

HORVÁTH ROLAND^{1,2}, BEREZVAI SZABOLCS¹

A SZÁLORIENTÁCIÓ VÁLTOZÁSÁNAK HATÁSA FOLYTONOS SZÁLERŐSÍTÉSŰ KOMPOZIT LAMINÁTUMOK MECHANIKAI TULAJDONSÁGAIRA

THE EFFECT OF FIBER REORIENTATION ON THE MECHANICAL PROPERTIES OF CONTINUOUS FIBER REINFORCED COMPOSITES LAMINATES

A szálorientáció változás fontos szerepet játszik a kompozitok mechanikai viselkedésében, mivel ez a jelenség független az alkalmazott anyagmodellektől (konstitutív törvényektől), és merevebb vagy éppen lágyabb viselkedést eredményezhet. Ezért az anyagparaméter illesztés során is számolni kell ezzel a jelenséggel, hiszen a nem megfelelő anyag, illetve tönkremeneteli paraméter választás nagy hibához vezethet a tervezés későbbi fázisaiban. A szálorientáció változás hatásának figyelembevétele érdekében egy új anyagmodell került kifejlesztésre, majd implementálásra az LS-DYNA kereskedelmi végeselemes szoftverben. Az új anyagmodell segítségével az elvégzett validációs mérések reprodukálhatók és pontosabb tönkremeneteli feszültségállapotok számíthatók, ezáltal a tönkremeneteli modellek paraméterei is pontosabban illeszthetők.

Fiber reorientation plays an important role in the mechanical behaviour of composites, since this phenomenon is independent from the applied constitutive laws and can lead to stiffer or softer response. For this reason, it must also be taken into account during the fitting of material parameters, as the misfitted constitutive or failure parameters can lead to major errors in the later stages of the design process. A novel non-linear in-plane elastic constitutive model is developed for continuous fiber reinforced laminates to account for this problem. The proposed material model is also implemented as a user-defined material subroutine in the commercial finite element software LS-DYNA. Moreover, the proposed material model is also validated via simulations of real-world measurement results and used to obtain more precise failure stress states, in order to achieve a better fitting parameter set.

1. BEVEZETÉS

A folytonos szálerősített kompozitok alkalmazása egyre nagyobb népszerűségnek örvend különböző iparágakban, például a repülőgépiparban [1, 2] vagy az autóiparban [3]. Ez a tendencia a modern kompozitok kitűnő szilárdság/sűrűség arányának köszönhető.

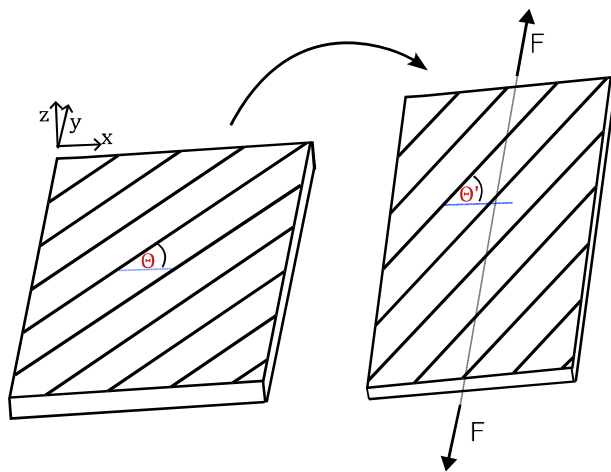
A kompozit szerkezetek tervezése során felmerülő kockázati tényezők feltárásához általában az úgynevezett *building block* [4] megközelítés alkalmazható. Ebben a szekvenciális lépésekre bontott tervezési módszerben a soron következő tervezési szintre számos mérés elvégzésével lehet továbblépni, amely mérések célja a technológiai kockázatok felismerése, mielőtt egy komplexebb szinten vizsgálnánk a szerkezetet. Azonban, a kompozitok mechanikai viselkedése megfelelően leírható kellően pontos numerikus vagy analitikus modellekkel, így redukálható

a mérések száma. Ezáltal a tervezési költségek csökkenthetők, miközben maga a tervezési fázis felgyorsul úgy, hogy a végtermék minősége és megbízhatósága változatlan marad.

Transzverzálisan izotróp anyagok esetében (amelyek egy kitüntetett irányra merőleges síkon izotróp viselkedést mutatnak, pl. UD laminátumok esetén a szálirányra merőleges síkon) mechanikai terhelések hatására gyakran következik be a szálak átrendeződése [5]. Ez a jelenség a kompozitok mechanikai tulajdonságaiban is nagy szerepet játszik, mivel az erősítő szálak a terhelés irányába befordulva merevebb viselkedést eredményeznek, mint ami a konstitutív egyenletekből várható lenne. Az 1. ábra szemlélteti a nem szálirányú terhelés miatt létrejövő szálorientáció torzulást.

¹ Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem, Gépészmérnöki Kar, Műszaki Mechanikai Tanszék, 1111 Budapest, Műegyetem rkp. 3.

² eCon Engineering Kft., 1116 Budapest, Kondorosi út 3.



△ 1. ábra: A deformáció miatt bekövetkezett szálorientáció változás

Számos kutatás foglalkozik a szimmetrikus $\pm\alpha$ rétegrendű kompozitokban fellépő úgynevezett ollózás jelenségével [6-8], amely a fent említett szálorientáció torzulás egy speciális esete. Az ollózás jelensége rendkívül fontos az ISO 14129 szabványos mérés [9] esetében, ugyanis ez a mérés $\pm 45^\circ$ szimmetrikus rétegrendet követel meg és csak 5% nyírási szögtorzulási határig pontos az ollózás jelensége miatt. Azonban, a mai modern alkalmazásokban gyakran előfordulnak jóval nagyobb deformációt megengedő szerkezetek is $\pm\alpha$ szimmetrikus rétegrend felépítéssel, pl. szárny szerkezetek [10] vagy nyomástartó edények esetében [11]. Továbbá, ha a tönkremenetel egy kompozit próbatestben 5% szögtorzulás után következik be, számolni kell a szálak orientáció változásával a tönkremeneteli feszültség állapotok meghatározásánál, annak érdekében, hogy a legjobb tönkremeneteli modellt tudjuk illeszteni az adott anyagra.

A fent bemutatott szögtorzulás jelenségének figyelembevétele érdekében egy új nem-lineáris ortotrop síkbeli anyagmodell került kifejlesztésre folytonos szálerősítésű rétegelt kompozitokra. A modellnek része egy nemlineáris rugalmas konstitutív egyenlet, amely megkülönbözteti a húzás és nyomási irányokat, emellett tartalmazza a deformáció indukált szálorientáció változást is, amelyet a végelelemes szoftverek jelenleg nem tudnak kezelni. A modell teljeskörűen implementálásra került az LS-DYNA [12] kereskedelmi végelelemes szoftverben, mind explicit, mint implicit szimulációkra, továbbá alkalmazható héj és 3D elemekre is. Egy üvegszál erősítésű, poliészter mátrixú kompozit anyagon elvégzett mérések eredményei alapján megállapítható, hogy az anyagmodell segítségével nagy pontossággal reprodukálható és számítható a feszültség állapot. A tönkremeneteli feszültség állapotok alapján egy belső fejlesztésű, adat alapú illesztő program segítségével pedig a tönkremeneteli modell paraméterek is meghatározhatók.

2. AZ ANYAGMODELL LEÍRÁSA

Az alkalmazott konstitutív egyenletek a kompozit anyag rétegszintű viselkedését írják le (itt sík feszültségi állapotot feltételezünk). A rétegek közötti viselkedést nem vettük figyelembe, mivel vékony lemezek esetében, ahol a vastagság elhanyagolható

nagyságú a síkbeli kiterjedéshez képest, annak nincs szignifikáns hatása [13]. Továbbá, a síkbeli feszültség állapot leírásához inkrementális megközelítést és általános Hooke-törvényt alkalmazva jutunk, amely kifejezhető, mint

$$\Delta\sigma = \mathbf{C}(\epsilon)\Delta\epsilon, \quad (1)$$

ahol $\sigma = [\sigma_1 \ \sigma_2 \ \tau_{12}]^T$, $\epsilon = [\epsilon_1 \ \epsilon_2 \ \gamma_{12}]^T$ és $\mathbf{C}(\epsilon)$ az adott nyúlás állapothoz tartozó érintő merevségi mátrix (az 1, 2 és 12 alsó indexek a szálirány, keresztirány és a síkbeli nyíró irányt jelölik). A szakirodalomban található mérések arra engednek következtetni, hogy a szálirányt lineárisnak feltételezhetjük [14-16] E_{1t} és E_{1c} modulusokkal (a t alsó index a tensile, míg a c a compressive szavakat rövidítik). A nemlineáris kereszt- és nyírási irányra pedig a Ramberg-Osgood egyenlet egy változatát alkalmaztuk [17, 18]:

$$\sigma = \frac{E\epsilon}{\left(\left(\frac{E\epsilon}{Y_0}\right)^p + 1\right)^{\frac{1}{p}}}, \quad (2)$$

ahol σ lehet σ_2 vagy τ_{12} , ϵ pedig ϵ_2 vagy γ_{12} , ezenkívül a Ramberg-Osgood paraméterek a kezdeti modulusz (E), az aszimptotikus feszültség érték (Y_0) és az alak paraméter (p). Mivel a húzási és nyomási irányt megkülönböztetjük, így összesen 6 paraméter ($E_t, Y_{0t}, p_t, E_c, Y_{0c}, p_c$) írja le a kereszt irányú viselkedést, míg a nyírást 3 paraméterrel (G, Y_0, p) karakterizálhatjuk. Felhasználva a (2) egyenletet a következő összefüggésre juthatunk az érintő moduluszokat tekintve:

$$E_2(\epsilon_2) = \frac{d\sigma_2}{d\epsilon_2} = \frac{E_2}{\left(\left(\frac{E_2\epsilon_2}{Y_{0x}}\right)^{p_x} + 1\right)^{\frac{p_x-1}{p_x}}}, \quad (3)$$

$$G_{12}(\gamma_{12}) = \frac{d\tau_{12}}{d\gamma_{12}} = \frac{G}{\left(\left(\frac{G\gamma_{12}}{Y_0}\right)^p + 1\right)^{\frac{p-1}{p}}}, \quad (4)$$

ahol az alsó indexben szereplő x lehet t vagy c (ϵ_2 előjelétől függően). A probléma ezzel a megközelítéssel az, hogy mivel E_t/E_c aránya változik a deformáció során, így a merevségi mátrix nem lesz szimmetrikus, hiszen a Poisson tényező aránya változatlan. Erre a problémára a szakirodalomban fellelhető megoldást alkalmaztuk [19], ami a geometriai átlagot használja fel a főátlón kívüli elemekre a mátrixban. Tehát az engedékenységi mátrix (a merevségi mátrix inverze) a következő alakban írható (egy adott ϵ -hoz):

$$\mathbf{C}^{-1}(\epsilon) = \mathbf{H}(\epsilon) = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\sqrt{\frac{\nu_{12}\nu_{21}}{E_1 E_2}} & 0 \\ -\sqrt{\frac{\nu_{12}\nu_{21}}{E_1 E_2}} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix}, \quad (5)$$

amelyből kiszámolhatjuk a merevségi mátrixot.

A végelelemes implementáció során az anyagmodell szubrutinnak meg kell határoznia a feszültség értékét a következő idő lépésben (az $n+1$ -ik időlépésben: σ^{n+1} , adott nyúlási inkrementumok és előző feszültség értékek ($\sigma^n, \Delta\epsilon^n$) függvényeként az elem x, y koordináta rendszerében, amely akár foroghat a globális koordináta rendszerhez képest). A szálorientáció változást az n -ik időlépésben pedig az inkrementális deformációs gradienssel határozhatjuk meg:

$$\Delta \mathbf{F}^n \approx \begin{bmatrix} 1 + \Delta \varepsilon_x^n & \Delta \gamma_{xy}^n / 2 \\ \Delta \gamma_{xy}^n / 2 & 1 + \Delta \varepsilon_y^n \end{bmatrix} \quad (6)$$

amely segítségével a szálorientációt leíró vektort ($\mathbf{v}^n$) „frissíthetjük”: $\mathbf{v}^{n+1} = \Delta \mathbf{F}^n \mathbf{v}^n$. Meghatározva a $\mathbf{v}^{n+1}$ Θ szögét (2. ábra) pedig a jól ismert transzformációs mátrixot írhatjuk fel $c = \cos \Theta$ és $s = \sin \Theta$ felhasználásával:

$$\mathbf{T}^n = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & cs \\ -2cs & 2cs & c^2 - s^2 \end{bmatrix}, \quad (7)$$

amely leképezi a nyúlásokat az elem koordináta rendszeréből a szálirányhoz rögzített koordináta rendszerhez ($\mathbf{T}: \boldsymbol{\varepsilon}_{x,y} \rightarrow \boldsymbol{\varepsilon}_{1,2}$).

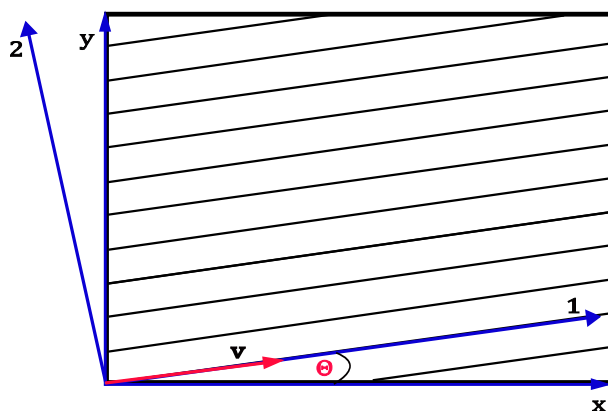
Összefoglalva a következő algoritmust implementáltuk az LS-DNYA végeelemes szoftverben:

1. A szálak új orientációjának kiszámítása $\Delta \mathbf{F}^n$ és $\mathbf{v}^n$ -ből.
2. A nyúlásvektor leképezése a szálakhoz rögzített koordináta rendszerbe az elem koordináta rendszeréből: $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{1,2}^n = \mathbf{T}^n \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{x,y}^n$.
3. A feszültég növekmény meghatározása az (1) diszkretizált formája szerint: $\Delta \boldsymbol{\sigma}_{1,2}^n = \mathbf{C} \boldsymbol{\varepsilon}_{1,2}^{n-1} \Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{1,2}^n$.
4. A feszültség növekmény visszaforgatása az elem koordináta rendszerébe: $\Delta \boldsymbol{\sigma}_{x,y}^n = (\mathbf{T}^n)^T \Delta \boldsymbol{\sigma}_{1,2}^n$.
5. A feszültség válasz meghatározása az elem koordináta rendszerében: $\boldsymbol{\sigma}_{x,y}^{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{x,y}^n + \Delta \boldsymbol{\sigma}_{x,y}^n$.

3. ADATALAPÚ TÖNKREMENTELI MODELL ILLESZTÉS

A megvalósított adatalapú tönkremeneteli illesztő módszer [20] irodalomban megtalálható. Részletes magyarázatok nélkül a főbb pontjai a módszernek a következők:

- A „1st ply failure” modell illesztése a tönkremeneteli feszültségi állapotokra a négyzetes hiba minimalizálásával.
- A következő modellek érhetőek el a módszerben: maximum feszültség és nyúlás, Hoffmann, Tsai-Hill UD, Tsai-Wu, Hashin, Puck.
- Modell paraméter identifikáció analízis. Ha egy modellnek van 0 közeli érzékenységi paramétere az adott feszültségi adatokra, akkor az adott modell nem identifikálható.



△ 2. ábra: A szálhoz rögzített koordináta rendszer

- Az illesztés robusztusságának ellenőrzése a névleges illesztési eredményeket felhasználó adat-összehangolási módszer segítségével. Az illesztési hiba mérsékelt változása azt jelenti, hogy az illesztett burkológörbe alakja a $\sigma_1, \sigma_2, \tau_{12}$ koordináta-rendszerben a pontokhoz igazodik, egyedi pontossággal.
- A legjobb elméleti modell kiválasztása a nem identifikálható paraméterek száma és a hiba eloszlása szerint. Később csak a legjobb modellel haladunk tovább.
- A „Design of Experiments” (DoE) módszer felhasználásával a mérési adatokból a leginformatívabbak megtartása.
- Utolsó lépésként pedig bayesi statisztikai módszer segítségével a szilárdságok kumulatív eloszlás függvényei kerülnek illesztésre.

Az implementált anyagmodell lehetővé teszi azon feszültség állapotok meghatározását, ahol az ollózás jelensége nagy hibát okozna. Ezáltal az illesztés szempontjából releváns feszültség állapotok pontosabban meghatározhatók a $\sigma_1, \sigma_2, \tau_{12}$ térben.

4. MÉRÉSI EREDMÉNYEK

A szálorientáció változás hatásának bemutatására méréseket végeztünk egy üvegszál erősített, poliészter mátrixú kompoziton, amelyekre tönkremeneteli modellel illesztettünk. Az elvégzett méréseket az 1. táblázat mutatja be.

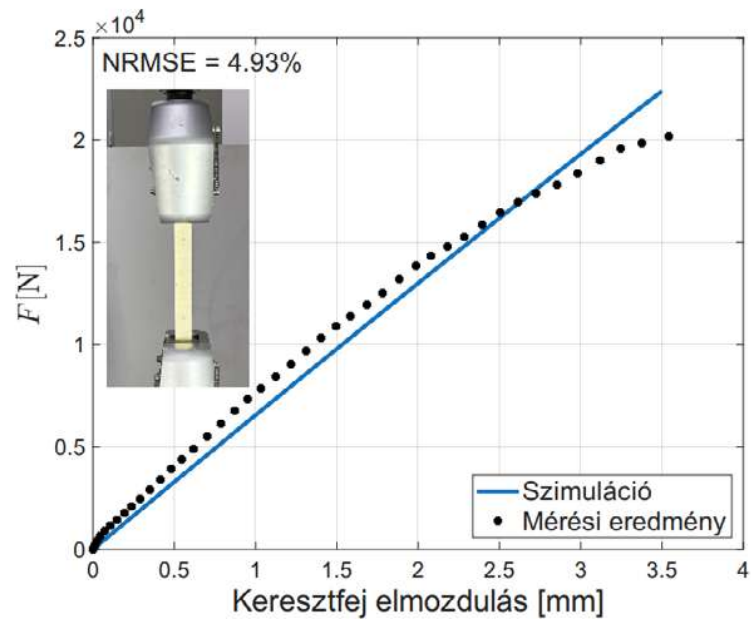
1. táblázat: Az elvégzett mérések

Teszt típus	Rétegrend (vastagság, orientáció)
0°-os húzó	2,3 mm, 0°
90°-os húzó	2,34 mm, 90°
0°-os nyomó	3,27 mm, 0°
90°-os nyomó	3,295 mm, 90°
±45°-os húzó	[0,23 mm, ±45°] ₄₅
45°-os nyomó	3,271 mm, 45°

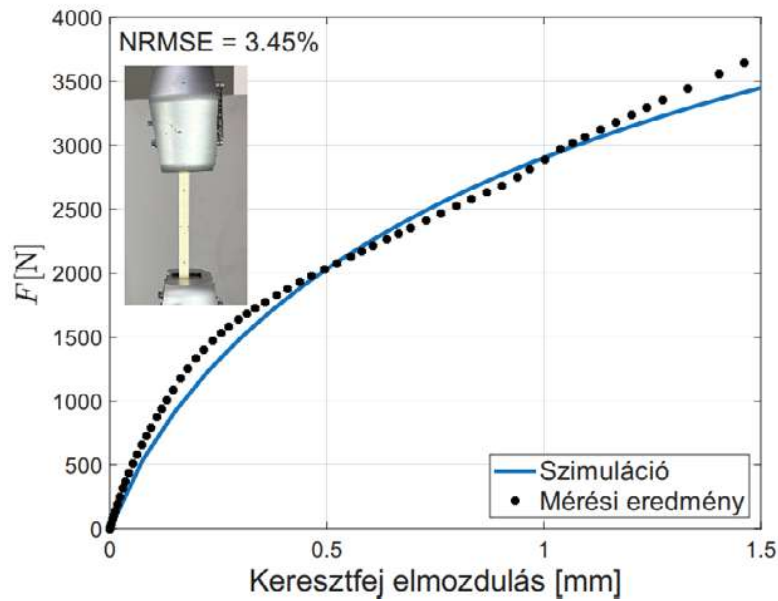
Az új anyagmodell illesztése csak a húzó tesztek alapján történt, ugyanis egyedül a ±45°-os húzó tesztnek nem számíthatók analitikusan a tönkremeneteli feszültségi állapotok az ollózás jelensége miatt. A tönkremeneteli modell illesztése a húzó és nyomó mérések együttes felhasználásával történt. Az illesztett anyagparaméterek a 2. táblázatban találhatók, míg az illesztések eredményei és a mérési elrendezés a 3-5. ábrákon láthatók (egyedül a ±45°-os húzó tesztnek volt közvetlen nyúlásmérés, a többi mérésnél a nyúlást a keresztfej elmozdulásból határoztuk meg), a négyzetes középhiba gyöke (RMSE) egy normalizált

2. táblázat: Az illesztett anyagparaméterek

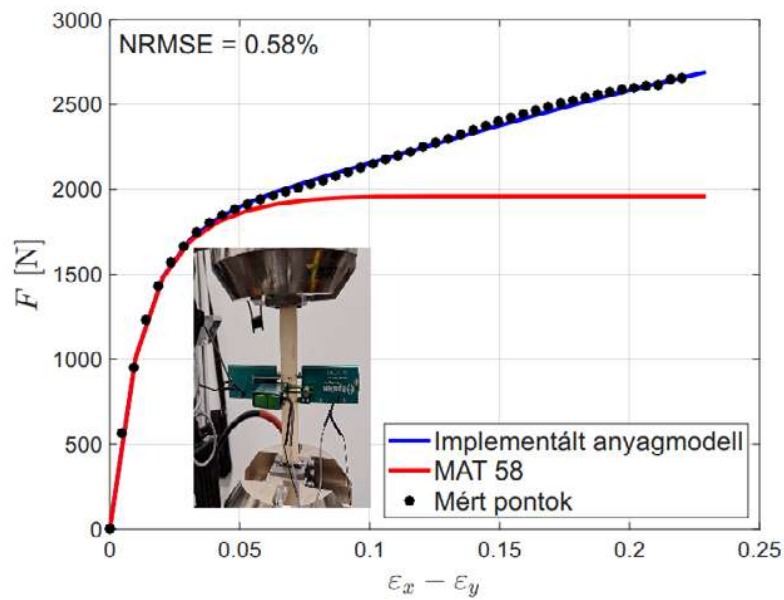
$E_{11} = 28,14$ GPa	$\nu_{21} = 0,275$
$E_{21} = 21,94$ GPa	$G = 1472$ MPa
$Y_{01} = 130$ MPa	$Y_0 = 23,1$ MPa
$p_1 = 1,61$	$p = 1,44$



3. ábra: Szimulációs eredmény a 0°-os húzó
teszt esetében



4. ábra: Szimulációs eredmény a 90°-os húzó
teszt esetében



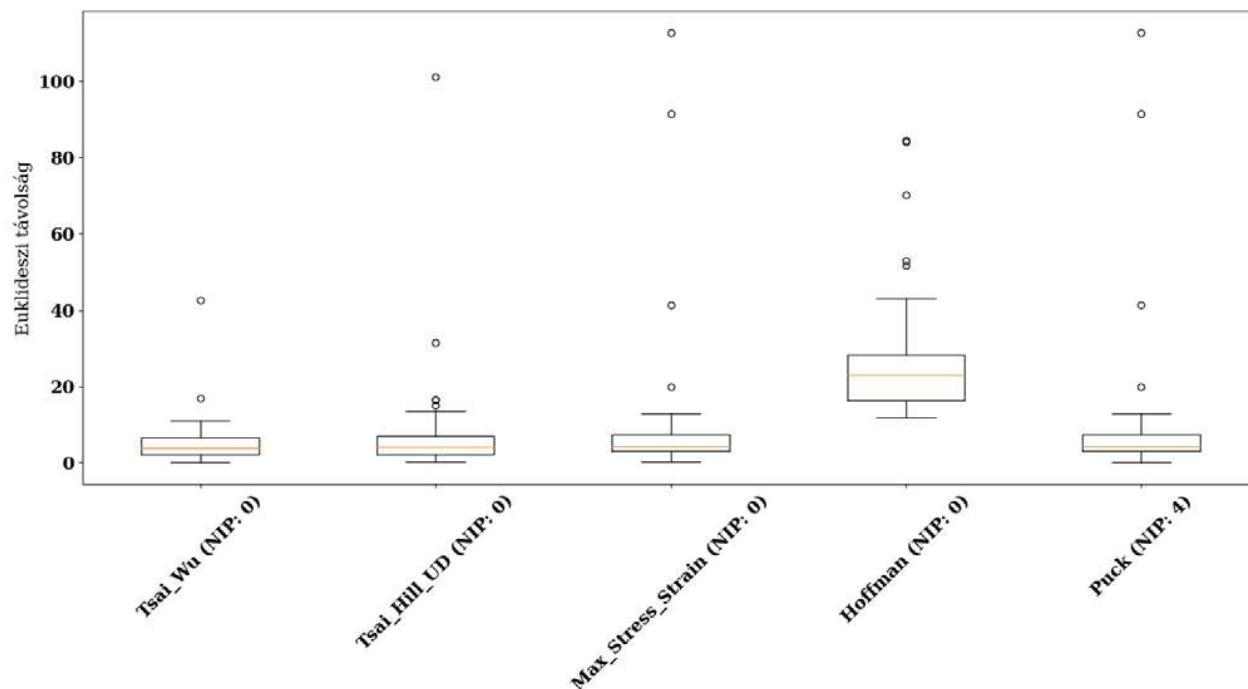
5. ábra: Szimulációs eredmény a $\pm 45^\circ$ -os húzó
teszt esetében

változtatást is feltüntettük a diagramokon: $\text{NRMSE} = \text{RMSE} / \max \gamma_i$, ahol γ_i a mért pontok értékei.

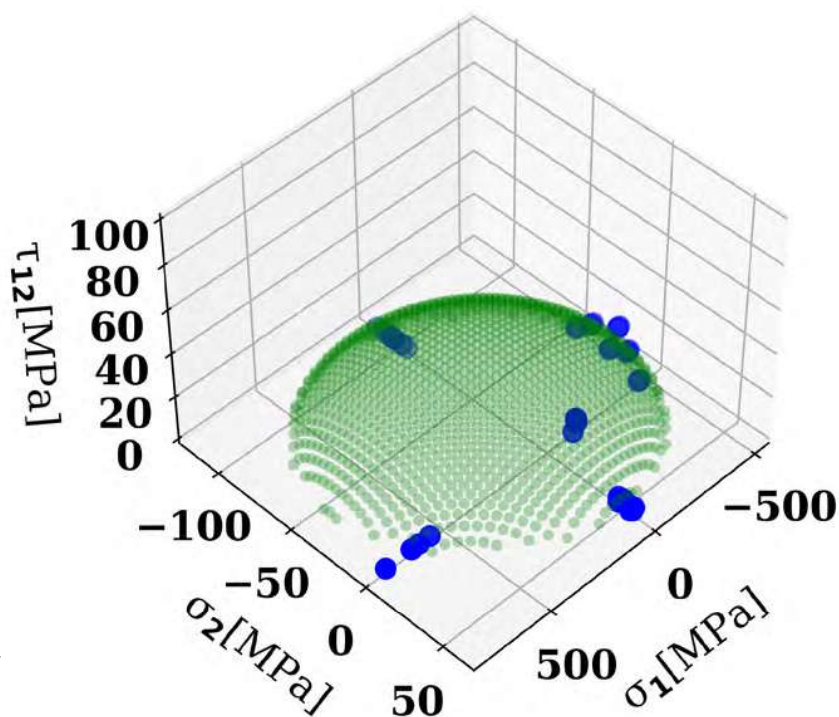
Az 5. ábrán látható mérésnél a próbatest kereszt-, illetve hosszirányú nyúlását egyaránt mértük és az ISO14129-es szabványnak megfelelően 5%-os szögtorzulásig ($\gamma_{12} = \epsilon_x - \epsilon_y$, ha $\gamma_{12} \leq 5\%$) illesztettük az anyagparamétereket, az 5%-os határ után pedig az implementált anyagmodell az ollózás jelenség figyelembevételével határozta meg a reakcióerőt. Egy másik beépített nemlineáris

ortotrop anyagmodellel (MAT58) is lefuttattuk a mérés szimulációját ugyanazon paraméterekkel. Ezáltal látható, hogy a száorientáció változás mekkora szerepet játszik és a kifejlesztett anyagmodell képes előre jelezni a várható reakcióerőt.

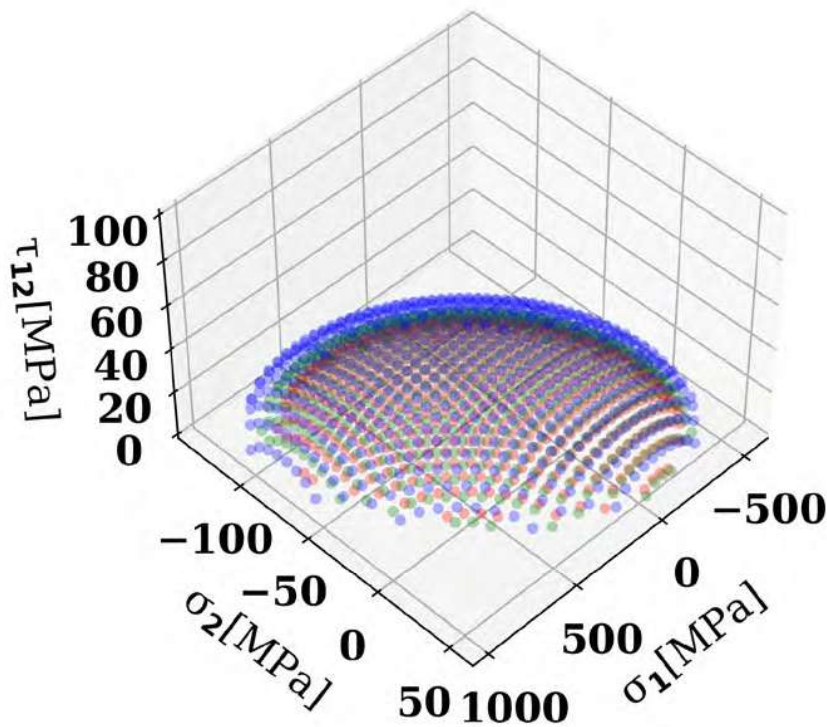
A 6. ábrán a különböző modelleket hasonlítottuk össze dobozdiagramok segítségével, ahol egy adott tönkremeneteli modellnél a pontok a mérési eredmény és a tönkremeneteli felület közti távolságot jelentik (minél kisebb egy modellhez tartozó érték,



△ 6. ábra: A tönkremeneteli modellek teljesítményei



▷ 7. ábra: A tönkremeneteli állapotok (kék pontok) és legjobban illeszkedő Tsai-Wu tönkremeneteli felület



◁ 8. ábra: A tönkremeneteli felület változása a mérési eredmények szórását figyelembe véve

annál jobban írja le a tönkremeneteli felületet, az NIP pedig a nem identifikálható paraméterek számát jelenti). A 7. ábra a Tsai-Wu tönkremeneteli modellt mutatja, amely a legjobban írja le a kapott tönkremeneteli felületet, ezenfelül a tönkrementeli feszültség állapotok is ábrázolva vannak a $\sigma_1, \sigma_2, \tau_{12}$ térben. Továbbá, a 8. ábrán láthatjuk a szilárdságok szórása miatt módosított felületet, ahol a kék pontfelhő által kijelölt felület a külső, míg a piros pontfelhő általi a belső burkoló.

5. ÖSSZEFOGLALÁS

A jelen kutatásban a deformáció miatt létrejövő szálorientáció változásnak a hatását mutattuk ki a kompozitok mechanikai viselkedésére. Bevezetésre és implementálásra került egy saját fejlesztésű anyagmodell LS-DYNA végelelemes környezetben, majd mérési eredményekkel validáltuk az alkalmazott numerikus algoritmust. Végül a modell felhasználásával tönkrementeli feszültségeket állítottunk elő a mérések VEM szimulációi segítségével, amely adatokra egy belső fejlesztésű tönkrementeli felület illesztő szoftvert alkalmazva megkaptuk a legjobban illeszkedő tönkremeneteli modellt.

KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS

A 2025-2.1.2-EKÖP-KDP-2025-00005 számú projekt a Kulturális és Innovációs Minisztérium, Nemzeti Kutatási, Fejlesztési és Innovációs alapról nyújtott támogatásával, az EKÖP_KDP-25-1-BME-1 pályázati program finanszírozásában valósult meg. A kutatást a Nemzeti Kutatási, Fejlesztési és Innovációs Hivatal K 146236

és NKKP STARTING 149473 pályázata támogatta. A kutatás a Bolyai János Kutatási Ösztöndíj támogatásával készült.

Munkánkat a Nemzeti Kutatási, Fejlesztési és Innovációs Hivatal támogatta az NKFIH Alapból, az Erősített és erősítetlen polimer anyagok nemlineáris mechanikai viselkedésének precíziós jellemzése mérnöki szimulációkhoz (2020-1.1.2-PIACI-KFI-2021-00314) című projekt keretében.

IRODALOMJEGYZÉK

- [1] C. Soutis, Fibre reinforced composites in aircraft construction, Progress in Aerospace Sciences 41 (2) 143-151 (2005).
- [2] M. R. Zakaria, F. N. A. M. Sabri, H. M. Akil, Advanced hybrid fiber-reinforced composites for high material performance, Elsevier, 53-64 (2021).
- [3] J. Holbery, D. Houston, Natural-fiber-reinforced polymer composites in automotive applications, JOM 58 (11) 80-86 (2006).
- [4] US Department of Defense, Military Handbook, Polymer Matrix Composites, US Department of Defense, mL-HDBK-17-3F (2002).
- [5] G. Himpel, A. Menzel, E. Kuhl, P. Steinmann, Timedependent fibre reorientation of transversely isotropic continua – finite element formulation and consistent linearization, International Journal for Numerical Methods in Engineering 73 (10) 1413-1433 (2007).
- [6] C. Sun, The effect of deformation-induced change of fiber orientation on the non-linear behavior of polymeric

- composite laminates, *Composites Science and Technology* 60 (12-13) 2337-2345 (2000).
- [7] S. Eskandari, F. Andrade Pires, P. Camanho, A. Marques, Intralaminar damage in polymer composites in the presence of finite fiber rotation: Part I Constitutive model, *Composite Structures* 151 114-126 (2016).
 - [8] A. Tabiei, I. Ivanov, Fiber reorientation in laminated and woven composites for finite element simulations, *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 16 (5) 457-474 (2003).
 - [9] ISO 14129: 1997. Fibre-reinforced plastic composites, Determination of the in-plane shear stress/shear strain response, including the in-plane shear modulus and strength, by the plus or minus 45 degree tension test method. Geneva, Switzerland: ISO/TC 61/SC 13; 1997. 9p.
 - [10] S. Guo, W. Cheng, D. Cui, Aeroelastic tailoring of composite wing structures by laminate layup optimization, *AIAA Journal* 44 (12) 3146-3150 (2006).
 - [11] H. H. Mian, G. Wang, U. A. Dar, W. Zhang, Optimization of composite material system and lay-up to achieve minimum weight pressure vessel, *Applied Composite Materials* 20 (5) 873-889 (2013).
 - [12] L.-D. Dev, LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL VOLUME II Material Models, ANSYS (2024).
 - [13] S. P. Timoshenko, S. Woinowsky-Krieger, *Theory of Plates and Shells*, 2nd Edition, McGraw-Hill, New York (1959).
 - [14] M. Zschehye, R. Böhm, A. Hornig, J. Gerritzen, M. Gude, Rate dependent non-linear mechanical behaviour of continuous fibre-reinforced thermoplastic composites experimental characterisation and viscoelastic-plastic damage modelling, *Materials and Design* 193 108827 (2020).
 - [15] S. Kyriakides, R. Arseculeratne, E. Perry, K. Liechti, On the compressive failure of fiber reinforced composites, *International Journal of Solids and Structures* 32 (6-7) 689-738 (1995).
 - [16] S. Deng, L. Ye, Y.-W. Mai, H.-Y. Liu, Evaluation of fibre tensile strength and fibre/matrix adhesion using single fibre fragmentation tests, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 29 (4) 423434 (1998).
 - [17] T. A. Bogetti, J. W. Gillespie, M. A. Lamontia, The influence of ply waviness with nonlinear shear on the stiffness and strength reduction of composite laminates, *Journal of Thermoplastic Composite Materials* 7 (2) 76-90 (1994).
 - [18] T. A. Bogetti, C. P. Hoppel, V. M. Harik, J. F. Newill, B. P. Burns, Predicting the nonlinear response and progressive failure of composite laminates, *Composites Science and Technology* 64 (3-4) 329-342 (2004).
 - [19] A. Tabiei, J. Wu, Three-dimensional nonlinear orthotropic finite element material model for wood, *Composite Structures* 50 (2) 143-149 (2000).
 - [20] A. Kummer, Á. Ipkovich, L. Kovács, B. Fodor, J. Abonyi: Iterative Experimental Design and Identifiability Analysis of Composite Material Failure Models, *Heliyon* 10(9) 1-24 (2024).

A POLIMEREK szakmai folyóiratot a Magyar Tudományos Akadémia Műszaki Tudományok Osztálya hazai, lektorált tudományos folyóiratnak fogadja el, a Magyar Tudományos Művek Tárában (MTMT) is magyar nyelvű, lektorált folyóiratként van nyilvántartva.

Ezt jelzi *Lektorált tudományos közlemények* rovatunk, amelyben az egyetemektől és tudományos kutatóintézetektől kapott tudományos cikkeket a nemzetközi elvárásoknak megfelelően, a Tudományos Szerkesztőbizottságunk (egyetemi tanárok, MTA doktorok) lektorálása után közöljük.

A tudományos cikkeknel külön jelölve van a rovatcímében, hogy *Lektorált tudományos közlemény*, ezek felépítése megfelel a szigorú nemzetközi normáknak, a magyar mellett angol nyelvű absztrakt foglalja össze az eredményeket, a cikk bevezetése tartalmazza a tudomány jelenlegi állását megfelelően alátámasztva hivatkozásokkal. A következő részben modern eszközökkel és módszerekkel elért eredményeket mutatják be a szerzők, az összefoglalás pedig rendszerezi a cikk eredményeit. A cikkek végén a köszönetnyilvánítás és az egyetemes irodalmi hivatkozás szerepel. Mindezek alapján valósulhatott meg, hogy a POLIMEREK az MTMT-ben lektoráltként szerepel mind a PhD, mind az MTA doktori eljárásokban – elismert és elfogadott folyóiratként.