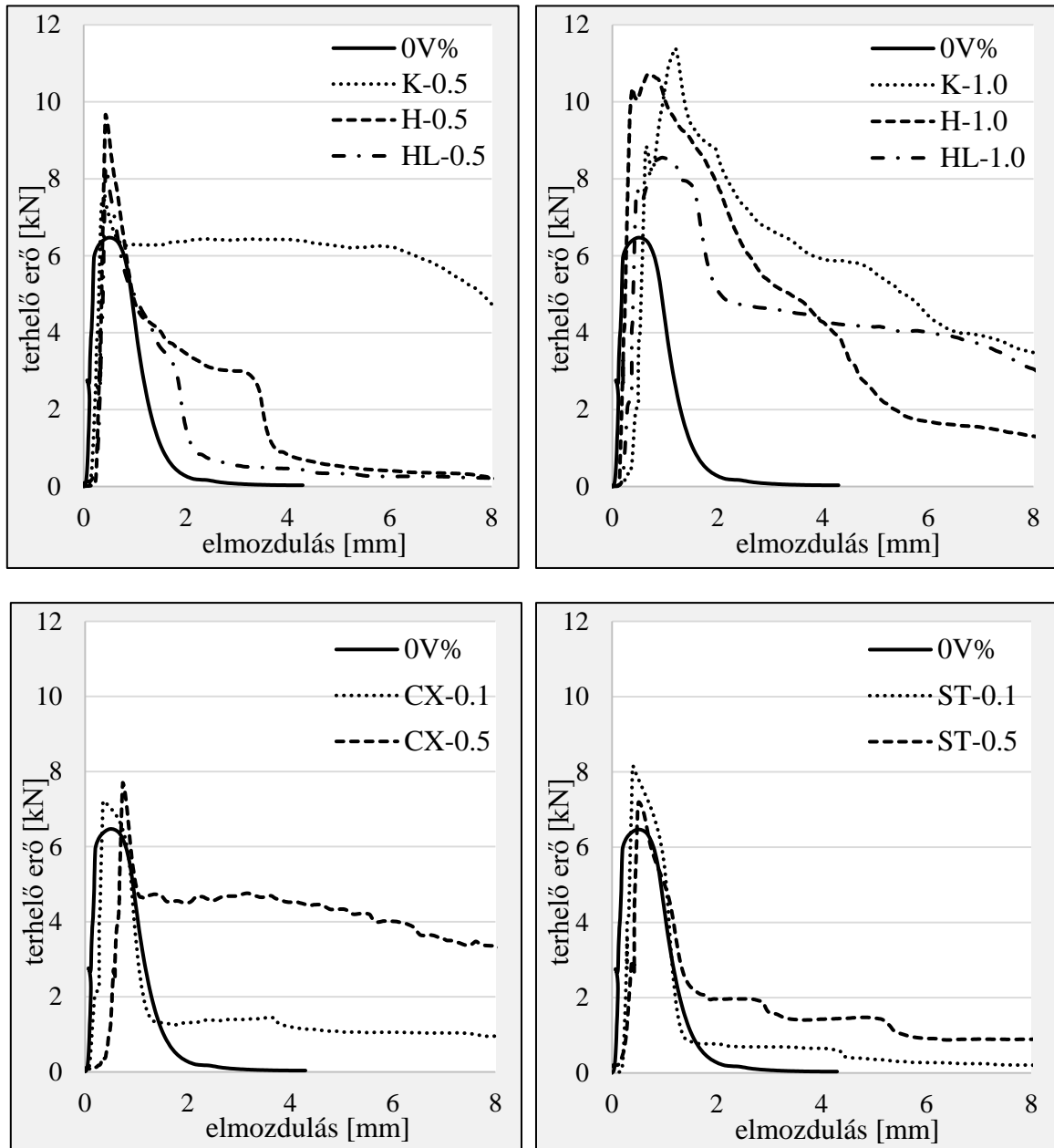
szilárdságnövekedés ezen száltípus esetében jelentősen kisebb, mint a kampós végű vagy a hullámos acélszál esetében, a hullámos-lapos szál bedolgozási nehézségeivel magyarázható, amelynek következtében a szálak valószínűsíthetően nem oszlanak el oly mértékben egyenletesen a beton próbatesten belül, mint a másik két vizsgált acélszál típus esetében.

A vizsgált két műanyag szál típus adagolása mellett jelentkező hajlító-húzószilárdság növekmény elhanyagolható mértékű. Hullámos műanyag szál esetében a szilárdság növekedés mértéke 0,1 V% esetén 12,5%, 0,5V% esetén 1,5%. Egyenes, bordázott műanyag szál esetében pedig a növekmény értéke 0,1 V% esetén 1,3%, 0,5V% esetén 6,5%. Ezen elhanyagolható mértékű szilárdság növekmények a műanyag szálak alacsonyabb szilárdsági és merevségi jellemzőivel valamint a száلكihúzóadás során tapasztalt gyengébb teljesítőképességével magyarázhatók.

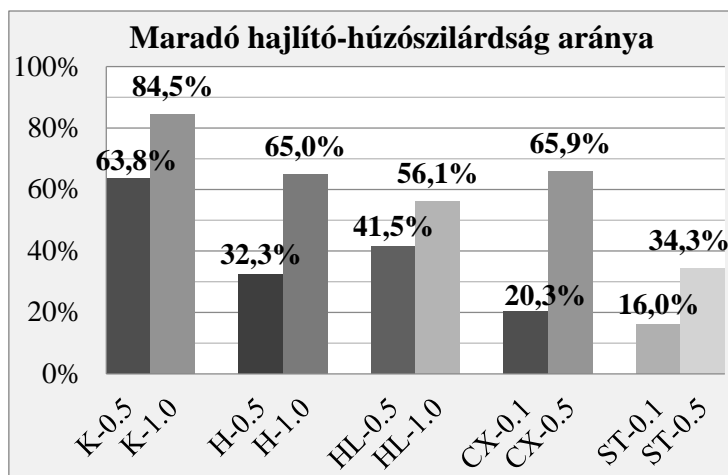
Megállapítható, hogy a vizsgált száltípusok közül, a kampós és a hullámos acélszálak 0,5 V% és 1,0 V% száladagolás esetében jelentős mértékben növelik a beton hajlító-húzószilárdságát. A hullámos-lapos acélszálak (0,5 V% és 1,0 V%-ban történő) adagolása következtében jelentkező kismértékű hajlító-húzószilárdság növekedés azonban nem számottevő mértékű. A két, vizsgált műanyag szál típus (hullámos valamint egyenes, bordázott) szintén (0,1 V% és 0,5 V% száladagolás mellett) nem befolyásolják számottevő mértékben a hajlító-húzószilárdságot.

A 4.24. ábrán a hajlító-húzószilárdság vizsgálat során mért jellemző erő – elmozdulás diagramok láthatóak a szálak típusa és mennyisége függvényében. Szálerősítés nélkül beton hasáb esetében a görbe kezdeti, közel lineáris szakasza, majd a maximális erő elérésekor bekövetkező berepedést követően az erő folyamatos, gyors csökkenése figyelhető meg. Ennek oka, hogy a szálerősítés nélküli beton a berepedést követően már nem képes húzóerő felvételére, így a kialakult repedés gyors tönkremenetelhez vezet. Szálerősítésű beton hasábok esetében, a szálak típusától és mennyiségétől függően, a mért maximális terhelő erő kisebb-nagyobb mértékben magasabb, mint a szálerősítés nélküli beton esetében. Ennek oka, hogy a hasáb berepedését követően a szálak bekapcsolódnak a teherviselésbe. A szálerősítésű beton hasábok esetében a maximális terhelő erő elérését követően azonban az erő nem esik vissza nullára, hanem a szálaknak köszönhetően egy közel konstansnak tekinthető értéken állandósul egy ideig, majd jóval lassabb ütemben, nagy elmozdulások árán csökken le nullára. Ez nevezik maradó-húzószilárdságnak. A maradó-húzószilárdság értékének megállapítására nem találtam általánosan elfogadott és alkalmazott szabályt, egyes kutatók a 3 mm-es [47, 48], míg mások a 2 mm-es [50] lehajláshoz tartozó maradó teherbírást tekintik annak. A 4.24. ábrán látható, az általam vizsgált száltípusok és szálmennyiségek esetén, a mért maximális terhelő erőből

számított valamint a maradó hajlító-húzószilárdság aránya. A maradó hajlító-húzószilárdságot a 2 és 3 mm elmozdulások közötti szakaszon mért terhelő erők átlagértékéből számítottam.



4.24.ábra: A hajlító-húzószilárdság vizsgálat során mért jellemző erő – elmozdulás diagramok (egyedi értékek)



4.25.ábra: A mért maximális terhelő erőből számított, valamint a maradó hajlító-húzószilárdság aránya

A 4.25. ábra alapján megállapítható, hogy mindegyik vizsgált száltípus esetében a szálmennyiség növelésével nő a maradó hajlító-húzószilárdság. A legnagyobb maradó-húzószilárdság értékeket 1V% kampós végű, illetve hullámos alakú acélszálak adagolása esetében mértem, a maradó és a mért maximális terhelő erőből számított szilárdság aránya 84,5% (kampós végű), illetve 65,0% (hullámos) volt. Bár a hullámos acélszálak esetében a száلكihúzó vizsgálatok alapján számított tapadószilárdság értéke nagyobb, mint a kampós végű szálaknál, de ezt a beágyazási hossz jelentősen befolyásolhatja. Ez magyarázza azt, hogy kampós végű szálak esetén adódott a nagyobb maradó hajlító-húzószilárdság. Más kutatók [42, 47, 50] 1V% kampós végű acélszál adagolása mellett hasonlóan kedvező mértékű maradó húzószilárdság arányt (60% - 73%) mértek. A maradó hajlító-húzószilárdság szempontjából a két legjobban teljesítő acélszál típus közül a kampós végű acélszál bizonyult előnyösebbnek (a maradó szilárdság aránya mindkét száladagolás esetében magasabb, mint a hullámos acélszál esetében). Ez valószínűsíthetően a kampós végű acélszálak hosszával magyarázható, ami közel 1,5-szer nagyobb, mint a hullámos szálaké. Más kutatók [44] a szálerősítésű beton húzószilárdságának vizsgálata során azt tapasztalták, hogy a hosszabb (50 mm hosszúságú) szálak adagolása kedvezőbb a beton hajlító-húzószilárdságának szempontjából.

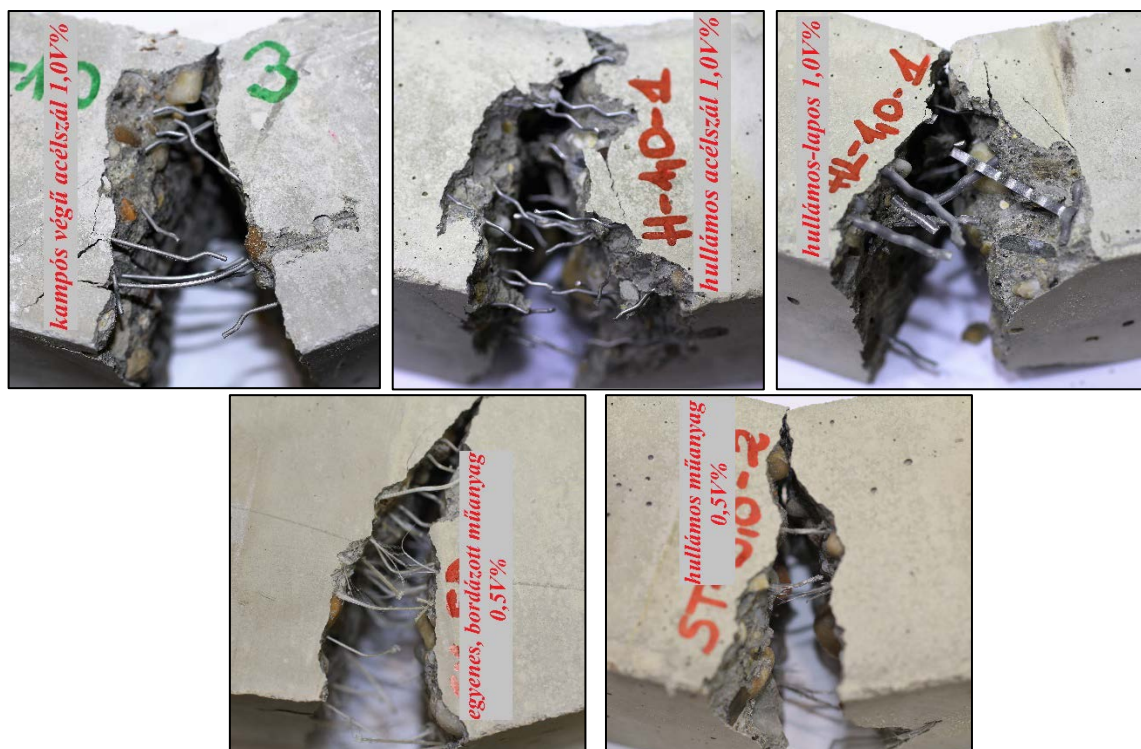
A hullámos lapos acélszálak, annak ellenére, hogy a mért maximális terhelő erőből számított hajlító-húzószilárdság értékét csak kismértékben befolyásolták, a maradó szilárdság szempontjából a hullámos alakú acélszálakéhoz hasonlóan jól teljesítettek. 0,5 V% estében 41,5% (hullámos: 32,3%), 1,0 V% esetében 56,1% (hullámos 65,0%) a maradó szilárdság aránya.

Műanyag szálak esetében 0,1 V% száladagolás kismértékű maradó hajlító-húzószilárdság arányt eredményezett (egyenes, bordázott műanyag szál: 20,3%, hullámos műanyag: 16,0%), mely nem tekinthető számottevő mértékűnek. A szálmennyiség ötszörösére, 0,5 V%-ra, történő növelésével a maradó szilárdság aránya már nem elhanyagolható értékű, sőt egyenes, bordázott műanyag szálak esetében a mértéke (65,9%) a hullámos és a hullámos-lapos acélszálak 1,0 V% esetében mért értékéhez (65,0%, 56,1%) hasonlóan kedvező. Más kutatók [47, 50] arról számoltak be, hogy 1,0 V% makro műanyag szál adagolás mellett a maradó és a mért maximális teherbírás aránya 40%. Az általam végzett vizsgálatokban fele ekkora szálmennyiség (0,5 V%) esetében mértem ennél nagyobb (egyenes, bordázott szál) vagy ennél alig kisebb (hullámos alakú) maradó szilárdság arányt.

A maradó hajlító-húzószilárdság tekintetében nem jelentkezik az a jelentős különbség az acél és a műanyag szálak között (az acélszálak javára), mint ami a nyomó- vagy a mért maximális hajlító-húzószilárdság esetében (lásd 4.24. ábrán az azonos geometriájú H-0.5 és ST-0.5). Tehát a maradó szilárdság szempontjából az alacsonyabb szilárdsági és merevségi tulajdonságokkal rendelkező műanyag szálak teljesítőképessége is kedvező. Ennek magyarázata az, hogy acélszálakból fajlagosan kevesebb darab szál jut egy keresztmetszetre vonatkozóan, mint műanyag szálakból azonos V% mellett.

Összességében megállapítható, hogy a 0,5 V% és 1,0 V% acélszál adagolás számottevő mértékben növeli a beton mért, maximális hajlító-húzószilárdságának értékét, a 0,1 V% valamint a 0,5 V% műanyag szál adagolás esetén jelentkező kismértékű szilárdság növekedés azonban elhanyagolható mértékű. Acélszálak esetében a legnagyobb mértékű hajlító-húzószilárdság növekmény a kampós végű acélszálak esetében jelentkezett. Maradó hajlító-húzószilárdság szempontjából mind az acél, mind a műanyag szálak kedvezően teljesítettek. A legnagyobb maradó hajlító-húzószilárdság arányt szintén a kampós végű acélszálak adagolása esetén mértem.

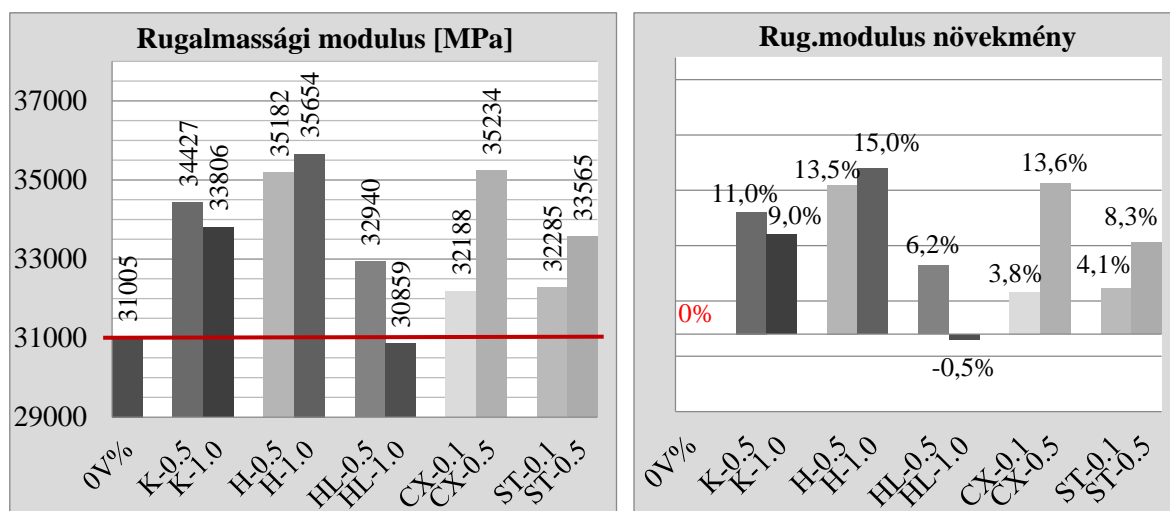
A 4.26. ábrán a hajlító-húzószilárdság vizsgálat során tönkremenetelt szenvedett próbatestek láthatók különböző típusú és mennyiségű száladagolás esetében.



4.26.ábra: Hajlító-húzószilárdság vizsgálat során tönkremenetelt szenvedett próbatetek

#### 4.2.3. Rugalmassági modulus vizsgálata

A nyírási teherbírás vizsgálatához készített gerendák betonkeverékeiből készült 70x70x250 mm-es hasábokon mért átlagos rugalmassági modulus értékek, valamint a rugalmassági modulus növekmények láthatók a 4.27. ábrán (átlagos = a három hasábon mért rugalmassági modulus értékek átlaga). Az egyes hasábok jelölése megegyezik a hajlító-húzószilárdság vizsgálat során alkalmazott jelöléssel, amelyet a 4.22. ábrán adtam meg.



4.27.ábra: Az átlagos rugalmassági modulus valamint a rug.mod. növekmény értéke a szálak típusa és mennyisége függvényében

A szálerősítés nélküli betonkeverék (jelölése: 0V%) átlagos rugalmassági modulusának értéke 31005 MPa. A vizsgált öt különböző száltípus esetében a szálak adagolásának

következtében kismértékben nőtt a beton rugalmassági modulusa, egy esetet kivéve: 1,0 V% hullámos-lapos acélszál adagolás esetében a rugalmassági modulus értéke 0,5%-kal csökkent. A legnagyobb mértékű rugalmassági modulus növekedést 1,0 V% hullámos acélszál adagolás esetében mértem, melynek mértéke 15,0% volt. Azonban csak ezen legnagyobb rugalmassági modulus növekedés nevezhető számottevőnek. A hullámos acélszál valamint a műanyag szálak esetében látható, hogy a száltartalom növekedésével nő a rugalmassági modulus értéke, azonban ugyanez a kampós végű és a hullámos-lapos acélszálak esetében nem jelentkezett. A rugalmassági modulus tekintetében nem jelentkezett számottevő különbség az acél, illetve a műanyag szálak teljesítőképessége között.

Megállapítható tehát, hogy a vizsgált száltípusok és szálmennyiségek esetében, a száladagolás nem befolyásolja számottevő mértékben a beton rugalmassági modulusának értékét. Mindez összhangban van más kutatók [42, 43, 49] által tett megállapításokkal, melyek szerint az acél, illetve a műanyag szálak adagolása nem vagy csak kis mértékben befolyásolja (növeli vagy csökkenti) a beton rugalmassági modulusát.

#### 4.2.4. Összegzés

Összességében megállapítható, hogy a vizsgált száltípusok és szálmennyiségek esetében:

A szálak adagolása csak kismértékben befolyásolja (növeli esetleg csökkenti) a beton *nyomószilárdságának* értékét. A legnagyobb mértékű növekedés 1,0 V% kampós végű, illetve hullámos alakú acélszál adagolás esetében 27,6%, illetve 28,8% volt, mely növekmény értékek nem tekinthetőek jelentős mértékűnek.

A kampós és a hullámos acélszálak jelentős mértékben növelik a beton *hajlító-húzószilárdságát* (kampós végű: 0,5 V% → 32,4%, 1,0 V% → 54,1 %; hullámos: 0,5 V% → 30,7%, 1,0 V% → 48,0%). A hullámos-lapos acélszálak adagolása következtében jelentkező hajlító-húzószilárdság növekedés (0,5 V% → 14,3%, 1,0 V% → 19,8%) azonban nem jelentős mértékű. A két, vizsgált műanyag szál típus (hullámos valamint egyenes, bordázott) nem befolyásolja számottevő mértékben a hajlító-húzószilárdságot (hullámos: 0,5 V% → 12,5%, 1,0 V% → 1,5%, egyenes, bordázott: 0,5 V% → 1,3%, 1,0 V% → 6,5%).

A *maradó hajlító-húzószilárdság* szempontjából mind az acél, mind a műanyag szálak kedvezően teljesítettek, és mindegyik száltípus esetében a szálmennyiség növelésével nőtt a maradó hajlító-húzószilárdság mértéke. Az acél valamint a 0,5 V%-ban adagolt műanyag szálak esetében a maradó és maximális hajlító-húzószilárdság aránya jelentős mértékű. A legnagyobb maradó-húzószilárdság értékek 1V% kampós végű illetve hullámos alakú acélszálak adagolása esetében jelentkeztek, a maradó és a mért maximális terhelő erőből számított szilárdság aránya

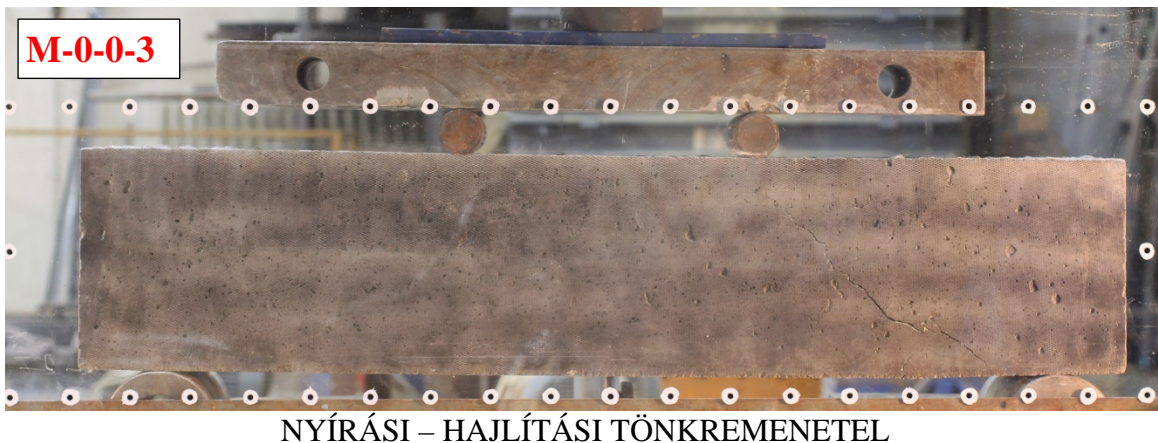
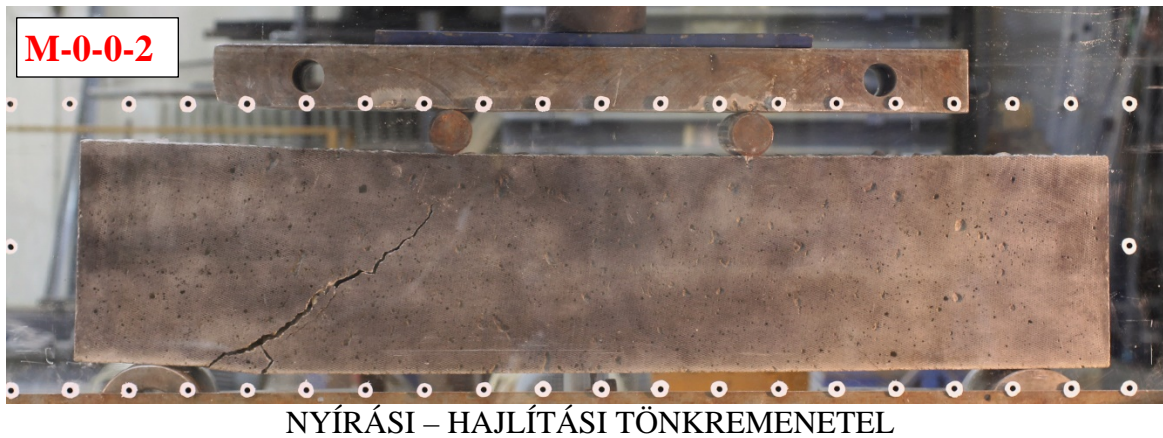
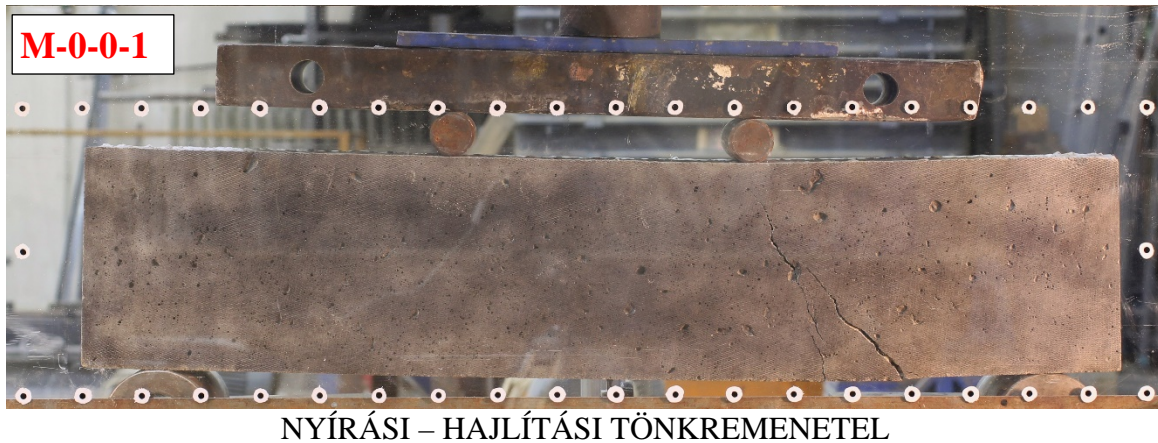
84,5% (kampós végű), illetve 65,0% (hullámos) volt. Műanyag szál esetében a legnagyobb mértékű maradó hajlító-húzószilárdság 0,5 V% egyenes, bordázott szál adagolása esetén jelentkezett (a maradó szilárdság aránya: 65,9%).

A szálak adagolása csak kismértékben befolyásolja (jellemzően növeli) a beton *rugalmassági modulus*ának értékét. A legnagyobb mértékű növekedés 1,0 V% hullámos acélszál adagolás esetében jelentkezett, melynek mértéke 15,0% volt, azonban ezen növekmény érték sem számottevő.

### 4.3. Nyírési teherbírás vizsgálata

#### 4.3.1. Tönkremeneteli mód

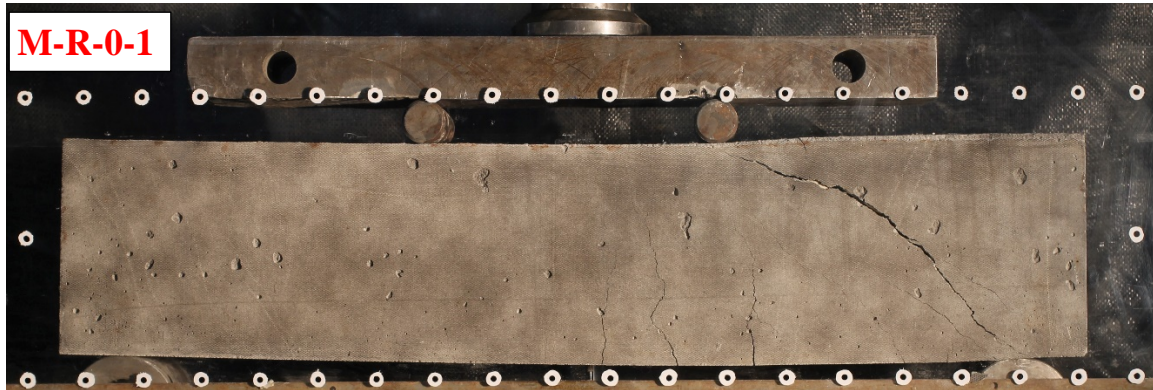
A szálerősítés és hagyományos nyírési vasalás (kengyelek) nélküli három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírési - hajlítási tönkremenetelt szenvedett. A gerendák törés utáni repedésképe a 4.28. ábrán látható. A terhelési folyamat során a gerendák a repedés megjelenését követően nagyon rövid időn belül tönkremenetelt szenvedtek, a megjelenő nyírési repedések gyorsan, hirtelen terjedtek és nyíltak meg.



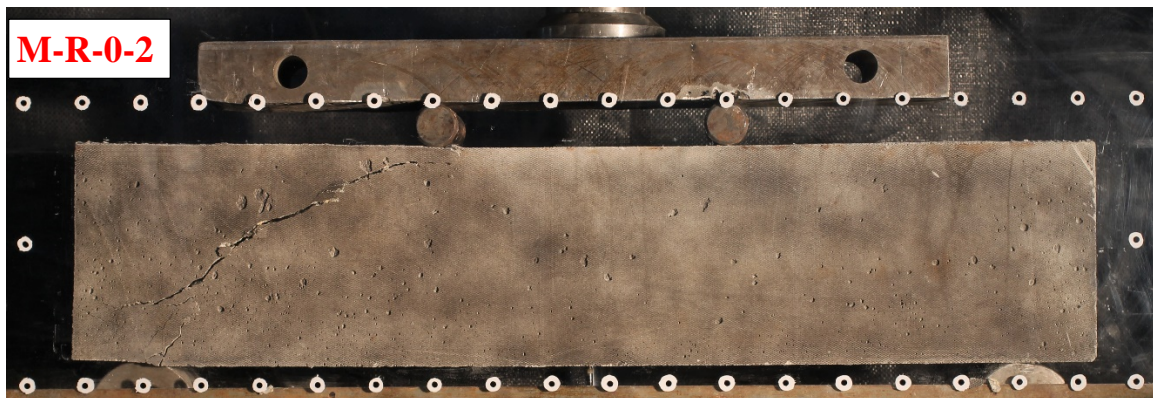
4.28.ábra: Szálerősítés és kengyelezés nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe



A szálerősítés nélküli,  $\phi 6/120$  hagyományos nyírási vasalást (kengyelt) tartalmazó három vasbeton gerenda próbatest közül kettő nyírási-húzási tönkremenetelt szenvedett, egy pedig hajlítási tönkremenetelt. A gerendák törés utáni repedésképe a 4.29. ábrán látható. A repedések megjelenését és fejlődését megfigyelve elmondható, hogy a repedés megjelenését követően a repedések terjedése és megnyílása lassabb ütemben történt, mint a 4.28. ábra szerinti nyírási vasalás és szálerősítés nélküli gerendák esetében.



NYÍRÁSI – HÚZÁSI TÖNKREMETTEL (hajlítási repedések megjelenésével)



NYÍRÁSI – HÚZÁSI TÖNKREMETTEL



HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL

4.29. ábra: Szálerősítés nélküli,  $\phi 6/120$  kengyelezésű vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

A szálerősítés nélküli,  $\phi 6/85$  hagyományos nyírási vasalást tartalmazó három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási-hajlítási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.30. ábrán látható. A repedés megjelenését követően a repedések terjedése és megnyílása lassabb ütemben történt, mint a ritkább kengyelezésű, szálerősítés nélküli gerendák esetében, a tönkremeneteli mód pedig az ott megfigyelhető nyírási-húzásiról nyírási-hajlítási tönkremenetelre változott a kengyelek nagyobb mennyiségének köszönhetően.



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETEL



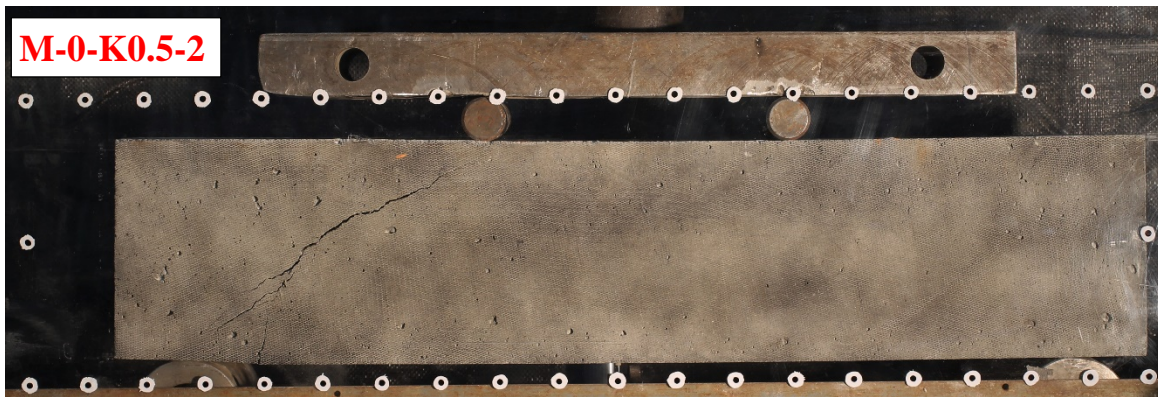
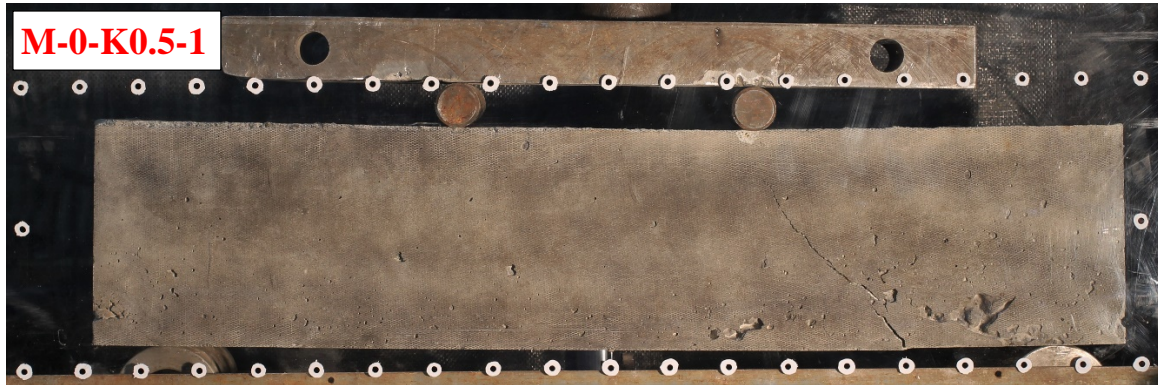
NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETEL (hajlítási repedések megjelenésével)



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETEL

4.30.ábra: Szálerősítés nélküli,  $\phi 6/85$  kengyelezésű vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

A kengyelek nélküli, 0,5 V% kampós végű acélszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.31. ábrán látható. A három próbatest közül kettő esetében (M-0-K0.5-1, M-0-K0.5-3) nyírási-hajlítási, egy esetében pedig nyírási-húzási tönkremenetelt figyeltem meg.



4.31. ábra: 0,5 V% kampós végű acélszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

A kengyelek nélküli, 1,0 V% kampós végű acélszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási-hajlítási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.32. ábrán látható. A terhelési folyamat során a repedések megjelenését követően a repedések terjedése és megnyílása lassabb ütemben történt, mint 0,5 V% száladagolás esetén továbbá 1,0 V% száladagolás mellett nyírási-húzási tönkremenetel nem jelentkezett.



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMENETEL (hajlítási repedések megjelenésével)



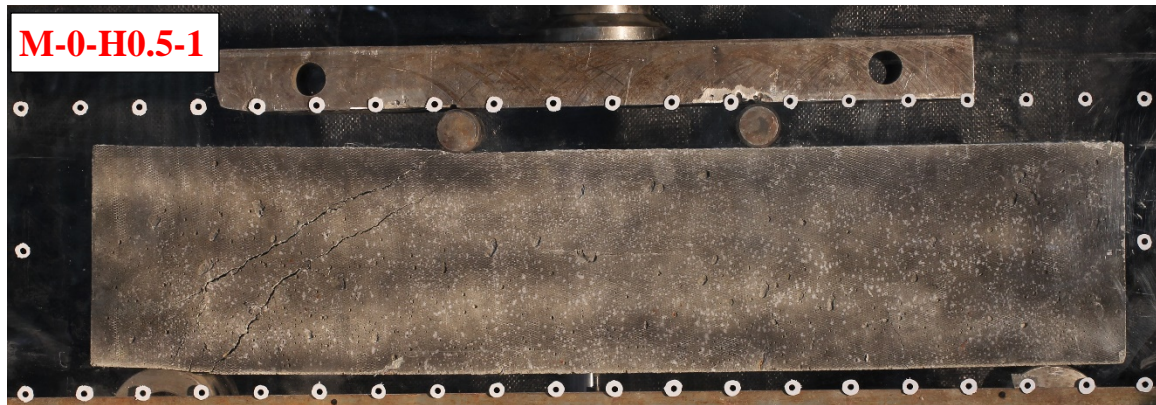
NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMENETEL



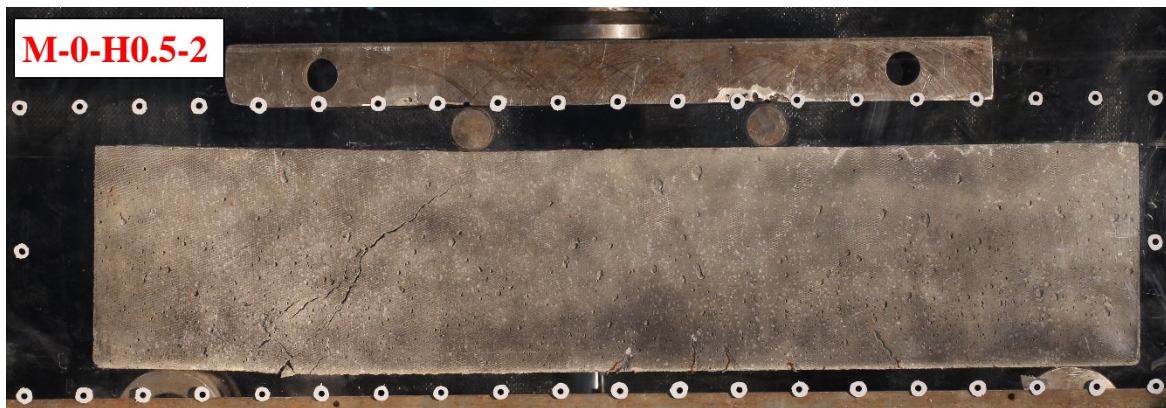
NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMENETEL

4.32.ábra: 1,0 V% kampós végű acélszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

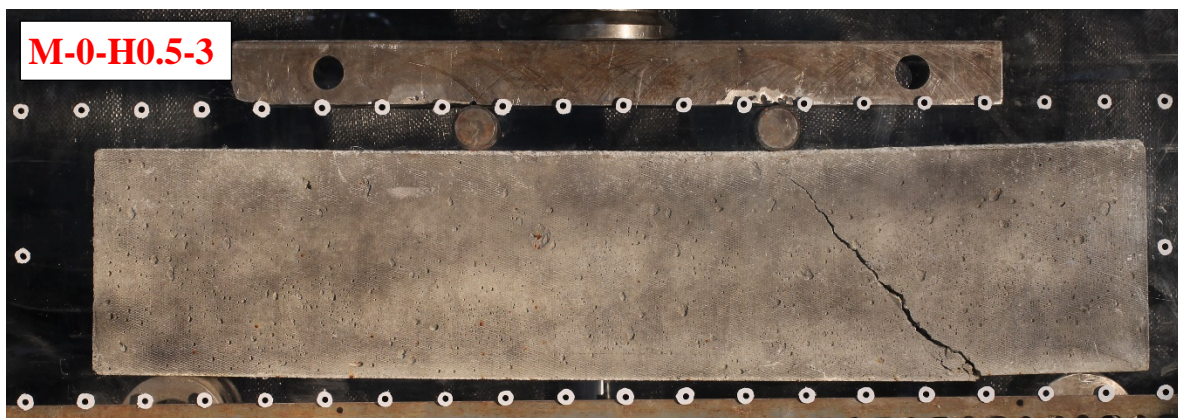
A kengyelek nélküli, 0,5 V% hullámos acélszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.33. ábrán látható. A három próbatest közül kettő esetében (M-0-H0.5-2, M-0-H0.5-3) nyírási-hajlítási, egy esetében pedig nyírási-húzási tönkremenetelt figyeltem meg.



NYÍRÁSI – HÚZÁSI TÖNKREMETTEL



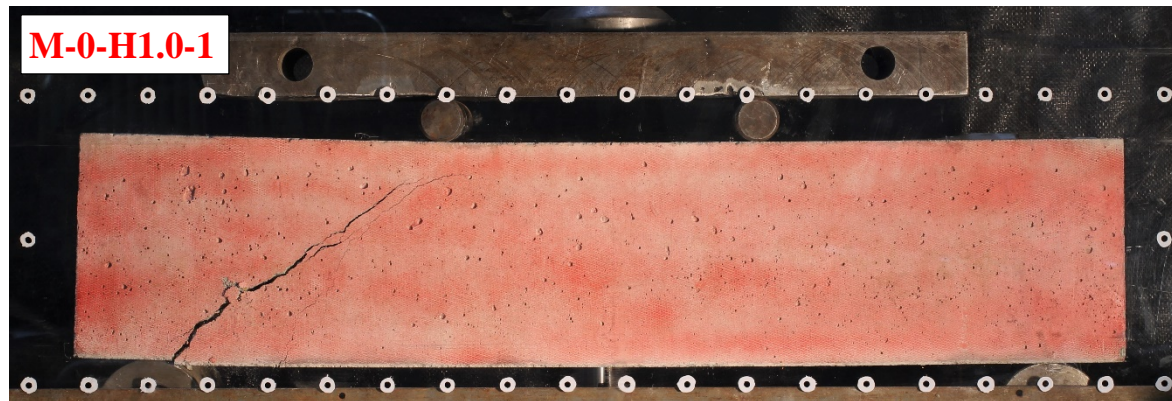
NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL



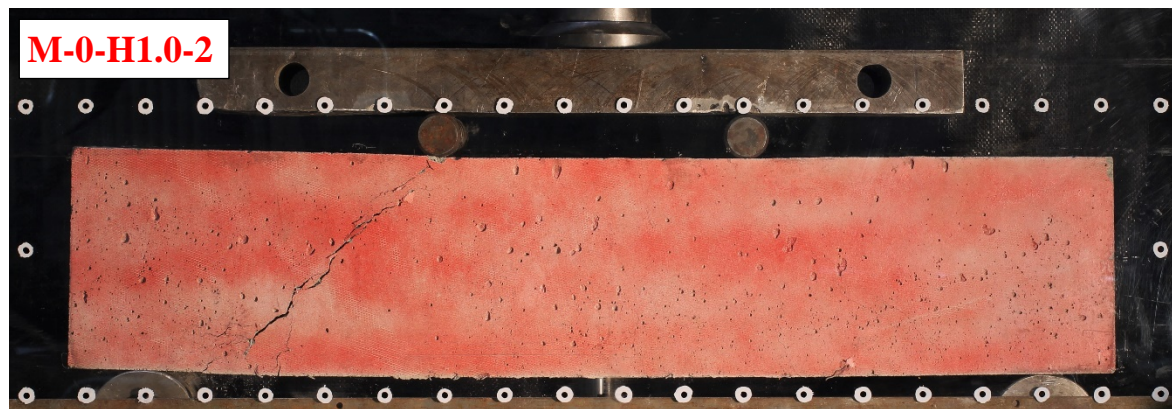
NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL

4.33.ábra: 0,5 V% hullámos acélszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

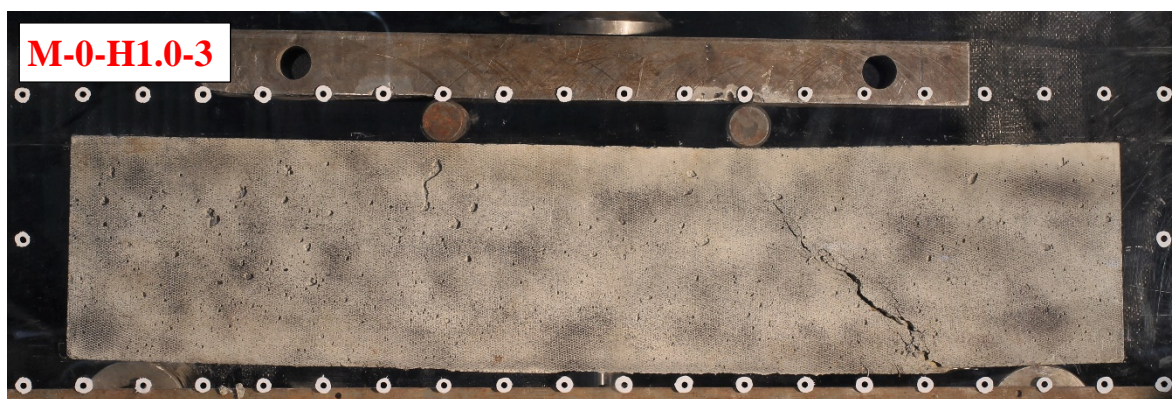
A kengyelek nélküli, 1,0 V% hullámos acélszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási-hajlítási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.34. ábrán látható.



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL



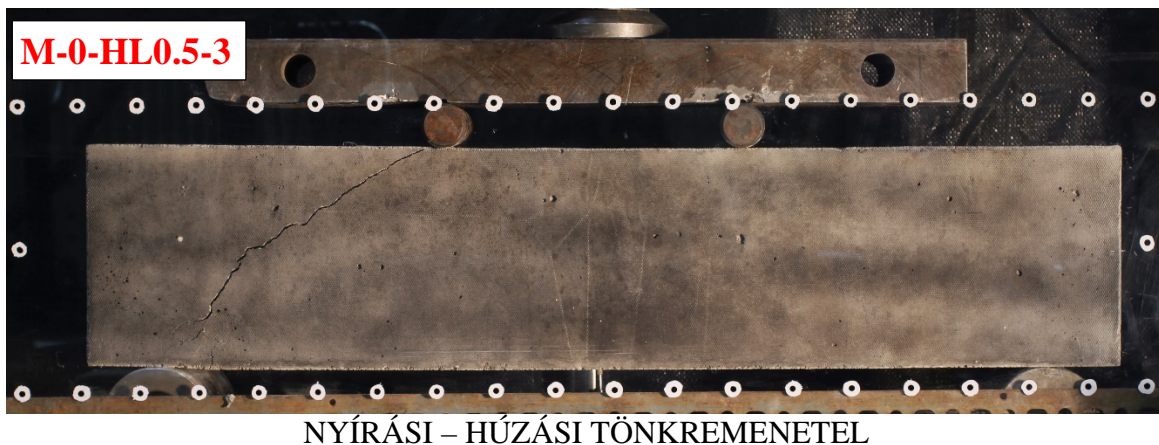
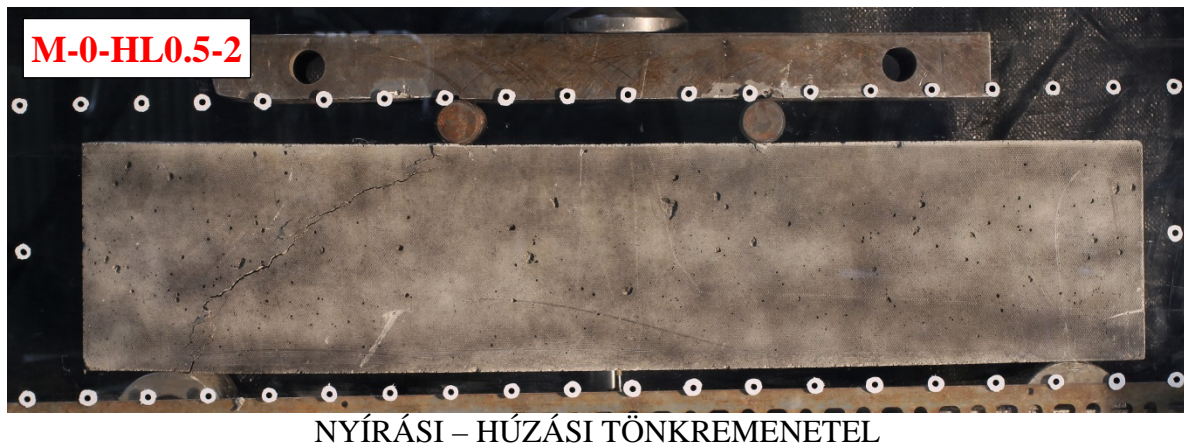
NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL

4.34. ábra: 1,0 V% hullámos acélszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

A kengyelek nélküli, 0,5 V% hullámos-lapos acélszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.35. ábrán látható. A három próbatest közül kettő esetében (M-0-HL0.5-2, M-0-HL0.5-3) nyírási-húzási, egy esetében pedig (M-0-HL0.5-1) nyírási-hajlítási tönkremenetelt figyeltem meg.

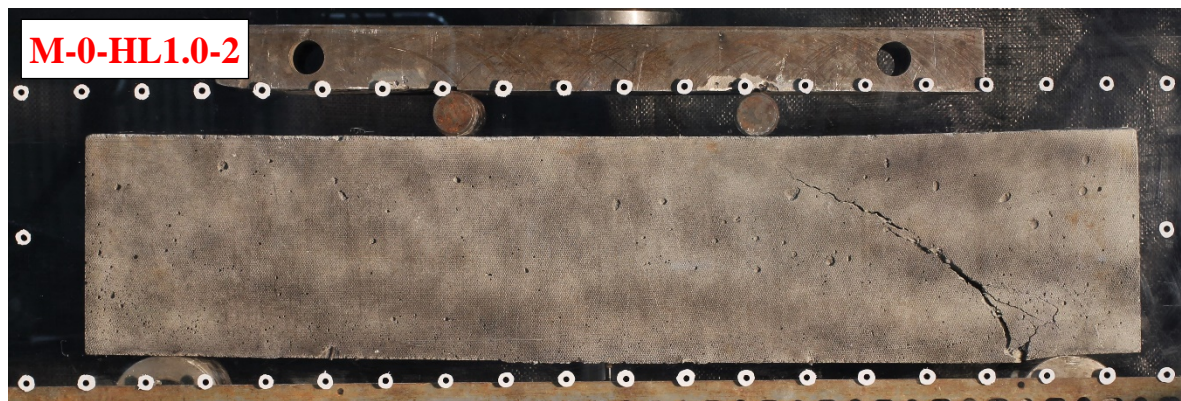


4.35.ábra: 0,5 V% hullámos-lapos acélszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

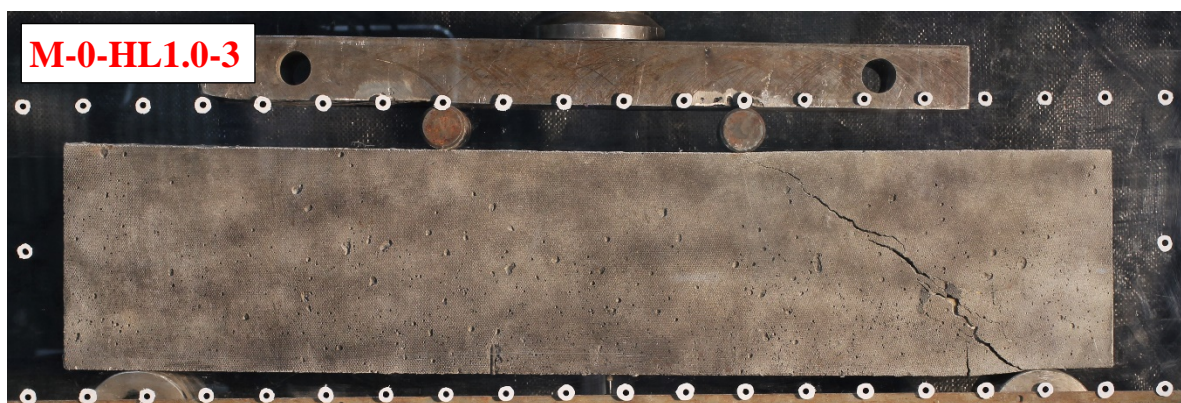
A kengyelek nélküli, 1,0 V% hullámos-lapos acélszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.36. ábrán látható. A három próbatest közül kettő esetében (M-0-HL1.0-1, M-0-HL1.0-3) nyírási-hajlítási, egy esetében pedig (M-0-HL1.0-2) nyírási-húzási tönkremenetelt figyeltem meg.



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL



NYÍRÁSI – HÚZÁSI TÖNKREMETTEL



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL

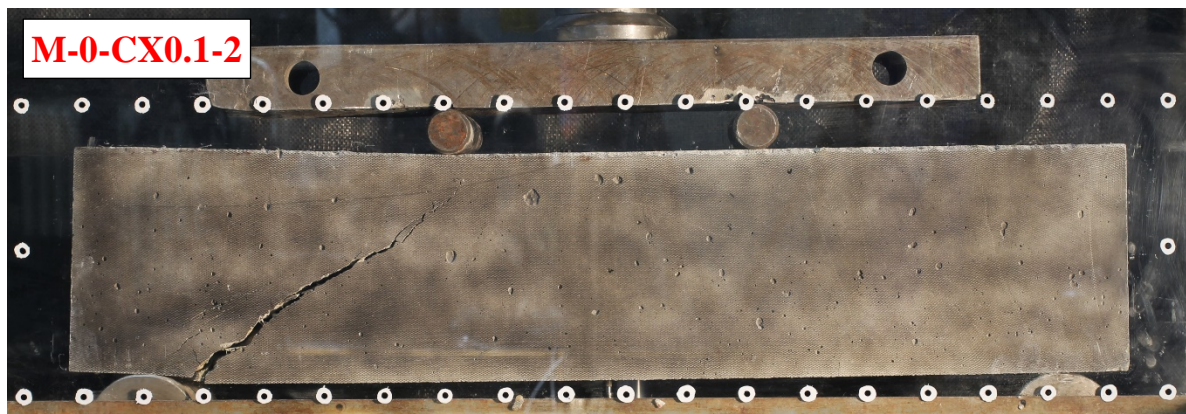
4.36.ábra: 1,0 V% hullámos-lapos acélszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe



A kengyelek nélküli, 0,1 V% egyenes, bordázott műanyagszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási-hajlítási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törési utáni repedésképe a 4.37. ábrán látható.



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL

4.37.ábra: 0,1 V% egyenes, bordázott műanyagszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

A kengyelek nélküli, 0,5 V% egyenes, bordázott műanyagszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási-hajlítási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törési utáni repedésképe a 4.38. ábrán látható.



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL



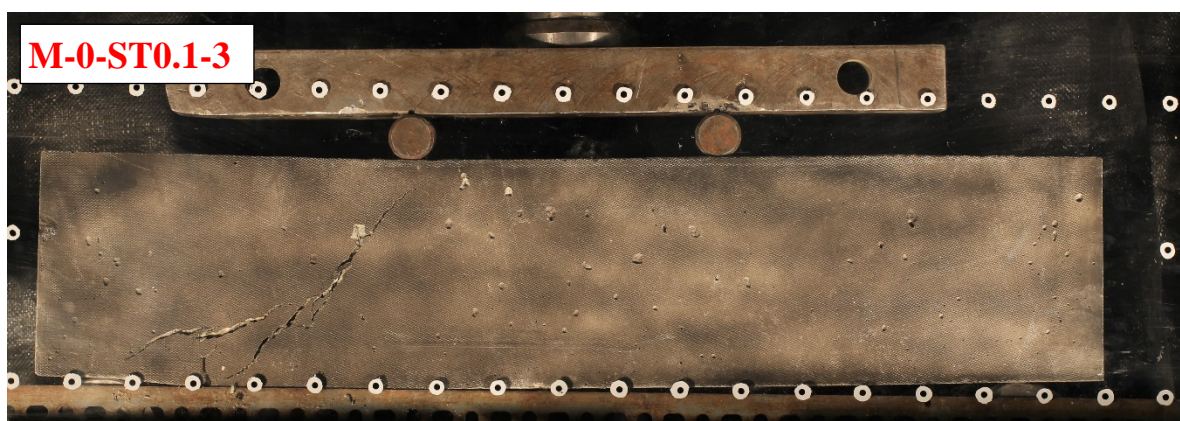
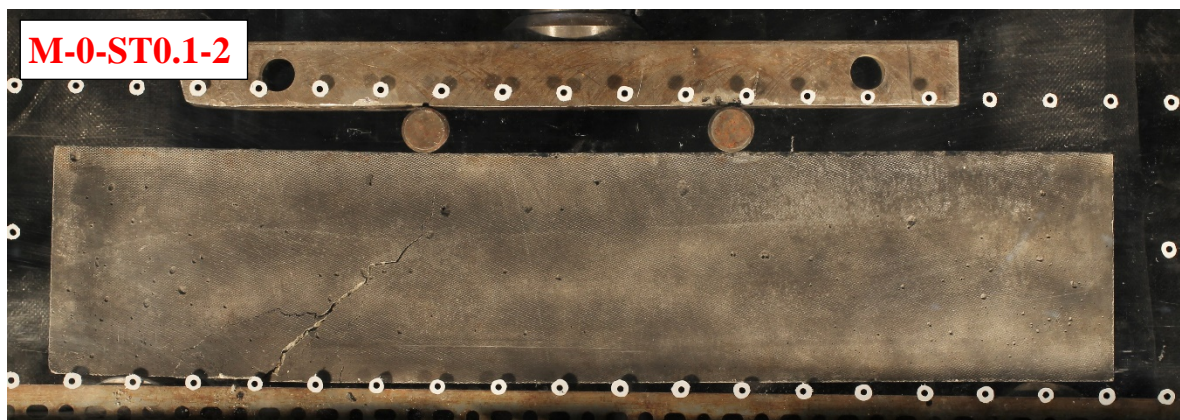
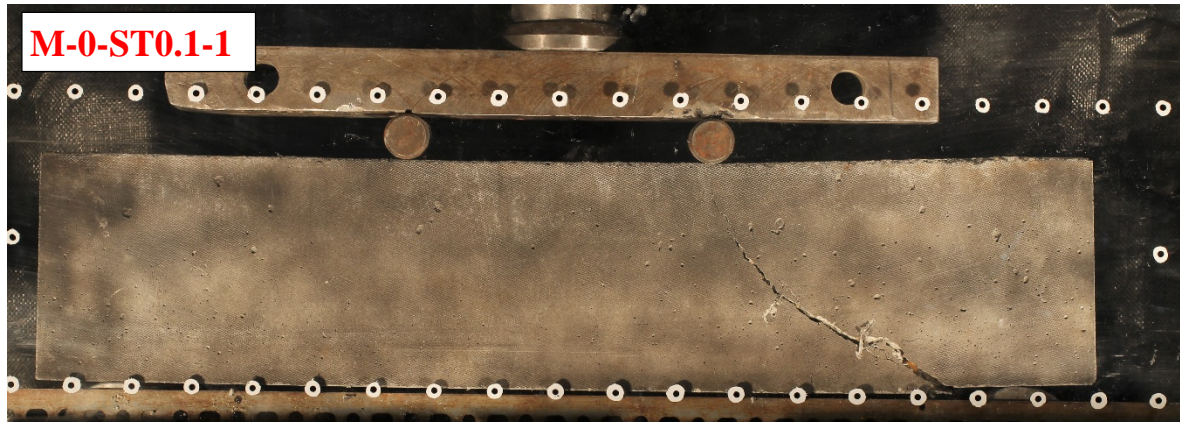
NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL



NYÍRÁSI – HAJLÍTÁSI TÖNKREMETTEL

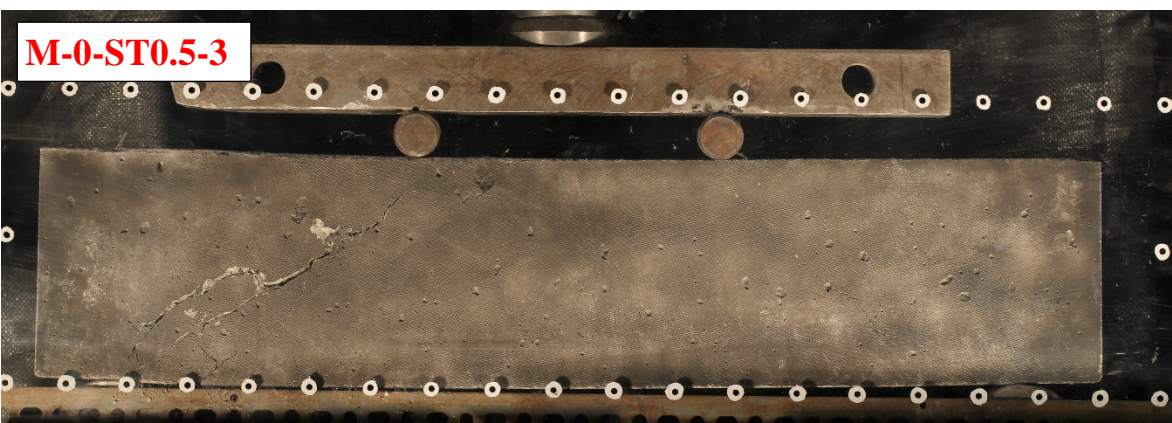
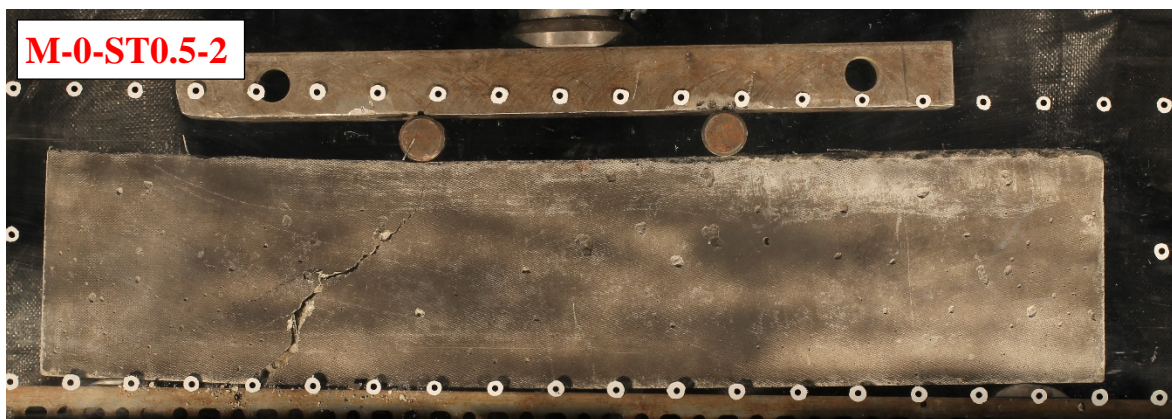
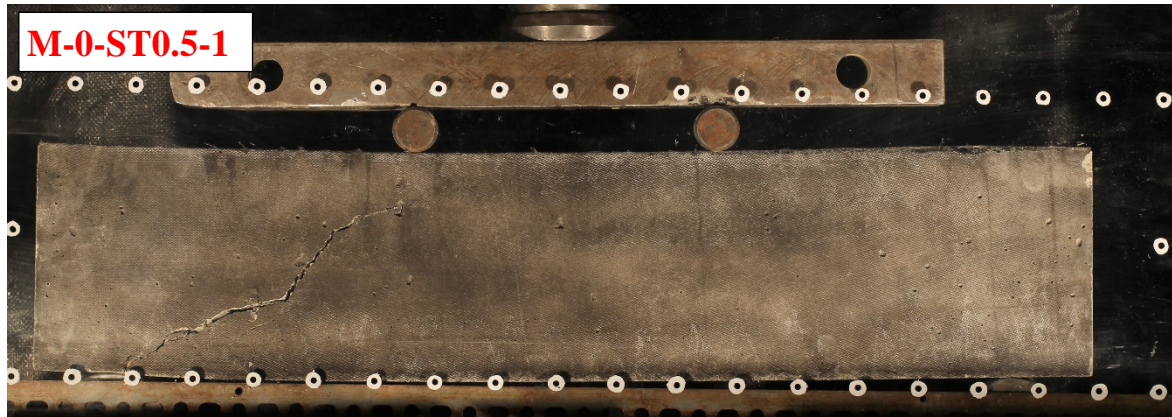
4.38.ábra: 0,5 V% egyenes, bordázott műanyagszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

A kengyelek nélküli, 0,1 V% hullámos műanyagszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatétel mindegyike nyírási-hajlítási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.39. ábrán látható.



4.39.ábra: 0,1 V% hullámos műanyagszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatétel tönkremenetel utáni repedésképe

A kengyelek nélküli, 0,5 V% hullámos műanyagszál erősítésű három vasbeton gerenda próbatest mindegyike nyírási-hajlítási tönkremenetelt szenvedett, a gerendák törés utáni repedésképe a 4.40. ábrán látható.



4.40.ábra: 0,5 V% hullámos műanyagszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerenda próbatestek tönkremenetel utáni repedésképe

A vizsgált, 39 db, vasbeton gerenda, egy kivétellel, nyírási tönkremenetelt szenvedett a terhelési folyamat során. A szálerősítés és kengyelek nélküli gerendák esetében a repedés megjelenését követően a repedés gyors terjedése és megnyílása volt megfigyelhető, melynek következtében a tönkremenetel a repedés megjelenését követően nagyon hamar bekövetkezett. A ritkább ( $\phi 6/120$ ) kengyelezéssel készült gerendák mindegyike esetében a tönkremeneteli mód nyírási-húzási volt. A sűrűbb ( $\phi 6/85$ ) kengyelezéssel készült gerendák mindegyike esetében pedig nyírási-hajlítási tönkremenetelt figyeltem meg. A nyírási-húzási tönkremenetel a nyírásra gyengén vasalt vasbeton gerendákra jellemző, melynek során a törési folyamat a gerenda oldalán megjelenő repedéssel indul meg. A repedés a húzó-főfeszültségekre közel merőleges és fokozatos megnyílásával a beton nyomott öve összemorzsolódik, a húzott öve pedig szakadási tönkremenetelt szenved. A nyírási-hajlítási tönkremenetel esetében a törési folyamat kétféleképpen játszódott le. Az M-M-0-1 gerenda esetében a gerenda oldalán megjelenő ferde repedések a nyomott öv morzsolódásával fokozatosan megnyílnak, míg végül a beton nyomott övének teherbírása ki nem merül. Az M-M-0-2 és M-M-0-3 gerendák esetében a törés a ferde nyírási repedések terjedésével és megnyílásával következik be, melyek közül a tönkremenetel helyén lévő repedés a gerenda alsó részén az acélbetétekkel közel párhuzamosan fut.

Az acélszál erősítésű gerendák esetében általánosságban elmondható, hogy a tönkremeneteli mód nyírási-hajlítási volt. A kisebb, 0,5 V%, száladagolású gerendák esetében figyeltem csak meg néhány esetben nyírási-húzási tönkremenetelt.

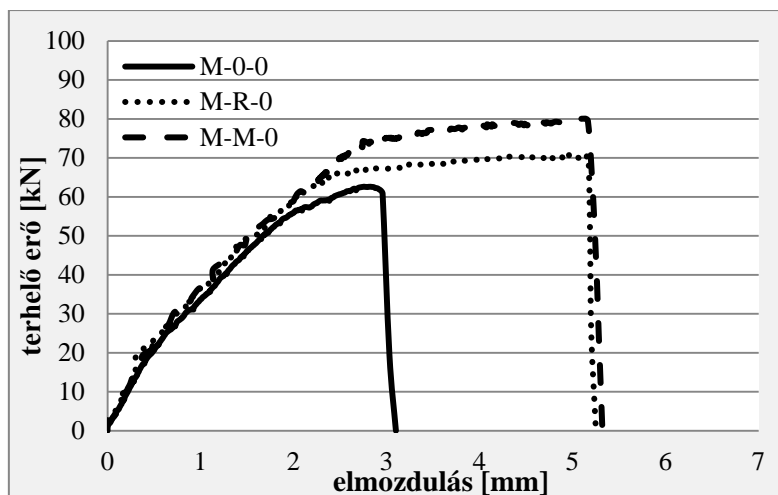
A műanyag szál erősítésű gerendák esetében, függetlenül az adagolt szálak mennyiségétől, a tönkremenetel módja nyírási-hajlítási volt. Azaz még a kisebb mennyiségű, 0,1 V%, műanyag szál adagolás mellett sem jelentkezett a nyírásra gyengén vasalt vasbeton gerendákra jellemző nyírási-húzási tönkremenetel.

#### *4.3.2. Jellemző erő-elmozdulás diagramok*

A nyírási teherbírás vizsgálatok során többek között rögzítettem a terhelő erőt, valamint a támaszköz felében a gerenda elmozdulásának mértékét a gerenda alján, a keresztmetszet szélességének felében. A 4.41 – 4.46. ábrákon jellemző erő-elmozdulás diagramokat ábrázoltam a gerendák terhelés közbeni viselkedésének elemzéséhez.

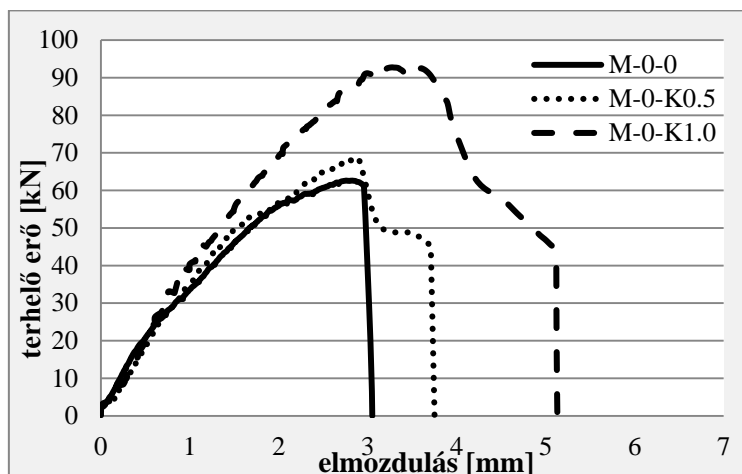
A 4.41. ábrán a referencia gerendák (a szálerősítés és kengyelek nélküli M-0-0, valamint a ritka M-R-0 és a sűrűbb M-M-0 kengyelezéssel készült szálerősítés nélküli gerendák) jellemző erő-elmozdulás görbéi láthatóak. Az M-0-0 gerendák esetében, melyek nem tartalmaztak nyírási vasalást (se szálakat, se kengyeleket), a maximális terhelés eléréséig mind a terhelő erő, mind az elmozdulás folyamatosan nő, majd a tönkremenetel, a nyírási vasalás hiánya miatt,

hirtelen következett be. Kengyelezés alkalmazásával a berepedést követően a gerendák további teherbírással rendelkeznek, ami a teherbírás, valamint a tönkremenetelhez tartozó alakváltozások növekedését is eredményezte. Mindez azt jelenti, hogy nőtt a szívósság. A kengyelek mennyiségének növelésével (a ritka helyett sűrűbb kengyelezés alkalmazásával) teherbírás növekedést figyelhetünk meg az alakváltozások további növekedése nélkül.



4.41.ábra: A referencia gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai

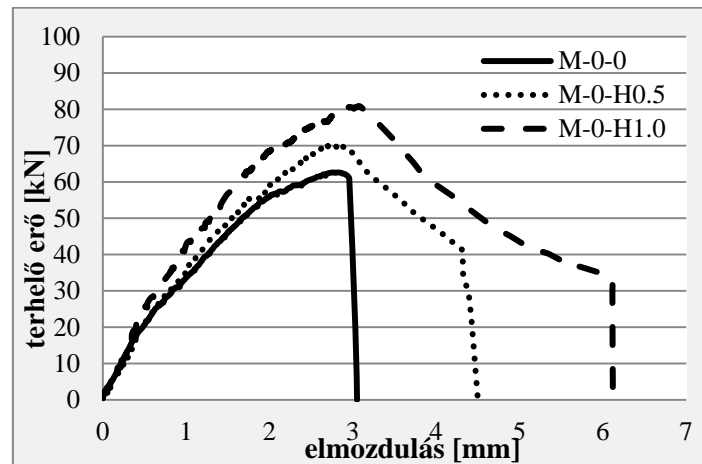
A 4.42. ábrán a kampós végű acélszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai láthatók az M-0-0 referencia gerenda jellemző görbéjével együtt. A kampós végű acélszálak alkalmazásának következtében, a nyírási teherbírás és a hozzá tartozó alakváltozás növekedését figyeltem meg. Nagyobb szálmennyiséget (1,0 V%) alkalmazva, a sűrűbb kengyelezéshez tartozó teherbírás szintjét meghaladtuk, de az alakváltozás értékei kismértékben alul maradtak (lásd 4.41. és 4.42. ábrák szaggatott vonalai).



4.42.ábra: Kampós végű acélszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai

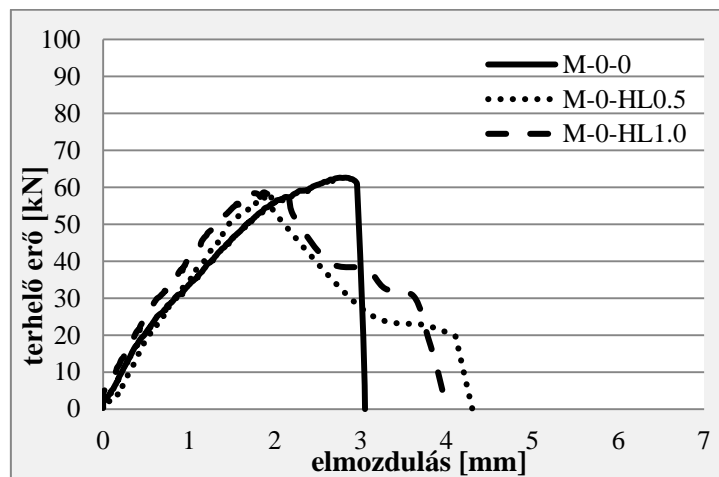
A 4.43. ábrán a hullámos alakú acélszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai láthatók, az M-0-0 referencia gerenda jellemző görbéjével együtt. A hullámos alakú acélszálak alkalmazása következtében a nyírási teherbírás és a hozzá tartozó alakváltozás

növekedését figyeltünk meg. Nagyobb szálmennyiséget (1,0 V%) alkalmazva a sűrűbb kengyelezéshez tartozó teherbírasi és alakváltozási szintet elértük (lásd 4.41. és 4.43. ábrák szaggatott vonalai).



4.43.ábra: Hullámos acélszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai

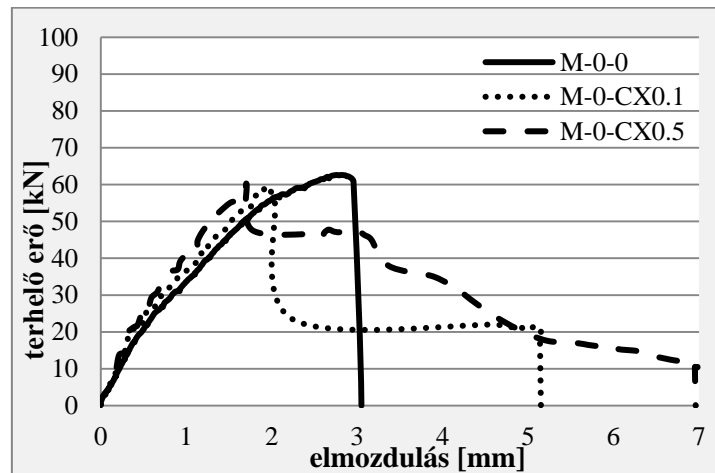
A 4.44. ábrán a hullámos-lapos acélszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai láthatóak az M-0-0 referencia gerenda jellemző görbéjével együtt. A hullámos-lapos acélszál alkalmazása következtében a nyírási teherbírás csökkenését, az alakváltozó képesség növekedését figyeltem meg (lásd 4.41. és 4.44. ábrák). A diagramok alapján megállapítom, hogy ezen típusú szálak nem alkalmasak a kengyelezés kiváltására.



4.44.ábra: Hullámos-lapos acélszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozd. diagramjai

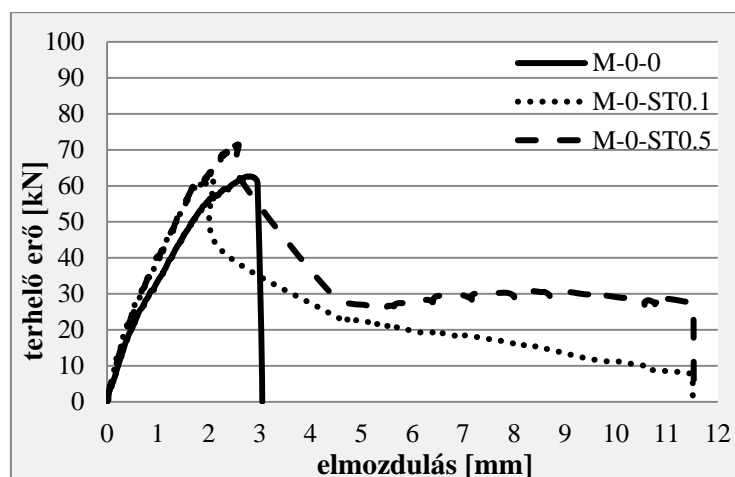
A 4.45. ábrán az egyenes, bordázott műanyagszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai láthatóak az M-0-0 referencia gerenda jellemző görbéjével együtt. Az egyenes, bordázott műanyag szálak alkalmazása következtében a nyírási teherbírás nem növekedett számottevő mértékben, sőt, a kisebb száladagolás esetén még kismértékű csökkenést is tapasztaltam. A tönkremenetelhez tartozó alakváltozó képesség azonban a száltartalom növekedésével jelentősen megnőtt. Nagyobb szálmennyiséget (0,5 V%)

alkalmazva a ritkább kengyelezéshez tartozó teherbírasi szintet sem éri el teherbírasi oldalról (lásd 4.41. ábra pontozott és 4.45. ábra szaggatott vonalai). A diagramok alapján megállapítom, hogy ezen típusú szálak nem alkalmasak a kengyelezés kiváltására.



4.45.ábra: Egyenes műanyagszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozd. diagramjai

A 4.46. ábrán a hullámos műanyagszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai láthatóak az M-0-0 referencia gerenda jellemző görbéjével együtt. A hullámos műanyag szálak alkalmazásának következtében a nyírási teherbírás kismértékben nőtt. A tönkremenetelhez tartozó alakváltozás a száltartalom növekedésével jelentősen megnőtt. Nagyobb szálmennyiséget (0,5 V%) alkalmazva a ritkább kengyelezéshez tartozó teherbírasi szintet elérte mind teherbírasi, mind alakváltozási oldalról (lásd 4.41. ábra pontozott és 4.46. ábra szaggatott vonalait).



4.46.ábra: Hullámos műanyagszál erősítésű gerendák jellemző erő – elmozd. diagramjai



## 4.3.3. Repesztő-nyírószilárdság

A 4.3. táblázatban a vizsgált gerendák törő- és repesztő nyíróerő, valamint nyírószilárdság értékei láthatók.

4.3. táblázat: A vizsgált gerendák törő- és repesztő nyíróerő és nyírószilárdság értékei

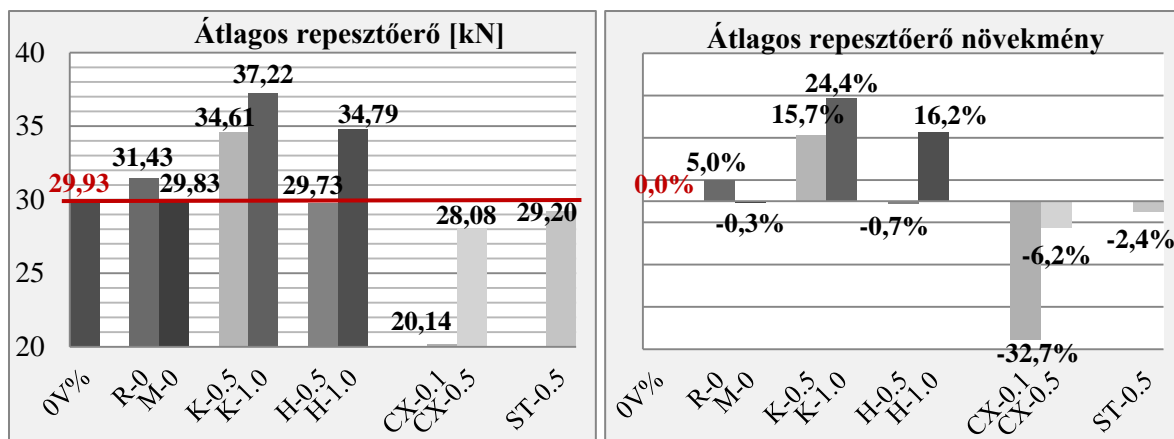
gerenda jele	$F_{u(törő)}$ [kN]	$\bar{F}_{u(törő)}$ [kN]	$f_{u(törő)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\bar{f}_{u(törő)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$F_{crack}$ [kN]	$\bar{F}_{crack}$ [kN]	$f_{crack(rep.)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\bar{f}_{crack(rep.)}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
M-0-0-1	32,945	29,925	2,440	2,217	-	29,925		
M-0-0-2	31,309		2,319		-			
M-0-0-3	25,523		1,891		-			
M-R-0-1	35,477	33,404	2,628	2,474	31,429	31,429	2,328	2,328
M-R-0-2	25,954		1,923		-		-	
M-R-0-3	38,781		2,873		-		-	
M-M-0-1	37,752	38,609	2,796	2,860	33,983	29,826	2,517	2,209
M-M-0-2	39,998		2,963		27,363		2,027	
M-M-0-3	38,077		2,821		28,131		2,084	
M-0-K0.5-1	29,080	34,213	2,154	2,534	-	34,614	-	2,564
M-0-K0.5-2	33,599		2,489		31,640		2,344	
M-0-K0.5-3	39,962		2,960		37,589		2,784	
M-0-K1.0-1	45,690	41,713	3,384	3,090	37,509	37,216	2,778	2,757
M-0-K1.0-2	33,093		2,451		-		-	
M-0-K1.0-3	46,357		3,434		36,924		2,735	
M-0-H0.5-1	38,896	35,530	2,881	2,632	37,416	29,728	2,772	2,202
M-0-H0.5-2	35,181		2,606		28,459		2,108	
M-0-H0.5-3	32,515		2,408		23,311		1,727	
M-0-H1.0-1	37,109	39,498	2,749	2,926	33,676	34,786	2,495	2,577
M-0-H1.0-2	40,941		3,033		32,962		2,442	
M-0-H1.0-3	40,444		2,996		37,719		2,794	
M-0-HL0.5-1	28,978	27,591	2,146	2,044	-	-	-	-
M-0-HL0.5-2	28,341		2,099		-		-	
M-0-HL0.5-3	25,454		1,885		-		-	
M-0-HL1.0-1	27,899	27,724	2,067	2,054	-	-	-	-
M-0-HL1.0-2	25,955		1,923		-		-	
M-0-HL1.0-3	29,320		2,172		-		-	
M-0-CX0.1-1	24,720	29,372	1,831	2,176	20,143	20,143	1,492	1,492
M-0-CX0.1-2	29,838		2,210		-		-	
M-0-CX0.1-3	33,558		2,486		-		-	
M-0-CX0.5-1	30,042	32,295	2,225	2,392	-	28,080	-	2,080
M-0-CX0.5-2	36,063		2,671		27,104		2,008	
M-0-CX0.5-3	30,780		2,280		29,055		2,152	
M-0-ST0.1-1	31,095	31,888	2,303	2,362	-	-	-	-
M-0-ST0.1-2	29,807		2,208		-		-	
M-0-ST0.1-3	34,764		2,575		-		-	
M-0-ST0.5-1	31,597	33,223	2,340	2,461	26,671	29,203	1,976	2,163
M-0-ST0.5-2	35,748		2,648		34,233		2,536	
M-0-ST0.5-3	32,324		2,394		26,704		1,978	

A repesztő erő meghatározására nem minden gerenda esetében volt lehetőségem, ugyanis a mérés során csak a gerendák egyik oldaláról készültek felvételek. A repesztő teher meghatározása csak abban az esetben volt lehetséges, ha a repedés ezen az oldalon jelent meg. Ellenkező esetben a gerenda vizsgált oldalán már csak akkor jelent meg repedés, amikor a gerenda átrepedt, azaz a másik oldalon megjelenő és terjedő repedés a gerenda ezen oldalára is kiterjedt. A rögzített fényképek alapján minden esetben egyértelműen eldönthető volt, hogy a gerenda mely oldalán jelent meg elsőként a tönkremenetelt okozó repedés. A táblázatban azokon a helyeken, ahol a repesztő erő meghatározása lehetséges volt, értékek vannak feltüntetve, abban az esetben, amikor nem volt lehetséges (mert a másik oldalon repedt be a gerenda elsőként) „-” jelöltem a mérés eredményét.

A 4.47. ábrán az átlagos repesztő erő valamint a repesztő erő növekmény látható, a szálak típusa és mennyisége függvényében. A vizsgált száltípusok esetében a rendelkezésre álló repesztő nyíróerő értékek azt mutatják, hogy a műanyag szálak kedvezőtlenül befolyásolják a repesztő erő nagyságát. A kis mennyiségben adagolt (0,1 V%) bordázott, egyenes műanyag szálak esetén a repesztő nyírószilárdság csökkenése jelentős, 32,7%, mértékű volt. Nagyobb, 0,5 V%, szálmennyiség esetén a csökkenés mértéke már nem jelentős: egyenes műanyag szál esetében 6,2%, hullámos esetében pedig 2,4% volt.

A vizsgált acélszálak közül a kampós végű és a hullámos alakú acélszálakkal erősített gerendák esetében tudtam repesztő nyíróerő értékeket meghatározni. A kampós végű acélszál adagolás, mindkét alkalmazott szálmennyiség esetén, kedvezően befolyásolta a repesztő nyírószilárdság nagyságát. Az átlagos repesztő erő növekmény 0,5 V% száladagolás esetén 15,7%, míg 1,0 V% száladagolás esetében 24,4% volt. Hullámos alakú acélszál esetében csak a nagyobb, 0,5 V%, száladagolás esetében tapasztaltam növekedést az átlagos repesztő nyíróerő értékében, melynek mértéke 16,2 % volt.

A szálerősítés nélküli, kengyelekkel készült gerendák esetében egyik alkalmazott kengyel mennyiség esetén sem tapasztaltam számottevő mértékű változást a repesztő nyíróerő nagyságában.

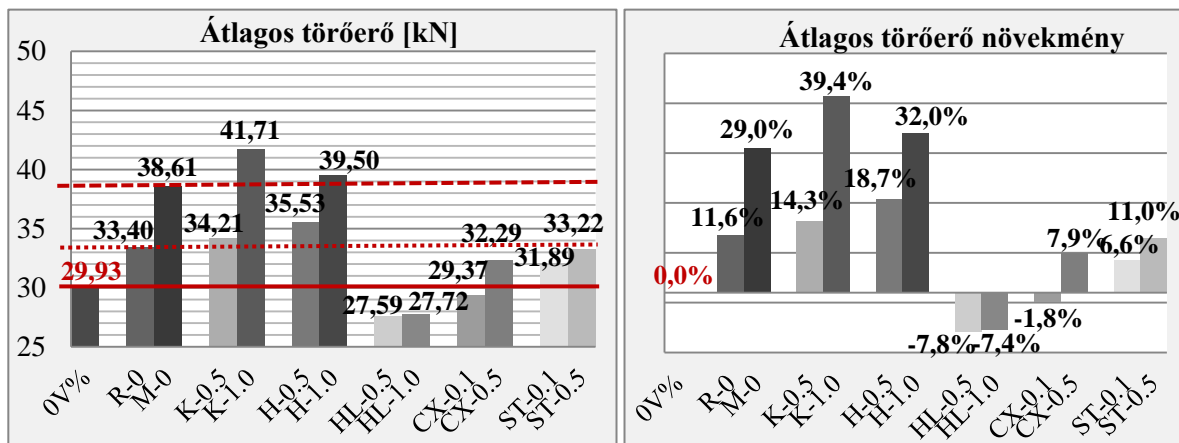


4.47.ábra: Az átlagos repesztőerő és a repesztőerő növekmény értéke a szálak típusa és mennyisége függvényében

#### 4.3.4. Törő-nyírószilárdság

A nyírási teherbírás vizsgálatához 3 típusú referencia gerendát készítettem (lásd 3.2.ábra). Az egyik csak húzott vasalást tartalmazott (0 V%), a másik két típus pedig a húzott vasaláson kívül hagyományos nyírási vasalással, kengyelezéssel készült két különböző mennyiségben: R-0 jelölésű gerendák esetében a kengyelek mennyisége:  $\phi 6/120$ , az M-0 jelölésű gerendák esetében pedig:  $\phi 6/85$ . A szálak nyírási teherbírásra gyakorolt hatékonyságát a három referencia gerendához tartozó teherszint elemzésével végzem el.

A 4.48. ábrán az átlagos törőerő és a törőerő-növekmény értékek láthatók a szálak típusa és mennyisége függvényében. Az átlagos törőerő értékek a három darab gerendán mért törőerő értékek átlagai.



4.48.ábra: Az átlagos törőerő és a törőerő-növekmény értéke a szálak típusa és mennyisége függvényében

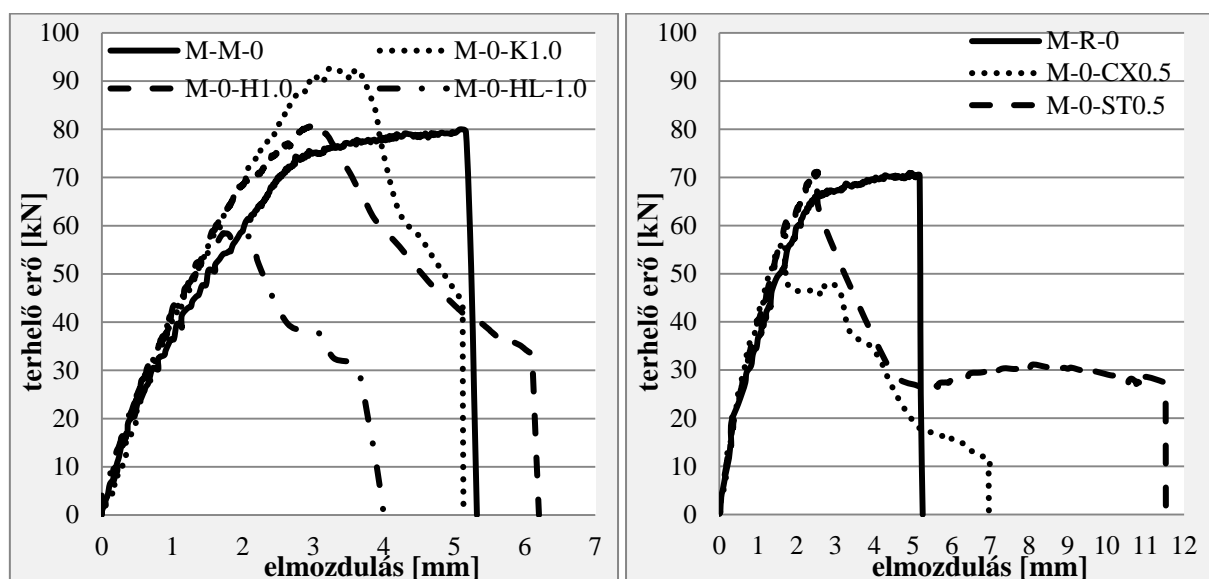
A 4.48. ábrán látható, hogy a hullámos-lapos acélszalak alkalmazása során a nyírási teherbírás csökkenését figyelhettük meg, aminek oka a szál kedvezőtlen bedolgozhatósága lehetett. Ezért ezen száltípus alkalmazását a nyírási teherbírás növelésére nem javaslom.

A sűrű kengyelezéssel ellátott gerendákhoz (M-0) tartozó teherbírás szintet csak a viszonylag nagy mennyiségben (1,0 V%) adagolt, kampós végű és hullámos acélszalak tudták teljesíteni. A kisebb mennyiségben (0,5 V%) adagolt kampós végű és hullámos acélszalak csak kis mértékben haladták meg a ritka kengyelezéshez (R-0) tartozó teherbírás szintjét.

A műanyag szál erősítésű gerendák esetén, a ritka kengyelezéssel ellátott gerendákhoz (R-0) tartozó teherbírás szintet, csak a viszonylag nagy mennyiségben adagolt (0,5 V%) műanyag szálakkal tudtam megközelíteni. A hullámos műanyag szál esetén kis mennyiségű szál adagolás mellett is megfigyelhető volt teherbírás növekmény, de a ritka kengyelezés teherbírás szintjét ezen mennyiségű száladagolással nem lehetett elérni.

#### 4.3.5. Összegzés

Az általam felhasznált acélszalak típusok közül a nyírási teherbírás tekintetében a hagyományos kengyelezés kiváltására a kampós végű, illetve a hullámos alakú acélszalak alkalmazását javaslom minimum 1,0 V% száladagolással. A hullámos-lapos acélszalak nem alkalmasak vasbeton gerendák nyírási teherbírásának növelésére és ezáltal a kengyelezés kiváltására. A kengyelezés mennyiségének csökkentésére (ritka kengyelezés kiváltására), az általam vizsgált makro műanyag szálak közül, a hullámos alakú műanyag szálak alkalmasak. A 4.49. ábrán az előbbieket szemléltetem a vizsgált gerenda típusok jellemző erő – elmozdulás diagramjaival.



4.49. ábra: Nyírási teherbírás vizsgálata során a gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai

## 5. JAVASLAT A NYÍRÁSI TEHERBÍRÁS SZÁMÍTÁSÁRA

Számos kutató végzett acélszál erősítésű vasbeton gerendákon kísérletet, azok nyírási teherbírásának meghatározására és sokan közülük egy-egy zárt képlet formájában javaslatot tettek arra, hogyan lehet meghatározni acélszál erősítésű vasbeton gerendák repesztő-, illetve törő-nyírószilárdságát. A 2.3.5 fejezet található 2.2. táblázatban összefoglaltam a szakirodalomból általam összegyűjtött egyenleteket egy egységes jelölés rendszerben. Ezen egységes jelölés rendszer a következő:

$f_{spfc}$  : szálerősítésű betonkeverék hasító-húzószilárdsága [MPa]

$$f_{spfc} = \frac{f_c}{20 - \sqrt{F}} + 0,7 + \sqrt{F} \quad (\text{Narayanan és Darwish alapján [54]})$$

$f_{ffc}$  : szálerősítésű betonkeverék hajlító-húzószilárdsága [MPa]

$f_c$  : szálerősítésű betonkeverék nyomószilárdsága [MPa]

$$F = \frac{L_f}{D_f} \cdot V_f \cdot d_f \quad : \text{száltényező}$$

$L_f$  : a szál hossza [mm]     $D_f$  : a szál átmérője [mm]     $V_f$  : a szál mennyisége [V%]

$d_f$  : a szál alakjától függő konstans érték

$\tau_f$  : tapadésszilárdság a szál és az őt körülvevő beton között [MPa]

$$\rho_s = \frac{A_s}{b \cdot d} \quad : \text{húzott vashányad [\%]}$$

$b$  : a keresztmetszet szélessége [mm]     $d$  : hatékony magasság [mm]

$A_s$  : a húzott vasalás mennyisége [mm<sup>2</sup>]

$a$  : a nyírt szakasz hossza [mm]

### 5.1. Narayanan és Darwish [54] egyenletének elemzése

Narayanan és Darwish kutatók 1987-ben [54], az alábbi javaslatot tették acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli, vasbeton gerendák törő-, illetve repesztő-nyírószilárdságának meghatározására:

Törő-nyírószilárdság:

$$v_u = 2,8 \cdot \frac{d}{a} \left[ 0,24 \cdot f_{spfc} + 80 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right] + 0,41 \cdot \tau_f \cdot F \quad \frac{a}{d} \leq 2,8 \quad (1.2.)$$

Repesztő-nyírószilárdság:

$$v_{cr} = 0,24 \cdot f_{spfc} + 20 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} + 0,5 \cdot F \quad (1.3.)$$

Narayanan és Darwish a szálerősítésű betonkeverék hasító-húzószilárdságának számítására az alábbi összefüggést javasolták:

$$f_{spfc} = \frac{f_c}{20 - \sqrt{F}} + 0,7 + \sqrt{F}$$

Az egyenletben szereplő „F” száltényező számításához a  $d_f$  értékét a kutatók kör keresztmetszetű egyenes acélszál esetén 0,5, hullámos acélszál esetében pedig 0,75 értékre javasolták felvenni.

A kutatók az általunk javasolt becslő összefüggésekben a tapadószilárdság értékét, más kutatók korábbi vizsgálatait alapján,  $\tau_f=4,15$  MPa értékre vették fel.

Az általam vizsgált szálereősítésű vasbeton gerendák esetében meghatároztam a kutatók által javasolt egyenletekkel mind a repesztő-, mind a törő-nyírószilárdság várható értékeit. Ezen értékeket, valamint az egyenletek bemenő adatait az 5.1. táblázatban mutatom be.

5.1. táblázat: A vizsgált gerendák törő- és repesztő-nyírószilárdságának számított értékei Narayanan és Darwish [54] (1.2.) valamint (1.3.) egyenletei alapján

gerenda jele	$v_u$ [MPa]	$v_{cr}$ [MPa]	$f_{spfc}$ [MPa]	a/d	$f_c$ [MPa]	F	$\rho_s$ [%]	$L_f$ [mm]	$D_f$ [mm]	$V_f$ [V%]	$d_f$ []	$\tau_f$ [MPa]
M-0-K0.5	2,558	1,099	3,74	1,67	51,33	0,179	0,93	50	1,05	0,5	0,75	4,15
M-0-K1.0	3,102	1,332	4,34	1,67	59,07	0,357	0,93	50	1,05	1,0	0,75	4,15
M-0-H0.5	2,511	1,089	3,77	1,67	52,69	0,146	0,93	35	0,9	0,5	0,75	4,15
M-0-H1.0	2,975	1,290	4,30	1,67	59,64	0,292	0,93	35	0,9	1,0	0,75	4,15
M-0-HL0.5	2,255	0,951	3,25	1,67	43,45	0,117	0,93	50	1,6	0,5	0,75	4,15
M-0-HL1.0	2,520	1,048	3,42	1,67	43,56	0,234	0,93	50	1,6	1,0	0,75	4,15
M-0-CX0.1	2,194	0,949	3,39	1,67	48,69	0,050	0,93	50	0,5	0,1	0,50	4,15
M-0-CX0.5	2,694	1,144	3,78	1,67	50,33	0,250	0,93	50	0,5	0,5	0,50	4,15
M-0-ST0.1	2,162	0,935	3,35	1,67	48,53	0,039	0,93	42	0,8	0,1	0,75	4,15
M-0-ST0.5	2,557	1,089	3,67	1,67	49,31	0,197	0,93	42	0,8	0,5	0,75	4,15

A 5.1. táblázatban bemutatott nyírószilárdság értékek számításához az általam mért beton nyomószilárdság értékeket használtam fel. A keverékek hasító-húzószilárdságát a kutatók által megadott összefüggés alapján számítottam, valamint a tapadószilárdság értékét is az általunk javasolt 4,15 MPa értékre vettem fel. Az 5.2. táblázatban mutatom be a kísérletileg mért valamint a kutatók által javasolt összefüggésekkel számított nyírószilárdság értékeket, valamint a mért és a számított értékek hányadosát a vizsgált száltípusok függvényében. Ezen utóbbit a táblázat utolsó oszlopában található diagramok szemléltetik.

5.2. táblázat: A vizsgált gerendák mért és számított (Narayanan és Darwish egyenletei alapján) törő- és repesztő-nyírószilárdságának értékei

gerenda jele	$f_{u(törő)}$ [MPa]	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$f_{u(törő)} / V_{u(törő)}$	$f_{cr(rep.)}$ [MPa]	$V_{cr(rep.)}$ [MPa]	$f_{cr(rep.)} / V_{cr(rep.)}$	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5-1	2,154	2,558	0,842	-	1,099	-	
M1-0-K0.5-2	2,489		0,973	2,344		2,132	
M1-0-K0.5-3	2,960		1,157	2,784		2,533	
M1-0-K1.0-1	3,384	3,102	1,091	2,778	1,332	2,086	
M1-0-K1.0-2	2,451		0,790	-		-	
M1-0-K1.0-3	3,434		1,107	2,735		2,053	
M1-0-H0.5-1	2,881	2,511	1,147	2,772	1,089	2,546	
M1-0-H0.5-2	2,606		1,038	2,108		1,937	
M1-0-H0.5-3	2,408		0,959	1,727		1,586	
M1-0-H1.0-1	2,749	2,975	0,924	2,495	1,290	1,933	
M1-0-H1.0-2	3,033		1,019	2,442		1,892	
M1-0-H1.0-3	2,996		1,007	2,794		2,165	
M1-0-HL0.5-1	2,146	2,255	0,952	-	0,951	-	
M1-0-HL0.5-2	2,099		0,931	-		-	
M1-0-HL0.5-3	1,885		0,836	-		-	
M1-0-HL1.0-1	2,067	2,520	0,820	-	1,048	-	
M1-0-HL1.0-2	1,923		0,763	-		-	
M1-0-HL1.0-3	2,172		0,862	-		-	
M1-0-CX0.1-1	1,831	2,194	0,834	1,492	0,949	1,572	
M1-0-CX0.1-2	2,210		1,007	-		-	
M1-0-CX0.1-3	2,486		1,133	-		-	
M1-0-CX0.5-1	2,225	2,694	0,826	-	1,144	-	
M1-0-CX0.5-2	2,671		0,992	2,008		1,755	
M1-0-CX0.5-3	2,280		0,846	2,152		1,882	
M1-0-ST0.1-1	2,303	2,162	1,066	-	0,935	-	
M1-0-ST0.1-2	2,208		1,021	-		-	
M1-0-ST0.1-3	2,575		1,191	-		-	
M1-0-ST0.5-1	2,340	2,557	0,915	1,976	1,089	1,813	
M1-0-ST0.5-2	2,648		1,036	2,536		2,328	
M1-0-ST0.5-3	2,394		0,936	1,978		1,816	

A 5.2. táblázat értékei és diagramjai alapján megállapítható, hogy a kutatók által javasolt összefüggés a repesztő nyírószilárdság számítására túlságosan alul becsülő értékeket ad. Minden egyes mért eredmény legalább 1,5-szer nagyobb, mint a számított. A törő-nyírószilárdság számítására javasolt összefüggésük jelentősen pontosabb értékeket szolgáltat. A különböző típusú vizsgált szálak közül a hullámos acél és a hullámos műanyag szálak esetében adta a javasolt összefüggés a legpontosabb eredményeket. A hullámos acélszálak esetében a

számított/mért eredmények hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől 0,005, a hullámos műanyag szálak esetében pedig 0,009. Ez valószínűsíthetően annak köszönhető, hogy a kutatók az F száltényezőben szereplő  $d_f$  konstans értékére két százalak esetére vonatkozóan tettek javaslatot. Az egyenes és a hullámos alakú acélszál esetére (a kutatók ezen két acélszál alakot vizsgálták). A kampós végű acélszálak esetében a számított/mért eredmények hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől 0,019, hullámos-lapos acélszál esetén 0,024, míg egyenes, bordázott műanyag szál esetén 0,017 volt.

A 5.2. táblázatban szereplő értékek meghatározásakor a kutatók által javasolt 4,15 MPa tapadószilárdság értéket használtam minden száltípus esetében a nyírószilárdságok számításához, valamint a  $d_f$  konstans értékét is az általuk javasolt 0,5 és 0,75 értékekre vettem fel. Abban az esetben, ha a tapadószilárdság értékét mindegyik száltípus esetében az általam mért átlagértékre veszem fel és a  $d_f$  konstans értékét úgy változtatom, hogy a kutatók által felírt egyenletek a lehető legpontosabb számított értékeket adják, akkor az 5.3. táblázatban szereplő tapadószilárdság és  $d_f$  konstans értékek mellett javítható az egyenletek pontossága.

5.3. táblázat: A vizsgált gerendák (Narayanan és Darwish egyenletei alapján) számított törő- és repesztő-nyírószilárdságának értékei módosított  $\tau_f$  és  $d_f$  értékekkel

gerenda jele	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$V_{crack(rep.)}$ [MPa]	$v_u(törő)$ számításához		$v_{cr(rep.)}$ számításához
			$d_f$ []	$\tau_{f,mért}$ [MPa]	$d_f$ []
M1-0-K0.5	2,626	2,225	0,50	8,35	8,00
M1-0-K1.0	3,258	3,438	0,50	8,35	8,00
M1-0-H0.5	2,517	2,031	0,35	11,09	8,00
M1-0-H1.0	3,018	3,043	0,35	11,09	8,00
M1-0-HL0.5	2,022	0,951	0,10	9,95	
M1-0-HL1.0	2,111	1,048	0,10	9,95	
M1-0-CX0.1	2,140	1,235	0,50	1,52	4,00
M1-0-CX0.5	2,424	2,269	0,50	1,52	4,00
M1-0-ST0.1	2,141	1,209	0,65	3,78	7,00
M1-0-ST0.5	2,472	2,158	0,65	3,78	7,00

$f_{u(törő)} / V_{u(törő)}$

0,50 1,00 1,50

◆ kampós végű acél    ■ hullámos acél  
 ▲ hullámos-lapos acél    × egyenes műanyag  
 \* hullámos műanyag

$f_{cr(rep.)} / V_{cr(rep.)}$

0,50 1,00 1,50 2,00 2,50

◆ kampós végű acél    ■ hullámos acél  
 ▲ hullámos-lapos acél    × egyenes műanyag  
 \* hullámos műanyag



## 5.2. Al-Ta'an és Al-Feel [55] egyenletének elemzése

Al Ta'an és Al-Feel [55] kutatók nem végeztek laboratóriumi kísérletet, hanem a szakirodalomból gyűjtött, más kutatók által publikált, szálerősítésű vasbeton gerendákon végzett nyírási teherbírás kísérletek eredményeit felhasználva és alapul véve írták fel az általuk javasolt összefüggéseket, illetve ezen eredményeken vizsgálták az egyenletek megbízhatóságát. A kutatók által javasolt egyenletek a törő- és a repesztő-nyírószilárdság meghatározására:

Törő-nyírószilárdság:

$$v_u = \left[ 1,6 \cdot \sqrt{f_c} + 960 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \cdot \left( 2,5 \cdot \frac{d}{a} \right) + 8,5 \cdot K \cdot V_f \cdot \frac{L_f}{D_f} \right] / 9 \quad \frac{a}{d} < 2,5 \quad (2.2.)$$

Repesztő-nyírószilárdság:

$$v_{cr} = \left[ \sqrt{f_c} + 260 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \cdot \left( 2,5 \cdot \frac{d}{a} \right) + 4,4 \cdot K \cdot V_f \cdot \frac{L_f}{D_f} \right] / 8,5 \quad \frac{a}{d} < 2,5 \quad (2.4.)$$

Al Ta'an és Al-Feel az egyenletekben szereplő K konstans értékét egyenes acélszál esetén 1,0, kampós végű acélszál esetén 1,2, míg hullámos acélszál esetében 1,3 értékűnek vették fel. Ezen K konstans hasonló Narayanan és Darwish összefüggéseiben szereplő  $d_f$  tényezőhöz.

Az általam vizsgált szálerősítésű vasbeton gerendák esetében meghatároztam a kutatók által javasolt egyenletekkel mind a repesztő-, mind a törő-nyírószilárdság várható értékeit. Ezen értékeket, valamint az egyenletek bemenő adatait az 5.4. táblázatban mutatom be.

5.4. táblázat: A vizsgált gerendák törő- és repesztő-nyírószilárdságának számított értékei Al Ta'an és Al-Feel [55] (2.2.) valamint (2.4.) egyenletei alapján

gerenda jele	$V_u$ (törő) [MPa]	$V_{cr}$ (rep.) [MPa]	a/d	$f_c$ [MPa]	$\rho_s$ [%]	$L_f$ [mm]	$D_f$ [mm]	$V_f$ [V%]	K []
M1-0-K0.5	2,433	1,246	1,67	51,33	0,93	50	1,05	0,5	1,20
M1-0-K1.0	2,795	1,455	1,67	59,07	0,93	50	1,05	1,0	1,20
M1-0-H0.5	2,418	1,240	1,67	52,69	0,93	35	0,9	0,5	1,30
M1-0-H1.0	2,740	1,425	1,67	59,64	0,93	35	0,9	1,0	1,30
M1-0-HL0.5	2,253	1,136	1,67	43,45	0,93	50	1,6	0,5	1,30
M1-0-HL1.0	2,446	1,242	1,67	43,56	0,93	50	1,6	1,0	1,30
M1-0-CX0.1	2,224	1,128	1,67	48,69	0,93	50	0,5	0,1	1,00
M1-0-CX0.5	2,623	1,348	1,67	50,33	0,93	50	0,5	0,5	1,00
M1-0-ST0.1	2,192	1,110	1,67	48,53	0,93	42	0,8	0,1	1,30
M1-0-ST0.5	2,460	1,258	1,67	49,31	0,93	42	0,8	0,5	1,30

A 5.4. táblázatban bemutatott nyírószilárdság értékek számításához az általam mért beton nyomószilárdság értékeket használtam fel. A kutatók által javasolt egyenletekben a szálak  $\tau$  tapadószilárdsága nem szerepel, a K dimenzió nélküli konstans értékén keresztül veszik

figyelembe a szálak alakjának hatását. Ez az egy tényező az, aminek változtatásával az egyenletek pontossága javítható. Az 5.5. táblázatban mutatom be a kísérletileg mért valamint a kutatók által javasolt összefüggésekkel számított nyírószilárdság értékeket, valamint a mért és a számított értékek hányadosát a vizsgált száltípusok függvényében. Ezen utóbbit a táblázat utolsó oszlopában található diagramok szemléltetik.

5.5. táblázat: A vizsgált gerendák mért és számított (Al Ta'an és Al-Feel egyenletei alapján) törő- és repesztő-nyírószilárdságának értékei

gerenda jele	$f_{u(törő)}$ [MPa]	$v_{u(törő)}$ [MPa]	$f_{u(törő)}$ / $v_{u(törő)}$	$f_{cr(rep.)}$ [MPa]	$v_{cr(rep.)}$ [MPa]	$f_{cr(rep.)}$ / $v_{cr(rep.)}$	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5-1	2,154	2,433	0,885	-	1,246	-	
M1-0-K0.5-2	2,489		1,023	2,344		1,881	
M1-0-K0.5-3	2,960		1,217	2,784		2,235	
M1-0-K1.0-1	3,384	2,795	1,211	2,778	1,455	1,910	
M1-0-K1.0-2	2,451		0,877	-		-	
M1-0-K1.0-3	3,434		1,228	2,735		1,880	
M1-0-H0.5-1	2,881	2,418	1,191	2,772	1,240	2,235	
M1-0-H0.5-2	2,606		1,078	2,108		1,700	
M1-0-H0.5-3	2,408		0,996	1,727		1,393	
M1-0-H1.0-1	2,749	2,740	1,003	2,495	1,425	1,750	
M1-0-H1.0-2	3,033		1,107	2,442		1,713	
M1-0-H1.0-3	2,996		1,094	2,794		1,960	
M1-0-HL0.5-1	2,146	2,253	0,953	-	1,136	-	
M1-0-HL0.5-2	2,099		0,932	-		-	
M1-0-HL0.5-3	1,885		0,837	-		-	
M1-0-HL1.0-1	2,067	2,446	0,845	-	1,242	-	
M1-0-HL1.0-2	1,923		0,786	-		-	
M1-0-HL1.0-3	2,172		0,888	-		-	
M1-0-CX0.1-1	1,831	2,224	0,823	1,492	1,128	1,323	
M1-0-CX0.1-2	2,210		0,994	-		-	
M1-0-CX0.1-3	2,486		1,118	-		-	
M1-0-CX0.5-1	2,225	2,623	0,848	-	1,348	-	
M1-0-CX0.5-2	2,671		1,019	2,008		1,489	
M1-0-CX0.5-3	2,280		0,869	2,152		1,596	
M1-0-ST0.1-1	2,303	2,192	1,051	-	1,110	-	
M1-0-ST0.1-2	2,208		1,007	-		-	
M1-0-ST0.1-3	2,575		1,175	-		-	
M1-0-ST0.5-1	2,340	2,460	0,951	1,976	1,258	1,571	
M1-0-ST0.5-2	2,648		1,076	2,536		2,016	
M1-0-ST0.5-3	2,394		0,973	1,978		1,573	

Az 5.5. táblázat értékei és diagramjai alapján megállapítható, hogy a kutatók által javasolt összefüggés a repesztő nyírószilárdság számítására túlságosan alul becsülő értékeket ad, hasonlóan Narayanan és Darwish egyenletéhez. A törő-nyírószilárdság számítására javasolt összefüggésük viszont jelentősen pontosabb értékeket szolgáltat. A különböző típusú vizsgált szálak közül a hullámos acél és a hullámos műanyag szálak esetében adta a javasolt összefüggés a törő-nyírószilárdság esetében a legpontosabb eredményeket. A hullámos acélszálak esetében a számított/mért eredmények hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől 0,01, míg a hullámos műanyag szálak esetében pedig 0,007. A kampós végű acélszálak esetében bizonyult az egyenlet pontossága a legrosszabbnak, a számított/mért eredmények hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől 0,029, míg hullámos-lapos acélszál esetén 0,019, az egyenes, bordázott műanyag szál esetén pedig 0,014.

Az Al Ta'an és Al-Feel által javasolt egyenletek pontossága javítható az egyenletekben szereplő K konstans értékének változtatásával. Az 5.6. táblázatban mutatom be a K tényező módosítását követően a számított törő- és repesztő-nyírószilárdságok értékeit.

5.6. táblázat: A vizsgált gerendák (Al Ta'an és Al-Feel egyenletei alapján) számított törő- és repesztő-nyírószilárdságának értékei módosított K értékekkel

gerenda jele	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$V_{crack(rep.)}$ [MPa]	$v_u(törő)$	$v_{cr(rep.)}$
			számításához	számításához
			K []	K []
M1-0-K0.5	2,568	2,269	1,80	9,50
M1-0-K1.0	3,065	2,761	1,80	6,50
M1-0-H0.5	2,510	2,015	1,80	9,00
M1-0-H1.0	2,923	2,573	1,80	7,00
M1-0-HL0.5	2,091	1,136	0,20	
M1-0-HL1.0	2,122	1,242	0,20	
M1-0-CX0.1	2,196	1,335	0,70	5,00
M1-0-CX0.5	2,481	1,996	0,70	3,50
M1-0-ST0.1	2,217	1,319	1,80	9,00
M1-0-ST0.5	2,584	2,032	1,80	7,00

$f_{u(törő)} / V_{u(törő)}$

◆ kampós végű acél    ■ hullámos acél  
 ▲ hullámos-lapos acél    × egyenes műanyag  
 \* hullámos műanyag

$f_{cr(rep.)} / V_{cr(rep.)}$

◆ kampós végű acél    ■ hullámos acél  
 ▲ hullámos-lapos acél    × egyenes műanyag  
 \* hullámos műanyag

### 5.3. V.C.Li et al. [56] egyenletének elemzése

Victor C. Li et al. [56] kutatók az alábbi javaslatot tették acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli, vasbeton gerendák törő-nyírószilárdságának meghatározására:

$$v_u = 9,16 \cdot \left[ f_{\text{ffc}}^{2/3} \cdot \rho_s^{1/3} \cdot \frac{d}{a} \right] \quad \frac{a}{d} \leq 2,5 \quad (3.2.)$$

A kutatók által javasolt (3.1.) illetve (3.2) egyenletekben a szálerősítésű betonkeverék szilárdsági jellemzőin (hajlító- illetve hasító-húzószilárdság) túl csak a húzott vasalás mennyisége, a keresztmetszet hatékony magassága, illetve a gerenda nyírt szakaszának és a hatékony magasságnak az aránya van figyelembe véve. Azaz az alkalmazott szálak mennyisége, alakja és méretei csak a húzószilárdság értékeken keresztül, közvetve jelennek meg az egyenletekben.

Az általam vizsgált szálerősítésű vasbeton gerendák esetében meghatároztam a kutatók által javasolt egyenlettel a törő-nyírószilárdság várható értékeit. Ezen értékeket, valamint az egyenlet bemenő adatait az 5.7. táblázatban mutatom be.

5.7. táblázat: A vizsgált gerendák törő- nyírószilárdságának számított értékei Victor C.

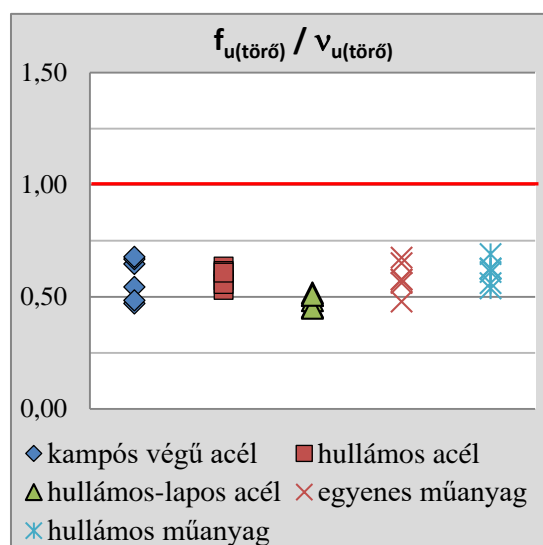
Li et al. [56] (3.2.) egyenlete alapján

gerenda jele	$v_{u(\text{törő})}$ [MPa]	a/d	$f_{\text{ffc}}$ [MPa]	$\rho_s$ [%]
M1-0-K0.5	4,575	1,67	7,90	0,93
M1-0-K1.0	5,064	1,67	9,20	0,93
M1-0-H0.5	4,537	1,67	7,80	0,93
M1-0-H1.0	4,928	1,67	8,83	0,93
M1-0-HL0.5	4,148	1,67	6,82	0,93
M1-0-HL1.0	4,281	1,67	7,15	0,93
M1-0-CX0.1	3,826	1,67	6,04	0,93
M1-0-CX0.5	3,960	1,67	6,36	0,93
M1-0-ST0.1	4,108	1,67	6,72	0,93
M1-0-ST0.5	3,834	1,67	6,06	0,93

Az 5.7. táblázatban bemutatott törő-nyírószilárdság értékek számításához az általam mért hajlító-húzószilárdság értékeket használtam fel. Az 5.7. táblázatban mutatom be a kísérletileg mért, valamint a kutatók által javasolt összefüggésekkel számított törő-nyírószilárdság értékeket, valamint a mért és a számított értékek hányadosát a vizsgált száltípusok függvényében. Ezen utóbbit a táblázat utolsó oszlopában található diagramok szemléltetik. Az 5.8. táblázat adatai alapján megállapítható, hogy a kutatók által javasolt egyenlet mindegyik száltípus és szálmennyiség esetében jelentős mértékben túlbecsli a törő-nyírószilárdság értékét.

5.8. táblázat: A vizsgált gerendák mért és számított (Victor C. Li et al. egyenlete alapján) törő-nyírószilárdságának értékei

gerenda jele	$f_{u(törő)}$ [MPa]	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$f_{u(törő)} / V_{u(törő)}$	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5-1	2,154	4,575	0,471	
M1-0-K0.5-2	2,489		0,544	
M1-0-K0.5-3	2,960		0,647	
M1-0-K1.0-1	3,384	5,064	0,668	
M1-0-K1.0-2	2,451		0,484	
M1-0-K1.0-3	3,434		0,678	
M1-0-H0.5-1	2,881	4,537	0,635	
M1-0-H0.5-2	2,606		0,574	
M1-0-H0.5-3	2,408		0,531	
M1-0-H1.0-1	2,749	4,928	0,558	
M1-0-H1.0-2	3,033		0,615	
M1-0-H1.0-3	2,996		0,608	
M1-0-HL0.5-1	2,146	4,148	0,517	
M1-0-HL0.5-2	2,099		0,506	
M1-0-HL0.5-3	1,885		0,455	
M1-0-HL1.0-1	2,067	4,281	0,483	
M1-0-HL1.0-2	1,923		0,449	
M1-0-HL1.0-3	2,172		0,507	
M1-0-CX0.1-1	1,831	3,826	0,479	
M1-0-CX0.1-2	2,210		0,578	
M1-0-CX0.1-3	2,486		0,650	
M1-0-CX0.5-1	2,225	3,960	0,562	
M1-0-CX0.5-2	2,671		0,675	
M1-0-CX0.5-3	2,280		0,576	
M1-0-ST0.1-1	2,303	4,108	0,561	
M1-0-ST0.1-2	2,208		0,538	
M1-0-ST0.1-3	2,575		0,627	
M1-0-ST0.5-1	2,340	3,834	0,610	
M1-0-ST0.5-2	2,648		0,691	
M1-0-ST0.5-3	2,394		0,625	



Victor C. Li et al. kutatók által javasolt egyenlet pontossága javítható az egyenlet elején található 9,16 értékű konstans szorzó nagyságának változtatásával. Az 5.9. táblázatban mutatom be ezen konstans szorzó tényező módosítását követően a számított törő-nyírószilárdságok értékeit. Száلتípusonként más és más érték esetén jelentkezett a legnagyobb pontosság. Az 5.9. táblázat utolsó előtti oszlopában láthatók a módosított szorzó tényezők értékei.

5.9. táblázat: A vizsgált gerendák (Victor C. Li et al. egyenlete alapján) számított törőnyírószilárdságának értékei módosított szorzó tényezővel

gerenda jele	$V_{u(törő)}$ [MPa]	a/d	$f_{tfc}$ [MPa]	$\rho_s$ [%]	szorzó tényező	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5	2,747	1,67	7,90	0,93	5,50	<p> <span style="color: blue;">◆</span> kampós végű acél    <span style="color: red;">■</span> hullámos acél  <span style="color: green;">▲</span> hullámos-lapos acél    <span style="color: red;">×</span> egyenes műanyag  <span style="color: blue;">✱</span> hullámos műanyag </p>
M1-0-K1.0	3,041	1,67	9,20	0,93	5,50	
M1-0-H0.5	2,625	1,67	7,80	0,93	5,30	
M1-0-H1.0	2,851	1,67	8,83	0,93	5,30	
M1-0-HL0.5	2,038	1,67	6,82	0,93	4,50	
M1-0-HL1.0	2,103	1,67	7,15	0,93	4,50	
M1-0-CX0.1	2,213	1,67	6,04	0,93	5,30	
M1-0-CX0.5	2,291	1,67	6,36	0,93	5,30	
M1-0-ST0.1	2,466	1,67	6,72	0,93	5,50	
M1-0-ST0.5	2,302	1,67	6,06	0,93	5,50	

#### 5.4. Ashour et al. [57] egyenletének elemzése

Ashour et al. [57] kutatók kampós végű acélszál erősítésű, kengyelek nélküli, nagyszilárdságú vasbeton gerendákon végeztek nyírási teherbírás vizsgálatot. A kutatók az alábbi javaslatot tették acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli, vasbeton gerendák törő-nyírószilárdságának meghatározására:

$$v_u = \frac{2,5}{a/d} \left[ \left( 2,11 \cdot \sqrt[3]{f_c} + 7 \cdot F \right) \cdot \left( \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right)^{0,333} \right] + 0,41 \cdot \tau_f \cdot F \cdot \left( 2,5 - \frac{a}{d} \right) \frac{a}{d} < 2,5 \quad (4.2.)$$

A kutatók az általunk javasolt becslő összefüggésben a tapadószilárdság értékét, más kutatók korábbi vizsgálatai alapján,  $\tau_f=4,15$  MPa értékre vették fel. Az egyenletben szereplő „F” száltényező számításához a  $d_f$  értékét Narayanan és Darwish által ajánlott értékre vették fel (kör keresztmetszetű egyenes acélszál esetén 0,5, hullámos acélszál esetében 0,75).

Az általam vizsgált szálerősítésű vasbeton gerendák esetében meghatároztam a kutatók által javasolt egyenlettel a törő-nyírószilárdság várható értékeit. Ezen értékeket, valamint az egyenlet bemenő adatait az 5.10. táblázatban mutatom be.

5.10. táblázat: A vizsgált gerendák törő-nyírószilárdságának számított értékei Ashour et al. [57] (4.2.) egyenlete alapján

gerenda jele	$V_{u(\text{törő})}$ [MPa]	a/d	$f_c$ [MPa]	F	$\rho_s$ [%]	$L_f$ [mm]	$D_f$ [mm]	$V_f$ [V%]	$d_f$ [ ]	$\tau_f$ [MPa]
M1-0-K0.5	2,669	1,67	51,33	0,179	0,93	50	1,05	0,5	0,75	4,15
M1-0-K1.0	3,353	1,67	59,07	0,357	0,93	50	1,05	1,0	0,75	4,15
M1-0-H0.5	2,580	1,67	52,69	0,146	0,93	35	0,9	0,5	0,75	4,15
M1-0-H1.0	3,146	1,67	59,64	0,292	0,93	35	0,9	1,0	0,75	4,15
M1-0-HL0.5	2,355	1,67	43,45	0,117	0,93	50	1,6	0,5	0,75	4,15
M1-0-HL1.0	2,740	1,67	43,56	0,234	0,93	50	1,6	1,0	0,75	4,15
M1-0-CX0.1	2,212	1,67	48,69	0,050	0,93	50	0,5	0,1	0,50	4,15
M1-0-CX0.5	2,889	1,67	50,33	0,250	0,93	50	0,5	0,5	0,50	4,15
M1-0-ST0.1	2,175	1,67	48,53	0,039	0,93	42	0,8	0,1	0,75	4,15
M1-0-ST0.5	2,701	1,67	49,31	0,197	0,93	42	0,8	0,5	0,75	4,15

Az 5.10. táblázatban bemutatott nyírószilárdság értékek számításához az általam mért nyomószilárdság értékeket használtam fel, a tapadószilárdság és a  $d_f$  értékét a kutatók által javasolt értékre vettem fel. Az 5.11. táblázatban mutatom be a kísérletileg mért valamint a kutatók által javasolt összefüggésekkel számított nyírószilárdság értékeket, valamint a mért és a számított értékek hányadosát a vizsgált száltípusok függvényében. Ezen utóbbit a táblázat utolsó oszlopában található diagramok szemléltetik.

5.11. táblázat: A vizsgált gerendák mért és számított (Ashour et al. egyenlete alapján) törő-nyírószilárdságának értékei

gerenda jele	$f_{u(törő)}$ [MPa]	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$f_{u(törő)} / V_{u(törő)}$	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5-1	2,154	2,669	0,807	
M1-0-K0.5-2	2,489		0,933	
M1-0-K0.5-3	2,960		1,109	
M1-0-K1.0-1	3,384	3,353	1,009	
M1-0-K1.0-2	2,451		0,731	
M1-0-K1.0-3	3,434		1,024	
M1-0-H0.5-1	2,881	2,580	1,117	
M1-0-H0.5-2	2,606		1,010	
M1-0-H0.5-3	2,408		0,934	
M1-0-H1.0-1	2,749	3,146	0,874	
M1-0-H1.0-2	3,033		0,964	
M1-0-H1.0-3	2,996		0,952	
M1-0-HL0.5-1	2,146	2,355	0,911	
M1-0-HL0.5-2	2,099		0,891	
M1-0-HL0.5-3	1,885		0,801	
M1-0-HL1.0-1	2,067	2,740	0,754	
M1-0-HL1.0-2	1,923		0,702	
M1-0-HL1.0-3	2,172		0,793	
M1-0-CX0.1-1	1,831	2,212	0,828	
M1-0-CX0.1-2	2,210		0,999	
M1-0-CX0.1-3	2,486		1,124	
M1-0-CX0.5-1	2,225	2,889	0,770	
M1-0-CX0.5-2	2,671		0,925	
M1-0-CX0.5-3	2,280		0,789	
M1-0-ST0.1-1	2,303	2,175	1,059	
M1-0-ST0.1-2	2,208		1,015	
M1-0-ST0.1-3	2,575		1,184	
M1-0-ST0.5-1	2,340	2,701	0,867	
M1-0-ST0.5-2	2,648		0,980	
M1-0-ST0.5-3	2,394		0,886	

Az 5.11. táblázat adatai alapján megállapítható, hogy a kutatók által javasolt egyenlet a különböző típusú vizsgált szálak közül a hullámos acél szálak esetében adta a legpontosabb eredményeket. A hullámos acélszálak esetében a számított/mért eredmények hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől 0,006. Hullámos műanyag szálak esetében ugyanezen átlagos négyzetes eltérés 0,011, kampós végű acélszál esetében 0,021, egyenes műanyag szál esetében pedig 0,025. A legkisebb pontosság hullámos-lapos szálak esetében jelentkezett, itt az átlagos négyzetes eltérés értéke 0,042.



Az 5.11. táblázatban szereplő értékek meghatározásakor a kutatók által is alkalmazott 4,15 MPa tapadószilárdság értéket használtam minden száltípus esetében a nyírószilárdságok számításához, valamint a  $d_f$  konstans értékét is az általuk is javasolt 0,5 és 0,75 értékekre vettem fel. Abban az esetben, ha a tapadószilárdság értékét mindegyik száltípus esetében az általam mért átlagértékre veszem fel és a  $d_f$  konstans értékét úgy változtatom, hogy a kutatók által felírt egyenletek a lehető legpontosabb számított értékeket adják, akkor az 5.12. táblázatban szereplő tapadószilárdság és  $d_f$  konstans értékek mellett javítható az egyenlet pontossága.

5.12. táblázat: A vizsgált gerendák (Ashour et al. egyenlete alapján) számított törőnyírószilárdságának értékei módosított  $\tau_f$  és  $d_f$  értékekkel

gerenda jele	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$\tau_{f,mért}$ [MPa]	$d_f$ []	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5	2,532	8,35	0,40	<p> <span style="color: blue;">◆</span> kampós végű acél     <span style="color: red;">■</span> hullámos acél  <span style="color: green;">▲</span> hullámos-lapos acél     <span style="color: red;">×</span> egyenes műanyag  <span style="color: blue;">✱</span> hullámos műanyag </p>
M1-0-K1.0	3,080	8,35	0,40	
M1-0-H0.5	2,541	11,09	0,40	
M1-0-H1.0	3,068	11,09	0,40	
M1-0-HL0.5	2,054	9,95	0,10	
M1-0-HL1.0	2,137	9,95	0,10	
M1-0-CX0.1	2,143	1,52	0,40	
M1-0-CX0.5	2,427	1,52	0,30	
M1-0-ST0.1	2,145	3,78	0,60	
M1-0-ST0.5	2,470	3,78	0,50	

### 5.5. Khuntia et al. [58] egyenletének elemzése

Khuntia et al. [58] kutatók nem végeztek laboratóriumi kísérletet, hanem a szakirodalomból gyűjtött, más kutatók által publikált, szálerősítésű vasbeton gerendákon végzett nyírási teherbírás kísérletek eredményeit felhasználva és alapul véve írták fel az általuk javasolt összefüggéseket, illetve ezen eredményeken vizsgálták az egyenletek megbízhatóságát. Az általuk javasolt egyenlet a törő-nyírószilárdság meghatározására:

$$v_u = 2,5 \cdot \frac{d}{a} \cdot 0,167 \cdot \sqrt{f_c} + 0,369 \cdot \tau_f \cdot F \quad \frac{a}{d} < 2,5 \quad (5.2.)$$

A kutatók a tapadószilárdságot  $\tau_f = 0,68 \cdot \sqrt{f_c}$  értékre vették fel, az F száltényezőben szereplő  $d_f$  értékét pedig kampós végű és hullámos alakú acélszálak esetében 1,0 értékre, egyenes kör keresztmetszetű acélszálak esetében pedig 0,667 értékre javasolták felvenni.

Az általam vizsgált szálerősítésű vasbeton gerendák esetében meghatároztam a kutatók által javasolt egyenlettel a törő-nyírószilárdság várható értékeit. Ezen értékeket, valamint az egyenlet bemenő adatait az 5.13. táblázatban mutatom be.

5.13 táblázat: A vizsgált gerendák törő-nyírószilárdságának számított értékei Khuntia et al. [58] (5.2.) egyenlete alapján

gerenda jele	$V_{u(\text{törő})}$ [MPa]	a/d	$f_c$ [MPa]	F	$L_f$ [mm]	$D_f$ [mm]	$V_f$ [V%]	$d_f$ []	$\tau_f$ [MPa]
M1-0-K0.5	2,219	1,67	51,33	0,238	50	1,05	0,5	1,00	4,87
M1-0-K1.0	2,840	1,67	59,07	0,476	50	1,05	1,0	1,00	5,23
M1-0-H0.5	2,169	1,67	52,69	0,194	35	0,9	0,5	1,00	4,94
M1-0-H1.0	2,684	1,67	59,64	0,389	35	0,9	1,0	1,00	5,25
M1-0-HL0.5	1,906	1,67	43,45	0,156	50	1,6	0,5	1,00	4,48
M1-0-HL1.0	2,168	1,67	43,56	0,313	50	1,6	1,0	1,00	4,49
M1-0-CX0.1	1,861	1,67	48,69	0,067	50	0,5	0,1	0,67	4,74
M1-0-CX0.5	2,367	1,67	50,33	0,333	50	0,5	0,5	0,67	4,82
M1-0-ST0.1	1,833	1,67	48,53	0,053	42	0,8	0,1	1,00	4,74
M1-0-ST0.5	2,218	1,67	49,31	0,263	42	0,8	0,5	1,00	4,78

Az 5.13. táblázatban bemutatott nyírószilárdság értékek számításához az általam mért nyomószilárdság értékeket használtam fel, a tapadószilárdság és a  $d_f$  értékét a kutatók által javasolt értékre vettem fel. Az 5.14. táblázatban mutatom be a kísérletileg mért, valamint a kutatók által javasolt összefüggésekkel számított nyírószilárdság értékeket, valamint a mért és a számított értékek hányadosát a vizsgált száltípusok függvényében. Ezen utóbbit a táblázat utolsó oszlopában található diagramok szemléltetik.

5.14. táblázat: A vizsgált gerendák mért és számított (Khuntia et al. egyenlete alapján) törő-nyírószilárdságának értékei

gerenda jele	$f_{u(törő)}$ [MPa]	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$f_{u(törő)} / V_{u(törő)}$	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5-1	2,154	2,219	0,971	
M1-0-K0.5-2	2,489		1,121	
M1-0-K0.5-3	2,960		1,334	
M1-0-K1.0-1	3,384	2,840	1,192	
M1-0-K1.0-2	2,451		0,863	
M1-0-K1.0-3	3,434		1,209	
M1-0-H0.5-1	2,881	2,169	1,328	
M1-0-H0.5-2	2,606		1,202	
M1-0-H0.5-3	2,408		1,110	
M1-0-H1.0-1	2,749	2,684	1,024	
M1-0-H1.0-2	3,033		1,130	
M1-0-H1.0-3	2,996		1,116	
M1-0-HL0.5-1	2,146	1,906	1,126	
M1-0-HL0.5-2	2,099		1,101	
M1-0-HL0.5-3	1,885		0,989	
M1-0-HL1.0-1	2,067	2,168	0,953	
M1-0-HL1.0-2	1,923		0,887	
M1-0-HL1.0-3	2,172		1,002	
M1-0-CX0.1-1	1,831	1,861	0,984	
M1-0-CX0.1-2	2,210		1,188	
M1-0-CX0.1-3	2,486		1,336	
M1-0-CX0.5-1	2,225	2,367	0,940	
M1-0-CX0.5-2	2,671		1,129	
M1-0-CX0.5-3	2,280		0,963	
M1-0-ST0.1-1	2,303	1,833	1,256	
M1-0-ST0.1-2	2,208		1,204	
M1-0-ST0.1-3	2,575		1,405	
M1-0-ST0.5-1	2,340	2,218	1,055	
M1-0-ST0.5-2	2,648		1,194	
M1-0-ST0.5-3	2,394		1,079	

Az 5.14. táblázat adatai alapján megállapítható, hogy a kutatók által javasolt egyenlet a különböző típusú vizsgált szálak közül a hullámos-lapos acél szálak esetében adta a legpontosabb eredményeket. A hullámos-lapos acélszálak esetében a számított/mért eredmények hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől 0,007. A hullámos acél és a hullámos műanyag szálak esetében az egyenlet mindegyik gerenda esetében alulbecsülte a törő-nyírószilárdság értékét, a számított/mért eredmények hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől hullámos acélszál esetében 0,032, míg hullámos műanyag esetében 0,053. Kampós

végű acélszál esetében az átlagos négyzetes eltérés értéke 0,038, egyenes műanyag szál esetében pedig 0,028 értékre adódott.

Abban az esetben, ha a tapadószilárdság értékét mindegyik száltípus esetében az általam mért átlagértékre veszem fel és a  $d_f$  konstans értékét úgy változtatom, hogy a kutatók által felírt egyenlet a lehető legpontosabb számított értékeket adja akkor az 5.15. táblázatban szereplő tapadószilárdság és  $d_f$  konstans értékek mellett javítható az egyenlet pontossága.

5.15. táblázat: A vizsgált gerendák (Khuntia et al. egyenlete alapján) számított törőnyírószilárdságának értékei módosított  $\tau_f$  és  $d_f$  értékekkel

gerenda jele	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$\tau_{f,mért}$ [MPa]	$d_f$ []	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5	2,525	8,35	1,00	<p> <span style="color: blue;">◆</span> kampós végű acél    <span style="color: red;">■</span> hullámos acél  <span style="color: green;">▲</span> hullámos-lapos acél    <span style="color: red;">×</span> egyenes műanyag  <span style="color: blue;">✱</span> hullámos műanyag         </p>
M1-0-K1.0	3,242	8,35	0,90	
M1-0-H0.5	2,610	11,09	1,00	
M1-0-H1.0	2,886	11,09	0,60	
M1-0-HL0.5	2,049	9,95	0,70	
M1-0-HL1.0	1,994	9,95	0,30	
M1-0-CX0.1	2,025	1,52	5,00	
M1-0-CX0.5	2,475	1,52	2,50	
M1-0-ST0.1	2,327	3,78	8,00	
M1-0-ST0.5	2,488	3,78	2,00	

## 5.6. Kwak et al. [59] egyenletének elemzése

Kwak et al. [59] kutatók kapós végű acélszál erősítésű, kengyelek nélküli vasbeton gerendákon végeztek nyírási teherbírás vizsgálatot. A kutatók az alábbi javaslatot tették acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli, vasbeton gerendák törő-, illetve repesztő-nyírószilárdságának meghatározására:

Törő-nyírószilárdság:

$$v_u = 2,1 \cdot \left(3,5 \cdot \frac{d}{a}\right) \cdot f_{spfc}^{0,7} \cdot \left(\rho_s \cdot \frac{d}{a}\right)^{0,22} + 0,8 \cdot (0,41 \cdot \tau_f \cdot F)^{0,97} \quad \frac{a}{d} \leq 3,5 \quad (6.2.)$$

Repesztő-nyírószilárdság:

$$v_{cr} = 3 \cdot f_{spfc}^{2/3} \cdot \left(\rho_s \cdot \frac{d}{a}\right)^{1/3} \quad (6.3.)$$

A kutatók a szálerősítésű betonkeverék hasító-húzószilárdságának számítására ugyanazon összefüggést használták melyet Narayanan és Darwish javasoltak, amely az alábbi:

$$f_{spfc} = \frac{f_c}{20 - \sqrt{F}} + 0,7 + \sqrt{F}$$

Az egyenletben szereplő „F” száltényező számításához a  $d_f$  értékét, valamint a tapadószilárdság  $\tau_f$  értékét szintén Narayanan és Darwish alapján vették fel (kör keresztmetszetű egyenes acélszál esetén  $d_f=0,5$ , hullámos acélszál esetében  $d_f=0,75$ , a tapadószilárdság értéke pedig száltípustól függetlenül  $\tau_f=4,15$  MPa).

Az általam vizsgált szálerősítésű vasbeton gerendák esetében meghatároztam a kutatók által javasolt egyenletekkel mind a repesztő-, mind a törő-nyírószilárdság várható értékeit. Ezen értékeket, valamint az egyenletek bemenő adatait az 5.16. táblázatban mutatom be.

5.16. táblázat: A vizsgált gerendák törő- és repesztő-nyírószilárdságának számított értékei Kwak et al. [59] (6.2.) valamint (6.3.) egyenletei alapján

gerenda jele	$V_u$ (törő) [MPa]	$V_{cr}$ (rep.) [MPa]	$f_{spfc}$ [MPa]	a/d	$f_c$ [MPa]	F	$\rho_s$ [%]	$L_f$ [mm]	$D_f$ [mm]	$V_f$ [V%]	$d_f$ []	$\tau_f$ [MPa]
M1-0-K0.5	3,792	1,282	3,74	1,67	51,33	0,179	0,93	50	1,05	0,5	0,75	4,15
M1-0-K1.0	4,420	1,415	4,34	1,67	59,07	0,357	0,93	50	1,05	1,0	0,75	4,15
M1-0-H0.5	3,762	1,288	3,77	1,67	52,69	0,146	0,93	35	0,9	0,5	0,75	4,15
M1-0-H1.0	4,309	1,407	4,30	1,67	59,64	0,292	0,93	35	0,9	1,0	0,75	4,15
M1-0-HL0.5	3,375	1,167	3,25	1,67	43,45	0,117	0,93	50	1,6	0,5	0,75	4,15
M1-0-HL1.0	3,648	1,206	3,42	1,67	43,56	0,234	0,93	50	1,6	1,0	0,75	4,15
M1-0-CX0.1	3,372	1,199	3,39	1,67	48,69	0,050	0,93	50	0,5	0,1	0,50	4,15
M1-0-CX0.5	3,913	1,291	3,78	1,67	50,33	0,250	0,93	50	0,5	0,5	0,50	4,15
M1-0-ST0.1	3,332	1,190	3,35	1,67	48,53	0,039	0,93	42	0,8	0,1	0,75	4,15
M1-0-ST0.5	3,764	1,264	3,67	1,67	49,31	0,197	0,93	42	0,8	0,5	0,75	4,15

Az 5.16. táblázatban bemutatott nyírószilárdság értékek számításához az általam mért beton nyomószilárdság értékeket használtam fel, a keverékek hasító-húzószilárdságát más kutatók által alkalmazott összefüggés alapján számítottam, valamint a tapadószilárdság és a  $d_f$  értékeket is az általunk alkalmazott értékre vettem fel. Az 5.17. táblázatban mutatom be a kísérletileg mért, valamint a kutatók által javasolt összefüggésekkel számított nyírószilárdság értékeket, valamint a mért és a számított értékek hányadosát a vizsgált száltípusok függvényében. Ezen utóbbit a táblázat utolsó oszlopában található diagramok szemléltetik.

5.17. táblázat: A vizsgált gerendák mért és számított (Kwak et al. egyenletei alapján)

törő- és repesztő-nyírószilárdságának értékei

gerenda jele	$f_{u(törő)}$ [MPa]	$v_{u(törő)}$ [MPa]	$f_{u(törő)}/v_{u(törő)}$	$f_{cr(rep.)}$ [MPa]	$v_{cr(rep.)}$ [MPa]	$f_{cr(rep.)}/v_{cr(rep.)}$	A mért és a számított értékek aránya														
M1-0-K0.5-1	2,154	3,792	0,568	-	1,282	-															
M1-0-K0.5-2	2,489		0,656	2,344		1,828		1,828													
M1-0-K0.5-3	2,960		0,781	2,784		2,171		2,171													
M1-0-K1.0-1	3,384	4,420	0,766	2,778	1,415	1,963															
M1-0-K1.0-2	2,451		0,555	-		-					-										
M1-0-K1.0-3	3,434		0,777	2,735		1,933					1,933										
M1-0-H0.5-1	2,881	3,762	0,766	2,772	1,288	2,153															
M1-0-H0.5-2	2,606		0,693	2,108		1,637								1,637							
M1-0-H0.5-3	2,408		0,640	1,727		1,341								1,341							
M1-0-H1.0-1	2,749	4,309	0,638	2,495	1,407	1,773															
M1-0-H1.0-2	3,033		0,704	2,442		1,735											1,735				
M1-0-H1.0-3	2,996		0,695	2,794		1,986											1,986				
M1-0-HL0.5-1	2,146	3,375	0,636	-	1,167	-															
M1-0-HL0.5-2	2,099		0,622	-		-														-	
M1-0-HL0.5-3	1,885		0,559	-		-														-	
M1-0-HL1.0-1	2,067	3,648	0,567	-	1,206	-															
M1-0-HL1.0-2	1,923		0,527	-		-			-												
M1-0-HL1.0-3	2,172		0,595	-		-			-												
M1-0-CX0.1-1	1,831	3,372	0,543	1,492	1,199	1,244															
M1-0-CX0.1-2	2,210		0,655	-		-			-												
M1-0-CX0.1-3	2,486		0,737	-		-			-												
M1-0-CX0.5-1	2,225	3,913	0,569	-	1,291	-															
M1-0-CX0.5-2	2,671		0,683	2,008		1,556					1,556										
M1-0-CX0.5-3	2,280		0,583	2,152		1,668					1,668										
M1-0-ST0.1-1	2,303	3,332	0,691	-	1,190	-															
M1-0-ST0.1-2	2,208		0,663	-		-								-							
M1-0-ST0.1-3	2,575		0,773	-		-								-							
M1-0-ST0.5-1	2,340	3,764	0,622	1,976	1,264	1,563															
M1-0-ST0.5-2	2,648		0,703	2,536		2,006											2,006				
M1-0-ST0.5-3	2,394		0,636	1,978		1,565											1,565				

Kwak et al. által javasolt egyenlet a törő-nyírószilárdság számítására mindegyik gerenda esetében jelentősen túlbecsülte a tényleges teherbírást. A repesztő-nyírószilárdság számítására javasolt egyenletük pedig, épp ellenkezőleg, szinte majdnem minden gerenda esetében alulbecsülte a tényleges repesztő teherbírást. Az egyenletek közül a repesztő-nyírószilárdság számítására javasolt egyenlet pontossága a kedvezőtlenebb, de a törő-nyírószilárdság számítására javasolt összefüggés pontatlansága is jelentős.

Abban az esetben, ha a tapadószilárdság értékét mindegyik száltípus esetében az általam mért átlagértékre veszem fel és a  $d_f$  konstans értékét úgy változtatom, hogy a kutatók által felírt egyenletek a lehető legpontosabb számított értékeket adják akkor az 5.18. táblázatban szereplő tapadószilárdság és  $d_f$  konstans értékek mellett javítható az egyenlet pontossága.

5.18. táblázat: A vizsgált gerendák (Kwak et al. egyenletei alapján) számított törő- és repesztő-nyírószilárdságának értékei módosított  $\tau_f$  és  $d_f$  értékekkel

gerenda jele	$V_u(\text{törő})$ [MPa]	$V_{\text{crack(rep.)}}$ [MPa]	$v_u(\text{törő})$ számításához		$v_{\text{cr(rep.)}}$ számításához
			$d_f$ []	$\tau_{f,\text{mért}}$ [MPa]	$d_f$ []
M1-0-K0.5	3,263	2,296	0,01	8,35	100
M1-0-K1.0	3,547	2,731	0,01	8,35	90
M1-0-H0.5	3,306	2,213	0,01	11,09	100
M1-0-H1.0	3,499	2,536	0,00	11,09	80
M1-0-HL0.5	2,978	1,109	0,01	9,95	
M1-0-HL1.0	3,000	1,124	0,01	9,95	
M1-0-CX0.1	3,151	1,398	0,01	1,52	10
M1-0-CX0.5	3,241	2,072	0,01	1,52	30
M1-0-ST0.1	3,139	1,137	0,01	3,78	
M1-0-ST0.5	3,191	2,149	0,01	3,78	70

$f_u(\text{törő}) / v_u(\text{törő})$

◆ kampós végű acél    ■ hullámos acél  
▲ hullámos-lapos acél    × egyenes műanyag  
× hullámos műanyag

$f_{\text{cr(rep.)}} / v_{\text{cr(rep.)}}$

◆ kampós végű acél    ■ hullámos acél  
▲ hullámos-lapos acél    × egyenes műanyag  
× hullámos műanyag

A törő-nyírószilárdság számítására javasolt egyenlet esetében az általam mért tapadószilárdság értékeket használva a  $d_f$  konstans értékét minden száltípus esetében a

legminimálisabb 0,01 értékre felvéve sem lett az egyenlet elfogadható pontosságú, és az egyenlet még ezen érték mellett is túlbecsüli a tényleges teherbírást. A  $d_f$  érték 0-ra való felvétele azt jelentené, hogy a szálak hatását a gerenda nyírási teherbírására szinte teljes mértékben elhanyagoljuk. A repesztő-nyírószilárdság esetében az 5.18. táblázatban szereplő  $d_f$  értékek mellett az egyenlet pontossága jelentősen javult, ehhez azonban ezen értékeket kirívóan nagyra kellett felvennem.



### 5.7. Slater et al. [60] egyenletének elemzése

Slater et al. [60] kutatók nem végeztek laboratóriumi kísérletet, hanem a szakirodalomból gyűjtött, más kutatók által publikált, szálerősítésű vasbeton gerendákon végzett nyírási teherbírás kísérletek eredményeit felhasználva és alapul véve írták fel az általuk javasolt összefüggéseket, illetve ezen eredményeken vizsgálták az egyenletek megbízhatóságát. A kutatók által javasolt egyenletek a törő-nyírószilárdság meghatározására:

- kampós végű acélszál valamint  $\frac{a}{d} < 3,0$  és  $f_c < 50[MPa]$  esetén:

$$v_u = 5,52 - 0,12 \cdot f_c - 53,2 \cdot \rho_s - 44,7 \cdot \rho_s \cdot \frac{a}{d} + 44,455 \cdot \rho_s \cdot V_f - 209 \cdot \frac{a}{d} \cdot V_f - 3,36 \cdot F \quad (7.1.)$$

- egyenes és hullámos acélszál valamint  $\frac{a}{d} < 3,0$  és  $f_c < 50[MPa]$  esetén:

$$v_u = 0,12 + 0,04 \cdot f_c + 113,5 \cdot \rho_s + \frac{1}{50} \cdot \frac{L_f}{D_f} + 3,3 \cdot \rho_s \cdot f_c + 2,46 \cdot f_c \cdot V_f - 103,5 \cdot \rho_s \cdot \frac{a}{d} \quad (7.2.)$$

- minden száltípus valamint  $\frac{a}{d} < 3,0$  és  $f_c > 50[MPa]$  esetén:

$$\vartheta_u = 1 + 0,09 \cdot f_c + 1,5 \cdot f_c \cdot \rho_s - 7,4 \cdot 10^{-4} \cdot f_c \cdot \frac{L_f}{D_f} - 136 \cdot \rho_s \cdot \frac{a}{d} + 2,2 \cdot \rho_s \cdot \frac{L_f}{D_f} + 2 \cdot F \quad (7.3.)$$

Slater et al. az F száltényező számításakor  $d_f$  értékét minden esetben 1,0 értékkel vették figyelembe. A javasolt egyenletekben a szál és az azt körülvevő beton közti  $\tau_f$  tapadószilárdság értéke nem szerepel.

Az általam vizsgált szálerősítésű vasbeton gerendák esetében meghatároztam a kutatók által javasolt egyenletekkel a törő-nyírószilárdság várható értékeit. Ezen értékeket, valamint az egyenletek bemenő adatait az 5.19. táblázatban mutatom be.

5.19. táblázat: A vizsgált gerendák törő-nyírószilárdságának számított értékei Slater et al. [60] (7.2.) valamint (7.3.) egyenlete alapján

gerenda jele	$V_u(\text{törő})$ [MPa]	a/d	$f_c$ [MPa]	F	$\rho_s$ [%]	$L_f$ [mm]	$D_f$ [mm]	$V_f$ [V%]	$d_f$ []
M1-0-K0.5	3,865	1,67	51,33	0,238	0,93	50	1,05	0,5	1,00
M1-0-K1.0	4,873	1,67	59,07	0,476	0,93	50	1,05	1,0	1,00
M1-0-H0.5	4,033	1,67	52,69	0,194	0,93	35	0,9	0,5	1,00
M1-0-H1.0	4,944	1,67	59,64	0,389	0,93	35	0,9	1,0	1,00
M1-0-HL0.5	3,799	1,67	43,45	0,156	0,93	50	1,6	0,5	1,00
M1-0-HL1.0	4,344	1,67	43,56	0,313	0,93	50	1,6	1,0	1,00
M1-0-CX0.1	5,130	1,67	48,69	0,100	0,93	50	0,5	0,1	1,00
M1-0-CX0.5	3,441	1,67	50,33	0,500	0,93	50	0,5	0,5	1,00
M1-0-ST0.1	4,168	1,67	48,53	0,053	0,93	42	0,8	0,1	1,00
M1-0-ST0.5	4,710	1,67	49,31	0,263	0,93	42	0,8	0,5	1,00

Az 5.19. táblázatban bemutatott nyírószilárdság értékek számításához az általam mért beton nyomószilárdság értékeket használtam fel, valamint a  $d_f$  tényező értékeket a kutatók által alkalmazott ( $d_f=1,0$ ) értékre vettem fel. Az 5.20. táblázatban mutatom be a kísérletileg mért valamint a kutatók által javasolt összefüggésekkel számított nyírószilárdság értékeket, valamint a mért és a számított értékek hányadosát a vizsgált száltípusok függvényében. Ezen utóbbit a táblázat utolsó oszlopában található diagramok szemléltetik.

5.20. táblázat: A vizsgált gerendák mért és számított (Slater et al. egyenletei alapján) törő-nyírószilárdságának értékei

gerenda jele	$f_{u(törő)}$ [MPa]	$V_{u(törő)}$ [MPa]	$f_{u(törő)} / V_{u(törő)}$	A mért és a számított értékek aránya
M1-0-K0.5-1	2,154	3,865	0,557	
M1-0-K0.5-2	2,489		0,644	
M1-0-K0.5-3	2,960		0,766	
M1-0-K1.0-1	3,384	4,873	0,694	
M1-0-K1.0-2	2,451		0,503	
M1-0-K1.0-3	3,434		0,705	
M1-0-H0.5-1	2,881	4,033	0,714	
M1-0-H0.5-2	2,606		0,646	
M1-0-H0.5-3	2,408		0,597	
M1-0-H1.0-1	2,749	4,944	0,556	
M1-0-H1.0-2	3,033		0,613	
M1-0-H1.0-3	2,996		0,606	
M1-0-HL0.5-1	2,146	3,799	0,565	
M1-0-HL0.5-2	2,099		0,553	
M1-0-HL0.5-3	1,885		0,496	
M1-0-HL1.0-1	2,067	4,344	0,476	
M1-0-HL1.0-2	1,923		0,443	
M1-0-HL1.0-3	2,172		0,500	
M1-0-CX0.1-1	1,831	5,130	0,357	
M1-0-CX0.1-2	2,210		0,431	
M1-0-CX0.1-3	2,486		0,485	
M1-0-CX0.5-1	2,225	3,441	0,647	
M1-0-CX0.5-2	2,671		0,776	
M1-0-CX0.5-3	2,280		0,663	
M1-0-ST0.1-1	2,303	4,168	0,553	
M1-0-ST0.1-2	2,208		0,530	
M1-0-ST0.1-3	2,575		0,618	
M1-0-ST0.5-1	2,340	4,710	0,497	
M1-0-ST0.5-2	2,648		0,562	
M1-0-ST0.5-3	2,394		0,508	

Az 5.20. táblázat adatai alapján megállapítható, hogy Slater et al. kutatók által, a törő-nyírószilárdság számítására javasolt összefüggés mindegyik esetben jelentős mértékben túlbecsülte a gerendák tényleges teherbírását. A kutatók által felírt egyenletek pontosságának javítására, az előző összefüggések esetében történt módon, nincs lehetőség, ugyanis az egyenletekben szereplő paraméterek változtatására nincs lehetőség, mindegyik konkrét geometriai vagy mért mechanikai jellemző.

### 5.8. Javaslatom a nyírási teherbírás számítására

Az 5.21., illetve 5.22. táblázatokban összegyűjtve látható az 5.1 – 5.7. fejezetekben bemutatott, más kutatók által javasolt, acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli vasbeton gerendák törő-, illetve repesztő-nyírószilárdságának meghatározására szolgáló egyenletek pontosságát mutató, átlagos négyzetes eltérés értékek, száltípusonként. A táblázatok adatai alapján megállapítható, hogy a törő-nyírószilárdság számítására a vizsgált hét különböző egyenlet közül a következő négy bizonyult a legpontosabbnak: Narayanan és Darwish (1.2.) egyenlete, Al Ta'an és Al-Feel (2.2) egyenlete, Ashour et al. (4.2) egyenlete valamint Khuntia et al. (5.2) egyenlete. A repesztő-nyírószilárdság számítására javasolt egyenletek közül mindegyik jelentősen alulbecsülte a tényleges, mért repesztő-teherbírást.

5.21. táblázat: A mért/számított *törő-nyírószilárdság* értékek hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől a különböző vizsgált egyenletek esetében

a szál típusa	Narayanan és Darwish	Al Ta'an és Al-Feel	V. C. Li et al.	Ashour et al.	Khuntia et al.	Kwak et al.	Slater et al.
kampós végű acél	0,019	0,029	0,182	0,021	0,038	0,109	0,134
hullámos acél	0,005	0,010	0,172	0,006	0,032	0,098	0,145
hullámos-lapos acél	0,024	0,019	0,265	0,042	0,007	0,174	0,246
egyenes műanyag	0,017	0,014	0,175	0,025	0,028	0,143	0,215
hullámos műanyag	0,009	0,007	0,156	0,011	0,053	0,104	0,209

5.22. táblázat: A mért/számított *repesztő-nyírószilárdság* értékek hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől a különböző javasolt egyenletek esetében

a szál típusa	Narayanan és Darwish	Al Ta'an és Al-Feel	V. C. Li et al.	Ashour et al.	Khuntia et al.	Kwak et al.	Slater et al.
kampós végű acél	1,480	0,976	---	---	---	0,964	---
hullámos acél	1,106	0,694	---	---	---	0,660	---
hullámos-lapos acél	---	---	---	---	---	---	---
egyenes műanyag	0,558	0,233	---	---	---	0,271	---
hullámos műanyag	1,030	0,562	---	---	---	0,549	---

Mindegyik egyenlet esetében, bizonyos bemenő paraméter változtatásával, megvizsgáltam, hogy lehetséges-e az adott egyenlet pontosságának növelése, a mért tényleges teherbírás értékeket figyelembe véve. Az 5.23. táblázatban látható összefoglalva, hogy az egyes egyenletek esetében mely paraméter(ek)e)t változtattam, valamint a táblázat legalsó sorában feltüntettem, hogy a változtatást követően javasolom-e az adott egyenlet alkalmazását.

Az 5.24., illetve az 5.25. táblázatokban pedig az látható, hogy a bemenő paraméterek 5.1 – 5.7. fejezetekben bemutatott változtatásának következtében, hogyan alakul az egyes egyenletek pontossága. A pontosság mércéje ezen esetben is a mért/számított teherbírás értékek átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől.

A Narayanan és Darwish valamint Al-Ta'an és Al-Feel kutatók által javasolt egyenletek a módosítást követően a törő-nyírószilárdság értékeire jó közelítést adnak. A megváltoztatott paraméterek változtatásuknak szükségessége a szál jellemzőinek változásával indokolható.

V. C. Li et al. kutatók összefüggését nem javasolom alkalmazni, ugyanis ezen egyenletben egy szorzó tényező került megváltoztatásra, melynek eredetét nem ismerem.

Ashour et al., Khuntia et al. valamint Kwak et al. kutatók összefüggései esetében a Narayanan és Darwish valamint Al-Ta'an és Al-Feel egyenlete pontosabb közelítés ad.

Slater et al. kutatók egyenlete esetében az összefüggés módosítására nem volt lehetőség ugyanis az egyenlet csak olyan bemenő paraméterek tartalmaz melyek mindegyike konkrét geometriai vagy mért mechanikai jellemző illetve konstans szorzó tényező.

5.23. táblázat: Az egyenletekben változtatott paraméterek, illetve javaslat az egyenletek alkalmazhatóságára

	Narayanan és Darwish	Al Ta'an és Al-Feel	V. C. Li et al.	Ashour et al.	Khuntia et al.	Kwak et al.	Slater et al.
<i>változtatott paraméter</i>	$\tau_f$ $d_f$	$K (d_f)$	9,16 értékű szorzó tényező	$\tau_f$ $d_f$	$\tau_f$ $d_f$	$\tau_f$ $d_f$	---
<i>javaslat az egyenlet alkalmazhatóságára</i>	jó közelítést ad, javasolom alkalmazásra		nem javasolom alkalmazni	Narayanan és Darwish valamint Al-Ta'an és Al-Feel egyenlete pontosabb közelítés ad			nem volt lehetőség az egyenlet pontosságának javítására

5.24. táblázat: A mért/számított *törő-nyírószilárdság* értékek hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől a különböző javasolt egyenletek esetében bizonyos bemenő paraméterek megváltoztatását követően

a szál típusa	Narayanan és Darwish	Al Ta'an és Al-Feel	V. C. Li et al.	Ashour et al.	Khuntia et al.	Kwak et al.	Slater et al.
kampós végű acél	0,019	0,019	0,021	0,019	0,019	0,046	---
hullámos acél	0,005	0,005	0,004	0,005	0,004	0,037	---
hullámos-lapos acél	0,003	0,003	0,003	0,003	0,003	0,100	---
egyenes műanyag	0,011	0,011	0,012	0,011	0,015	0,088	---
hullámos műanyag	0,009	0,007	0,007	0,009	0,004	0,059	---

5.25. táblázat: A mért/számított *repsző-nyírószilárdság* értékek hányadosának átlagos négyzetes eltérése 1,0 értékétől a különböző javasolt egyenletek esetében bizonyos bemenő paraméterek megváltoztatását követően

a szál típusa	Narayanan és Darwish	Al Ta'an és Al-Feel	V. C. Li et al.	Ashour et al.	Khuntia et al.	Kwak et al.	Slater et al.
kampós végű acél	0,011	0,013	---	---	---	0,011	---
hullámos acél	0,029	0,029	---	---	---	0,021	---
hullámos-lapos acél	---	---	---	---	---	---	---
egyenes műanyag	0,018	0,007	---	---	---	0,002	---
hullámos műanyag	0,015	0,021	---	---	---	0,015	---

## 6. TÉZISEK

A fejezetben a félkövér, dőlt betűvel szedett szövegrészek a tézisek, a normál betűvel írott szövegrészek pedig a magyarázat.

**1. tézis: Kísérletileg igazoltam, hogy a szálak anyaga és típusa befolyásolja az erő – elmozdulás diagram jellegét és annak lefutását, amit négy különböző csoportba soroltam be (1.1. altézis). A diagramok jellege és értékei alapján elvégezhető az optimális szálanyag és szálalak kiválasztása a tapadó-szilárdság és egyben a nyírási teherbírás szempontjából (1.2. altézis és 1.3. altézis). [b, d, e].**

**1.1 altézis: A kísérleteim alapján az erő – elmozdulás diagram a jellegét tekintve négy különböző csoportba sorolható:**

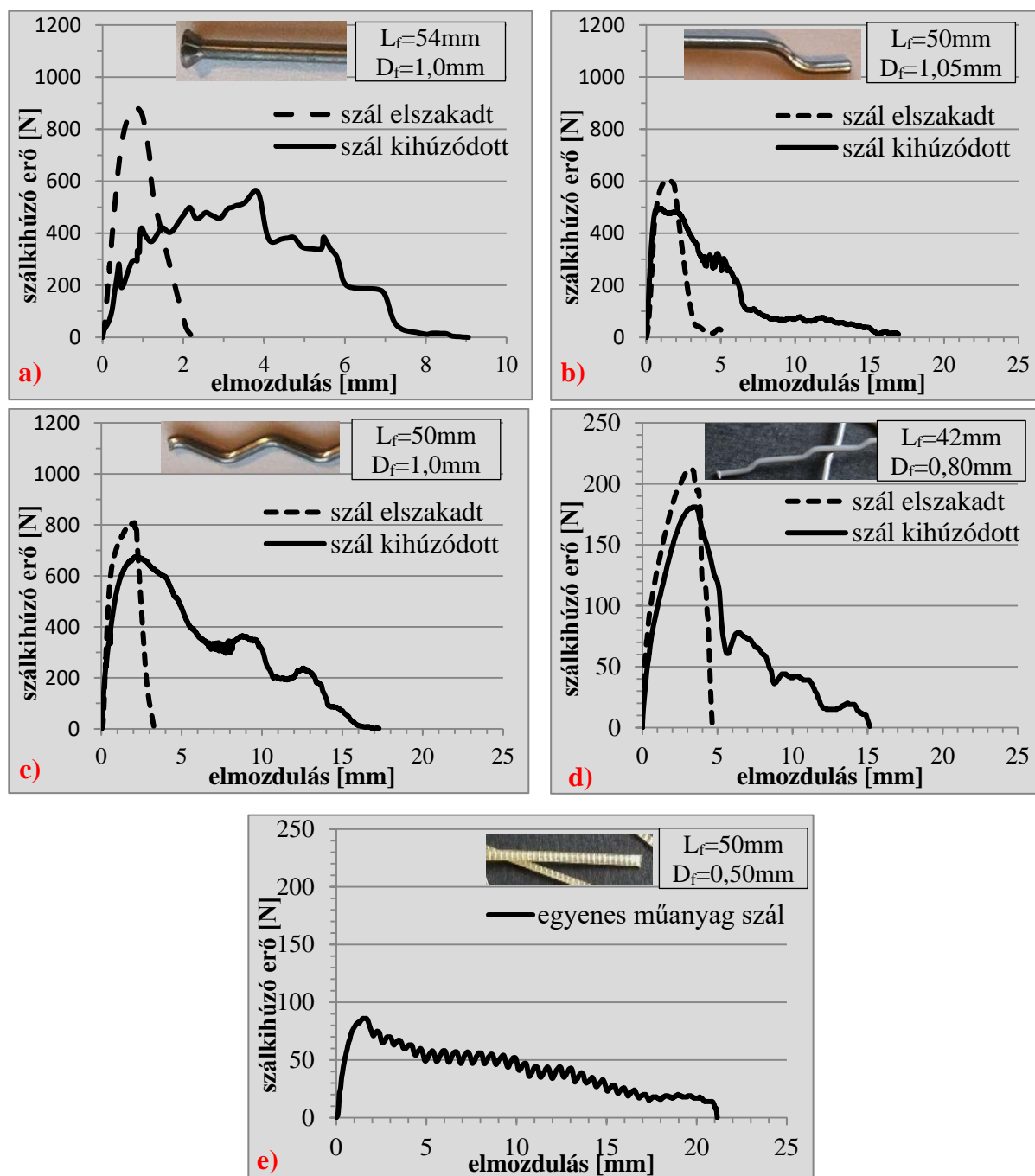
- **1. csoport: a gombostű fejtű acélszálak** esetében kihúzóds során egy esetben sem jelentkezett száldeformáció. A maximális erő elérése után a szál – megtartva eredeti alakját – húzódik ki a habarcs próbatestből, utat törve magának. A habarcs szilárdságának függvényében a kihúzóds során különböző mértékben vesznek részt a súrlódási, illetve a nyíró erők az ellenállásban. Ez magyarázza a diagram több, különböző erőnél megfigyelhető csúcspontját (6.1.a) diagram).

- **2. csoport: a kampós végű acélszálak** esetében a maximális erő elérése – a tapadás megszűnése – után a szálkihúzó erő visszaesése figyelhető meg, majd egy viszonylag rövid szakaszon az erő csökkenése megáll. Feltehetőleg ekkor következik be a szál kampós végének deformációja (kiegyenesedése). A száldeformációt követően a szál súrlódva csúszik ki a próbatestből (6.1.b) diagram). A kampós végű acélszálak viselkedése a szakirodalomból már ismeretes [34, 37-41], az általam megfigyelt viselkedés ehhez teljesen hasonló.

- **3. csoport: a hullámos alakú szálak** [hullámos kör keresztmetszetű acél (6.1.c) diagram), valamint hullámos kör keresztmetszetű műanyag (6.1.d) diagram)] erő – elmozdulás diagramjain megfigyelhető, hogy a maximális erő elérését követően (ekkor szűnik meg a tapadás a szál és az őt körülvevő habarcs között) jelentős mértékű csökkenés következik be a szálkihúzó erőben, majd több lokális csúcspont figyelhető meg. A lokális csúcspontok azzal magyarázhatók, hogy a tapadás megszűnté után a szál kihúzódsához száldeformációnak kell bekövetkeznie, ami helyi többlet teherbírást jelent. A hullámos alakú acélszálak viselkedése a szakirodalomból már ismeretes [35, 39], míg a hullámos műanyag szálak viselkedésének bemutatása új eredmény.

- **4. csoport: az egyenes, bordázott műanyag szál** erő – elmozdulás diagramjain megfigyelhető, hogy a maximális erő elérését követően folyamatos csökkenés következik be a

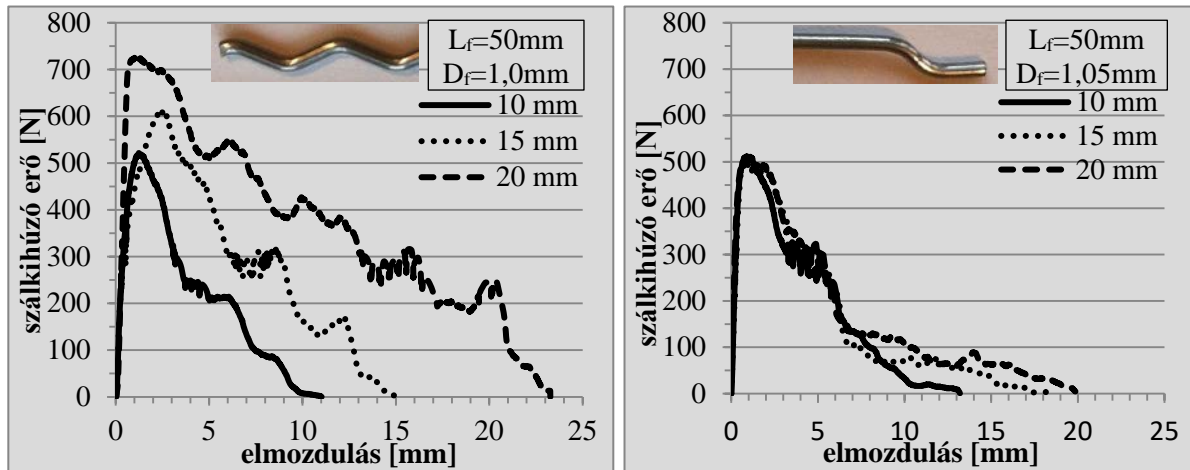
szálkihúzó erőben miközben több lokális csúcspont figyelhető meg (6.1.e) diagram). Az erő – elmozdulás diagram ezen a szakaszon megfigyelhető hullámos alakja a szál bordázott felületének kihúzódásával magyarázható.



6.1.ábra: Jellemző tönkremeneteli módok különböző alakú szálak szálkihúzása során (egyedi értékek)

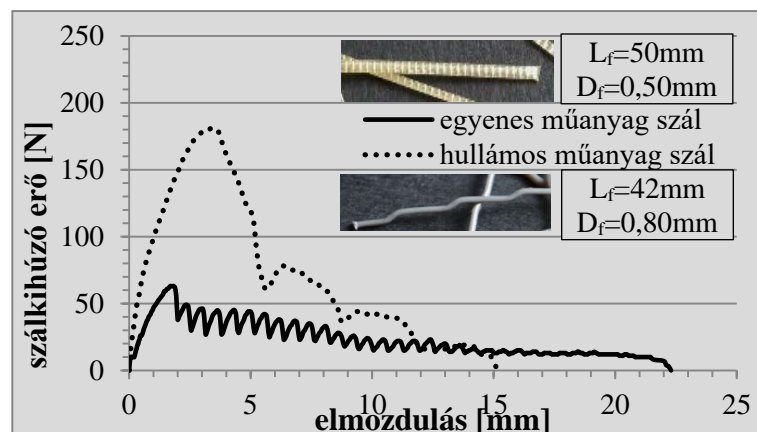
1.2. altézis: Az általam vizsgált acélszálak (gombostű fejú:  $L_f=54\text{mm}$ ,  $D_f=1,0\text{mm}$ ; kampós végű:  $L_f=50\text{mm}$ ,  $D_f=1,05\text{mm}$ ; hullámos alakú  $L_f=50\text{mm}$ ,  $D_f=1,0\text{mm}$ ; hullámos-lapos:  $L_f=50\text{mm}$ , keresztmetszet:  $0,75 \times 2,70\text{ mm}$ ) közül a kampós végű szálak a legkedvezőbbek, a hozzájuk tartozó szálkihúzó erő, a szál kihasználtsága, valamint a szálak különböző

**paraméterekre való érzékenysége (szórása) szempontjából, különös tekintettel a beágyazási hosszra.** A legnagyobb szálkihúzó erő értékeket a gombostűfejű acélszálnál figyeltem meg, de ebben az esetben a szálszakadás aránya nagyon magas volt. A kampós végű acélszálnál mért szálkihúzó erők nagysága, bár alacsonyabb a hullámos acélszálakhoz képest, de sem a beágyazási hossz sem a  $v/c$  tényező nem befolyásolta jelentős mértékben a nagyságukat. A hullámos acélszálak érzékenyek a beágyazási hossz változására, ezért ezek alkalmazása több bizonytalanságot rejt magában.



6.2.ábra: Hullámos és kampós végű acélszálak jellemző erő – elmozdulás diagramjai a beágyazási hossz függvényében  $v/c=0,4$  esetén (egyedi értékek)

**1.3. altézis:** Az általam vizsgált makro műanyag szálak (egyenes, bordázott:  $L_f=50$  mm,  $D_f=0,5$  mm; hullámos alakú:  $L_f=42$  mm,  $D_f=0,8$  mm) közül a hullámos alakú szálak kedvezőbbek, ugyanis a hozzájuk tartozó szálkihúzó erő több mint kétszerese, mint az egyenes, bordázott műanyag szálak esetében. Alacsony  $v/c$  tényező esetén ( $v/c=0,4$ ) azonban figyelembe kell venni, hogy a hullámos műanyag szálak elszakadhatnak, míg a bordázottak kihúzódnak. Ez a szál hullámos alakjával magyarázható (jobb mechanikai tapadás).



6.3.ábra: Az általam vizsgált makro műanyag szálak jellemző erő – elmozdulás diagramjai  $v/c=0,5$  esetén (egyedi értékek)

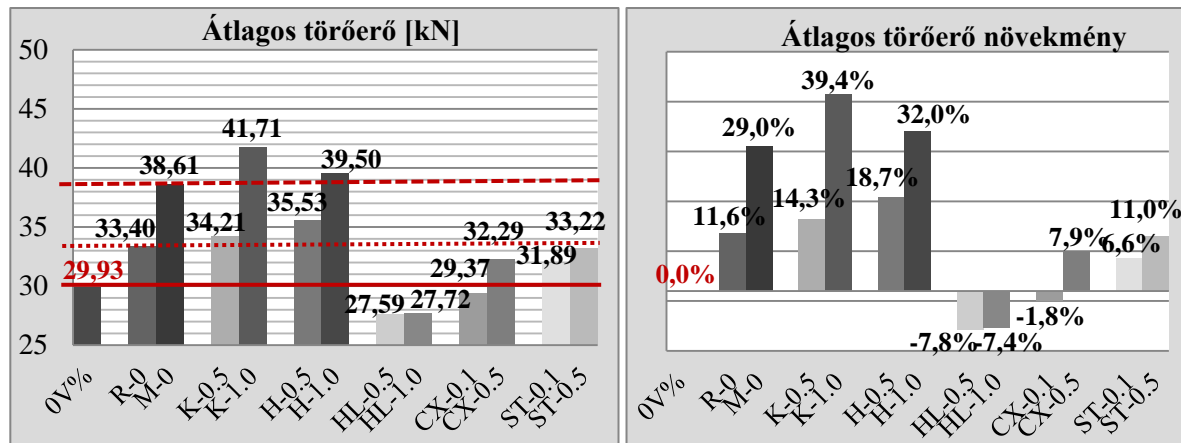


**2. tézis: Kísérletileg igazoltam, hogy a kampós végű ( $L_f=50$  mm,  $D_f=1,05$  mm) és a hullámos alakú ( $L_f=35$  mm,  $D_f=0,90$  mm) acélszálak alkalmasak a hagyományos kengyelezés kiváltására (2.1. altézis), míg az általam vizsgált makro műanyag szálak (egyenes, bordázott:  $L_f=50$  mm,  $D_f=0,5$  mm; hullámos alakú:  $L_f=42$  mm,  $D_f=0,8$  mm) csak a kengyelezés egy részének kiváltására alkalmasak (2.2. altézis és 2.3. altézis). [f, g]**

**2.1. altézis: Az általam vizsgált acélszál típusok közül a nyírási teherbírás tekintetében a hagyományos kengyelezés kiváltására a kampós végű ( $L_f=50$  mm,  $D_f=1,05$  mm), illetve a hullámos alakú ( $L_f=35$  mm,  $D_f=0,90$  mm) acélszálak alkalmasak, minimum 1,0 V% száladagolással, azonban a hullámos-lapos acélszálak ( $L_f=50$  mm, keresztmetszet:  $0,75 \times 2,7$  mm) nem alkalmasak vasbeton gerendák nyírási teherbírásának növelésére és ezáltal a kengyelezés kiváltására. [f, g]**

Az 1,0 V% - ban adagolt kampós végű vagy hullámos alakú acélszál esetén már a repesztő nyírószilárdság növekmény is számottevő volt (hullámos acélszál esetén a növekmény 16,2%, kampós végű acélszál esetében pedig 24,4% volt).

A szálak nyírási teherbírásra gyakorolt hatékonyságát három referencia gerendához tartozó teherszint elemzésével végeztem el (lásd 6.4. ábra). A sűrű kengyelezéssel ellátott gerendákhoz tartozó teherbírás szintet csak az 1,0 V%-ban adagolt kampós végű és hullámos alakú acélszálak tudták teljesíteni. A hullámos-lapos alakú acélszálak nem alkalmasak vasbeton gerendák nyírási teherbírásának növelésére és ezáltal a kengyelezés kiváltására. A kampós végű és hullámos acélszálak kis mennyiségben (0,5 V%) adagolva kis mértékben meghaladták a ritka kengyelezéshez tartozó teherbírás szintjét. A makro műanyag szál erősítésű gerendák esetén a ritka kengyelezéssel ellátott gerendákhoz tartozó teherbírás szintet csak a 0,5 V%-ban adagolt műanyag szálakkal tudtam megközelíteni. A hullámos műanyag szál esetén kis mennyiségű szál adagolás mellett is megfigyelhető volt teherbírás növekmény, de a ritka kengyelezés teherbírás szintjét ezen mennyiségű száladagolással nem lehetett elérni. Az acélszálak esetleges korróziója miatt, kültéri alkalmazás esetén, azonban megfontolandó a ritka kengyelezés és a makro műanyag szálak együttes alkalmazása is.

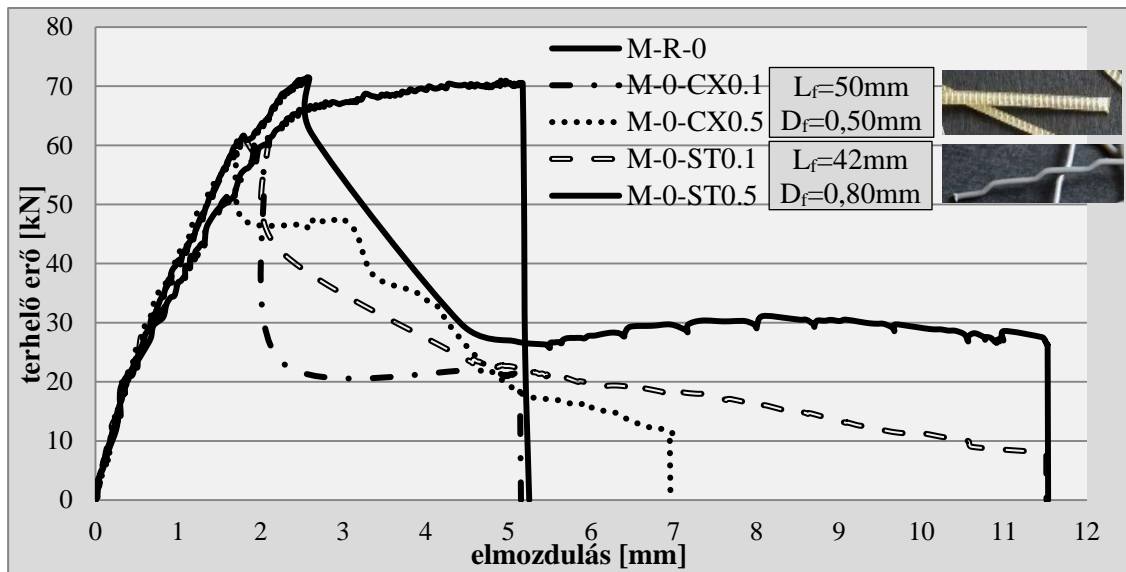


6.4.ábra: Az átlagos törőerő és a törőerő-növekmény értéke a szálak típusa és mennyisége függvényében

(Az ábra jelöléseinek magyarázata: szálerősítés nélküli gerendák esetében az R-0 a ritka kengyelezésű, az M-0 a sűrű kengyelezésű, 0% pedig a kengyelek nélküli gerendákat jelöli; szálerősítésű gerendák esetén a betű a szál típusára utal: K – kampós végű acélszál, H – hullámos acélszál, HL – hullámos-lapos acélszál, CX – egyenes, bordázott műanyag szál, ST – hullámos műanyag szál, a szám pedig a szálmennyiségek jelöli V%-ban.)

**2.2. altézis: Kísérletileg igazoltam, hogy a 0,5 V% mennyiségben adagolt makro műanyag szálak (egyenes, bordázott:  $L_f=50$  mm,  $D_f=0,5$  mm; hullámos alakú:  $L_f=42$  mm,  $D_f=0,8$  mm) a nyírási vasalás (kengyelezés) egy részének kiváltására alkalmasak, annak ellenére, hogy a repesztő nyírószilárdság nagyságát a kezdeti szakaszon kedvezőtlenül befolyásolták. [f, g]**

**2.3. altézis: Az általam vizsgált makro műanyag szálak közül a jobb tapadó képességgel rendelkező hullámos szálak ( $L_f=42$  mm,  $D_f=0,8$  mm) már 0,1 V%-ban is hatékonyan bizonyultak, míg az egyenes, bordázott műanyag szálak ( $L_f=50$  mm,  $D_f=0,5$  mm) ekkora mennyiségben egyáltalán nem bizonyulnak hatékonyan a nyírási teherbírás növelése szempontjából. [f, g]**



6.5.ábra: Makro műanyag szál erősítésű vasbeton gerendák jellemző erő – elmozdulás diagramjai (egyedi értékek)

**3. tézis: Kísérleteim alapján módosító javaslatot teszek Narayanan és Darwish (3.1. altézis), illetve Al-Ta'an és Al-Feel (3.2. altézis) kutatók által, az acélszál erősítésű vasbeton gerendák nyírási törőteherbírás számítására javasolt egyenletek műanyag szálakra történő kiterjesztésére. [h]**

Narayanan és Darwish [54] valamint Al-Ta'an és AL-Feel [55] kutatók által javasolt egyenletek acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli vasbeton gerendák nyírási törőteherbírás számításának különböző acélszál típusokra, illetve makro műanyag szálakra történő kiterjesztésére teszek javaslatot.

Narayanan és Darwish [54] kutatók az acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli vasbeton gerendák törő-nyírószilárdságának számítására a következő javaslatot tették:

$$v_u = 2,8 \cdot \frac{d}{a} \left[ 0,24 \cdot f_{spfc} + 80 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \right] + 0,41 \cdot \tau_f \cdot F \quad \frac{a}{d} \leq 2,8 \quad (1)$$

ahol,

$f_{spfc}$  :szálerezítésű betonkeverék hasító-húzószilárdsága [MPa]

$$f_{spfc} = \frac{f_c}{20 - \sqrt{F}} + 0,7 + \sqrt{F}$$

$f_c$  : szálerezítésű betonkeverék nyomószilárdsága [MPa]

$$F = \frac{L_f}{D_f} \cdot V_f \cdot d_f : \text{száltényező}$$

$L_f$  : a szál hossza [mm]     $D_f$  : a szál átmérője [mm]     $V_f$  : a szál mennyisége [V%]

$d_f$  : a szál alakjától függő konstans érték, mely

kör keresztmetszetű egyenes acélszál esetén 0,5

hullámos acélszál esetében pedig 0,75

$\tau_f$  : tapadószilárdság a szál és az azt körülvevő beton között, melynek értékét a kutatók 4,15 MPa-ra vették fel

$\rho_s = \frac{A_s}{b \cdot d}$  : húzott vashányad [%]

$b$  : a keresztmetszet szélessége [mm]     $d$  : a hatékony magasság [mm]

$A_s$  : a húzott vasalás mennyisége [mm<sup>2</sup>]

$a$  : a gerenda nyírt szakaszának hossza [mm]

**3.1. altézis: Kísérleteim alapján Narayanan és Darwish kutatók egyenletében (1) a szál alakjától függő ( $d_f$ ) tényező, valamint a tapadószilárdság ( $\tau_f$ ) értékeinek kiterjesztése szükséges, melyek általam javasolt értékeit a 6.1. táblázatban adom meg. A  $\tau_f$  tapadószilárdság és a  $d_f$  tényező értékeit a saját mérési eredményeim alapján határoztam meg.**

**6.1. táblázat: A  $\tau_f$  és  $d_f$  paraméterek általam javasolt értékei Narayanan és Darwish kutatók törő-nyírószilárdság számítására ajánlott egyenletéhez (1)**

szál típusa	$\tau_f$ [MPa]	$d_f$ [-]
kampós végű acélszál [ $L_f=50$ mm, $D_f=1,05$ mm] 	<b>8,35</b>	<b>0,50</b>
hullámos alakú acélszál [ $L_f=35$ mm, $D_f=0,9$ mm] 	<b>11,09</b>	<b>0,35</b>
hullámos-lapos acélszál [ $L_f=50$ mm, keresztmetszet: 0,75x2,7 mm] 	<b>9,95</b>	<b>0,10</b>
egyenes, bordázott műanyag szál [ $L_f=50$ mm, $D_f=0,5$ mm] 	<b>1,52</b>	<b>0,50</b>
hullámos alakú műanyag szál [ $L_f=42$ mm, $D_f=0,8$ mm] 	<b>3,78</b>	<b>0,65</b>

Al-Ta'an és Al-Feel kutatók [55] az acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli vasbeton gerendák törő-nyírószilárdságának számítására a következő javaslatot tették:

$$v_u = \left[ 1,6 \cdot \sqrt{f_c} + 960 \cdot \rho_s \cdot \frac{d}{a} \cdot \left( 2,5 \cdot \frac{d}{a} \right) + 8,5 \cdot K \cdot V_f \cdot \frac{L_f}{D_f} \right] / 9 \quad \frac{a}{d} < 2,5 \quad (2)$$

ahol,

$f_c$  : szálerősítésű betonkeverék nyomószilárdsága [MPa]

$L_f$  : a szál hossza [mm]     $D_f$  : a szál átmérője [mm]     $V_f$  : a szál mennyisége [V%]

$K$  : a szál alakjától függő konstans érték, mely  
 egyenes acélszál esetén 1,0  
 kampós végű acélszál esetén 1,2  
 hullámos acélszál esetében 1,3

$\rho_s = \frac{A_s}{b \cdot d}$  : húzott vashányad [%]






$b$  : a keresztmetszet szélessége [mm]     $d$  : hatékony magasság [mm]

$A_s$  : a húzott vasalás mennyisége [mm<sup>2</sup>]

$a$  : a nyírt szakasz hossza [mm]

**3.2. altézis: Kísérleteim alapján Al-Ta'an és Al-Feel kutatók egyenletében (2) a szál alakjától függő ( $K$ ) tényező értékeinek kiterjesztése szükséges, melyek általam javasolt értékeit a 6.2. táblázatban adom meg.**

**6.2. táblázat: A  $K$  tényező általam javasolt értékei Al-Ta'an és Al-Feel kutatók törőnyírószilárdság számítására ajánlott egyenletéhez (2)**

szál típusa	$K$ [-]
kampós végű acélszál [ $L_f=50$ mm, $D_f=1,05$ mm] 	<b>1,80</b>
hullámos alakú acélszál [ $L_f=35$ mm, $D_f=0,9$ mm] 	<b>1,80</b>
hullámos-lapos acélszál [ $L_f=50$ mm, keresztmetszet: 0,75x2,7 mm] 	<b>0,20</b>
egyenes, bordázott műanyag szál [ $L_f=50$ mm, $D_f=0,5$ mm] 	<b>0,70</b>
hullámos alakú műanyag szál [ $L_f=42$ mm, $D_f=0,8$ mm] 	<b>1,80</b>

## 7. ÖSSZEGZÉS

A PhD kutatásomban az acél és a műanyag szálerősítés hatását vizsgáltam vasbeton gerendák nyírási teherbírására laboratóriumi kísérletek segítségével. A kutatáshoz kapcsolódó kísérleteimet két ütemben végeztem el. Az első ütemben a különböző anyagú és alakú szálak tapadási tulajdonságait vizsgáltam száلكihúzó kísérletek segítségével. A második ütemben a száلكihúzó vizsgálatok eredményei alapján kiválasztott száltípusokkal, szálerősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli vasbeton gerendák nyírási teherbírását vizsgáltam.

A *száلكihúzó vizsgálatok* során, a mérés közben rögzített erő – elmozdulás értékek alapján, azt vizsgáltam, hogyan viselkednek a különböző típusú szálak a kihúzóási folyamat során. Ennek eredményeképpen, az erő – elmozdulás diagram jellegét tekintve, négy különböző lefutást figyeltem meg. Vizsgálataim során elemeztem továbbá, hogyan befolyásolja a szál alakja, beágyazási hosszának mértéke, valamint az ágyazóanyag szilárdsága a száلكihúzóási folyamatát, a maximális száلكihúzó erőt, illetve az ebből számított  $\tau_f$  tapadószilárdság mértékét. Vizsgálataim alapján az általam vizsgált acél- és műanyag szálak közül az acélszálak esetében a kampós végű, míg a műanyag szálak esetén a hullámos alakú szálakat javaslom alkalmazni.

A *nyírási teherbírás vizsgálat*hoz vasbeton gerenda próbatesteket készítettem különböző alakú, anyagú és mennyiségű száladagolással. A gerendák törő-nyírószilárdságának meghatározásához a terhelésük során rögzített erő – elmozdulás párokat használtam, míg a repesztő-nyírószilárdság meghatározása egy optikai mérőrendszer segítségével történt. A szálak alakjának, anyagának és mennyiségének a nyírási teherbírásra gyakorolt hatását elemezve a mért szilárdság értékeket összehasonlítottam más kutatók által javasolt összefüggések alapján számított nyírási teherbírás értékekkel. A kísérleteim alapján igazoltam, hogy a műanyag szálak, nagy mennyiségben (0,5 V%) adagolva, alkalmasak a nyírási vasalás (kengyelek) kiváltására, valamint, hogy a jobb tapadó képességgel rendelkező hullámos műanyag szálak már kis mennyiség esetén (0,1 V%) is hatékonyak lehetnek. Az általam vizsgált acélszál típusok közül a nyírási teherbírás tekintetében a kengyelezés kiváltására a kampós végű illetve a hullámos alakú acélszálak alkalmazását javaslom minimum 1,0 V% száladagolással. A kísérleteim alapján módosító javaslatot tettem Narayanan és Darwish valamint Al-Ta'an és Al-Feel kutatók által, az acélszál erősítésű, hagyományos nyírási vasalás (kengyelek) nélküli, vasbeton gerendák nyírási törőteherbírásának számítására javasolt egyenletek pontosítására illetőleg műanyag szálakra történő kiterjesztésére.

Jelen kutatásom folytatását illetve fejlesztését a következő irányokban tartom szükségesnek:

- a piacon megjelenő új típusú szálak vizsgálata pl. 3D és 4D acélszálak,
- a szálerősítésű vasbeton gerendák repesztő-nyírószilárdságának meghatározása laboratóriumi mérésekkel (olyan mérési elrendezés kidolgozása mely során a gerendák mindkét oldala vizsgálható az optikai mérőrendszer segítségével),
- a gerendák repesztő nyírószilárdságának számítására, más kutatók által javasolt összefüggések ellenőrzése, illetve továbbfejlesztése.

## 8. IRODALOMJEGYZÉK

### 8.1. A disszertációban szereplő hivatkozások

- [1] Jacek Katzer: *Steel fibers and steel fiber reinforced concrete in civil engineering*, The Pacific Journal of Science and Technology, 1 (2006), 53-58.
- [2] <http://www.mgepitesz.hu/tortenet> (Letöltve 2016.05.31.)
- [3] David B. Dittenber, Hota V.S. GangaRao: *Critical overview of recent publications on use of natural composites in infrastructure*, Composites: Part A, 43 (2012), 1419-1429.
- [4] M.A. Aziz, P. Paramasivam, S.L. Lee: *Prospects for natural fibre reinforced concretes in constructions*, The International Journal of Cement Composites and Lightweight Concrete, 2 (1981), 123-132.
- [5] Majid Ali, Anthony Liu, Hou Sou, Nawawi Chouw: *Mechanical and dynamic properties of coconut fibre reinforced concrete*, Construction and Building Materials, 30 (2012), 814-825.
- [6] <http://www.naturalfibres2009.org/en/fibres/index.html> (Letöltve 2015.01.14.)
- [7] Majid Ali: *Seismic performance of coconut-fibre-reinforced-concrete-columns with different reinforcement configurations of coconut-fibre ropes*, Construction and Building Materials, 70 (2014), 226-230.
- [8] Zhenghao Tang, Majid Ali, Nawawi Chouw: *Residual compressive and shear strengths of novel coconut-fibre-reinforced-concrete interlocking blocks*, Construction and Building Materials, 66 (2014), 533-540.
- [9] Libo Yan, Nawawi Chouw, Krishnan Jayaraman: *Flax fibre and its composites – A review*, Composites: Part B, 56 (2014), 296-317.
- [10] <http://www.baltic-flax.com/flax-fibres/short-flax-fiber> (Letöltve 2016.06.01)
- [11] <http://www.rudracocoproduct.com/coco-fibre.htm> (Letöltve 2016.06.01)
- [12] <http://www.btn-europe.com/organic-bamboo-fiber-manufacturing.php> (Letöltve 2016.06.01)
- [13] Zhihong Zheng, Dorel Feldman: *Synthetic fibre-reinforced concrete*, Progress in Polymer Science, 20 (1995), 185-210.
- [14] Fibrofor for Hihg Grade Termékkatalógus
- [15] <https://hu.wikipedia.org/wiki/M%C5%B1anyag> (Letöltve 2015.05.31 )
- [16] Majorosné Lublós Éva, Balázs L. György: *Műanyagszál adagolású betonok alkalmazási lehetőségei különös tekintettel a tűzállóságra*, Vasbetonépítés, 2 (2006), 57-62.
- [17] Dr. Kausay Tibor: Szálerősítésű beton (PowerPoint diasorozat) <http://www.betonopus.hu/szakmernoki/172-szalerositesu-beton.pdf> (Letöltve 2016.06.01)
- [18] [http://www.avers.hu/termekek/betonacelt\\_kivalto\\_szalak](http://www.avers.hu/termekek/betonacelt_kivalto_szalak) (Letöltve 2016.06.01)
- [19] <http://fiber-tech.hu/crackstop/> (Letöltve 2016.06.01)
- [20] <http://www.compositesworld.com/articles/the-making-of-glass-fiber> (Letöltve 2016.06.01)
- [21] [https://hu.wikipedia.org/wiki/%C3%9Cvegsz%C3%A1l\\_\(textilipar\)](https://hu.wikipedia.org/wiki/%C3%9Cvegsz%C3%A1l_(textilipar)) (Letöltve 2016.06.01)
- [22] <https://hu.wikipedia.org/wiki/Textilbeton> (Letöltve 2016.06.06.)
- [23] <https://hu.wikipedia.org/wiki/Sz%C3%A9nsz%C3%A1l> (Letöltve 2016.06.06.)
- [24] <http://zoltek.com/products/panex-35/> (Letöltve 2016.06.06.)
- [25] SIKA CarboDur és SikaWrap szén-szálal szerkezetmegerősítő rendszerek – termékkatalógus



- [26] Dr. Balázs L. György, Polgár László: *A szálerősítésű betonok múltja, jelene és jövője, Szálerősítésű betonok - a kutatástól az alkalmazásig – konferencia kiadvány, (1999), 1-23.*
- [27] Dr. Kovács Károly: *Száltípusok és azok jellemzői, Szálerősítésű betonok - a kutatástól az alkalmazásig – konferencia kiadvány, (1999), 49-56.*
- [28] Prof.Dr.-Ing. Horst Falkner, Dr.-Ing. Volker Henke: *Acélszálerősítésű beton, a kutatástól a szabványosításig, Vasbetonépítés, 4 (2004), 100-107.*
- [29] A. Grimaldi, A. Meda, Z. Rinaldi: *Experimental behaviour of fibre reinforced concrete bridge decks subjected to punching shear, Composites: Part B, 45 (2013), 811-820.*
- [30] Hyun-Ho Lee: *Shear strength and behavior of steel fiber reinforced concrete columns under seismic loading, Engineering Structures, 29 (2007), 1253-1262.*
- [31] Halvax Katalin, Dr. Lublós Éva: *Acélszálak tapadószilárdságának vizsgálata, Építőanyag, 3-4 (2012), 41-45.*
- [32] R. J. Gray: *Experimental techniques for measuring fibre/matrix interfacial bond shear strength, Int. J. Adhesion and adhesives, 4 (1983), 197-202.*
- [33] Katalin Halvax, Éva Lublós: *Investigation of steel fibers bond strength in mortar matrix, Pollack Periodica, 3 (2013), 101-110.*
- [34] A. Pompo, P. R. Stupak, L. Nicolais, B. Marchese: *Analysis of steel fibre pull-out from a cement matrix using video photography, Cement & Concrete Composites, 18 (1996), 3-8.*
- [35] Gilles Chanvillard, Pierre-Claude Aitcin: *Pull-out behavior of corrugated steel fibers, Advanced Cement Based Materials, 4 (1996), 28-41.*
- [36] Byung Hwan Oh, Ji Cheol Kim, Young Cheol Choi: *Fracture behavior of concrete members reinforced with structural synthetic fibers, Engineering Fracture Mechanics, 74 (2007), 243-257.*
- [37] M. Jamal Shannag, Rune Brincker, Will Hansen: *Pullout behavior of steel fibers from cement-based composites, Cement and Concrete Research, 27 (1997), 925-936.*
- [38] F. Laranjeira, C. Molins, A. Aguado: *Predicting the pullout response of inclined hooked steel fibers, Cement and Concrete Research, 40 (2010), 1471-1487.*
- [39] Edmunds Zile, Olga Zile: *Effect of the fiber geometry on the pullout response of mechanically deformed steel fibers, Cement and Concrete Research, 44 (2013), 18-24.*
- [40] T. Soetens, A. Van Gysel, S. Matthys, L. Taerwe: *A semi-analytical model to predict the pull-out behaviour of inclined hooked-end steel fibers, Construction and Building Materials, 43 (2013), 253-265.*
- [41] Yun Lee, Su-Tae Kang, Jin-Keun Kim: *Pullout behavior of inclined steel fiber in an ultra-high strength cementitious matrix, Construction and Building Materials, 24 (2010), 2030-2041.*
- [42] Faisal Fouad Wafa: *Properties and application of fiber reinforced concrete, JKAU: Engineering Science, 2 (1990), 49-63.*
- [43] Fatih Altun, Tefaruk Haktanir, Kamra Ari: *Effects of steel fiber addition on mechanical properties of concrete an RC beams, Construction and Building Materials, 21 (2007), 654-661.*
- [44] Y. Mohammadi, S.P Singh, S.K. Kaushik: *Properties of steel fibrous concrete containing mixed fibres in fresh and hardened state, Construction and Building Materials, 22 (2008), 956-965.*
- [45] Yoon-Keun Kwak, Marc O. Eberhard, Woo-Suk Kim, Jubum Kim: *Shear strength of steel fiber-reinforced concrete beams without stirrups, ACI Structural Journal, March-April (1999), 282-290.*
- [46] Victor C. Li, Robert Ward, Ali M. Hamza: *Steel and synthetic fibers as shear reinforcement, ACI Structural Journal, September-October (1992), 499-508.*

- [47] F. Bencardino, L. Rizzuti, G. Spadea, R.N. Swamy: *Experimental evaluation of fiber reinforced concrete fracture properties*, Composites: Part B, 41 (2010), 17-24.
- [48] M.N. Soutsos, T.T. Le, A.P. Lampropoulos: *Flexural performance of fibre reinforced concrete made with steel and synthetic fibres*, Construction and Building Materials, 36 (2012), 704-710.
- [49] Nicola Buratti, Claudio Mazzotti, Marco Savoia: *Post-cracking behaviour of steel and macro-synthetic fibre-reinforced concretes*, Construction and Building Materials, 25 (2011), 2713-2722.
- [50] Su-Jin Lee, Jong-Pil Won: *Flexural behavior of precast reinforced concrete composite members reinforced with structural nano-synthetic and steel fibers*, Composite Structures, 118 (2014), 571-579.
- [51] Su-Jin Lee, Se-Ho Kim, Jong-Pil Won: *Bond-flexural behaviour of structural nano-synthetic fibre-reinforced cementitious composites*, Composite Structures, 152 (2016), 20-33.
- [52] ASTM C 1018-79: Standard test method for flexural toughness and first-crack strength of fiber-reinforced concrete
- [53] Peng Zhang, Ya-Nan Zhao, Qing-Fu Li, Peng Wand, Tian-Hang Zhang: *Flexural toughness of steel fiber reinforced high performance concrete containing nano-SiO<sub>2</sub> and fly ash*, The Scientific World Journal, 2014 (2014), 11 pages (<http://dx.doi.org/10.1155/2014/403743>)
- [54] R. Narayanan, I.Y.S. Darwish: *Use of steel fibers as shear reinforcement*, ACI Journal, 84 (1987), 216-227.
- [55] S.A. Al-Ta'an, J.R. Al-Feel: *Evaluation of shear strength of fibre-reinforced concrete beams*, Cement & Concrete Composites, 12 (1990), 87-94.
- [56] Victor C. Li, Robert Ward, Ali M. Hamza: *Steel and synthetic fibers as shear reinforcement*, ACI Materials Journal, 89 (1992), 499-508.
- [57] Samir A. Ashour, Ghazi S. Hasanain, Faisal F. Wafa: *Shear behaviour of high-strength fiber reinforced concrete beams*, ACI Structural Journal, 89 (1992), 176-184.
- [58] Madhusudan Khuntia, Bozodar Stojadinovic, Subhash C. Goel: *Shear strength of normal and high-strength fiber reinforced concrete beams without stirrups*, ACI Structural Journal, 96 (1999), 282-290.
- [59] Yoon-Keun Kwak, Marc O. Eberhardt, Woo-Suk Kim, Jubum Kim: *Shear strength of steel fiber-reinforced concrete beams without stirrups*, ACI Structural Journal, 99 (2002), 530-538.
- [60] Emma Slater, Moniruzzaman Moni, M. Shahria Alam: *Predicting the shear strength of steel fiber reinforced concrete beams*, Construction and Building Materials, 26 (2012), 423-436.
- [61] Ardavan Yazdanbakhsh, Salah Altoubat, Klaus-Alexander Rieder: *Analytical study on shear strength of macro synthetic fiber reinforced concrete beams*, Engineering Structures, 100 (2015), 622-632.
- [62] D.H. Lim, B.H. Oh: *Experimental and theoretical investigation on the shear of steel fibre reinforced concrete beams*, Engineering Structures, 21 (1999), 937-944.

## 8.2. A disszertáció témakörében megjelent publikációim

- [a] Halvax Katalin, Lublós Éva: *Szálerősítésű betonok alkalmazási területe*, Beton, 20 (2012), pp. 3-8.
- [b] Halvax Katalin, Lublós Éva: *Acélszálak tapadószilárdságának vizsgálata*, Építőanyag, 3-4 (2012), pp. 41-45.

- [c] Katalin Halvax, Éva Lublóy: *Steel fiber reinforced concrete – shear strength*, Acta Technica Jaurinensis, 5 (2012), pp. 149-166.
- [d] Katalin Halvax, Éva Lublóy: *Investigation of steel fibers bond strength in mortar matrix*, Pollack Periodica, 8 (2013), pp. 101-110.
- [e] Katalin Halvax, Éva Lublóy: *Pull-out behavior of steel fibers*, Proceedings of the 7th International Conference Fibre Concrete 2013, Prague, Czech Republic (2013), 10 p.
- [f] Katalin Halvax, Éva Lublóy: *Investigation of SFRC beams shear load bearing capacity*, Proceedings of the Second International Conference for PhD Students in Civil Engineering and Architecture, Cluj-Napoca, Romania (2014), pp. 398-405.
- [g] Halvax Katalin, Lublóy Éva: *Szálerősítésű beton nyírási teherbírásának vizsgálata*, Vasbetonépítés, (megjelenés alatt)
- [h] Halvax Katalin, Lublóy Éva: *Szálerősítésű betonok nyírási teherbírásának számítása*, Vasbetonépítés, (megjelenés alatt)