



M Ű E G Y E T E M 1 7 8 2

BUDAPESTI MŰSZAKI ÉS GAZDASÁGTUDOMÁNYI EGYETEM

GÉPÉSZMÉRNÖKI KAR

POLIMERTECHNIKA TANSZÉK

POLIMER KOMPOZIT HÉJ- ÉS SZENDVICSSZERKEZETEK
KÖLTSÉGHATÉKONY RÉSZEKRE BONTÁSA ÉS MODELLEZÉSE A
TERVEZÉS KONCEPCIÓFÁZISÁBAN

Készítette:

Takács László

Okleveles gépészmérnök

Témavezető:

Dr. Szabó Ferenc

Adjunktus

BUDAPEST, 2025

KÖSZÖNETNYILVÁNÍTÁS

Ezúton szeretnék köszönetet mondani Dr. Bárány Tamás tanszékvezetőnek, aki befogadta a kutatási témám és lehetővé tette, hogy a kutatómunkám a BME Polimertechnika tanszékén végezhessem.

Köszönöm a témavezetőmnek, Dr. Szabó Ferencnek és a tanszéki kollégáknak a szakmai támogatást és hogy iránymutatással, javaslatokkal segítették a munkám.

Külön köszönöm Prof. Dr. Vas László Mihály professzor úrnak a konzultációkat és a szemléletformáló meglátásokat, amelyek egy életen át elkísérnek majd.

Köszönettel tartozom munkaadómnak, az eCon Engineering Kft-nek, Kiglics Gábor ügyvezető igazgatónak, hogy biztosította a feltételeket a kutatómunkám elvégzéséhez, továbbá köszönöm minden kollégám támogatását. Az értekezésben bemutatott vizsgálatokat és eredményeket egyes szám első személyben fogalmaztam meg, de különböző részfeladatokban az évek során több kolléga és gyakornok segítette a munkám.

Végül, de nem utolsó sorban köszönöm a családom végtelen türelmét és támogatását, amivel rendkívüli mértékben hozzájárultak az értekezés elkészültéhez.

Az értekezésemet Édesanyámnak ajánlom.

TARTALOMJEGYZÉK

Köszönetnyilvánítás.....	iii
Jelölések és rövidítések jegyzéke.....	vi
1. Bevezetés.....	2
2. Szakirodalmi áttekintés	4
2.1. Szerkezetoptimalizálási módszerek a tervezés koncepciófázisában	4
2.2. Gyártási költségbecslő módszerek.....	13
2.3. Tervezés a kompozit szerkezet részekre bontásával	17
2.4. Kompozit héjszerkezet modellezése a tervezés koncepciófázisában	20
2.5. Ragasztott kötések modellezése a tervezés koncepciófázisában	22
2.6. A szakirodalom összefoglalása, a dolgozat célja	25
3. Felhasznált anyagok, vizsgálati módszerek	28
3.1. Felhasznált alapanyagok.....	28
3.2. Vizsgálati módszerek.....	32
4. Kísérleti eredmények bemutatása	37
4.1. Kompozit alkatrész optimális gyártási irányának meghatározása.....	37
4.1.1. <i>Optimális gyártási irány meghatározásának módszere</i>	37
4.1.2. <i>A módszer alkalmazása kompozit héjszerkezet tervezésében</i>	42
4.1.3. <i>Gyártási irány hatásának vizsgálata</i>	43
4.2. Kompozit járműszerkezet optimális részekre bontása.....	45
4.2.1. <i>Héjgeometria részekre bontásának automatizálása</i>	46
4.2.2. <i>Részekre bontás alulról felfelé építkező hierarchikus klaszterezésen alapuló szegmentálással</i>	46
4.2.2.1. <i>A héjszerkezet hálójának gráf-alapú előfeldolgozása</i>	47
4.2.2.2. <i>K-közép klaszterezésen alapuló részekre bontás</i>	48
4.2.2.3. <i>Az elemi egységek összevonása hierarchikus klaszterezéssel</i>	50
4.2.2.4. <i>A költségfüggvény</i>	51
4.2.3. <i>A módszer alkalmazása kompozit járművázszerkezeten</i>	52
4.2.3.1. <i>K-közép klaszterezésen alapuló részekre bontás</i>	53
4.2.3.2. <i>Elemi egységek összevonása</i>	55
4.3. Járműipari polimer szendvicsszerkezet mechanikai jellemzése koncepciófázisban	57
4.3.1. <i>Szendvicspanel deformációs viselkedésének modellezése teljesjármű léptékben</i>	57

4.3.2.	<i>Modellezési módszer heterogén szerkezetű szendvicspanel tönkremenetelének előrejelzésére teljesjármű léptékben</i>	64
4.3.2.1.	A szendvicspanel kísérleti vizsgálata	64
4.3.2.2.	A szendvicspanel tönkremenetelének szimulációja	70
4.4.	Szendvicspanelek ragasztott kötéseinek hatékony modellezése koncepció fázisban	80
4.4.1.	<i>Ragasztott kötés deformációs viselkedésének modellezése teljesjármű léptékben</i>	80
4.4.2.	<i>Merevségi paraméterek optimalizációja</i>	88
4.4.3.	<i>A módszer alkalmazása kompozit járművázszerkezeten</i>	93
5.	Összefoglalás	95
5.1.	Tézisek	95
5.2.	Lehetséges gyakorlati alkalmazások	98
5.3.	További feladatok	101
6.	Felhasznált források	102
7.	Mellékletek	116
7.1.	Felhasznált anyagok gyártói adatlapjai	116
7.2.	Vinilészter gyanta szakítóvizsgálatának eredményei	120
7.3.	Monolitikus kompozitlemez sűrűség- és száltartalom mérési eredményei	121
7.4.	Metakrilát ragasztó húzóvizsgálatának eredményei	124
7.5.	Monolitikus kompozitlemez húzóvizsgálatának eredményei	125
7.6.	Monolitikus kompozitlemez nyíróvizsgálatának eredményei	127
7.7.	Szendvicspanel 4-pontos hajlítóvizsgálatának eredményei	128
7.8.	Szendvicspanel 3-pontos hajlítóvizsgálatának eredményei	129
7.9.	Gyártási költségmodell	130
7.10.	ICP algoritmus az azonos szerszámmal gyártható alkatrészek azonosítására	136
7.11.	Irányfeltétel a részekre bontás módszerében	137
7.12.	Ortotróp anyagmodell	138

JELÖLÉSEK ÉS RÖVIDÍTÉSEK JEGYZÉKE

A jegyzék a dolgozatban előforduló jelölések és rövidítések magyar és angol nyelvű elnevezését, valamint fizikai mennyiségek esetén azok mértékegységét tartalmazza. Az egyes mennyiségek jelölése – ahol lehetséges – megegyezik a hazai és a nemzetközi szakirodalomban elfogadott jelölésekkel.

Latin betűk

Jelölés	Megnevezés, megjegyzés, érték	Mértékegység
b	szélesség (width)	mm
b_1	bemetszés mélysége (notch depth)	mm
c	hangsebesség (sound speed)	m/s
d	távolság (distance)	mm
d_{op}	operátor kihasználtsága (utilization of operator)	1
e	él (edge)	1
f	kihasználtság (utilization)	1
f_v	száltartalom (térfogati)	1
g	operátor bérköltsége (wages of operator)	€
h	vastagság (width)	mm
h_c	maganyag vastagsága (core thickness)	mm
h_{fs}	borítólemez vastagsága (facesheet thickness)	mm
h_m	alkatrész magassága gyártási irányban (height of component in manufacturing direction)	mm
k_c	maganyag súlytényezője (penalty factor for core material)	1
k_{fs}	borítólemez súlytényezője (penalty factor for facesheet)	1
l	hossz (length)	mm
$m_{CNC}, m_{press}, m_{robot}$	gyártásban alkalmazott gépek száma típusonként (number of machines by type in the manufacturing)	1
n_p	alkatrészek darabszáma (number of components)	1
n_t	háromszögelem normálvektora (normal vector of a triangle element)	1
p	súlytényező	€/kg
r	sugár (radius)	mm
s	merevségi mátrix paramétere (stiffness parameter)	N/mm
$S_{init_scrap_fiber}$	szálerősítés kezdeti gyártási hulladéka (initial manufacturing scrap of fiber reinforcement)	1
$S_{init_scrap_foam}$	habmag kezdeti gyártási hulladéka (initial manufacturing scrap of foamcore)	1
$S_{init_scrap_resin}$	gyanta kezdeti gyártási hulladéka (initial manufacturing scrap of resin)	1

S_{scrap}	gyártási hulladék (manufacturing scrap)	1
S_{scrap_fiber}	szálerősítés gyártási hulladéka (manufacturing scrap of fiber reinforcement)	1
S_{scrap_foam}	habmag gyártási hulladéka (manufacturing scrap of foamcore)	1
S_{scrap_resin}	gyanta gyártási hulladéka (manufacturing scrap of resin)	1
S_f	biztonsági tényező (safety factor)	1
t	háromszögelem (triangle element)	1
$t_{adhesive}$	ragasztás időtartama a gyártásban (bonding time in manufacturing)	s
$t_{CNC}, t_{press}, t_{robot}$	gyártási ciklusidő a különböző gyártógépekre (cycle time on different manufacturing machines)	s
t_{cut_speed}	darabolás sebessége (speed of cutting the components)	s
t_{tot}	teljes gyártási idő (total manufacturing time)	s
$u_{CNC}, u_{press}, u_{robot}$	gyártási műveletek száma az egyes gyártógépeken (number of manufacturing operations on the different machines)	1
V_k	klaszter prototípus (cluster prototype)	1
W	ligament hossz (length of ligament)	mm
$W_{bondarea}$	kötések miatti anyag többlet tömege (weight of extra material of joints)	kg
W_{fiber}	szálerősítés tömege (weight of fiber reinforcement)	kg
W_{foam}	habmag tömege (weight of foamcore)	kg
$W_{initial}$	kötések nélküli szerkezet tömege (initial weight of structure without additional weight of joints)	kg
W_k	k-adik vizsgált felület szélessége (width of k^{th} examined surface)	mm
W_{resin}	gyanta tömege (weight of resin)	kg
$W_{unassembled}$	szerkezet tömege ragasztóanyag nélkül (weight of structure without adhesives)	kg
x	csomópont (node)	1
x_{inner}	darabolások menti hossz (inner length when partitioning components)	mm
x_p	kerület (perimeter)	mm
A	terület (area)	mm ²
A_c	alkatrész felületi területe (area of component)	mm ²
A_k	háromszögelemek közös élének halmaza (set of common edges of triangles)	1
A_p	alkatrész adott síkra projektált területe (projected area)	mm ²
$\overline{A_p}$	alkatrész többszörös árnyékának területe (area of the component's multiple shadow)	mm ²
B	empirikus konstans (empirical constant)	1

C	hajlékonyság (compliance)	1/MPa
C _{adhesive}	ragasztóanyag költsége (cost of adhesive material)	€/kg
C _c	geometriai komplexitási tényező (complexity factor)	1
C _{elect}	elektromos áram egységára (unit price of electricity)	€/kWh
C _{fiber}	szálerősítés anyagköltsége (fiber reinforcement cost)	€/kg
C _{inv}	beruházási költség (investment cost)	€
C _{foam}	habmag anyagköltsége (foamcore cost)	€/kg
C _{machine}	gépköltség (machine cost)	€
C _{man}	gyártási költség (manufacturing cost)	€
C _{mat}	anyagköltség (material cost)	€
C _{mat,assembly}	alapanyagok költsége a ragasztott kötésekkel együtt (cost of materials including adhesive material)	€
C _{mat,unassembly}	alapanyagok költsége ragasztott kötések nélkül (cost of materials excluding adhesive material)	€
C _{NDT}	roncsolásmentes vizsgálat költsége (cost of non-destructive testing)	€
C _{operator}	operátor költsége (operator cost)	€
C _{resin}	gyanta anyagköltsége (resin cost)	€/kg
C _{run}	működési költség (running cost)	€
C _{tool}	szerszámköltség (tool cost)	€
C _{total}	teljes gyártási költség (total cost of manufacturing)	€
D	hiba (difference)	mm
D _{11,f}	hajlítómerevségi mátrix 11-es eleme (element 11 of flexural stiffness matrix)	N/mm
D _{rel}	relatív hiba (relative difference)	1
E	élek halmaza (set of edges)	1
E _{1, E2, E3}	rugalmassági modulusok 1, 2, 3 irányokban (elastic modulus in 1, 2, 3 directions)	MPa
E _{aux}	ragasztott kötés kiegészítő elemsorának rugalmassági modulusa a VEM modellben (elastic modulus of the auxiliary elements of adhesive joints in the FEM model)	MPa
E _c	habmag rugalmassági modulusa (foamcore elastic modulus)	
E _e	egyenértékű húzórugalmassági modulus (equivalent tensile modulus)	MPa
E _{eFEM}	végeselemes szimulációval meghatározott egyenértékű húzórugalmassági modulus (equivalent tensile modulus determined by finite element simulation)	MPa
E _f	szál rugalmassági modulusa (fiber elastic modulus)	MPa
E _r	gyanta rugalmassági modulusa (resin elastic modulus)	MPa
F	erő (force)	N

G_{12}, G_{23}, G_{13}	nyírórugalmassági modulus 12, 13, 23 síkban értelmezve (shear modulus in 12, 13, 23 planes)	MPa
G_c	maganyag nyírórugalmassági modulusa (shear modulus of core material)	MPa
G_e	egyenértékű nyírórugalmassági modulus (equivalent shear modulus)	MPa
G_f	borítólemez nyírórugalmassági modulusa (shear modulus of facesheet)	MPa
G_k	duális gráf (dual graph)	1
G_P	elemi egységek gráfja (graph of elementary units)	1
K	metszéspontok száma (number of intersections)	1
K^-	metszéspontok száma, ahol a vetítősugar és a metszett felület normálisa ellentétes irányultságú (number of intersections, where the projection line and the surface normal have the opposite direction)	1
K^+	metszéspontok száma, ahol a vetítősugar és a metszett felület normálisa azonos irányultságú (number of intersections, where the projection line and the surface normal have the same direction)	1
L	névleges befogási hossz (nominal clamping length)	mm
L_0	mérési zóna hossza (length of measurement zone)	mm
L_1	külső támaszköz (outer support distance)	mm
L_2	belső támaszköz (inner support distance)	mm
L_3	teljes hossz (total length)	mm
M	végeselemes háló halmaza (set of finite element mesh)	1
MCP_{yUz}	y- és z elemi egységek összevonásának költségcsökkentő hatása (cost decrease of merging P_y and P_z elementary units)	€
M_x, M_y, M_z	nyomaték x, y, z irányban (moment in x, y, z directions)	Nm
N	darabszám (number of items)	1
N_{sc}	kritikus nyomóerő (critical compression force)	N
P	elemi egységek halmaza (set of elementary units)	1
Q	a 23 irányban értelmezett rétegeközi nyírószilárdság (in-plane shear strength in plane 23)	MPa
R	a 13 irányban értelmezett rétegeközi nyírószilárdság (in-plane shear strength in plane 13)	MPa
Rot	szögelfordulás (angular rotation)	rad
S_x, S_y, S_z	merevség x, y, z irányban (stiffness in x, y, z directions)	N/mm
S_{xy}, S_{xz}, S_{yz}	szögmerevség (rotational stiffness)	Nmm/rad
T	háromszögelemek halmaza (set of triangle elements)	1
T_k	háromszögek halmaza, amelyek normálvektora eleme U_k -nak (set of triangles whose nt is part of U_k)	1
U	alámetszettségi tényező (undercut factor)	1

U_{ekv}	egyenértékű alámetszettségi tényező (equivalent undercut factor)	1
U_k	normálvektorok halmaza (set of normal vectors)	1
U_s	kiterjesztett alámetszettségi tényező (extended undercut factor)	1
U_x, U_y, U_z	iránymenti elmozdulás (displacement in x, y, z directions)	mm
V	csomópontok halmaza (set of nodes)	1
V_{tool}	szerszám térfogata (tool volume)	m^3
W	tömeg (weight)	kg

Görög betűk

Jelölés	Megnevezés, megjegyzés, érték	Mértékegység
α	hasonlósági küszöbérték (similarity threshold)	rad
$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$	kalibrációs tényezők (calibration factors)	1
β	elemi egységek méretkorlátja (size limit of elementary units)	mm
γ_{xy}	relatív szögdeformáció (relative shear strain)	1
ε	relatív nyúlás (relative strain)	1
$\varepsilon_1, \varepsilon_2,$	relatív nyúlás az 1, 2 irányban (relative strain in direction 1, 2)	1
$\nu_{12}, \nu_{23}, \nu_{13}$	Poisson tényező 12, 23, 13 síkban értelmezve (Poisson ratio in 12, 23, 13 planes)	1
Q_{fiber}	szálerősítés sűrűsége (density of fiber reinforcement)	kg/m^3
Q_{resin}	gyanta sűrűsége (density of resin)	kg/m^3
Q_{mix}	kompozit borítólemez sűrűsége (density of composite facesheet)	kg/m^3
Q_{foam}	habmag sűrűsége (density of foamcore)	kg/m^3
σ	mechanikai feszültség (mechanical stress)	MPa
σ_{max}	maximális feszültség (maximal stress)	MPa
σ_w	borítólemez ráncosodásához tartozó kritikus feszültség (critical stress of facesheet wrinkling)	MPa
τ	nyírófeszültség (shear stress)	MPa
τ_{12}	nyírófeszültség az 12 síkban (shear stress in plane 12)	MPa
Φ	gyantatartalom térfogatszázalékban (resin content in volume percentage)	v%
Φ_p	porozitás aránya térfogatszázalékban (porosity volume content)	v%

Rövidítések

Rövidítés	Megnevezés
API	alkalmazásprogramozási interfész (application programming interface)
CER	költségbecslési összefüggések (cost estimation relationships)

CZM	kohéziós zóna anyagmodell (cohesive zone material modell)
DCB vizsgálat	duplakonzolos vizsgálat (double cantilever beam test)
DfM	tervezés optimális gyárthatóságra (design for manufacturing)
DIC	digitális képkorreláció (digital image correlation)
DOC	közvetlen működési költség (direct operating cost)
DoE	statisztikai kísérlettervezés (design of experiments)
DtC	tervezés optimális gyártási költségre (design to cost)
ENF vizsgálat	bemetszett próbatest hajlítóvizsgálata (end-notched flexure test)
FDM	szálolvasztásos eljárás (fused deposition modeling)
FMA	szálmodell analízis (fiber model analysis)
HSDT	magasabb rendű nyíródeformációs elmélet (higher-order shear deformation theory)
ICP algoritmus	iteratív legközelebbi pont algoritmus (Iterative Closest Point algorithm)
LCC	élettartamköltség (life cycle cost)
LRTM	kompozitszerszámmal megvalósított gyantainjektálás (Light Resin Transfer Molding)
MELS algoritmus	módosított bővíthető rácsszekvencia algoritmus (modified extensible lattice sequence algorithm)
NCF	nemszótt kelme (non-crimp fabric)
NDT	roncsolásmentes vizsgálat (non-destructive testing)
PET	polietilén-tereftalát (polyethylene terephthalate)
PLA	politejsav (polylactid acid)
POD	detektálás valószínűsége (probability of detection)
PP	polipropilén (polypropilene)
PVC	polivinil-klorid (polyvinyl chloride)
QSD	steppelt rétegkialakítás (Quilted Stratum Design)
RoM	keverékszabályok (rules of mixture)
RTM	gyantainjektálás (resin transfer molding)
SSC	erősen összefüggő komponensek (strongly connected components)
STL	szabványos háromszög fájlformátum (standard triangle language)
SVD	szinguláris érték dekompozíció (singular value decomposition)
UP gyanta	telítetlen poliészter gyanta (unsaturated polyester resin)
VARI	vákuum-rásegítéssel gyantainfúzió (vacuum-assisted resin infusion)
VEM	végeselem módszer
VPG test	virtuális tesztpálya-alapú vizsgálat (Virtual Proving Ground test)

1. BEVEZETÉS

A járműipar jövője számos kihívással néz szembe a károsanyag kibocsátásra, az energiafelhasználásra és az alkatrészek újrahasznosíthatóságára vonatkozó egyre szigorúbb előírások, valamint a költséghatékonyság fenntartásának szükségessége miatt. A tömegcsökkentés a fő hajtóerő [1-3], amely az alkatrészek innovatív tervezésén és a megfelelő anyag kiválasztáson keresztül nagy hatással lehet e célok elérésére [4], mivel a gépjármű életciklusában az energia-felhasználás mintegy 85%-a az üzemeltetési szakaszban történik. Az elektromos és hibrid járműveknél a tömegcsökkentésnek egy másik fontos hatása, hogy növeli a hatótávolságot a kényeszerű megállások között vagy, hogy belsőégésű üzemmódra kellene váltani. Ezek mellett a járműveknek egyre szigorúbb biztonsági előírásoknak és ütközésállósági feltételeknek is eleget kell tenniük, valamint kielégíteni az ügyfelek igényeit, a megfizethető árat és kényelmi funkciókat (esztétika, ergonómia, zaj, rezgések) illetően. A célok teljesítése komoly kihívást jelent és nem megy kompromisszumok nélkül. A tömegcsökkentés megközelítései a következőkre oszthatók: a) járműalkatrészek optimalizált szerkezeti felépítése és topológiája, b) fejlett könnyűszerkezetű kompozitanyagok beépítése [5, 6]. A polimer kompozit anyagok kis sűrűségük, de nagy merevségüknek és szilárdságuknak köszönhetően egyre növekvő mennyiségben vannak jelen járműipari alkalmazásokban a repülőgépiparon kívül is [7-9]. A repülőgépipar ugyan több évtizedes előnyt élvez szálerezősített polimerek tervezési módszereinek tekintetében, de ezeknek a módszereknek az alkalmazása az járműiparban problémás lehet a jelentősen eltérő termelési volumen, az alkalmazott technológia és a fejlesztési idő miatt. A repülőgépiparban az átmenetet a fémes anyagoktól a szálerezősített polimerekig megkönnyítette az alacsonyabb termelési mennyiség, és az a piaci környezet, amely a könnyűszerkezetű megoldásokat részesíti előnyben az üzemanyagköltségek és a szállítható hasznosterher miatt. A járműipar a ciklusidő, az ismételhetőség és az anyag-költségek magas szintje miatt sokáig vonakodott felhasználni ezeket az anyagokat, jóllehet kiemelkedő előnyöket, tervezési szabadságot és alkatrész integrációs potenciált mutatnak. Vizsgálva a járművázfejlesztés tervezési láncolatát kijelenthető, hogy a koncepció fázis jelenti az első és legfontosabb szakaszt az alapanyagokat és gyártási folyamatokat illetően. A koncepció fázis peremfeltételeket szab továbbá a későbbi tervezési szakaszoknak és behatárolja a későbbi döntési lehetőségeket. Általánosságban a késztermék árának kb. 80%-a korai koncepció-fázisban dől el és ugyanez igaz a szerkezet tömegére is [10]. A koncepciófázisban a következő kérdések merülnek fel a tömeg- és költségoptimalizált szerkezet kialakításának érdekében: Milyen gyártási eljárást alkalmazzunk? Legyen-e cél a minél inkább homogenizált anyagfelhasználás, vagy legyen a szerkezetben magasfokú anyagi sokféleség? Hol van az optimum az integráló – minél nagyobb, komplexebb alkatrészek – és a differenciáló – alkatrészekre bontott – tervezési stratégia között? Ilyen fontos kérdéseket megválaszolni a korai koncepció fázisban

limitált tapasztalattal a nagyvolumenű kompozitgyártás területén növeli a kockázatot a szerkezet tömegét és költségét illetően. Ezért nagy igény van az olyan tervezési módszerekre, amelyek segítenek anyagfeleséget, gyártási eljárást választani vagy éppen útmutatást adnak az optimális alkatrészre-bontás tekintetében.

A kezelhető részegységekre bontás mindig is a mérnöki tervezés egyik alapvető koncepciója volt, azonban a kompozit szerkezetek megjelenése az autóiiparban előtérbe helyezte ezt, a nagysorozatú gyártás és az autóiipar költségérzékenysége miatt. Az utóbbi néhány évben születtek olyan publikációk, melyekben kimutatták, hogy a kompozit szerkezet felosztása előnyös lehet az összköltség tekintetében, mivel a nagyvolumenű kompozitgyártás fő költségeleme az alapanyag költsége [11]. A költséghatékonyság kulcsa a jobb anyagfelhasználás elérése a szerkezet darabolásával és így az anyagfelesleg, a kivágásokból adódó maradékanyag csökkentése. Kimutatták, hogy a magasfokú költségérzékenység és a szálerősített polimer kompozitok kiemelkedő tömegcsökkentési potenciálja miatt kis többlet az össztömegben a darabolások miatt elfogadható, amennyiben az az összköltség szempontjából előnyös [12].

Azonban, ha kötéseket teszünk a szerkezetbe, azok befolyásolják a mechanikai viselkedést is. Járműipari polimer kompozitok esetében a legelterjedtebb kötési mód a ragasztás [13]. Dolgozatomban gyantainjektálás technológiával gyártott ragasztott kötéseket tartalmazó kompozit szerkezeteket vizsgálók.

A kutatás célja egy összetett geometriájú kompozit héjszerkezet gyártási költség minimumát kereső tervezési módszer fejlesztése, valamint a kompozit héjazat és ragasztott kötéseinek koncepciófázisban történő megbízható modellezésére vonatkozó módszerfejlesztés, a különböző részekre bontási tervek hatékony elemzéséhez. Ennek része a kompozit héjgeometria összetettségét, komplexitását jellemző mértékek meghatározása és ezek alkalmazása. A tervezési módszer fejlesztésével célok, hogy olyan, a gyakorlatban használható segítséget adjak vázszerkezet tervezéssel foglalkozó szakembereknek, amivel megkönnyíthető a ragasztási vonalak pozíciójának meghatározása a szerkezetben. Ilyen alkalmazás jelenleg nem létezik, de hatékony eszköz lenne a tervezőmérnökök kezében, különösen akkor, amikor a belsőégésű motoros hajtásról az elektromos, vagy más alternatív üzemanyagú hajtásra történő átállás miatt új járműarchitektúrára van szükség.

2. SZAKIRODALMI ÁTTEKINTÉS

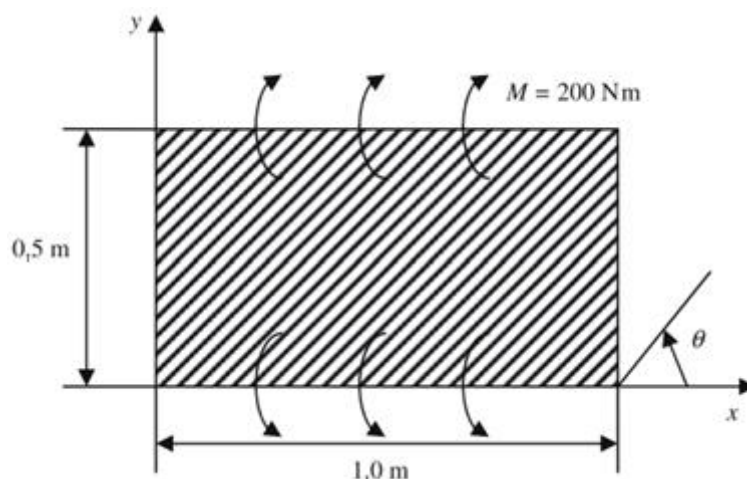
A kompozit héjszerkezetek egyre nagyobb mértékű terjedése a járműiparban megváltoztatta az előző évtizedek tervezési módszereit. Míg korábban az egyre szigorodó szilárdsági előírások (pl.: töréskeresztek követelményei) teljesítése mellett a tömegminimumra való törekvés volt jellemző, az új anyagok és velük együtt az új technológiák megjelenésével felmerült az igény egy olyan tervezési módszer kialakítására, amely már a koncepció fázisban becsülni tudja a gyártási költségeket és a tömegminimumra való törekvés helyett a tömeg és a gyártási költség minimumát keresi.

2.1. Szerkezetoptimalizálási módszerek a tervezés koncepciófázisában

A polimer kompozit alkatrészek egyre fontosabbá váltak az autóiiparban a károsanyag-kibocsátás csökkentésére és a járművek energiahatékonyabbá tételére vonatkozó előírások miatt [14]. Ennek az ipari szektornak a nagy termelési volumene ösztönzi a költséghatékony gyártási technológiák kiterjedt kutatását [15]. A járműipari kompozit gyártási eljárások általában véve jelentős fejlődésen mentek keresztül az elmúlt évtizedekben [16]. Az autóiiparra és a költséghatékonyosságra összpontosítva Kahn és Mehmood [17] készített egy teljeskörű összefoglalót a kompozit gyártási technológiákról. A szerzők megerősítették, hogy ebben az ágazatban a hagyományos technológia a gyantainjektálás (RTM), de emellett bemutattak két sikertörténetet is, hogy igazolják a vákuum-rásegítéssel gyantainfúzióban (VARI) rejlő lehetőségeket. Érdemes megemlíteni, hogy az RTM technológiát manapság az epoxitól eltérő kompozit mátrixanyagok, például poliuretánok [18] vagy hőre lágyuló mátrixanyag in situ polimerizációjával [19] is fejlesztik.

A kompozit anyagok elterjedésével nemcsak a gyártástechnológiák fejlődtek, hanem új tervezési módszerek is megjelentek, amelyek segítségével már a tervezés koncepciófázisában vizsgálhatók a gyártási költségek és mechanikai viselkedés egyaránt.

A problémát Park és társai publikációja [20] egy egyszerű példán keresztül szemlélteti. A szerzők az 1. ábrán látható geometriájú kompozit síklapot vizsgálták, amelyet RTM eljárással gyártanak, ahol az injektálás helye a lap közepén van, továbbá adott az injektáló keverőfej átmérője és a nyomás.



1. ábra. A vizsgált geometria és a terhelés [20]

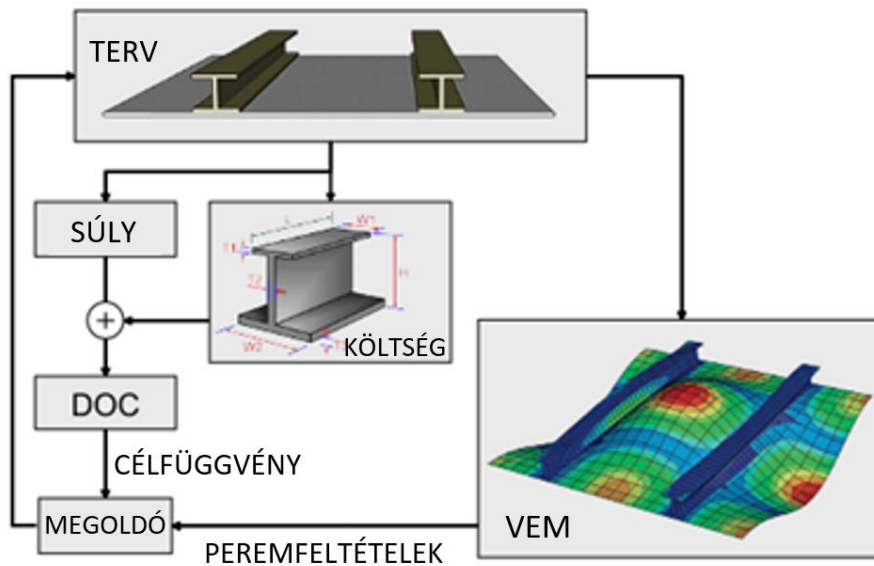
A síklap szélessége és hosszúsága adott, anyaga epoxi mátrixú, unidirekcionális szén- vagy üvegszálerősítéses rétegekből épülhet fel, ahol az erősítőszálak 0 vagy 90 fokban állhatnak. A terhelés egy előírt statikus nyomatékterhelés. Az optimalizálási feladatban változók tehát a rétegek száma, az erősítőszálak orientációja, illetve a típusa. Ezek alapján számolható az össztömeg. Korlátozó feltételként az alsó és felső rétegekre előírtak egy nyúlásmaximumot, illetve a szerszámkitöltési időnek szabtak egy felső határt. A szerszámkitöltési időt Kozeny-Carman összefüggés [21] segítségével analitikusan becsülték, ismerve a gyanta viszkozitását, a geometriai viszonyokat és az áteresztőképességet, ami az erősítőszálak átmérőjének a függvénye. Az adott összeállítással két különböző optimalizációt futtattak. Ez elsőben a célfüggvény a tömeg minimuma, a másodikban a tömeg és a költség összegének minimuma, de különböző súlyozással. A számításokhoz genetikus algoritmust választottak. A példában a költséggel arányos mennyiség az alapanyag mennyisége, illetve a ciklusidő. Ahogy az várható az első esetben az eredmény csak szén- vagy üvegszálerősítéses rétegek alkalmazása, ahol a szálak az igénybevétel irányában állnak. A szén- vagy üvegszál erősebb, könnyebb, de drágább, mint az üvegszál, ezen kívül, ha csak egy irányban állnak a szálak, akkor a rájuk merőleges irányban a gyantaterjedés kevésbé előnyös. Mechanikai szempontból ugyanakkor hajlítói igénybevétel esetén a középső rétegek kevésbé vannak igénybevéve. Így a második esetben az optimum arra adódott, hogy a középső rétegekben 0°-os orientációjú üvegszálerősítéses rétegek célszerűek. Természetesen a konkrét eredmények a tömeget és a költséget súlyozó tényező függvényében változnak, így számolható tisztán tömegminimumra, tisztán költségminimumra optimalizált terv, vagy ezek kombinációja, természetesen mindig a szilárdsági korlátozó feltételek mellett.

Az előző szemléltető példában a költségbecslés, a szerszámkitöltési idő becslése is egyszerű analitikus képletekkel meghatározható, a mechanikai számítás pedig a klasszikus lemezelméletet felhasználva szintén analitikusan számolható. Valós, ipari komplexitású feladat megoldásához segítségünkre vannak egyfelől véges elem módszer (VEM) alkalmazó szoftverek a mechanikai viselkedés számításaihoz,

másfelől a költségbecslő módszerek és az ezeket alkalmazó szoftverek is rohamosan fejlődtek az utóbbi évtizedekben. Kaufmann és társai [22] egy komplex feladatokra is alkalmas keretrendszert fejlesztettek. A keretrendszer 5 modulból áll:

1. geometria előkészítésre/változók definiálására szolgáló modul,
2. VEM-modul,
3. össztömeg-számító modul,
4. költségbecslő modul,
5. megoldó modul.

Az optimalizáló blokkdiagramját a 2. ábra mutatja.



2. ábra. Kaufmann és társai optimalizáló keretrendszere [22]

A programot Python¹ programnyelven írták. Ennek a nyelvnek nagy előnye, hogy a legtöbb kereskedelmi tervezőszoftverhez, illetve végeleemes szimulációs szoftverhez van beépülő programozási felülete. (Python API: Application Programming Interface). A mechanikai szimuláció az Abaqus² kereskedelmi végeleemes szoftverrel történt, ahol a különböző jellemzők parametrizálása Python szkriptekkel végezhető. A szerzők a statikus terhelési esetek számításaiban a kompozit alkatrészeket max. nyúlás kritériummal értékelték ki. A tömegszámítást egy Python-kód végzi, a költségbecsléshez a SEER-MFG³ kereskedelmi szoftverterméket használták. Célfüggvényként a gyártási költség és a szerkezet tömegének összegét definiálták, a tömeget egy súlytényezővel szorozva. Optimalizáló algoritmusnak ők is a gradiens-módszert választották. A keretrendszer hatékonyan alkalmazható komplex szerkezetekre, de kimutatták, hogy a végeredmény nagyon érzékeny a célfüggvényben szereplő súlytényezőre.

¹ lsd.: <https://www.python.org>

² lsd.: <https://www.3ds.com/products-services/simulia/products/abaqus/>

³ lsd.: <http://galorath.com/>

Bacharoudis és társai [23] a Matlab/Simulink⁴ programban egy gyártási folyamat- és termékgeometria alapú költségmodellezési módszert fejlesztett ki, amely összetett kompozit szerkezeteken is alkalmazható, míg Irisarri és társai [24] kifejlesztettek egy új módszert Quilted Stratum Design (QSD) néven, ami a héjgeometriát olyan kis számú, állandó merevségű területre osztja, amelyek segítségével megtalálható az optimum a gyártási szempontok és a mechanikai teljesítmény között. A módszert egy szoftver formájában kereskedelmi termékként piacra is vitték.

Ezekben a tervezési folyamatban alkalmazott optimalizációkban a célfüggvény meghatározására az iparban két stratégia terjedt el. Az egyik az ún. élettartam-költséget (LCC: life-cycle cost) veszi alapul, a másik a közvetlen működési költséget (DOC: direct operating cost). Az élettartam költség tartalmazza az összes ismétlődő és egyszeri (nem ismétlődő) költséget a teljes élelciklus alatt, vagy meghatározott időtartam alatt, tehát a vételárát, a telepítési költségeket, a működési költségeket, a karbantartási költségeket, valamint a fennmaradó értéket a tulajdonosi vagy hasznos élettartam végén. Az min. élettartam-költségre való tervezési stratégiát a Boeing [25] dolgozott ki a 90-es évek végén, de mára a repülőgépiparban és az autópiparban is a min. közvetlen működési költségre való törekvés terjedt el [26]. A közvetlen működési költség alakja az alábbi:

$$DOC = C_{man} + p \cdot W, \quad (1)$$

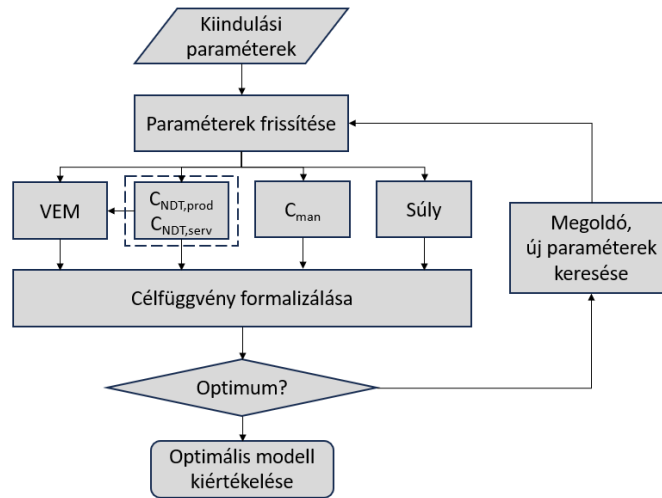
ahol C_{man} az össz. gyártási költség, W az össztömeg, p pedig egy súlytényező, amelynek mértékegysége €/kg. Ezt a faktort alkalmazzák a gyártási költségek és a szerkezet tömege közötti optimum kereséséhez. A szerkezeti tömeg minden kilogrammjához tartozik egy a teljes élettartam alatt elégetett üzemanyag-költség, így a teljes élettartam alatt elégetett össz. üzemanyagköltség és a teljes gyártási költség összege adja a célfüggvényt, aminek a minimalizálása a feladat. Kaufmann és társai [22] hivatkozott publikációjában szerepel egy esettanulmány, amelyből az a következtetés vonható le, hogy a megoldás nagyon érzékeny a súlytényezőre, ezért az ilyen típusú célfüggvény használata vitatható. A tényleges megoldás általában se nem min. költségre ($p=0$), se nem min. tömegre ($p=\infty$) vonatkoznak, hanem valahol a kettő között, de az arány reális meghatározása bizonytalan.

Az ilyen témájú tanulmányokban azt feltételezik, hogy a felhasznált alapanyag minősége a szerkezet minden pontjában azonos. Ez elsősorban a „fémes” gondolkodásnak köszönhető, ahol is az alapanyag-vizsgálat és ellenőrzés kis szerepet játszik a tervezési folyamatban. A gyantainjektálással gyártott kompozit alkatrészek esetében a kompozit alapanyagot nem minőségbiztosított beszállító szolgáltatja – csak külön az erősítőszövetet és külön a gyantát – hanem a gyártási folyamat során készül el, és a minőséget nagymértékben befolyásolja a gyártási folyamat robusztussága és a technikusok tapasztalata. Ennek eredményeképpen a kompozit alkatrészeket a tömegtermelésben valamilyen roncsolásmentes, pl.: ultrahangos vizsgálatnak kell alávetni. A roncsolásmentes vizsgálat (NDT: non-destructive testing) jelenleg

⁴ lsd.: <https://de.mathworks.com/products/matlab.html>

kulcsfontosságú a szerkezetek minőségbiztosításának fenntartásához. A kompozit alkatrészek tipikus gyártási hibái a gyantafészek, a porozitás, a száleltolódás, a ráncosodás, a gyantában gazdag vagy szegény területek és esetleg az idegen testek tartalmazása. A kompozitok gyártási eljárásai és a roncsolásmentes vizsgálatok is folyamatosan fejlődnek. Emellett a tervezés meglehetősen konzervatív feltételezéseken alapul, mint pl.: 2% vastagság menti porozitás és tipikusan 6 mm átlagos átmérőjű hibák. Kaufmann és társai [27] ezeket a feltételezéseket megkérdőjelezzik és a [22]-ben bemutatott keretrendszert kiegészítették egy roncsolásmentes vizsgálati költségmodellel és a végelelemes mechanikai modell lokális szilárdságcsökkentésének a lehetőségével.

A folyamat a 3. ábrán látható.



3. ábra A roncsolásmentes vizsgálat költségével kiegészített optimalizáló folyamat [27]

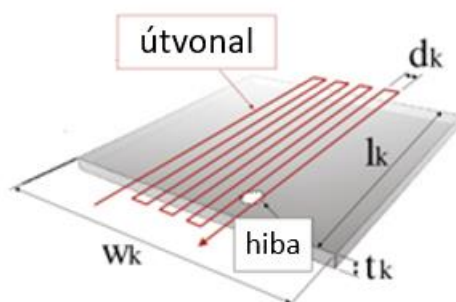
A célfüggvény itt is a közvetlen működési költség minimuma, amely az (1) egyenlethez képest további tagokkal egészül ki:

$$DOC = \alpha_1 \cdot C_{man} + \alpha_2 \cdot C_{NDT,prod} + \alpha_3 \cdot N \cdot C_{NDT,serv} + p \cdot W, \quad (2)$$

ahol $C_{NDT,prod}$ a gyártás közbeni roncsolásmentes vizsgálat költsége, $C_{NDT,serv}$ az üzem közbeni roncsolásmentes vizsgálat költsége, amely futásteljesítményhez kötött, N ezek darabszáma az élettartam során és α paraméterek kalibrációs tényezők, pl.: rezsiköltséget, értékcsökkenést figyelembeveendő. Az ultrahangos vizsgálatot geometriai tulajdonságokként (feature) pl.: lekerekítések, nagy felületek, ragasztott kötések, külön-külön kell elvégezni. A vizsgálatok elvégzéséhez a mérőeszközök a termékhez adaptált céleszközök, hiszen kompozit esetén az ultrahang sebesség az anyagban erősen hely és irányfüggő, amit a kiértékelésnél, hibadetektálásnál figyelembe kell venni. Egy síkfelület vizsgálatát mutatja a 4. ábra. A vizsgálati költség síklapok esetén az alábbi összefüggéssel jellemezhető:

$$C_{NDT,k} = \frac{l_k w_k}{v_k d_k} \cdot (C_{machine,k} + C_{operator,k}), \quad (3)$$

ahol $C_{NDT,k}$ a k -edik geometriai jellemző vizsgálati költsége, l_k és w_k a felület hossza és szélessége, d_k a távolság két vizsgálati útvonal között és v_k a műszer sebessége. $C_{machine,k}$ és $C_{operator,k}$ a berendezés és a kezelő óradíja.



4. ábra. Síklap ultrahangos vizsgálata [27]

Megjegyzendő, hogy a terület mellett a laminátum vastagságának is van hatása. Nagyobb vastagság esetén nagyobb a porozitás kockázata. A szerzők ezt úgy vették figyelembe, hogy a vizsgálati költség és a tömeg – amely arányos a vastagsággal – közötti összefüggést a laminátum minősége határozza meg. Két különböző szilárdságcsökkenést értékelték ki:

- szilárdságcsökkenés a porozitás miatt,
- szilárdságcsökkenés az idegen testek miatt (pl.: prepreg leválasztó fólia).

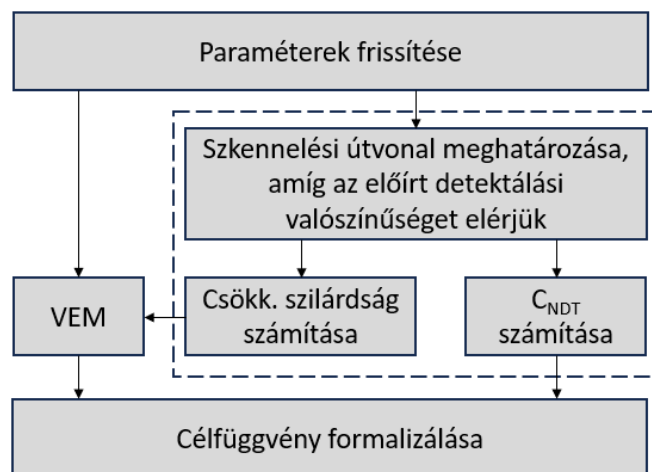
A porozitás okozta szilárdságcsökkenéssel több publikáció is foglalkozik. Costa és társai [28] kimutatták, hogy izotróp anyag esetében a nyomószilárdság az alábbi összefüggés alapján exponenciálisan csökken:

$$\sigma = \sigma_m \cdot e^{B \cdot \Phi_p}, \quad (4)$$

ahol σ_m a szilárdság nulla porozitás mellett, Φ_p a porozitás térfogati aránya és B egy empirikus konstans, ami függ a pórusok orientációjától, alakjától. Kompozitok esetén ez az összefüggés erősen függ a laminátumok felépítésétől, attól, hogy az erősítőrétegek milyen orientációval, milyen sorrendben követik egymást. Az összefüggés érvényességének feltétele, hogy a porozitás térfogati aránya kisebb legyen, mint az ún. kritikus porozitás, ami egy anyagjellemző, és amit szerzők néhány konkrét kompozitanyagra ki is mértek.

Az idegen testek miatti szilárdságcsökkenés tekintetében napjainkban a gyártók definiálnak egy minimálisan érzékelendő hibaméretet, ami jellemzően 6 mm a repülőgépiparban. Ez a mérték egy laminátumban lévő rétegelválási hiba méretére vonatkozik. De annak a valószínűsége, hogy minden hibát megtalálunk soha nem éri el a 100%-ot. Az iparban a 90%-os vagy 95%-os megbízhatósági szint a jellemző. Huang és Lin [29] szerint a hiba megtalálásának tipikus eloszlásfüggvénye a Weibull-eloszlás. De Huang eredményei alapján nem csak a nagyobb hibaméret, hanem a kisebb falvastagság is növeli a hiba megtalálásának valószínűségét (POD: probability of detection). A hiba megengedhető méretének a változtatásával a laminátum minősége tervezési változó lesz, és a mechanikai szilárdság ennek megfelelően módosul.

A folyamatot megvalósító algoritmust az 5. ábra mutatja.



5. ábra. Roncsolásmentes vizsgálati költség és szilárdságcsökkenés számításainak folyamata [27]

A kompozit termékek minőségbiztosításának szempontjából fontos roncsolásmentes vizsgálat és a vele összefüggésbe hozható szilárdságcsökkenés figyelembevétele mellett további gyártásból eredő hatásokat is figyelembe kell venni, a számítások pontosságának növelése érdekében. Erre ad lehetőséget a redőződés szimuláció (draping simulation). A mechanikai számításokhoz használt numerikus modellek a laminátumok erősítőrétegeinek orientációit nominális értékekkel veszik figyelembe. Ez egy modellezési egyszerűsítés, mert a szálak orientációja a valóságban – még a beépítés előtt is – sztochasztikus változó. Ugyanakkor, ha egy sík szövetet, ahol a szálak egymásra merőlegesen állnak egy komplex geometriára fektetünk a szőtt szálak orientációjának már a nominális értékei sem feltétlenül maradnak merőlegesek, geometriától függően szögdeformáció, redőződés keletkezhet. Ez egy kerürendő hatás, amiről a tervezési fázisban redőződés szimulációval kaphatunk képet. A szimulációban a terítés referenciairányát és a kezdeti pont – ahol a szövet először találkozik a geometriával – koordinátáit megadva eredményül megkapjuk a szerkezet különböző pontjain az erősítőszálak orientációjának nominális értékeihez viszonyított szögeltérését. Ezt a numerikus modellre leképezve (mapping) reális szálorientációkkal számolhatunk. Az ilyen típusú szoftvereknek két fő csoportja létezik. Egyfelől vannak végeelem-módszer alapú szoftverek, amik tranziens folyamatot számolnak explicit időintegrálással. Ezekben terheléseket, anyagtulajdonságokat, sűrűlódást is figyelembe lehet venni és eredményül nemcsak szögdeformációt, hanem terítési időt is adnak. Hátrányuk, hogy nagy a számítási kapacitás-igényük és hosszú a számítási idő. Ilyen szoftverek pl.: az AniForm⁵ és a PAM-FORM⁶. Másfelől vannak az ún. kinematikai algoritmusokat (halászháló algoritmus néven is ismert) alkalmazó redőződés szimulációs szoftverek, mint az Ansys Composite Prepost⁷ vagy az Abaqus Composite Modeller⁸. Ezek működési elve, hogy egy egységnyi oldalhosszúságú sík négyzethálót

⁵ lsd.: <https://aniform.com/>

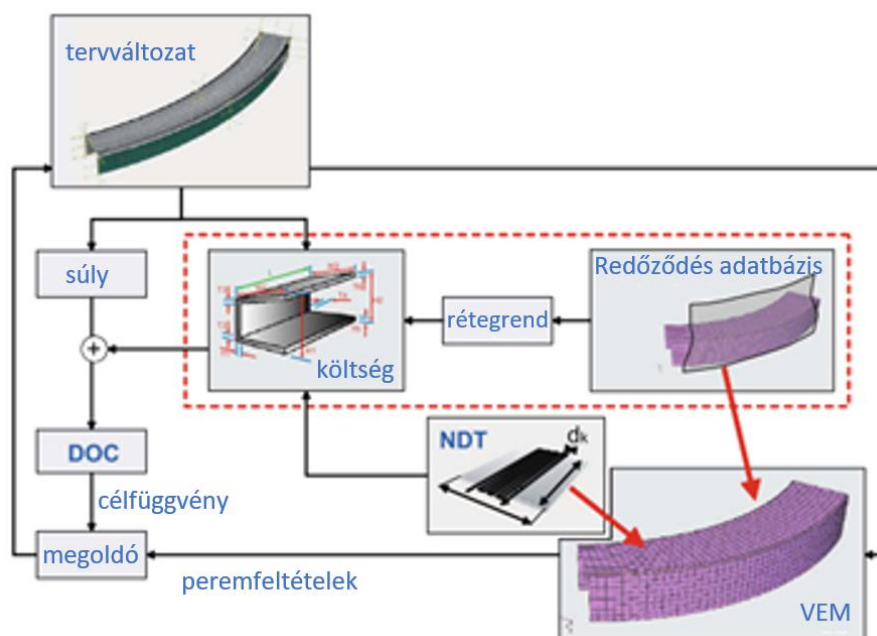
⁶ lsd.: <https://www.esi-group.com>

⁷ lsd.: <http://www.ansys.com/products/structures/ansys-composite-preppost>

⁸ lsd.: <https://www.3ds.com/products-services/simulia/products/abaqus/>

vetítenek le görbült felületekkel rendelkező háromdimenziós geometriára, és a négyzetek szögtorzulásából következtetnek az erősítőszálak orientációváltozására. Így ezek nem vesznek figyelembe peremfeltételeket, terheléseket, súrlódást, ezért leginkább száraz szövetek kézi fektetésének szimulációjára használatosak, ugyanakkor a számítási időigény rendkívül csekély.

Kaufmann és társai a [22]-ben bemutatott keretrendszert kiegészítették redőződés-szimulációs lehetőséggel [30]. A folyamatnak két fő része van. Először is az adott geometriára vonatkozóan létrehoznak egy redőződés-tudásbázist, ahol a kezdeti pontok és referenciaszögek kombinációt értékelik szálorientáció eltérés, nyírás, terítékméret szempontjából. Majd a második lépésben az optimalizáló keretrendszer a redőződést szempontjából is megfelelő rétegrendeket veszi figyelembe az optimumkeresés közben. A szerzők a módszert egy C-tartó példáján szemléltetik, amelyet 6. ábra mutat.



6. ábra. Az optimalizáló kiegészítve a redőződés szimulációval [30]

Zenkert és társai [31] szintén egy kompozit héjszerkezet részekre bontását vizsgálták, de az redőződésének szempontjából, állításuk szerint a szerkezet részekre bontása kevésbé múlik a tervezői szubjektivitáson, ha redőződés szempontjából kritikus helyeken bontjuk részekre a héjazatot, azonban a redőződés-szimulációs módszerek még nagysorozatban gyártott RTM alkatrészek esetén sem adnak kellő megbízhatóságú eredményeket.

Kalantari és társai [32] szén- és üvegszáltartalmú epoxi kompozitot vizsgáltak az általuk készített tömeg/költség optimalizáló rendszerrel. Példaként egy hajlítógépvételnek kitett síklapot számoltak. A laminátum rétegeiben az erősítőszálak típusa, orientációja és térfogatszázalékos aránya voltak a tervezési változók, a gyártási hatásokat pedig a rétegvastagság és az orientáció változtatásával modellezték. Az eredmények azt mutatták, hogy ha a gyártási bizonytalanságokat

figyelembe vesszük, akkor megnő az anyagköltség és a tömeg is, és ez a növekedés a nagyszilárdságú kompozitok esetében nagyobb, ezért a gyártási hatások nagyobb jelentőséggel bírnak, ha nagyszilárdságú kompozitra van szükség. Azt is kimutatták, hogy a vizsgált hibrid (szén- és üvegszáltartalmú) kompozitok érzékenyebbek a rétegvastagságra, mint az szálorientáció változására. Ezért gyártás szempontjából a rétegek vastagságának túrésezése nagyobb haszonnal járna. Megjegyzendő azonban, hogy a rétegvastagság és a szálorientáció vizsgálatán túl szerepe van még az erősítő rovingok és azokon belül a szálak egyenlőtlen feszítettségének valamint a rovingokon belül előforduló szakadt szálak jelenlétének, arányának, ami szénszálrovingoknál akár 10% is lehet.

Az előző példákban monolit kompozitlemezekről volt szó, de tömegcsökkentés céljával a járműipar is elkezdett foglalkozni a szendvics-szerkezetekkel. Ennek okán ezek tárgyalása is szükséges. A szendvics-szerkezetek abban különböznek a hagyományos lemezszerkezetektől, hogy több (legalább két) különböző alapanyagú rétegből állnak. A fő elv az, hogy könnyű anyagok használhatók maganyagként, míg erősebb anyagok a mag felső és alsó felületein. Ez lehetővé teszi a keresztmetszet vastagságának növelését, ami gyakran javítja a mechanikai tulajdonságokat, miközben csökkenti a tömeget.

Aly és társai [33] bemutattak egy tervezési módszert szendvics panelek anyagválasztásához és méretezéséhez, mint a hagyományos lemezek alternatívája. A módszer hagyományos izotróp lemezek cserealkatrészeként segít megfelelő anyagú és geometriájú szendvicspanelt választani. Korlátozó feltételeket ad meg a hajlítómerevség, szilárdság, kihajlással szembeni ellenállás tekintetében, a célfüggvény pedig a tömeg és költségoptimum. Optimalizáló algoritmusként a szerzők a Newton-módszeren alapuló ún. szekvenciális kvadratikus programozás módszerét választották. A módszert MatLab környezetben programozták. A szerzők két esettanulmányt közölnek a módszer bemutatására. Az egyikben egy 2009-es Toyota típusú személygépkocsi alumínium alváza, a másikban egy teherautó kabinjának acélváza volt a vizsgálat tárgya. Fontos konklúzió, hogy a szendvics-szerkezetek nem olcsók, így alkalmazásuk akkor igazán indokolt, ha a költségcsökkentés mellett, a tömegcsökkentés és a mechanikai tulajdonságok fejlesztése a prioritást élvező cél. A két példában polipropilén (PP) hab anyagot választottak a szendvics maganyagaként, aminek a felületeire mindkét esetben alumínium lemezt ragasztották, lényegesen kisebb falvastagsággal, mint az eredeti lemezek. Ezzel a megoldással költségnövekedés és szilárdságcsökkenés nélkül több, mint 11,4% tömegcsökkentést értek el a személykocsi példáján, miközben a merevség 23,1%-kal megnőtt. A teherautó kabin példájában az acéllemezt cserélték alu/PP-hab/alu szendvicsre, ahol költségnövekedés nélkül 45,2% tömegcsökkentést értek el, miközben a merevség 134,1%-kal, a szilárdság 104,7%-kal nőtt. A számok azt mutatják, hogy a szendvics-szerkezetek alkalmazásában óriási lehetőség van, ugyanakkor nem szabad elfelejteni a drasztikus vastagságnövekedés következményeit konstrukciós

szempontból. Illetve a kötés kialakítások és technológia tekintetében a ponthegeesztést felváltja az inert védőgáz hegesztés.

Egy teljes mértékben szendvicsszerkezetből felépülő háromkerekű városi koncepciójármű tömeg/költség optimalizálását végezték el Velea és társai [34] klasszikus járműipari mechanikai terhelések figyelembevételével. Első lépésben egy hagyományos méretoptimalizálási feladatban meghatározták az általuk választott 6 statikus terhelési esetet figyelembe véve az erőátadási irányokat a szerkezeten belül a kompozit rétegek vastagságának szabad változtatásával (free-size optimization). A kiinduláshoz használt anyag típus szőtt és NCF típusú üvegszálerősítés poliészter mátrixban, középen poliuretán maganyaggal. A klasszikus terhelési esetek a következők: globális csavarás, globális hajlítás, fékezés, övfeszítő-erő, frontális ütközés és kerékemelés. A kompozitok szilárdsági kiértékelését a Tsai-Hill kritérium szerint végezték. Majd a számítás eredményei alapján a gyárthatóság figyelembevételével az egyes rétegvastagság értékekre alsó és felső határértékeket definiáltak és ezekkel egy többcélú optimalizálást futtattak le a tömeg- és költségoptimum meghatározásához. A költséget ebben az esettanulmányban pusztán az alapanyagköltséggel vették figyelembe. A többcélú optimalizáláshoz csak úgy, mint az előzőekben bemutatott publikációkban ők is azt a megközelítést alkalmazták, ahol a különböző célfüggvények összegét tekintik célfüggvénynek olyan módon, hogy súlytényezőket vezetnek be az egyes célokhoz. A szerzők ez esetben genetikus algoritmust alkalmaztak optimalizáló algoritmusként. A mechanikai számításokhoz is és az optimalizációkhoz is a HyperWorks⁹ kereskedelmi szoftvercsalád termékeit (OptiStruct, HyperStudy) használták.

Hara és Özgen [35] egy Fiat-típusú személyautó példáján keresztül mutatták be saját optimalizáló rendszerüket, amelyet MatLab környezetben fejlesztettek, szendvicspanelek mechanikai számításaihoz, hagyományos fémlemez helyett. Az optimalizáló keretrendszer a jármű padlólemezének alternatívájaként fémlemez-polimerhab-fémlemez típusú szendvics hajlítómerevségi és szilárdsági számításait végzi, szilárdsági korlátozó feltételekkel, tömegminimumot célként megfogalmazva. Ez az optimalizáló lényegesen egyszerűbb, mint a korábban hivatkozott publikációk, azonban a szerzők számításokat végeztek a szendvicsszerkezetek rezgéscsillapítására, amit akusztikus emisszió mérésével ellenőriztek, és megállapították, hogy 60-70% tömegcsökkentés érhető el, ha a fémlemez fém-polimer hab-fém szendvicsre cserélik, ha a cél az, hogy a szendvics ugyanolyan csillapítási tulajdonságokkal rendelkezzen, mint az eredeti fémlemez.

2.2. Gyártási költségbecslő módszerek

A kompozitanyagok bár kiemelkedő szilárdság-tömeg aránnyal rendelkeznek a fémekhez képest, komoly hátrányuk a gyakran jelentősen nagyobb gyártási költség. A

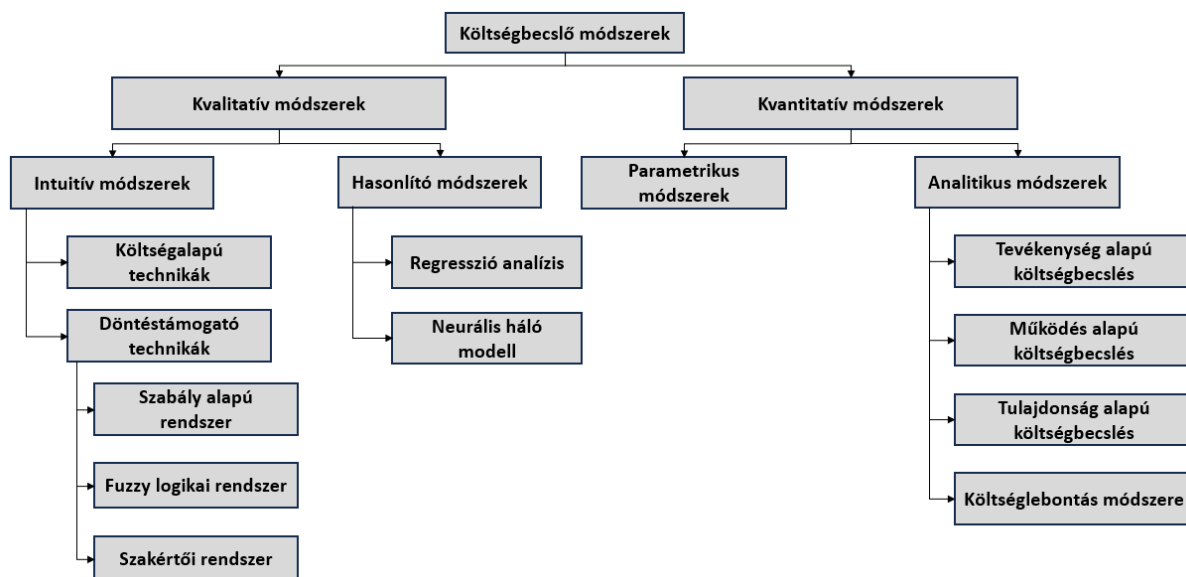
⁹ lsd.: <https://altairhyperworks.com/>

repülőgépipar ezeket a költségeket a nagymértékű tömegcsökkentés miatt elfogadja. Minden egyes kilogramm 100-2000 \$ csökkentést jelent a repülőgép teljes életciklusának költségeit illetően, mivel csökken az üzemanyagfogyasztás és/vagy nagyobb a teherbírás, függően a szállítási kapacitáskihasználtságtól [36].

Az autóipar viszont a nagy gyártási darabszám miatt sokkal érzékenyebb, így a költségbecslő módszerek kutatási területére egyre nagyobb hangsúlyt fektetnek, ezért fejlődtek olyan tervezési módszerek, ami kifejezetten ezen alapulnak, mint a gyártási költségre tervezés (DtC) [37], az optimális gyárthatóságra tervezés (DfM) [38]. Ezek a módszerek költségbecslési technikákon alapulnak. Projektindításnál és a koncepciófázisban a költségkezelés van leginkább fókuszban, ez az egész kompozitipart áthatja [39-46], de cél az is, hogy már a tervezési fázisban foglalkozzanak az újrahasznosítással is [47].

A költségbecslés és a költségmodellezés erős motivációja abból a követelményből ered, hogy a jövőbeni gyártási költségeket már a termék tervezési fázisa előtt és alatt ismerni kell. A költségek kellő pontossággal történő felmérésének képessége már a korai koncepciófázisban lényeges előnyt jelent a projektek elindítása során. Alapos becslés nélkül túl nagy a kockázat a termékfejlesztésben, nélküle bizonytalan, hogy a gyártás gazdaságosan kivitelezhető-e [40, 48-51].

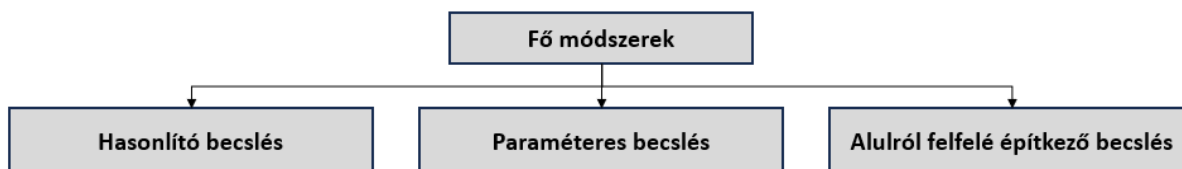
Amikor megpróbáljuk kategorizálni a különböző meglévő költségbecslési technikákat, például a Niazi és társai [52] által a 7. ábrán bemutatott széles körben elterjedt megközelítést alkalmazhatjuk. Bár átfogó lehetőségeket kínál, nem lehet a már létező modelleket csupán egyetlen kategóriába sorolni.



7. ábra. A költségbecslési módszerek részletes osztályozása Niazi és társai [52] szerint

Emiatt a nehézség miatt a szakirodalom nagy része [49, 53-56] egyszerűbb technikát alkalmaz a kategorizáláshoz. A 8. ábra mutatja az alapvető becslési technikák három különböző csoportját. Míg ezek az alapcsoportok: analóg becslés (hasonlító technikák), parametrikus becslés (paraméteres technikák) és alulról felfelé építkező becslés

(analitikai technikák) mindkét megközelítésben azonosak, a második kategorizálásból azonban hiányoznak a különböző részletezettségi szintek. A meglévő modellek többsége közvetlenül kapcsolódik a három módszer egyikéhez, vagy két vagy mindhárom alapmodell együttesének tekinthető.



8. ábra. A becslési módszerek gyakran használt hármass besorolása [53]

A költségbecslési módszerek harmadik és még egyszerűbb kategorizálását Weustink és társai adják meg [51], csak változat-alapú (variant-based) és generatív költségbecslést különböztet meg. Az első az új termék és a már gyártott termékek közötti hasonlóságon alapul. Ez leginkább viszonylag szabványos termékekre alkalmazható, és egy létrehozott adatbázissal rendelkezik. A generatív módszer alapvetően az alulról felfelé irányuló megközelítés, ahol a gyártás különböző műveletekből áll. Ezek meghatározásával és az egyes műveletek kapcsolódó költségeinek összegzésével az új termék költségei becsülhetők [51].

Intuitív technikák – ökölszabály, szakértői megítélés

Ez a legalapvetőbb becslési módszer kizárólag a mérnök tudásától és tapasztalatától függ. Nem szerepel a három alapvető becslési módszer egyikében sem, mivel a folyamat nem érthető és nem ismételhető harmadik személy számára. Ez ugyan egy értékes módszer, mivel ez az egyetlen, amellyel kevés rendelkezésre álló információ alapján is lehet becsülni, de mivel személyes tapasztalaton alapszik, nem objektív, így ezzel a továbbiakban nem is foglalkozom. A módszerek kategorizálásának teljessége miatt azonban érdemesnek tartottam megemlíteni [54, 57].

Hasonlító költségbecslés (Analogous cost estimation)

A hasonlító költség számítási módszert úgy jellemzik, hogy egy hasonló termék költségeit az adott termék és a céltermék közötti különbségekhez igazítják [53].

Ez a becslési technika azon a feltételezésen alapul, hogy a hasonló termékek költségei hasonlóak. A tárolt múltbeli projektek alapján a tényleges projekt költségeit a két eset hasonlóságai és különbségei alapján becslik [50]. A múltbeli költség adatok rendelkezésre állásával jó közelítés érhető el minimális időráfordítással [49, 52, 58].

A technika a mérnök szakmai tapasztalatától és megítélésétől függ, hogy meghatározza a két termék – új és múltbeli – közötti analógiát és különbségeket. Több múltbeli eset használható egy bázisfüggvény, vagy modell megalkotására, ahol az egyik fő termékjellemző egy adott függvény szerint illeszkedik a termékköltségekhez. Ezt a bázisfüggvényt ezután felhasználhatjuk egy termék gyártási költségének becslésére a fő attribútum értéke alapján. A módszer továbbfejleszthető további

paraméterek használatával, amelyek figyelembe veszik a részleges különbségeket [53]. A hasonlóság-alapú költségbecslés további kutatásai megtalálhatók a hivatkozott publikációkban [54, 57, 59].

Paraméteres költségbecslés

A paraméteres költségbecslés elsődleges elve az úgynevezett „költségbecslési összefüggések” (CER - Cost Estimation Relationships). Ezek matematikai összefüggések a termék költségei és fő jellemző paraméterei – az úgynevezett "költségmehajtók" (cost drivers) – között. Így egy termékcsaládon belül pl.: a méret, mint költségmehajtó paraméter és a költségek korrelációja statisztikai elemzéssel meghatározható. Az így megalkotott összefüggésekkel lehetséges a költségek előrejelzése [42, 58, 59].

A modellek egy vagy több paramétert vagy változót használhatnak, mint például a tömeg, a méret és a rajzok száma a paraméterek és a termékköltségek közötti matematikai összefüggés megállapításához. A költségtényezők nagymértékben befolyásolják a költségek változását, vagy legalábbis követik a költségek trendjét. Egy költségbecslési modell különböző CER-ekből állhat. A parametrikus modellek megalkotásának módszertanát az 1950-es években a RAND Corporation fejlesztette ki; a paraméteres becslések a korai tervezési fázisban használhatók, és könnyen és gyorsan elvégezhetők. Ennek a módszernek a hátránya, hogy múltbéli adatok adatbázistól függenek, és az adattartományon kívül veszélyes a használatuk. Ezenkívül nem képes a technológiai változások kezelésére [53, 55, 60, 61].

Paraméteres modelleket használnak például a repülőgépipari alkalmazásokban, [54, 62-65] a járműiparban [66, 67] és kereskedelmi szoftverekhez, pl. SEER és PRICE-H, amelyeket a repülőgépipari cégek és a NASA [61, 62, 64, 68, 69] használnak.

Alulról építkező becslés (Bottom-up estimation)

Az alulról építkező becslések során az összes munkafolyamat, az anyag, a munka, az infrastruktúra stb. költségei összeadódnak a termék végső költségének becsléséhez. Az ilyen becslésekhez vagy számításokhoz mélyen meg kell érteni a folyamatot, a folyamatok kölcsönhatásait és a tervezési és gyártási folyamat részleteit [50, 70]. Ennek a módszernek az előnye a részletesség és az ok-okozati összefüggés [53]. Ilyenek a fejlesztői tevékenység, hálózat, vagy bonyolult szerkezet összeszerelésének optimalásához már régóta használt gráfok is. Ezek élei lehetnek idővel, költséggel stb. súlyozottak, sőt véletlen változók is, így korrelációs kapcsolatok is kezelhetők. Ez a megközelítés tevékenységre, műveletre vagy tulajdonságra (feature) is alkalmazható [71]. Az egyes részköltségek összegeként adódik a termék teljes költsége. A tulajdonság alapú (feature-based) becslésnél a költségek bizonyos részfunkciókhoz kapcsolódnak, például zsebekhez, lyukakhoz és speciális rétegrendekhez [52, 72]. Ez különösen hasznos lehet a költségérzékeny terméktervezésnél, mivel közvetlen költséghatást eredményezhet a terméktervezőknek a tervezési folyamat során.

A módszer legnagyobb hátránya a becslés elvégzésére irányuló nagy erőfeszítés és a szükséges termékadatok nagy mennyisége. De másfelől könnyen megérthető és átlátható tervezési- és gyártási folyamatot ad eredményül, és komoly előnye, hogy ez az egyetlen módszer az új technológiákra és/vagy termékekre.

Az alulról építkező becslési módszerre vonatkozóan számos további publikáció található az irodalomban [45, 48, 58, 64, 73-77] néha különböző nevek szerint, mint például a tevékenység alapú költség számítás, a mérnöki felépítés, az analitikus módszer, a technikai költségmodellezés vagy a funkció alapú megközelítés [78].

Az analóg becslési módszerben a termék költségei különböző múltbéli termékekből származnak, ahol a termék általában hasonló az előző termék változathoz, és az alapköltségek ennek alapján becsülhetők, míg a termék bizonyos részei, illetve funkciói hasonlóak egy előzőnél korábbi változathoz, és onnan is át lehet venni az erre vonatkozó költséginformációt. A paraméteres becslés egy CER (cost estimation relationships) létrehozásán alapul, amely empirikusan összekapcsolja a termék paramétereit a termék termelési költségeivel. Az alulról építkező becslési módszer elve pedig az összes gyártási lépés becslésén, majd ezek összegzésén alapul.

Míg a paraméteres és az analóg költségbecslés múltbéli adatokat igényel, akár a CER-ek létrehozására, akár a tényleges becslési folyamatra, alulról felfelé irányuló modellt lehet létrehozni, megvalósítani és használni ezen adatok nélkül. Ezenkívül az alulról építkező módszer nem korlátozódik az alapul szolgáló adatok tartományára, ellentétben a paraméteres vagy analóg becslési módszerrel [62]. Természetesen a korábbi becslésekből vagy korábbi tapasztalatokból származó adatok újra felhasználhatók bármely becslési módszerben, beleértve az alulról építkező módszert is, növelve ezáltal a becslési folyamat hatékonyságát és megbízhatóságát, de elméletileg ez a módszer független a múltbéli projektek adataitól. Ezek alapján az analóg és parametrikus módszer jól alkalmazható a repülőgépiparban, ahol elegendő adat áll rendelkezésre a múltból. Az autópiparban, busziparban viszont egyértelműen az alulról építkező módszer a célravezetőbb a gyártási folyamatok és költségek részletes vizsgálatához.

2.3. Tervezés a kompozit szerkezet részekre bontásával

Az előző fejezetekben áttekintettem a polimer kompozit szerkezetek tervezési módszereinek fejlődését az utóbbi három évtizedben. Az alkatrész tömegét és gyártási/anyagköltséget is figyelembevevő, optimalizáláson alapuló módszerek jelentik ma a leghatékonyabb megoldást. Ezek a módszerek ugyanakkor az ún. integrál tervezést követik, és egy adott alkatrészt vizsgálnak. Azonban egy szerkezet méretét és komplexitását figyelembe véve kérdésként merül fel, hogy az integrál tervezés jelenti-e az optimális megoldást. A kompozit szerkezetek felosztásának költségnövekedése, vagyis az áttérés az integrál tervezésről a differenciális tervezésre az utóbbi évek kutatási iránya. Mårtensson és társai [11] vizsgálták az alkatrészeire bontás hatását a költségek és az össztömeg tekintetében egy személyautó karosszéria

példáján és bemutattak egy alapanyagválasztási módszert. Továbbá ezen a példán keresztül igazolták, hogy a kompozit szerkezet felosztása előnyös lehet. A kulcs a jobb anyagkihasználás elérése a szerkezet felosztásával és az anyagfelesleg csökkentése, mivel a kompozitgyártás fő költségösszetevője az alapanyagköltség.

Ha a szerkezet integritását megbontják, akkor a darabolások mentén az alkatrészek között kötéseket kell alkalmazni. A kötések a mechanikai viselkedés és a költségek tekintetében is további kérdéseket vetnek fel. Járműipari polimer kompozitok esetében a legelterjedtebb kötési mód a ragasztás [13]. Az általános mérnöki vélekedés, hogy olyan helyen kell felosztani a szerkezetet, ahol kis igénybevételek vannak, azok is lehetőleg nyírás jellegűek. Ezen kívül a kötést úgy kell megtervezni, hogy ne érje homogén, a kötés teljes hossza mentén ható terhelés, csökkentve ezáltal a lefejtő igénybevételt és a kúszást [79]. Az alkatrésze bontás másik iránya a költséghatékony megközelítés, amely szerint ott kell darabolásokat alkalmazni, ahol a geometriai komplexitás a leginkább csökkenthető. Ez a módszer természetesen konkurál a mechanikai szempontokat figyelembevevő darabolási módszerrel.

Mårtensson és társai [12] bemutattak egy olyan módszert, ahol ötvözték az integrált és a daraboló tervezési módokat. Egy személyautó alváz példáján keresztül megvizsgálták a két darabolási elvet, miután a szerkezetet egy egységnek tekintve végigfuttatták a többcélfüggvényű optimalizálást a rétegek számának és az erősítőszövetek orientációjának változtatásával. Mechanikai terhelésként statikus csavaróigénybevételt alkalmaztak. A módszerük az alábbi lépésekből áll:

1. Adott geometria és gyártástechnológia

Bemenetként szolgál a mechanikai számításokhoz és költségbecsléshez.

2. Szerkezetoptimalizálás – integrál tervezés

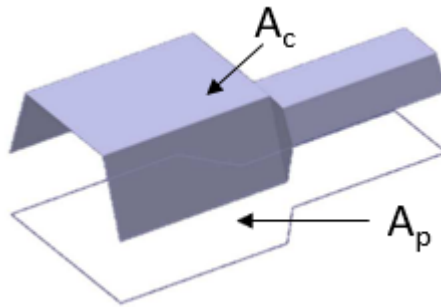
Végeselemes módszert alkalmazva tömeg/költség-optimalizálás csavaróterhelésre, szálorientációkat és rétegszámot, ezáltal vastagságot változtatva. Ez a bemenete a részekre bontás elemzésének és a kiadódó össztömeg, valamint költség alapjául szolgál a végleges kiértékelésnek.

3. Részekre bontás elemzése

A költséghatékony bontáshoz alkalmaztak egy ún. geometriai komplexitási tényezőt:

$$C_c = \frac{A_c}{A_p}, \quad (5)$$

ahol A_c az alkatrész felületi területe, A_p az alkatrésznek egy adott síkra vetített területe, amit a 9. ábra szemléltet.



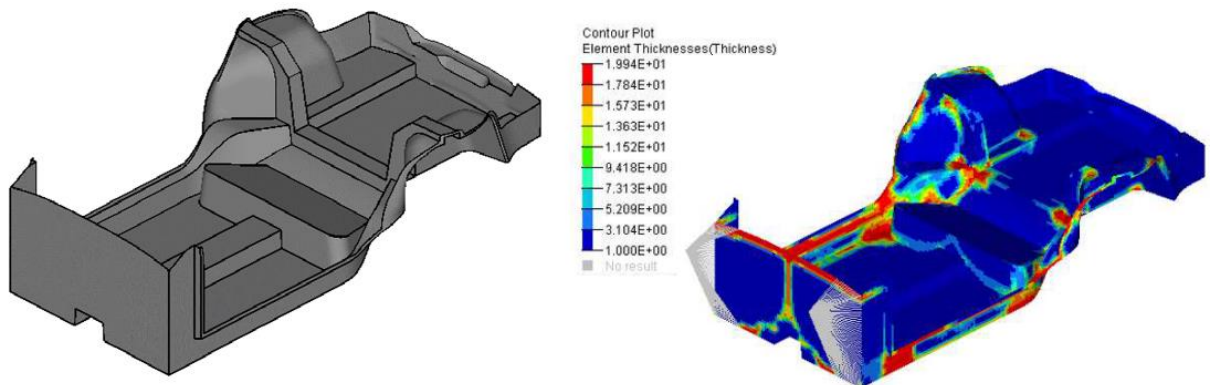
9. ábra. Példa a teljes és a vetített területre [11]

Előre definiált méretkorlátok és komplexitás-tényező figyelembevételével addig iteráltak a darabolásokat illetően, míg minden egyes alkatrész teljesítette a feltételeket. Ezzel párhuzamosan azon az elven is végeztek darabolásokat, ahol a mechanikai szempontok kerülnek előtérbe, vagyis, hogy a kötéseknek a kevésbé igénybevett területeken kell lennie. Ezzel a szemlélettel manuálisan végeztek darabolásokat, így ez a módszer szubjektív, nem, vagy csak nehezen automatizálható.

4. Szerkezetoptimalizálás – tervezés részekre bontással

A második lépésben alkalmazott optimalizálás, de már a darabolt geometrián.

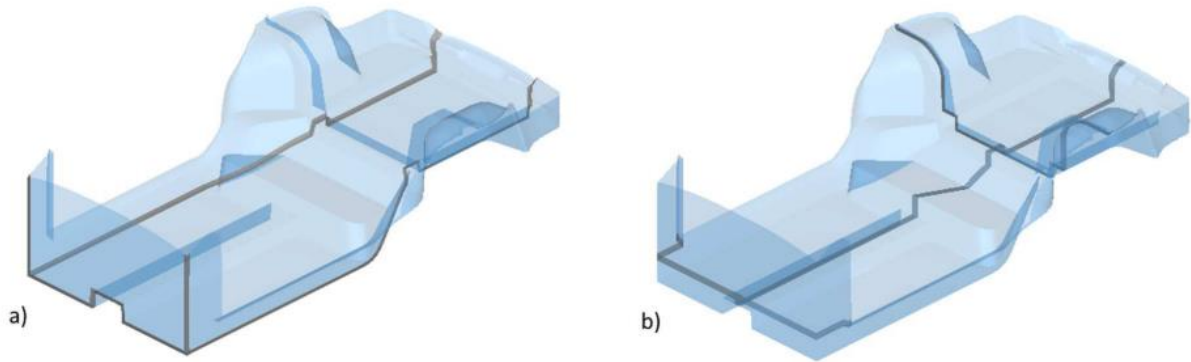
A publikált esettanulmány [12] kezdeti geometriáját és a szerkezetoptimalizálásból kiadódott rétegvastagságokat a 10. ábra mutatja.



10. ábra. Kezdeti geometria a) és a szerkezetoptimalizálás eredménye a falvastagságokkal (mm) b) [12]

A darabolások mentén a kötések megvalósításához egyszeresen átlapolt kötésekkel modellezték, ahol az átlapolás hosszát a falvastagsághoz viszonyítva 30:1-hez arányt vettek figyelembe iparági szokások szerint. A végeselemes modellben a ragasztót testelemekkel modellezték lineáris, izotróp anyagmodellel és a tönkremenetelre vonatkozóan nyúláslimitet definiáltak.

A végeredményt a 11. ábra mutatja.



11. ábra. Alkatrészre bontás a) min. komplexitás és b) min. igénybevétel stratégiával [12]

Az egyes részek átlagos komplexitási tényezője az a) esetben 1,42, a b) esetben 1,68 volt. A gyárthatósággal kapcsolatos kérdések azonban lényegesek, mind az egyesített és részekre bontott megoldásokat is befolyásolják. A valóságban az egyesített kialakítás sok esetben átfedő rétegeket eredményez a vágások és a redőződés miatt. Mivel ezeknek a gyártási korlátoknak a többsége az alkatrész geometriai komplexitásához köthető, az alkatrészre bontás ígéretes megoldás lehet.

2.4. Kompozit héjszerkezet modellezése a tervezés koncepciófázisában

A kompozit anyagok egyre inkább jelen vannak a járműiparban [80] és a kompozit borítólemezekből, valamint habmaggból álló polimer szendvicsszerkezeteket is széles körben alkalmaznak nemcsak a repülőgépiparban, hanem az autóiparban, az autóbuszokban és teherautófelépítményekben is. Ennek fő oka a nagy hajlítómerevség és szilárdság, valamint a kis tömeg. Ezért az ipari alkalmazásokban betöltött szerepük miatt átfogó tanulmányok jelentek meg az utóbbi évtizedben. Birman és Kardomatea [81] 2018-ban átfogó áttekintést végzett a szendvicsszerkezetek kutatásának és alkalmazásának trendjeiről, de a továbbiakban áttekintek néhány fontos publikációt ezen a területen. Az autóiparban a súlycsökkentés céljával több esettanulmány is megjelent, ahol az egész karosszériában, a padlólemezben vagy a csomagterajtóban alkalmazott szendvicspanel optimalizációjával foglalkoznak [34, 35, 82]. Szintén a kedvező merevség-tömeg arány kihasználása a cél az autóbusz-, hajó- és az építőiparban is [83-85]. Ezekben az alkalmazásokban elterjedtebbek a hőre keményedő polimerek, azonban ezek dominanciája mellett a hőre lágyuló polimer kompozit és szendvicsszerkezetek fejlesztése is nagy hangsúlyt kap a kedvező hőformázhatóság, másrészt az újrahasznosíthatóság miatt. A technológiai fejlesztések fő célja a költséghatékonyság javítása [86].

A szendvicsszerkezetek tervezési folyamatának hatékonysága érdekében elengedhetetlen a mechanikai viselkedés pontos modellezése. Számos kutatás jelent meg kísérleti vizsgálatokkal validált numerikus modellezéssel kapcsolatban [87, 88]. A szendvicsszerkezetek modellezésének főbb mikromechanikai módszereit aszerint

osztályozzák, hogy egy homogenizált egyrétegű struktúraként vagy többrétegűként modellezik őket. Részletes modellezési módszer a 3D-s végelemek használata. Ivanez és társai [89] egy szendvicslemez dinamikus hajlítási viselkedését elemezték hárompontos hajlítóvizsgálattal. Nem rétegelt héjmodellt alkalmaztak, hanem térfogati elemekből felépített 3D-s végeleemes modellt, a maganyag megfelelő tönkremeneteli modelljével együtt. Arra a következtetésre jutottak, hogy a maganyag nyomószilárdsága jobban befolyásolja a szendvics tönkremenetelét, mint a kompozit borítólemezek szakítószilárdsága. Manalo és társai [90] egy polimer kompozit szendvicsgerenda tönkremeneteli módjait vizsgálták 4 pontos hajlítással az borítólemez lapjára és élére merőleges terheléssel. Itt is 3D-s végeleemes modellt használtak a szilárdsági szimulációkban. Az élrányú pozíció a vártnak megfelelően merevebb viselkedést mutatott, a tönkremeneteli mód a borítólemez progresszív tönkremenetele, míg lapos helyzetben a mag nyíró tönkremenetele és szétválása volt. Awad és társai [91] egy új fejlesztésű üvegszálerősítésű szendvicspanelt vizsgáltak pontszerű terheléssel. A végeleemes elemzés során a habanyagra maximum nyúlás alapú tönkremeneteli kritériumot, a kompozit borítólemezekre Hashin tönkremeneteli kritériumot alkalmaztak. A kompozit borítólemezekkel és habmaggal rendelkező polimer szendvicspaneleket ütési terhelés mellett vizsgálták Long és társai [92] is. Az ejtési vizsgálatokat különböző ütési energiákkal végezték. A habsűrűséget és a kompozit héjak egymásra helyezését sorrendjét változtatták. Abaqus kereskedelmi végeleemes szoftverben egy új, felhasználó által definiált anyagmodellt fejlesztettek ki a szendvics tönkremenetelének hatékonyabb modellezésére. Elemezték a delaminációs és habtörési régiókat, a tönkremeneteli folyamat megértéséhez.

A kompozitok mechanikai szimulációinak pontossága nagyban függ a gyártásból eredő hibák modellezésén. Ezt támasztja alá Lukaszewicz és társainak publikációja is [93]. A szerzők irodalomkutatót végeztek a tekintetben, hogy milyen módszerek vannak kompozitok gyártási hatásainak modellezésére végeleemes szimulációkban, azaz a különböző merevségi és szilárdsági paraméterek miként változnak a gyártási hibákkal terhelt alkatrészben. Majd egy BMW típusú személygépjármű oldallemezét vették példának. Az oldalütközés tekintetében a mért eredmények kiválóan korreláltak a számított eredményekkel abban az esetben, amikor a számításban a gyártási hatásokat is figyelembe vették, míg pusztán a nominális értékekkel számolva az eredmények nem közelítettek a mérésekhez, átlagosan 10% különbség mutatkozott. Ebben az esetben bebizonyosodott, hogy ha a gyártási hatásokat már a tervezési fázisban figyelembe veszik, akkor ezek nem fognak váratlan vagy jelentős eltérést mutatni a jármű globális viselkedésének tekintetében.

2.5. Ragasztott kötések modellezése a tervezés koncepciófázisában

A járműipari polimer kompozit szerkezetek esetében a legelterjedtebb kötési mód a ragasztott kötés [13]. Ezeknek a kötéseknek a megbízhatósága gyorsan növekszik a technológiai fejlesztéseknek köszönhetően a ragasztási technológia terén és a kompozitok felület-előkészítése terén is [94-97]. A tervezési fázisban elengedhetetlen a szerkezetek mechanikai viselkedésének, illesztési pontjainak pontos modellezése. Ipari jelentősége miatt az elmúlt években kiterjedt vizsgálatokat végeztek analitikus vagy numerikus számításokkal.

Manalo és Aravinthan [98] egy építőmérnöki alkalmazásokban használt ragasztott szendvicspanel analitikai és kísérleti vizsgálatát mutatták be. Üvegszállal erősített polimer kompozit borítólemezből és nagy szilárdságú fenol alapú maganyagból állt. A Fiber Model Analysis (FMA) nevű analitikus módszert alkalmazzák, amely széles körben elterjedt betongerendás szerkezetek elemzésére. Az analitikai módszer figyelembe veszi a maganyag nemlineáris viselkedését nyomóigénybevétel esetén, a mag repedését húzóigénybevétel esetén, a kompozit borítólemezeket viszont lineárisan rugalmas anyagmodellel számolják. A számítási modelleik eredményei jó egyezést mutattak a kísérleti vizsgálatokkal, így a módszer hatékony lehet a hajlítóterhelés alatti szendvicsszerkezetek tervezésénél. Navarro és társai [99] új analitikai módszert vezetett be a habmagos szendvicserendák lokális terhelések által okozott bemélyedésének modellezésére. Feltételezik, hogy a habmag mechanikai viselkedése nyomóigénybevétel esetén rugalmas – tökéletesen képlékeny anyagmodellel megbízhatóan modellezhető. A számítási eredményeiket végeelem számításokkal és kísérleti vizsgálatokkal is validálták. Ezzel a módszerrel az deformációs viselkedés, valamint a feszültségi állapot is hatékonyan modellezhető, és pontos eredmények adhatók. Paczos és társai [100] egy analitikus módszerben rámutattak az anyag inhomogenitásának merevségre és szilárdságra gyakorolt hatására. A szerzők rövid szendvicserendákat teszteltek méhsejt típusú maggal. A próbatestek additív gyártási technológiával, FDM (fused deposition modeling) eljárással készültek, politejsav (PLA) anyag felhasználásával. A merevségi tulajdonságokat hárompontos hajlítással vizsgálták, és analitikusan modellezték a deformációs viselkedést. Anish és társai [101] kifejlesztettek egy 2D-s elemző módszert a laminált kompozit szendvicserendák tönkremenetelének számítására. A magasabb rendű nyíró deformáció elméletét (HSDT) alkalmazták, és a módszert Fortran nyelven implementálták. A modell kellően robusztus, és az eredmények jó egyezést mutatnak a 3D modellekkel.

Az analitikus módszerek gyors megoldást adhatnak és jó alapot jelenthetnek az ipari alkalmazáshoz közelebb álló végeelemes számítási módszerek kidolgozásához. A végeelemes modellek segítségével viszont részleteiben vizsgálva érthetjük meg a szerkezetek mechanikai viselkedését. A numerikus szimulációk fejlesztése és alkalmazása minden iparágban elterjedt.

Kpeky és társai [102] kifejlesztettek egy új elemtípust a harmonikus gerjesztésű, vagy szabad rezgésű szendvicserendák végeelemes számításaihoz, amely egy kombinált térfogati-héj elem. Az elemet MatLab környezetben implementálták és számos numerikus számítást végeztek különböző konzolos gerenda konfigurációkkal. Az új elemtípussal kezelhetők a szendvicsszerkezetek szimulációs nehézségei, mint az anyagtulajdonságok miatti nagy merevségugrások, vagy a nagy geometriai vastagság/szélesség arányok. Ferdous és társai [103] egy úgynevezett réteges szendvicserendát is vizsgáltak, amely üvegszál erősítésű polimer kompozit borítólemezekből és fenol alapú maganyagból álltak. Az ilyen típusú szendvicserendákból ragasztottak össze több réteget epoxigyantával. A szerzők különböző rétegfelépítéseket és különböző borítólemezorientációkat vizsgáltak fizikai mérésekkel, valamint egy végeelemes modellt is kidolgoztak. Megmutatták a merevség és a szilárdság növelésének lehetőségeit a különböző rétegfelépítések és orientációk változtatásával olyan módon, hogy közben megelőzik a gyűrődést és a kihajlást.

Vidal és társai [104] kifejlesztettek egy egyedi gerendaelemet végeelem-modellezéshez, amely lehetővé teszi a felhasználó számára, hogy általános keresztmetszetű laminált gerendát modellezzon, így csökkentve a számítási időigényt. Egy úgynevezett változó szétválasztási módszert alkalmaztak, ahol a deformációs mezőt a keresztmetszeti jellemzők és az axiális jellemzők függvényeinek összegeként közelítik. Az eredményeket különböző szendvicserendákkal mutatták be, és összehasonlították a másodrendű térfogati elemekkel felépített 3D-s modellen számított eredményekkel. Az új módszerrel sikerült a 3D-s eredmények pontosságát is elérni. Egy nemlineáris modellt fejlesztettek Odessa és társai [105] a szendvicspanel borítólemezei és magja közötti szétválási folyamat szimulációjára. A modell kiterjesztett magasrendű szendvicspaneleméletet és kohéziós zóna anyagmodellt (CZM) alkalmaz.

A szendvicsszerkezetek merevsége és szilárdsága mellett az ezekkel az anyagokkal való terhelés-bevezetés is megoldandó probléma. Assaad és társai [106] a nem szerkezeti szendvicspanelek szélterheléssel vagy szeizmikus terheléssel szembeni viselkedését elemezték. Különböző anyagféleségek merevségét és szilárdságát kísérleti vizsgálatokkal elemezték, valamint különböző terhelésbevezető konstrukciókat vizsgáltak a panelek teherhordó szerkezetéhez történő rögzítésére.

Különböző geometriájú és terhelési állapotú kompozit teherhordó dobozokat elemezték Tang és társai [107] a tervezés korai szakaszában. Kereskedelmi végeelemes szoftvereket alkalmaztak és kiértékeltek a statikus és kihajlási tönkremenetelt. Az ilyen jellegű tanulmányok sokat segítenek a mérnököknek a tervezési szakaszban, de a megfelelő pontosság biztosítása kihívást jelenthet, ha nagy méretű és összetett formájú szerkezetekkel, pl.: járműfelépítményekkel foglalkoznak.

Az autóiparban vagy az autóbusz-iparban, ahol héjszerkezetek geometriailag komplexek, a tervezési folyamat manapság az integrált alkatrésztervezéstől az úgynevezett differenciált alkatrésztervezés felé halad, amikor a héjszerkezetet gyártási

költség szempontok miatt részekre osztják [12]. Így viszont a polimer héjszerkezetek ragasztott kötéseinek mechanikai jellemzése is elengedhetetlen a tervezési folyamatban.

A ragasztott kötések mechanikai tulajdonságainak jellemzésére szolgáló szabványos vizsgálatoknak számos hiányossága van. Az átlapolt kötések vizsgálatakor a minták bonyolult feszültségeloszlásokat vagy akár szingularitásokat produkálnak. Dragoni és Brinson [108] egy olyan módszert fejlesztettek, amellyel meghatározható egy ragasztott kötés nyírószilárdsága és nyíró modulusa egyetlen szendvicsminta hárompontos hajlításával, ahol a vizsgált minta két szendvicspanelből és a köztük lévő ragasztórétegből áll. Az analitikus modelljüket vége-selemes vizsgálatokkal validálták. Optimalizációs esettanulmányokat is végeztek, hogy megvizsgálják a próbatestek megfelelő anyagának és méretének meghatározási lehetőségeit különböző ragasztóanyagokkal. A módszer hatékonyan alkalmazható lineáris anyagi viselkedésű ragasztó esetén. Lineáris közelítéssel Van Loock és társai [109] alapkutatót végeztek és egy átfogó tönkremeneteli térképeket mutattak be a ragasztott kötések tönkremenetelének mechanizmusairól a tönkrement szendvicsminták nemlineáris zónáit is figyelembe véve, ahol a terhelés tiszta húzófeszültség.

Ha tiszta igénybevétel mellett kell a ragasztót tesztelni, akkor egy speciális készülékre (pl.: Arcan) van szükség. Jiang és társai [110] kifejlesztettek egy speciális eszközt a polimer szendvicspanelek és a hidaknál alkalmazott acél tartók ragasztásának vizsgálatára. Hat különböző terhelési szög állítható be, tiszta nyírás, tiszta húzás és négy kombinált terhelés, és ezen igénybevételek alatt a kötés mechanikai viselkedése vizsgálható. A szerzők lineárisan rugalmas vége-selemes számításokat is végeztek a ragasztóanyag feszültségeloszlásának jellemzésére. Az eredmények azt mutatják, hogy a kötés nagyobb teherbíró képességgel rendelkezik tiszta igénybevétel esetén és alacsonyabb kombinált terhelésnél.

Egy hullámos magszerkezetű szendvicspanelt Yu és társai [111] vizsgáltak, amelyben a maganyag egy ragasztóanyaggal van az borítólemezekhez rögzítve. A szendvicspanelek merevségi állandóit a ragasztóréteg deformációit figyelembe véve származtatták, és zárt formájú megoldást adtak. Az eredményeket 3D-s vége-selemes analízissel validálták. Yu és társai [112] szintén vége-selemes módszert alkalmaztak a ragasztott kötésű kompozitok tönkremenetelének előrejelzésére. Cen és társai [113] különféle ragasztott kötés kialakításokat vizsgáltak polimer szendvicspanelekkel, amelyek üvegszál erősítésű polimer kompozit borítólemezekből és PVC hab maganyagból álltak. Négy pontos hajlítóvizsgálatokat és vége-selemes szimulációkat végeztek. A szimulációkban a 3D Hashin tönkremeneteli kritériumot alkalmazták, amely a fizikai vizsgálatokkal jó összhangban jelezte előre a tönkremenetelt. A Hashin-kritériumot a kompozit anyagok szilárdságának értékelésére Li és társai is alkalmazták [114]. A kompozitlapokkal kialakított ragasztott T-kötést vége-selemes szimulációkkal elemezték, ahol kohéziós zóna elemeket használtak a ragasztó tönkremenetelének modellezésére. A kompozit szendvics T-kötéseket vizsgáltak Khosravani és társai is

[115]. A szerzők különböző mechanikai tesztekét végezték, hogy megvizsgálják az alakváltozási sebesség hatását a méhsejt-szendvicsszerkezetek tönkremeneteli viselkedésére. A digitális képkorrelációval végzett nyúlásmérés és az Abaqus kereskedelmi végelelemes szoftverrel végzett számítások eredményei kiváló egyezést mutattak.

Egy polimer szendvics szerkezetű hajófedélzet ragasztott kötéseit vizsgálták Bella és társai [116]. Kísérleti vizsgálatokat és végelelemes szimulációkat is végeztek térfogati- és héjelemek alkalmazásával. A merevség és a szilárdság tekintetében különböző konstrukciós változatokat hasonlítottak össze.

A kötések mechanikai viselkedését a geometria, az anyagtulajdonságok és a terhelési viszonyok is befolyásolják. A kötések konstrukciós kialakítása is egyre összetettebbé válik az ipari alkalmazásokban, illetve az anyagi nemlinearitás is komplex anyagmodelleket igényel a modellezésben. A kísérleti vizsgálatok gyakran időigényesek és költségesek lehetnek; ezért a numerikus szimulációk jelentősége nagymértékben felértékelődik. Az irodalomban több módszer is található a kompozitok ragasztott kötéseinek végelelemes elemzésére, Budhe és társai [117] ezeket egy átfogó áttekintő cikkben foglalta össze.

2.6. A szakirodalom összefoglalása, a dolgozat célja

A közlekedési ágazat jelentős változáson megy keresztül a felhasználók igényei és a környezetvédelmi kritériumok miatt. A fejlesztések fő mozgatórugója a súlycsökkentés, ezáltal az energiafogyasztás minimalizálása. A súlycsökkentési megközelítésnek két fő iránya van: a) fejlett könnyűszerkezetű kompozit anyagok alkalmazása a kiváló szilárdság-tömeg arányuk miatt, valamint b) a járműalkatrészek optimalizált szerkezeti kialakítása és topológiája. A polimer kompozit anyagokat széles körben használják a repülőgépiparban, és egyre népszerűbbek az autó- és autóbusz-szegmensben, de a tömeggyártásban az igazi áttörés még nem történt meg. A nagy gyártási darabszám esetén felértékelődik az újrahasznosíthatóság és a környezetvédelem, ami jelentős kihívást jelent. A környezetbarát anyagok járműipari alkalmazásaival kapcsolatban kiterjedt összefoglaló tanulmányok készültek.

A kompozit anyagok tömeggyártásban történő alkalmazásának fő problémája a magasabb gyártási költségek a hagyományos fémszerkezetekhez képest, ezért az anyagtudományi innovációk mellett más megközelítések is vannak a termék gyártási költségeinek optimalizálására.

Mårtensson és társai [11] az alulról építkező költségbecslési megközelítést alkalmazva kimutatták, hogy a nagyobb és összetettebb kompozit alkatrészek gyártása költséghatékonyabbá válhat, ha több részre osztják őket, majd az egyes részeket egy alkalmas kötési móddal, pl.: ragasztás, összekötik. A szerzők kimutatták, hogy az összeszerelési, esetükben ragasztási költség, csak kisebb mértékben befolyásolja a teljes gyártási költséget, és az alkatrész felosztása csökkentheti a gyártandó részek geometriai bonyolultságát, és ezáltal csökkentheti a selejt

mennyiségét és a szerszámköltséget. A szerszámköltséget egy geometriai komplexitási tényezővel arányosították. Ezt a módszert később a részekre bontás és az anyagválasztás kombinálásával fejlesztették [10]. Emellett egy elemzési módszert [12] is bemutatottak egy héjszerkezet részekre bontásának vizsgálatára a költségek és a mechanikai teljesítmény szempontjából. Ezek a módszerek a gyártási irány előzetes ismeretében számítják ki az alkatrészek bonyolultságát, mivel a részekre bontást manuálisan kell elvégezni. Ennek automatizálásához egy optimalizálási keretrendszerben egy tetszőleges héjszerkezet optimális gyártási irányát is automatikusan szükséges meghatározni.

Céлом egy olyan módszer kidolgozása, amely képes automatikusan meghatározni egy kompozit héjszerkezet optimális gyártási irányát. Ez lehetővé tenné egy tetszőleges héjszerkezet komplexitási tényezőjének automatikus kiszámítását, ami további lépést jelentene egy teljesen automatizált optimalizálási keretrendszer felé, amelynek célja a költséghatékony részekre bontás.

Mårtensson és társai egy kompozit szerkezet részekre bontásának hatását vizsgálták a szerkezet mechanikai teljesítményére és a gyártási költségekre [12]. A szerzők különböző részekre bontási koncepciókat vizsgáltak és hasonlítottak össze, de ezeket a koncepciókat mérnöki megfontolások mentén, manuálisan alkották. A szakirodalomban nem találtam kompozit héjgeometria részekre bontására vonatkozó optimalizációs módszert, a publikációkban ezeket mérnöki megfontolások alapján manuálisan határozzák meg egy-egy adott alkatrészeire. Ezért céлом egy olyan módszer fejlesztése, ami általánosítva, tetszőleges héjgeometriára működőképes.

Járművázszerkezetek mechanikai modellezését illetően az irodalom áttekintése azt mutatja, hogy kiterjedt tanulmányok állnak rendelkezésre analitikai modellekkel és szimulációs módszerekkel a szendvicsszerkezetek és a ragasztott kötéseik mechanikai viselkedésének megértésére. Az analitikai módszerek gyakran csak gerenda- vagy lemezgeometriákkal, idealizált peremfeltételekkel működnek. Ugyanakkor a végelelemes modellek viszont túl részletesek és csak próbatest léptékben használhatók hatékonyan. Az elmúlt években a termékfejlesztés célja a virtualizáció maximalizálása, valamint a prototípusgyártás minimalizálása még több szimulációs technika és még kevesebb fizikai prototípus alkalmazásával, így csökkentve a tervezési költségeket. Az autóipar vezető gyártói a „nulla prototípusgyártást” célozzák meg, ahol a szimuláció szerepe drasztikusan megnő. Ez azt jelzi, hogy szükség van egy olyan modellezési módszer kidolgozására a szendvicspanelekre és azok ragasztott kötéseire, amely segíti a tervezési folyamatot az koncepciófázisban olyan módon, hogy a szerkezet teljesjármű léptékben modellezhető, de megbízható eredményeket ad.

A módszerfejlesztésem célja ezt a hiányt pótolni, és egy új végelelemes modellezési módszert fejleszteni, amely rétegelt héjelemeket használ homogén anizotróp merevségi állandókkal a szendvicspanelek modellezésére és általános merevségi mátrixokat a ragasztott kötésekhöz. A merevségi mátrixok paramétereit próbatestek kísérleti vizsgálataiból és a statisztikai kísérlettervezés (DoE) módszerével határozom

meg. A módszert különböző kötési geometriájú polimer szendvicspanelekkal vizsgálom. Ezzel az új módszerrel gyorsan és egyszerűen, megfelelő pontossággal tesztelhetünk különböző részekre bontási koncepciókat és kötésgeometriákat, így egy hatékony eszköz lehet a szimulációvezérelt termékfejlesztésben.

3. FELHASZNÁLT ANYAGOK, VIZSGÁLATI MÓDSZEREK

Ebben a fejezetben bemutatom az általam felhasznált anyagokat és az alkalmazott vizsgálati módszereket. A különböző próbatesteken elvégzett mérések eredményei a későbbiekben a numerikus számításokhoz adnak bemenő adatokat, illetve a számítási modellek validálására szolgálnak.

3.1. Felhasznált alapanyagok

Monolitikus polimer kompozit

A polimer kompozit héjszerkezet vizsgálatához választott anyag egy üvegszálérősítésű vinilészter mátrixú kompozit. Az anyag járműiparban elterjedt, így az eredmények közvetlen ipari hasznosításának adott a lehetősége. Az üvegszálérősítés struktúráját tekintve egy multidirekcionális kelme, amelynek rétegrendje [0/45/90/-45]. A termék kereskedelmi megnevezése a rétegrendre utalva quadriaxiális kelme (Saertex – QE fabric). A kelme felületi tömege 1232 g/m^2 , amelyben a különböző irányultságú üvegszálrétegeket 76 dtex -es, 6 g/m^2 felületi tömegű poliészterszálakkal kötik össze. Az általam vizsgált kompozitlemezben három réteg quadriaxiális kelme van egymáson azonos orientációval. A kompozitlemez vastagsága $2,5 \text{ mm}$. Az erősítőstruktúra gyártói adatlapja a 7.1. Mellékletben található.

A kompozit mátrixanyaga a Distitron VE220 kereskedelmi megnevezésű vinilészter gyanta. Szálérősített alkalmazásban ajánlott jellemzően gyantainjektálás technológiához (RTM). A gyártói adatlap alapján a folyékony gyanta viszkozitása szobahőmérsékleten $270\text{-}380 \text{ mPas}$, a gélesedési idő $9\text{-}15 \text{ perc}$, az exoterm csúcshőmérséklet $170\text{-}200 \text{ °C}$. A próbatestek gyártásához iniciátorként $1,5 \text{ tömeg\%}$ Butanox M50-et (metil-etil-ke-ton-peroxid dimetil ftálsavas oldata) alkalmaztam. A térhálósodási idő 24 óra szobahőmérsékleten. A gyanta gyártói adatlapját a 7.1. Melléklet tartalmazza. A vége-selemes szimulációkban húzóvizsgálatok alapján meghatározott rugalmassági modulust és szakítószilárdságot alkalmaztam, amelyek rendre $3\ 492 \text{ MPa}$ és 80 MPa . A mérési eredményeket a 7.2. Melléklet foglalja össze.

A mechanikai vizsgálatokhoz próbatesteket gyártottam vákuum infúzió technológiával. A síklapgyártás szerszáma egy PET fólia volt, amelyet formaleválasztóval kezeltem, majd erre fektettem rá a száraz kelméket. Az erősítőrétegekre egy tépőszövetet helyeztem, amely biztosítja, hogy a fölötte lévő rétegek nem kötnek a gyártott síklaphoz. A tépőszövet fölé gyantavezető hálót helyeztem, amely megkönnyíti a gyanta haladását. Erre került a vákuumfólia, amelyet kétoldalú ragasztószalaggal rögzítettem a szerszám felületéhez. A levegő kiszívása a munkatérből és a gyanta adagolása vákuuminfúzió esetén két csatlakozón keresztül biztosított és egy vákuumszivattyú segítségével történik. Az alkalmazott vákuumnyomás $0,8 \text{ bar}$ volt.

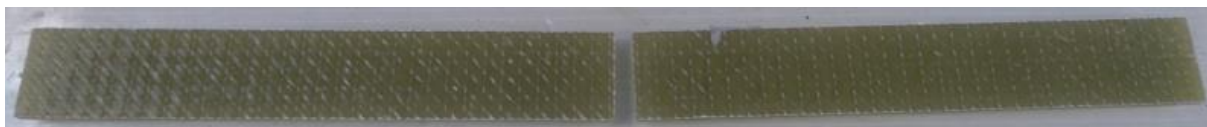
A gyártásban alkalmaztam még gyantaadagoló spirált is, amelyet a vákuumfólia alatt a szerszám szélén körbevezettem. A gyantaadagoló spirál megkönnyíti a gyanta

bejutását a munkatérbe. A vákuuminfúzió folyamatát szemlélteti a 12. ábra bal oldala, a jobb oldalon pedig a gyártásban lévő síklap látható a piros színű tépőszövettel.



12. ábra. Vákuuminfúzió folyamatának sematikus ábrája a) a gyártás alatt lévő síklap b)

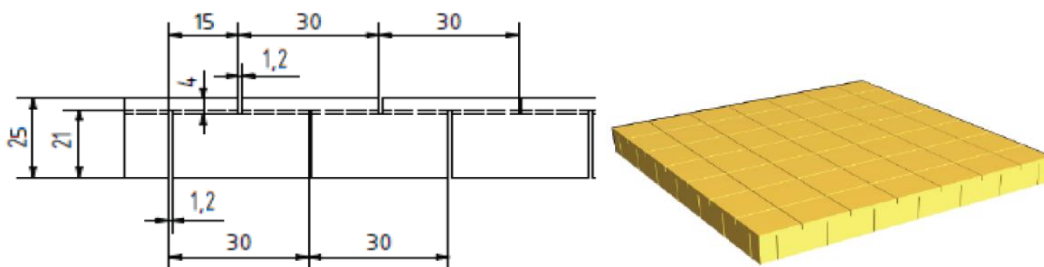
A gyártott síklapból kivágott próbatestről mutat képet a 13. ábra. A síklapokban légzárványokat nem tapasztaltam, végeztem sűrűség vizsgálatot az ISO 1183-1 szabvány [118] módszerének megfelelően és száltartalom vizsgálatot az ISO 3451 szabvány [119] szerint. Az elért száltartalom 51,8 térfogat%, a sűrűség- és száltartalom mérés eredményeit a 7.3. Melléklet foglalja össze.



13. ábra. A gyártott síklapból kivágott próbatestek húzóvizsgálathoz

Szendvicspanel

A szendvicspanel vizsgálatát szintén a járműipari alkalmazás ihlette. A borítólemezek az előbb ismertetett felépítésű kompozitlemezek, a maganyag Airex T90.100 megnevezésű zártcellás PET hab, 110 kg/m³ sűrűséggel. A PET hab vastagsága 25 mm, a felépítése ún. FlexiCut típusú, ami azt jelenti, hogy 1,2 mm széles bemetszéseket tartalmaz 30 mm-enként. A hab mindkét oldala bemetszett az egyik oldalról a vastagság 85%-áig, míg a másik oldalról a vastagság 20%-áig. A bemetszések a gyártást segítik, ezekben halad a gyanta az injektálás során, így ezek a „térhálót” alkotó bemetszések biztosítják a darab teljes impregnálhatóságát. A hab geometriai szerkezetét a 14. ábra mutatja.



14. ábra. Az Airex T90.100 FlexiCut hab szerkezete

A hab húzórugalmassági modulusa 120 MPa, a szakítószilárdsága 2,2 MPa, további mechanikai tulajdonságait a 7.1. Mellékletben található gyártói adatlap tartalmazza.

A vizsgált szendvicsszerkezet 3-3 réteg quadriaxiális kelmével erősített rétegből és egy 25 mm vastag maganyagból épül fel. A szendvicsszerkezet felépítését a 15. ábra mutatja.



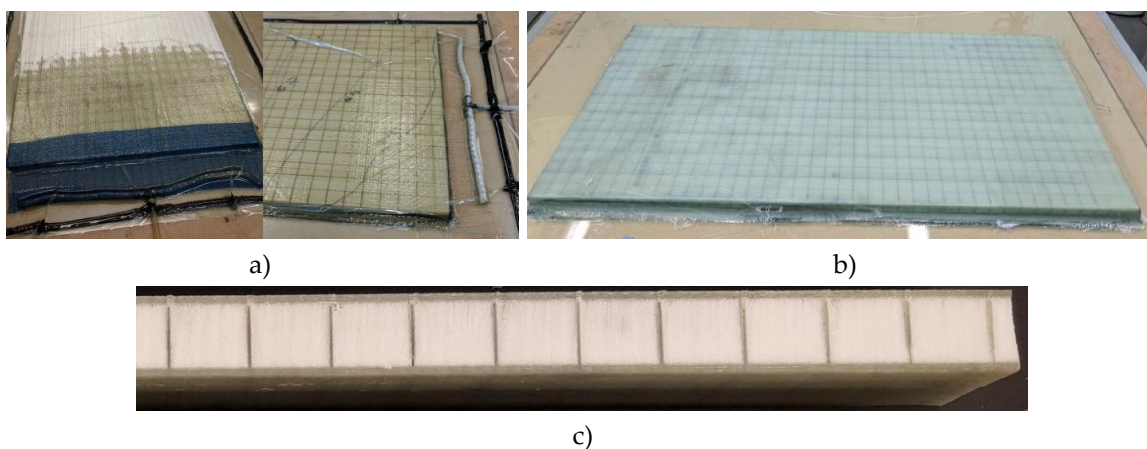
15. ábra. A vizsgált szendvicsszerkezet felépítése

A kompozitlemezben lévő három quadriaxiális réteg orientációja megegyező, egymáshoz képest nincsenek elforgatva, viszont szendvicspanelben az alsó borítólemez rétegei -45°-ban, míg a felső borítólemezé +45°-ban állnak, tehát ez egy keresztmetszetben szimmetrikus felépítésű szerkezet. A teljes szendvicsszerkezet felépítését az 1. táblázat tartalmazza alulról felfelé haladva.

1. táblázat. A vizsgált szendvicsszerkezet felépítése

Erősítő struktúra	Orientáció	Réteg vastagság	Megjegyzés
Multidirekcionális kelme	3 x [-45/90/45/0]	2,5 mm	QE-1232
PET hab (maganyag)	-	25 mm	AIREX T90.100
Multidirekcionális kelme	3 x [45/90/-45/0]	2,5 mm	QE-1232

A szendvicspaneleket szintén vákuuminfúzió technológiával gyártottam, az erősítőrétegeket és a habmagot megfelelő sorrendben egymásra helyezve és egyben impregnálva. A vákuumnyomás 0,8 bar volt, a gyártásról, a legyártott síklapról és egy kivágott próbatestről a 16. ábra mutat képeket.



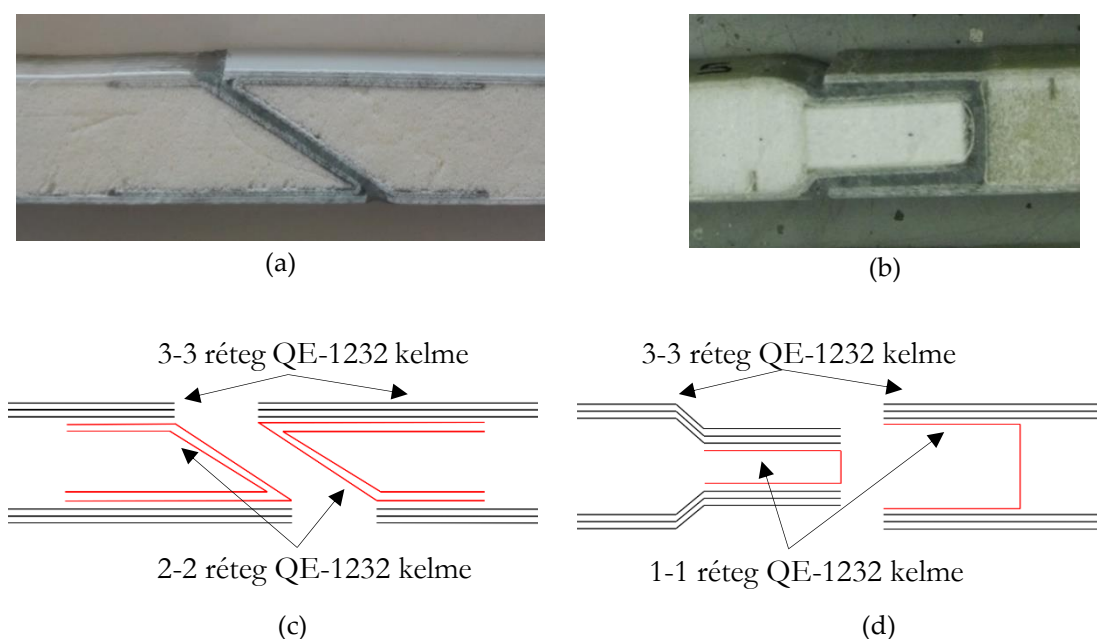
16. ábra. Szendvicspanel gyártása vákuuminfúzióval a) legyártott sík szendvicspanel b) kivágott próbatest közeli képe c)

A gyártott próbatestekben légzárványokat nem tapasztaltam. Megjegyzendő továbbá, hogy az alkalmazott gyanta gyártói adatlapján 170-200 °C exoterm csúcshőmérséklet szerepel, a maganyag feldolgozási hőmérséklete pedig 150 °C-ig ajánlott. A vizsgálat anyagokkal gyártott szendvicspanel buszipari alkalmazásban is megtalálható és én sem tapasztaltam elváltozást a kompozit borítólemez és a hab találkozásánál, amely termikus degradációra utalna.

Ragasztó

A kompozitlemezekkel és szendvicspanelekkel különböző kötéskialakítások mechanikai tulajdonságainak jellemzésére egy járműipari ragasztót alkalmaztam.

Az AcraLock SA 10-100A egy két komponensű, magas nyírószilárdságú és merevségű, magas szakadási nyúlású alapozó mentes, nagy réskitöltésű ragasztó. A kötőanyaga egy metakrilát alapú térhálós polimer. A kötőanyagot és az aktivátort 10:1 arányban kell keverni. A termék adatlapja szerinti fazékidő 70 perc. A ragasztó rugalmassági modulusa 620 MPa, a további mechanikai tulajdonságai a 7.1. Mellékletben található gyártói adatlapon szerepelnek. A végeselemes szimulációkban a ragasztóanyag adatlapi rugalmassági modulusát alkalmaztam, emellett végeztem saját méréseket is, amelynek eredményeit a 7.4. Melléklet foglalja össze. A vizsgált ragasztott kötés konstrukciókat a 17. ábra mutatja.



17. ábra. A vizsgált ragasztott kötések felépítése: Z-kötés a) U-kötés b) Z-kötés rétegfelépítése c) U-kötés rétegfelépítése d)

A szendvicspanelek két különböző ragasztott kötését vizsgáltam, amelyeket Z- és U-kötésnek nevezek. Ezek a kötésmódok megtalálhatók buszipari alkalmazásokban. A kötések tartalmazó szendvicspanel deformációs viselkedését végeselemes szimulációkkal vizsgáltam. A részletes végeselemes modellben, amelynek habmagját

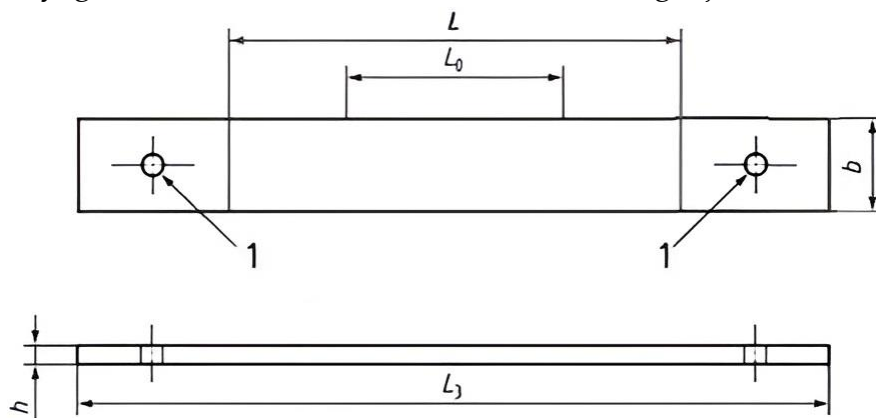
térfogati elemekkel modelleztem a 17. ábra c) és d) részén pirossal jelölt plusz quadriaxiális rétegeket is figyelembe vettem.

3.2. Vizsgálati módszerek

Az alábbiakban ismertetem a kísérletek során alkalmazott vizsgálati módszereket, az alkalmazott berendezéseket és a fontosabb gépbeállítási paramétereket. Ahol azt külön nem jelzem, a vizsgálatok szobahőmérsékleten (22 ± 2 °C) és $46\pm 2\%$ relatív légnedvesség mellett kerültek elvégzésre. A mérések a BME Polimertechnika Tanszék laborjában lévő Zwick Z020 uniaxiális húzógépen készültek, amelynek maximális terhelhetősége 20 kN.

Kompozitlemez szakítóvizsgálat

A kompozitlemez rétegeinek síkbeli húzórugalmassági modulusait és Poisson-tényezőjét elmozdulásvezérelt húzóvizsgálattal határoztam meg. A mérés az ISO 527 - 4 szabvány [120] ajánlásai szerint készült. Az erő és a keresztfej elmozdulás rögzítése mellett a próbatest nyúlása is rögzítésre került terhelésirányban és arra merőlegesen, két egytengelyű nyúlásmérő bélyeggel a próbatest egyik felületén a mérőhossz belül elhelyezve egymás felett. A vizsgálati sebesség 2 mm/perc volt. A mérés tönkremenetelig zajlott. A próbatest típus az ISO 527 - 4 szabványban bemutatott Type 2 típusú. A próbatest rajzát a 18. ábra, a 19. ábra pedig mutat egy képet a húzóvizsgálatban alkalmazott próbatestről, amelynek a felületén láthatóak a nyúlásmérő bélyegek. A releváns méreteket a 2. táblázat foglalja össze.



18. ábra. A kompozitlemez húzóvizsgálata során alkalmazott próbatesttípus [120]



19. ábra. Húzóvizsgálati próbatest a nyúlásmérő bélyegekkel

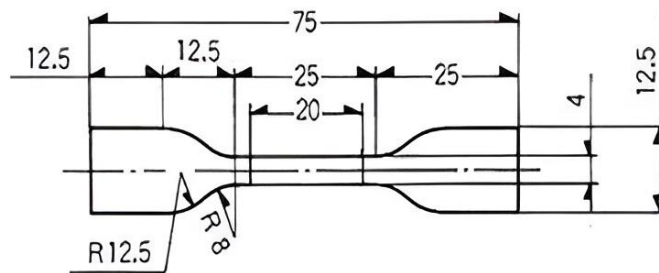
2. táblázat. Húzóvizsgálati próbatestméretek

Méret megnevezése	Méret jele	Méret [mm]
Teljes hossz	L_3	≥ 250
Szélesség	b	$25 \pm 0,5$
Vastagság	h	2,5
Mérési zóna hossza	L_0	50 ± 1
Névleges befogási hossz	L	136

A nagyméretű síklap előgyártmányból vízvágással vágattam ki a próbatesteket a megfelelő méretűre, amelyeket ellenőriztem felületi minőség, sérülések, alakhibák és jellemző méretek szempontjából.

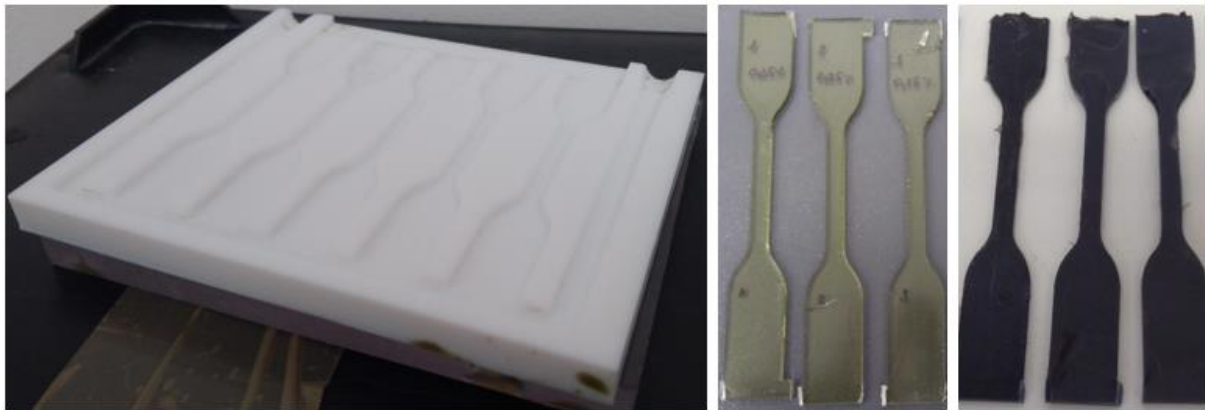
Ragasztóanyag húzóvizsgálata

A kötések tekintetében első körben ragasztott, átlapolt kötések vizsgáltam a monolitikus kompozitlemezek között. Két különböző kötés jellemzőit határoztam meg mérésel. Egyrészt amikor a kötőanyag a kompozit saját mátrixanyaga volt, másrészt pedig az előbb ismertetett metakrilát ragasztó. A későbbi számításokhoz szükséges a vinilészter és a metakrilát ragasztó rugalmassági modulusa és húzószilárdsága is, ezeket is szakítóvizsgálattal határoztam meg. Ezen anyagokra vonatkozóan a próbatest típusa az ISO 527 - 2 szabványban [121] előírt 5A jelű típus. A geometriai méreteket a 20. ábra mutatja. A próbatest vastagsága 2 mm. A vizsgálati sebesség 1 mm/perc volt.



20. ábra. A kötőanyagok húzóvizsgálatai során alkalmazott próbatesttípus [121]

A próbatestek gyártásához a BME Polimertechnika Tanszék laborjában lévő 4-tengelyes marógépen készítettem egy PTFE anyagú öntőformát, amivel egyidőben 5 próbatest készíthető. Az öntőformát és az elkészült próbatesteket a 21. ábra mutatja.



a)

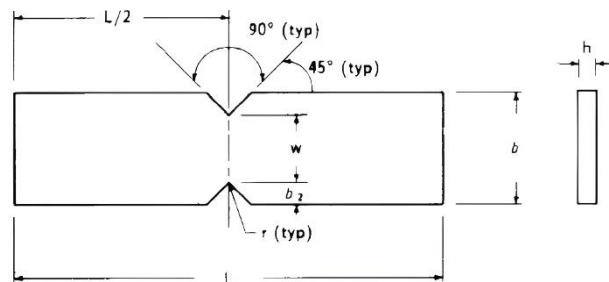
b)

c)

21. ábra. Öntőforma a) vinilésztergyanta próbatestek b) metakrilát ragasztó próbatestek c)

Iosipescu-teszt

A kompozitlemez rétegeinek síkbeli nyírórugalmassági modulusát V-bemetszésű próbatest nyíróvizsgálatával, ún. Iosipescu-teszttel határoztam meg. A mérést az ASTM - D5379 szabvány [122] szerint végeztem, a vizsgálati sebesség 2 mm/perc volt. A mérés tönkremenetelig zajlott. A próbatest rajzát 22. ábra és a releváns méreteket a 3. táblázat mutatja.



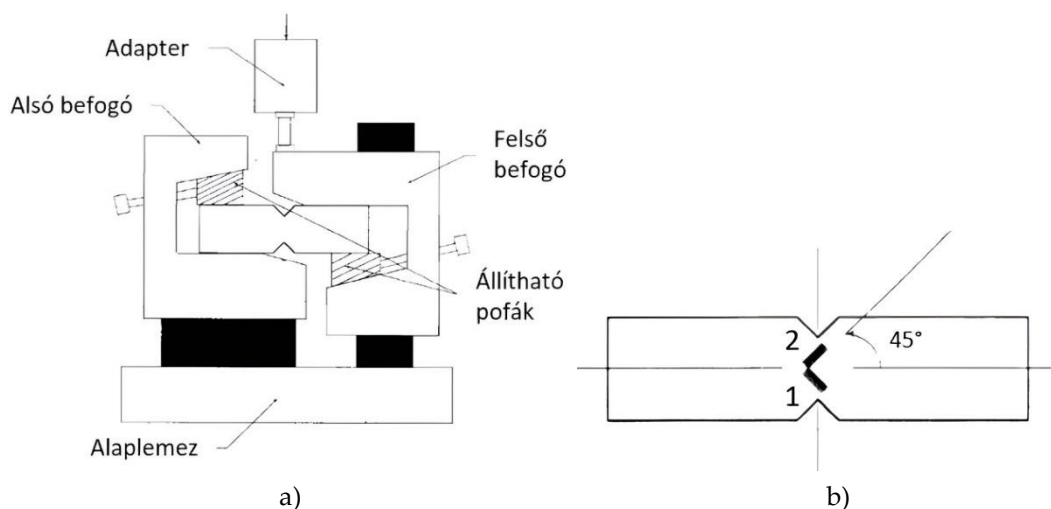
22. ábra. Iosipescu teszt próbatest geometriája [122]

3. táblázat. Nyíróvizsgálati próbatestméretek

Méret megnevezése	Méret jele	Méret [mm]
Szélesség	b	$20 \pm 0,3$
Bemetszés mélysége	b_1	$4,0 \pm 0,3$
Vastagság	h	$4 \pm 0,3$
Hossz	L_3	$76 \pm 0,3$
Bemetszés sugara	r	$1,3 \pm 0,3$
Ligament hossz	w	$12,0 \pm 0,3$

Ahhoz, hogy tiszta nyíróterhelés jöjjön létre a próbatesten, speciális rögzítésre van szükség. A készüléknek gondoskodnia kell arról, hogy terhelésráadás közben a

próbatest sík, az élei pedig párhuzamosak maradjanak. Ezen teszt esetében a befogókészülék az alábbi szabvány által javasolt készülék volt, amelyet a a) b) 23. ábra mutat.



23. ábra. Iosipescu nyíróvizsgálat befogó készüléke a) nyúlásmérés pozíciói b) [122]

A nyíródeformáció az alábbiak szerint származtatható [122]:

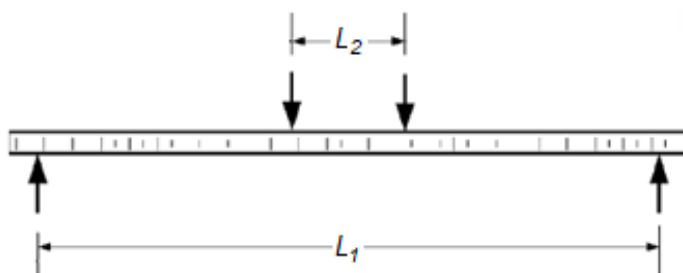
$$\gamma_{12} = \varepsilon_1 - \varepsilon_2 \quad (6)$$

A nyírórugalmassági modulus pedig:

$$G_{12} = \frac{F}{A \gamma_{12}} \quad (7)$$

Szendvicsszerkezet hajlító vizsgálat

A vizsgálni kívánt szendvicspanel borítólemezeinek az előbbi mérések alapján meghatározhatók a merevségi paraméterei, de a habmag csak a borítólemezekkel együtt vizsgálható hatékonyan. Az alkalmazott irdalt habmag „bevágásaiba” gyártás közben befolyik a gyanta, ami hab merevségét jelentősen befolyásolja. A merevségnövelés jellemzésére nyomóvizsgálatokkal ugyan össze lehetne hasonlítani a nyers és az impregnált habot, azonban a járműipari szendvicsszerkezetek jellemző igénybevétele a hajlítás és hajlítóvizsgálatot csak a teljes szendvicspanelen lehet elvégezni. Ezért a szendvicsszerkezet merevségének meghatározásához négyponos hajlítóvizsgálatot végeztem az ASTM - D7249 szabvány [123] ajánlásai szerint, a vizsgálati sebesség 6 mm/perc volt. A mérés tönkremenetelig zajlott. A próbatest rajzát és a releváns méreteket az 24. ábra és a 4. táblázat mutatja.



24. ábra. Szendvicspanel 4-pontos hajlítása [123]

4. táblázat. Szendvicspanel hajlítóvizsgálat – geometriai méretek

Méret megnevezése	Méret jele	Méret [mm]
Teljes hossz	L_3	660
Külső támaszköz	L_1	500
Belső támaszköz (4 - pontos hajlítás esetén)	L_2	166
Szélesség	b	60
Teljes vastagság	h	30

A szendvicspanel tönkremenetelének vizsgálatához hárompontos hajlítóvizsgálatot is végeztem. A mérés az ASTM – C393 szabvány [124] ajánlásai szerint történt. A próbatest méretei, a külső támaszköz és a vizsgálati sebesség is megegyezik a négypontos hajlítás esetével.

4. KÍSÉRLETI EREDMÉNYEK BEMUTATÁSA

Ebben a fejezetben bemutatom a kísérleti vizsgálatokkal és végeselemes szimulációkkal végzett kutatómunkám eredményeit.

4.1. Kompozit alkatrész optimális gyártási irányának meghatározása

Céлом egy olyan módszer kidolgozása, amely képes automatikusan meghatározni egy kompozit héjszerkezet optimális gyártási irányát. Ez további lépést jelent egy automatizált optimalizálási keretrendszer felé, amelynek célja a költséghatékony alkatrésze bontás.

4.1.1. Optimális gyártási irány meghatározásának módszere

A gyártástechnológia szempontjából releváns geometriai jellemzők meghatározásához egy alkalmazást fejlesztettem Python környezetben. A Python egy nyílt forráskódú programnyelv, aminek a kereskedelmi végeselemes szoftverekhez közvetlen kapcsolata van az ún. API-n (application programming interface) keresztül. Ez azért hasznos, mert a koncepció fázisban nemcsak a szerkezet gyártási tulajdonságait, hanem annak merevségét és szilárdságát is értékelni kell, ennek pedig a leghatékonyabb módja a végeselemes analízis.

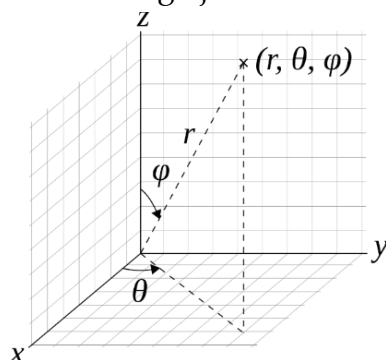
Ez alapján célszerű a teljes folyamat során végeselemes hálóval diszkrétizált geometriával dolgozni. Kompozit szerkezeteknél ez héjelemekből álló végeselemes hálót jelent, amely a geometriát felületmodellként kezeli. Ezért az általam fejlesztett szoftveralkalmazás bemenete egy végeselemes háló, de emellett lehet STL (standard triangle language) formátumú felületmodell is, tehát 3D szkennelt alkatrészen is elvégezhető az elemzés.

Olyan kompozit héjszerkezetek gyártási irányát keresem, amelyek hagyományos, tehát mozgóbetét nélküli szerszámmal egy lépésben gyárthatóak. A mozgóbetét nélküli szerszámmal egy lépésben gyártható alkatrész azt jelenti, hogy mindenképpen létezik olyan iránya, amely irányból nézve a héjgeometria alámetszésmentes. Az ilyen alkatrészek kézi laminálás, vákuuminfúzió, gyantainjektálás vagy akár lágy szerszámmal végzett gyantainjektálás (LRTM) technológiákkal is gyárthatók. Természetesen a különböző gyártástechnológiák esetén a gyártási költségfüggvény paraméterei, illetve a ciklusidő is különbözőek, azonban a geometria jellemzése és az optimális irány meghatározása azonos módon történik.

A kompozit szerkezetek vizsgálata során a C_c komplexitási tényezőt alkalmaztam fő mérőszámként, amely számszerűsíti a geometria síklemeztől való eltérését [11]. A komplexitási tényezőt az (5) képlet írja le és a 9. ábra szemlélteti. Esetemben az A_c az alkatrész teljes felületi területe, azaz a geometriai modellt alkotó egyes háromszögek területének összege; A_p pedig a geometria gyártási irányában vett merőleges vetületének területe ("árnyék"). A definícióból világosan látszik, hogy $C_c \geq 1$,

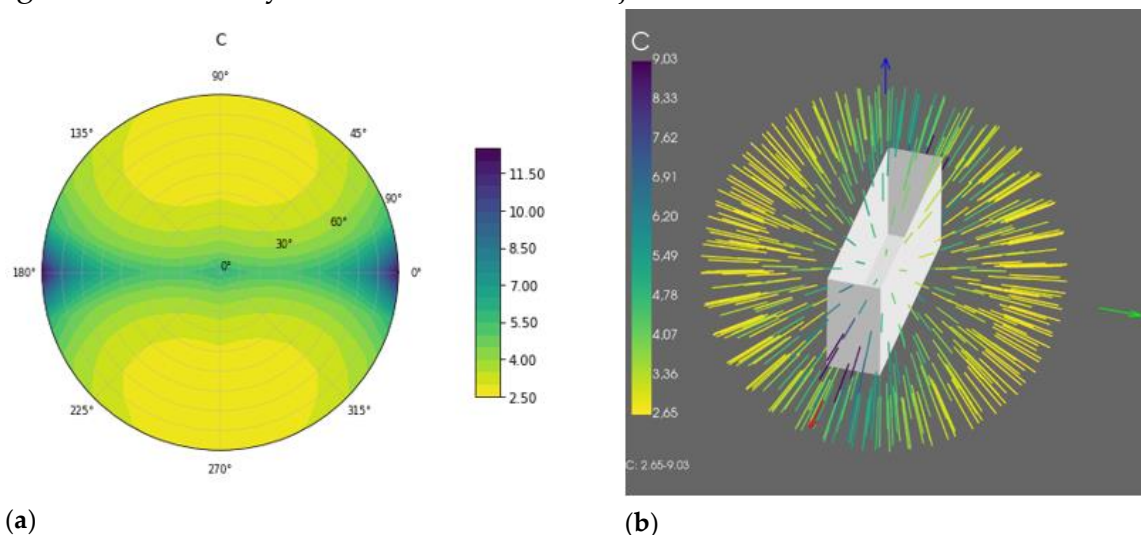
egyenlőség pedig $A_c = A_p$ esetén adódik, amely egy teljesen sík alkatrészt jelent. Minél kisebb C_c értéke, annál kevésbé tér el egy síklaptól az alkatrész alakja, és annál kevésbé lesz komplex és költséges a gyártáshoz szükséges szerszám és kevesebb a gyártási hulladék [11].

Mivel C_c függ a vetítési (azaz a gyártási) iránytól, ezért a lehetséges háromdimenziós irányok függvényében érdemes ábrázolni az értékét. Mivel C_c értéke translációra és a vetítési irányra merőleges síkra való tükrözésre nézve invariáns, az összes lehetséges C_c értéket megkaphatjuk, ha az 25. ábrán látható gömbi koordináta-rendszer $\{(r, \theta, \varphi) | r = 1 \wedge \theta \in [0, 2\pi) \wedge \varphi \in [0, \pi/2]\}$ tartományát, azaz a +z féltérbe eső, egység sugarú félgömb vektorait vizsgáljuk.



25. ábra. Az irányok kiválasztására használt gömbi koordináta rendszer

A $(\theta, \varphi) \rightarrow C_c$ hozzárendelést így síkban is lehet ábrázolni egy poláris grafikonon, illetve szemléletesebben egy térbeli ábrán – ún. ágdiagramon – is meg lehet jeleníteni különböző gyártási irányokhoz tartozó C_c értékeket. Ezek láthatóak a 26. ábrán, ahol egy ötoldalú téglatest alakú héj komplexitását ábrázoltam a tér különböző irányjaiból. A jobboldali ábrán az egyes sugarak különböző gyártási irányokat jelölnek, a színük pedig az abból az irányból számított C_c értéket jelzi.



26. ábra. Poláris grafikon (a) és ágdiagram (b) a C_c komplexitási tényezőről

A poláris ábrán jobban megfigyelhetőek az általános trendek, míg az ágdiagramon a térbeli irányok szemléletesebbek. Utóbbin jól látható, hogy a mérnöki

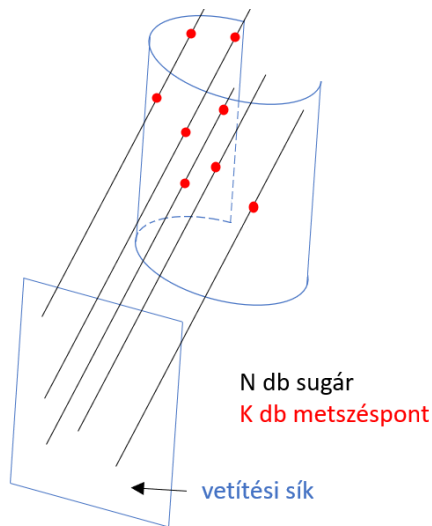
megfontolásoknak megfelelően C_c értéke akkor maximális, ha a legkisebb területű oldalra merőlegesen vetítünk. Minimális értékét nem a gyártási irányban veszi fel: ez itt a z tengellyel, a kék nyíllal lenne párhuzamos, ami a poláris ábrán a (0,0) pontnak felel meg. Ráadásul a legkisebb és legnagyobb C_c érték jelentős tartományban mozoghat egy ilyen egyszerű alkatrész esetében is, ezért mindenképpen szükséges, hogy csak a gyártási irányhoz tartozó C_c értéket tekintsük az alkatrésze jellemző komplexitás mérőszámának.

Önmagában a C_c érték vizsgálata azonban nem ad módszert a gyártási irány kiválasztására, hanem azt előre adottnak tekinti. A gyártási irány jelentős hatással van a vetített felületre, így pedig a C_c komplexitási tényező értékére is: különböző nézetekből teljesen más C_c érték adódik, azonban a cél az, hogy egyetlen C_c értéket rendeljek az alkatrészhöz, amely annak komplexitását jellemzi, és használható a költségbecsléshez.

A hagyományos gyártási folyamat során a gyártási irányt a szakértő technológus jelöli ki. Ha automatikusan szeretnénk számszerűsíteni egy alkatrész komplexitását a komponensekre bontás folyamatában, elengedhetetlen ezen irány automatizált meghatározása. Ehhez vezettem be a következő szakaszban tárgyalt, alámetszettséget jellemző mérőszámot.

A kompozit héjszerkezetek gyártása esetén lényeges szempont, hogy azok geometriája tartalmaz-e alámetszéseket: egy alámetszéseket tartalmazó geometria jelentősen megnehezíti, vagy az adott gyártástechnológiában el is lehetetleníti az alkatrész gyártását. Éppen ezért érdemes a gyártási irányok vizsgálatakor azt is figyelembe venni, hogy abból az irányból nézve alámetszett-e a geometria. Ezt egy olyan mértékkel célszerű vizsgálni, amely nem csak az alámetszettség meglétét jelzi, hanem annak fokát is. Egy ilyen mértékkel folytonossá tehető a vetítési irányt az alámetszettség-mértékre leképező hozzárendelés, ami optimum-keresésnél kifejezetten hasznos.

Az alámetszettség fenti kritériumoknak megfelelő számszerűsítésére az alábbi, U -val jelölt értéket vezettem be, amely a vetített terület (A_p , "árnyék"), és az alkatrész felületének a nézet irányában vett vetületének hányadosa (\tilde{A}_p , "többszörös árnyék"). Ezt úgy lehet szemléltetni, hogy képzeletben a vetítési síkra merőlegesen N darab sugarat indítunk az alkatrész irányába, amelyek mindegyike összesen K pontban metszi a felületmodell. Ezt mutatja a 27. ábra.

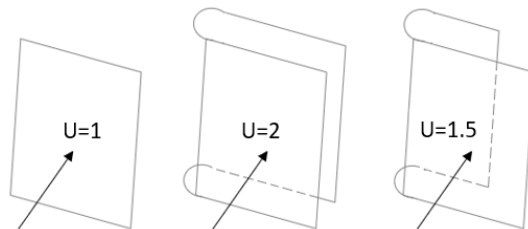


27. ábra. Alámetszettség jellemzése

A két érték hányadosa elegendően nagy N esetén jó közelítéssel megegyezik U értékével:

$$U = \frac{\bar{A}_p}{A_p} \approx \frac{K}{N} = \frac{\text{metszéspontok száma}}{\text{vetítési sugarak száma}} \quad (8)$$

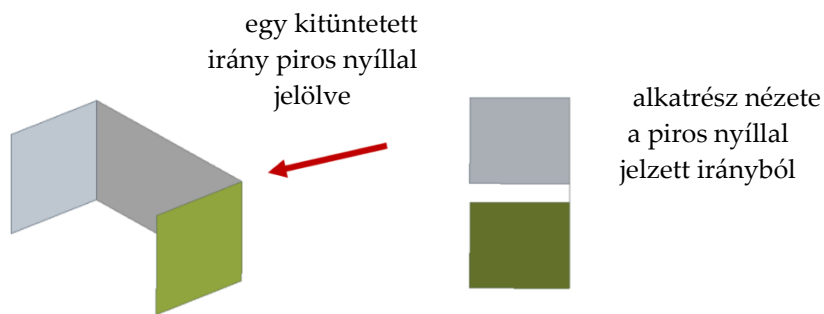
A C_c értékhez hasonlóan tetszőleges geometriára $U \geq 1$. Néhány egyszerű geometria adott nézethez tartozó U értékét szemlélteti a 28. ábra.



28. ábra. Az alámetszettségi mérőszám szemléltetése

Egyenlőség egy adott irányból teljesen alámetszés-mentes alkatrész esetén adódik, ekkor minden sugár pontosan egyszer metszi a testet. $U > 1$, ha a vizsgált nézetből van alámetszés a geometriában; $U = 2$, ha egy adott irányból az alkatrész teljes vetületére nézve alámetszett és így tovább, többszörös teljes alámetszettség esetén $U > 2$ is adódhat. További hasonlóság a C_c komplexitási tényezővel, hogy itt is a kisebb értékek az előnyösebbek.

A 29. ábrán látható, hogy az U szám meglepő eredményeket is adhat: ezen alkatrész esetében létezik olyan irány, amely irányból nincs alámetszés, az U érték így 1-et vesz fel, azonban ez az irány mégsem megfelelő gyártási szempontból, hiszen egyszerre, azaz egy nézetből látjuk az alkatrész belső és külső felületét is; így pl. egy prés nem lenne zárható. Egy ilyen irány van a 29. ábrán pirossal jelölve, az ábra jobb oldalán pedig az alkatrész ebből a nézetből látszik.



29. ábra. Az U alámetszeti mérőszám egy szélsőséges esete

A fentebb tárgyalt U szám definíciója így kiterjeszhető előjeles értelemben: ha nem egyszerűen a metszéspontok K számát vesszük figyelembe, hanem elkülönítjük a metsző sugár irányával egyirányú normálisú metszett felületekhez tartozó K^+ , és az azzal ellentétes normálisú K^- metszéspontok számát, egy előjeles U_{ekv} értéket is definiálhatunk:

$$U_{ekv} = \frac{K^+ - K^-}{N}. \quad (9)$$

$|U_{ekv}| = U$, ha $K^+ \cdot K^- = 0$, azaz csak a felület egyik oldala látszik az vizsgált nézetből.

Ennek segítségével definiálhatunk egy U_s értéket, amely U kiterjesztésének is tekinthető:

$$U_s = U + (U - |U_{ekv}|) \quad (10)$$

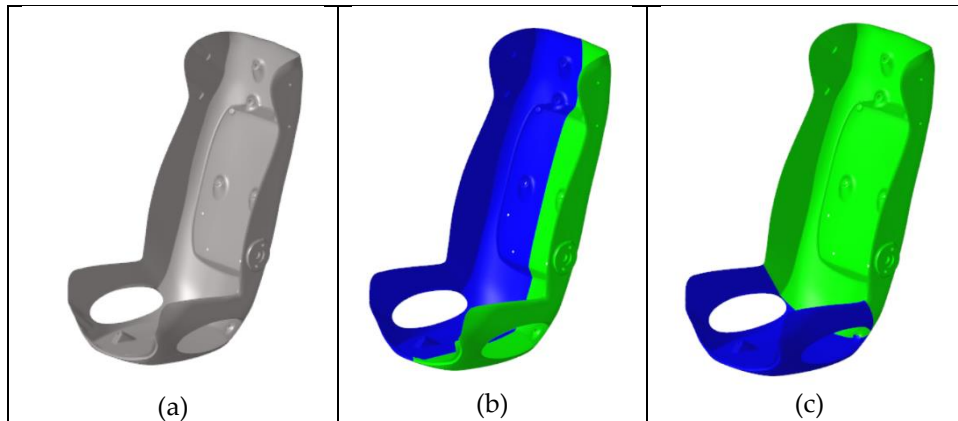
A definíció szerint $U_s = U$, ha a felületnek csak a külső, vagy csak a belső része látható egy adott nézőpontból, és $U_s > U$, ha a felület külső és belső része is egyszerre látható egy adott nézőpontból. Így ez a mérték használható az alámetszettség számszerűsítésére egyetlen mérőszámmal. Továbbá az U_s jellege továbbra is az, hogy gyártástechnológiai okokból az alacsonyabb értékeket részesíti előnyben. Így fentebb két olyan mértéket definiáltam, amelyek lehetővé teszik egy felületmodellel ábrázolt komponens gyártás szempontjából releváns tulajdonságainak számszerűsítését bizonyos irányokból. Szükséges azonban a gyártási iránynak megfelelő lehetséges irányok egyikének automatikus kiválasztása is. Egy ilyen irány ismeretében a C_c értéket már jellemzőnek tekintem az alkatrészre.

A gyártási irány megválasztásának javasolt módja az eddig meghatározott mérőszámok minimumához tartozó irány kiválasztása. De ahogy fentebb látható, a minimum C_c gyakran nem egy érvényes gyártási irányhoz tartozik, így ez a módszer nem megfelelő. Másrészt önmagában a minimum U_s sem elég, mert ha például a 23. ábrán látható egyszerű geometriára alkalmazom, akkor nem ad jó eredményt. Ennek az az oka, hogy C_c értékének az oldalakra merőleges irányokban van lokális maximuma, mivel ott kisebb a vetített terület, mint a ferde irányokból.

A fentiek alapján megvizsgáltam, hogy a $C_c \cdot U_s$ szorzat minimalizálása milyen eredményeket ad különböző geometriák esetén és arra jutottam, hogy ez a mérőszám általánosítható módon a mérnöki megfontolásoknak megfelelő helyes irányt adja.

4.1.2. A módszer alkalmazása kompozit héjszerkezet tervezésében

Esettanulmányt végeztem egy ülés kompozit héjazatán. Ez egy üvegszál erősítésű, telítetlen poliészter gyanta (UP gyanta) mátrixú kompozit, amelyet RTM technológiával gyártanak. A gyártási irány anyagkosztégekre gyakorolt hatását a 30. ábrán látható két különböző részekre bontási változattal vizsgáltam.



30. ábra. A vizsgált üléshejazat (a), részekre bontás verzió-1 (b), részekre bontás verzió-2 (c)

A héjat egyetlen alkatrészként is kiértékeltem, és két különböző részekre bontott változattal is. A C_c értékeket minden alkatrészre az eredeti héj optimális irányából és maguknak a kisebb alkatrészeknek az optimális irányából is számítottam. A számított C_c értékekkel becsültem az anyagkosztégekét. A költségbecslés bemeneti paramétereit az 5. táblázat foglalja össze. A fajlagos kosztégek és a hulladékanyag arányok ipari tapasztalatokból származnak. A szál és a gyanta tömegarányait az üveg és a gyanta sűrűségével, a térfogati száltartalommal, ami 40%, és a teljes héjszerkezet össztömegéből kell számítani, ami 12 kg.

5. táblázat. Bemenő adatok az anyagkosztég számításához

Rövidítés	Leírás	Érték	Mértékegység
C_{fiber}	szálerősítés fajlagos kosztége (ebben a példában E-üvegszövet)	8	€/kg
C_{resin}	gyanta fajlagos kosztége (ebben a példában UP gyanta)	3	€/kg
W_{fiber}	szálerősítés tömege	7,2	kg
W_{resin}	gyanta tömege	4,8	kg
$S_{init_scrap_fiber}$	kezdeti hulladékarány – szál	0,15	1
$S_{init_scrap_resin}$	kezdeti hulladékarány – gyanta	0,02	1

Az alulról felfelé építkező költségbecslési módszerrel lehetőség van arra, hogy a teljes kosztég magába foglalja a beruházási, szerszám-, anyag- és üzemeltetési kosztégeket viszont ebben az esettanulmányban az a feltételezésem, hogy az ülések egy működő kompozit üzembn készülnek, meglévő RTM gépekkel és azokat kezelő operátorokkal, így a példában csak a (12) képlettel becsült anyagkosztéget, illetve a szerszámkosztéget vizsgáltam, mert a gyártási iránynak erre van közvetlen hatása.

A gyártási hulladékot az alapanyagra jellemző kezdeti gyártási hulladékarány és a geometriai komplexitási tényező szorzatként számolhatjuk:

$$s_{scrap} = s_{init_scrap} \cdot C_c. \quad (11)$$

Ha ezt kiszámoljuk külön a szálerősítésre és a gyantára is, akkor az alapanyagköltség az alábbi összefüggéssel számolható:

$$C_{mat} = C_{fiber} w_{fiber} (1 + s_{scrap_{fiber}}) + C_{resin} w_{resin} (1 + s_{scrap_{resin}}), \quad (12)$$

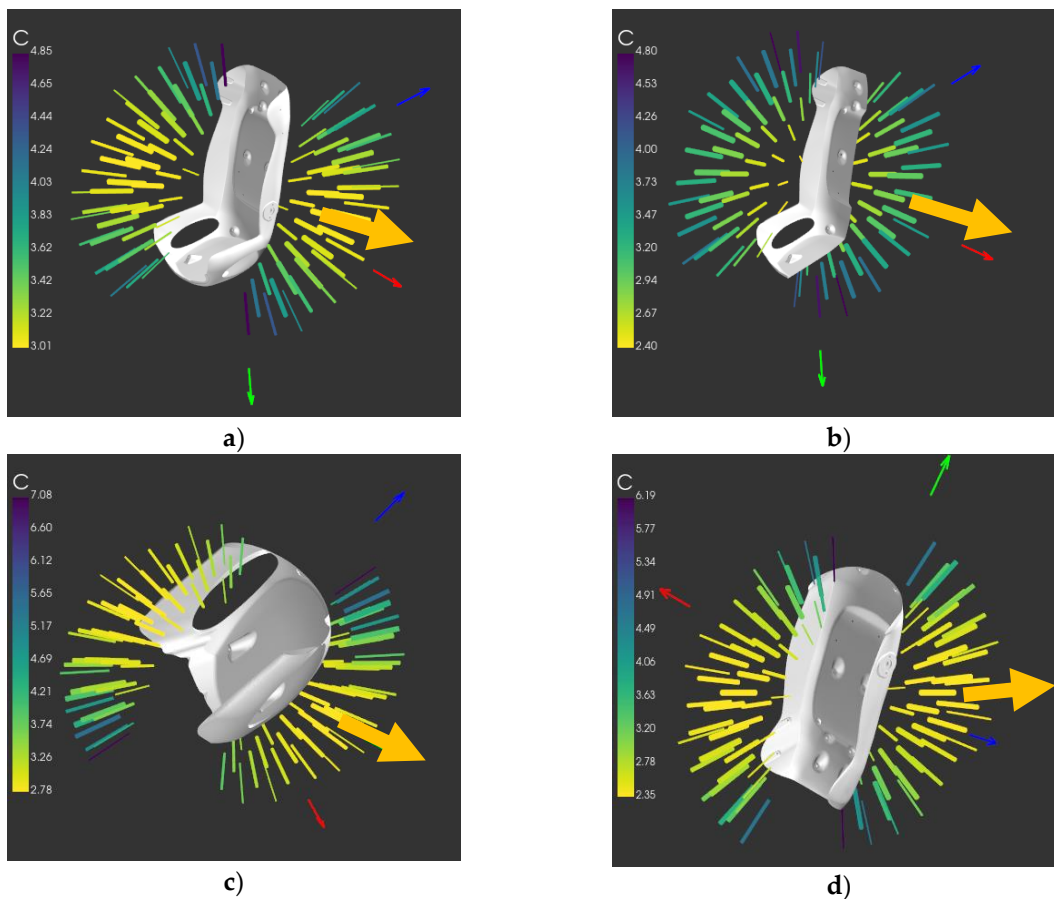
ahol C_{mat} 1 darab ülés teljes anyagköltsége.

A szála, valamint a gyantára vonatkozó hulladékanyag mennyisége a hulladékarányok és a komplexitástényezők szorzataként határozható meg. A szerszámköltséget a 7.9. Mellékletben részletezett [11] szerinti összefüggéssel számoltam, amelyben a szerszámköltség a szerszám térfogatától függ. A szerszám térfogatát a gyártási irányból nézve az alkatrész síkra vetített felületét befoglaló téglalap területének és a geometria gyártási irányból számolt magasságának a szorzata adja.

4.1.3. Gyártási irány hatásának vizsgálata

Az általam fejlesztett módszerrel kiszámítottam az ülés komplexitás- és alámetszettségi-tényezőit, valamint minimumkereséssel meghatároztam a héjszerkezet alkalmazott célfüggvény szerinti optimális gyártási irányát. A 3D-s ágdiagramok a 31. ábrán láthatók, az optimális irányt narancs nyíllal kiemelve. A jobb szemléltethetőség érdekében az ágdiagramon csak azok a színes vonalkák láthatók, amelyeknél az U érték a legalacsonyabb 20 százalékba esik.

Ami az első részekre bontási változatot illeti, a 31. ábra (b) részén csak az egyik oldal látható, mivel a szerkezet szimmetrikus. A narancs nyilak a kapott optimális gyártási irányt jelzik. A mérnöki megítélés szerint az eredmények megfelelőek, de a mennyiségi összehasonlítás érdekében a 6. táblázat összefoglalja a komplexitási tényezőket és az anyagköltségeket.



31. ábra. Komplexitás tényezők és optimális gyártási irányok: ülés egy alkatrészként a) részekre bontás – verzió 1, jobb oldal b) részekre bontás – verzió 2, ülőlapp c) részekre bontás – verzió 2, háttámla d)

6. táblázat. Komplexitás tényezők és anyagköltségek

		C _c [-]	C _{mat} [€]	C _c [-]	C _{mat} [€]
		osztatlan ülésalj optimális gyártási irányából tekintve		részekre bontott komponensek optimális gyártási irányát tekintve	
Ülés egyetlen alkatrészként		3,02	98,9	n/a	n/a
Részekre bontás – verzió-1	bal oldal	3,19	100,5	2,87	97,6
	jobb oldal	3,19		2,87	
Részekre bontás – verzió-2	háttámla	2,56	101,4	2,36	94,6
	ülőlapp	4,39		2,78	

Két különböző módon számítottam eredményeket. Egyrészt az ülés, mint egyetlen alkatrész optimális irányából, ami azt jelenti, hogy az ülés részekre bontása esetén is az egyes részek gyártási iránya ugyanaz marad, mint az ülés önálló alkatrészként. Másrészt, mivel az ülés részekre van osztva, minden résznek megvan a maga optimális iránya, így a második esetben ezeket vettem figyelembe a komplexitás és költség számításnál. A szerkezet felosztása után az értékek azt mutatják, hogy figyelembe kell venni az alkatrészek optimális gyártási irányát; a komplexitási értékek

mindig kisebbek ezekből az irányokból. Az eredmények azt is mutatják, hogy egy összetett héjgeometria felosztása kisebb bonyolultságú részeket eredményez, ami előnyös a gyártásban.

A kiértékelt komplexitási tényezők szerint az anyagkosztégeket is számítottam. Jól látható, hogy a részekre bontás ebben az esetben 1,3-4,3%-os megtakarítást jelent, ha összehasonlítjuk a 97,6 € és 94,6 € anyagkosztéget az eredeti 98,9 €-val. Másrészt pedig az egyes részek optimális gyártási irányainak figyelembevétele 2,8-6,7%-os megtakarítást jelentene ahhoz képest, ha az alrészek gyártási iránya ugyanaz maradna, mint az osztatlan ülésé. Egy többtíz éves gyártási mennyiség mellett ez a megtakarítás jelentős különbséget jelent az alapanyagkosztégekben.

A szerszámkosztégeket a 7. táblázat foglalja össze, amelyben V_{tool} jelöli a szerszám térfogatát, C_{tool} az adott alkatrész szerszámkosztéget, amelynek ülésenkénti összértéke adja a teljes szerszámkosztéget. Ez azt jelenti, hogy ha pl.: az ülést jobb- és baloldali részekből állítjuk össze, akkor a két szerszámkoszték összege adja az egy ülésre jutó értéket. A szerszám térfogatát csak az adott alkatrész optimális gyártási irányából határoztam meg. A szerszámkosztégeket egy 50 000-es szériára vetítettem, feltételezve, hogy RTM eljárással egy fémszerszámmal egy ekkora széria gyártható.

7. táblázat. Szerszámkosztégek egy 50 000 darabos szériára vetítve

		V_{tool} [m ³]	C_{tool} [€]	$C_{\text{tool}} / \text{ülés}$ [€]
Ülés egyetlen alkatrészként		0,28	5,33	5,33
Részekre bontás – verzió-1	bal oldal	0,22	4,35	8,70
	jobb oldal	0,22	4,35	
Részekre bontás – verzió-2	háttámla	0,12	2,63	4,61
	ülőláp	0,08	1,98	

Az eredmények azt mutatják, hogy a háttámla-ülőláp felosztás nem csak az alapanyagkosztégekben, hanem a szerszámkosztékben is jelentős megtakarítást eredményez. A három tervváltozat közül az egy héjazatként gyártott ülés a második a költséghatékonyság szempontjából, a jobb- és baloldal felosztás pedig a harmadik.

4.2. Kompozit járműszerkezet optimális részekre bontása

Mivel a nagyméretű, komplex geometriájú héjszerkezetek részekre osztása előnyös lehet a gyártási költségeket tekintve, módszert fejlesztettem a költséghatékony részekre bontás meghatározására, amelynek részleteit az alábbi fejezet ismerteti.

4.2.1. Héjgeometria részekre bontásának automatizálása

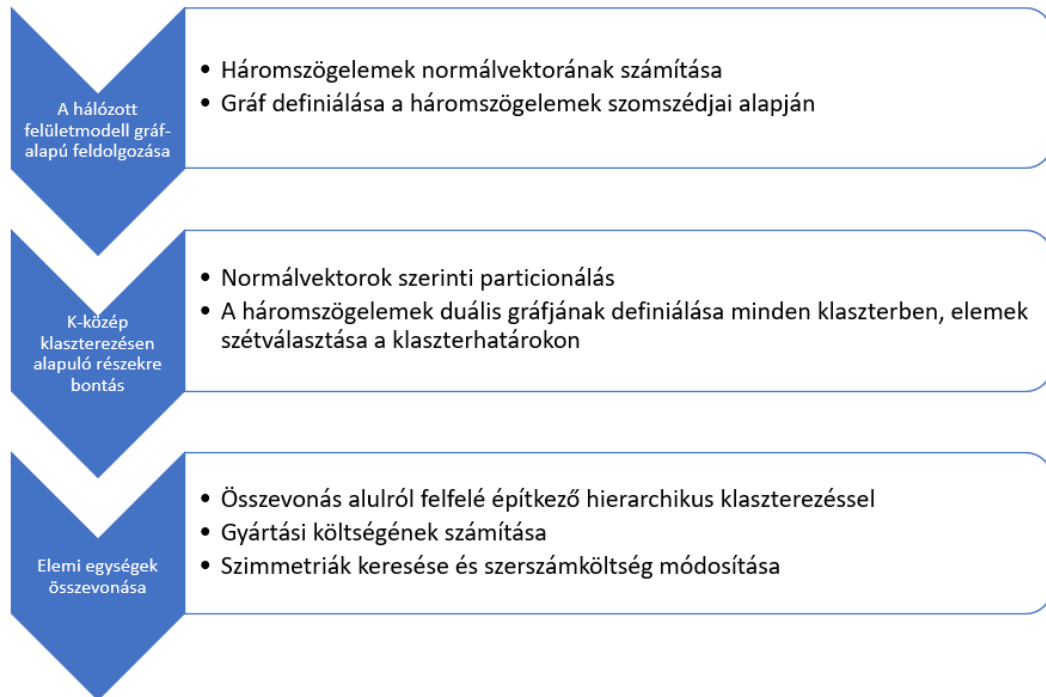
A héjszerkezetek elemzése elemi komponenseiken keresztül lehetséges. A hatékony kombinációk megtalálásához először a héjzatot részekre kell osztani. A részekre bontás kezelésére alkalmas algoritmus a K-közép klaszterező algoritmus [125]. A héjszerkezet 3D-s geometriájának jellemzésére egy háromszögelemekkel hálózott héjgeometriát vizsgálunk, amelyben a háromszögelemek mindegyikének van orientációja. A módszer a háromszögelemek normálvektorai alapján komponensekre szegmentálja azokat az ún. koszinusz hasonlóság segítségével [126].

Az elemi részekre osztás után, ezek kombinálhatók egy következő lépésben, így gyártásra alkalmas alkatrészeket kapunk [15, 36]. Munkámban hierarchikus, alulról felfelé építkező klaszterezést [127] alkalmaztam, amely geometriai korlátozó feltételeket vesz figyelembe. Ilyen mennyiség például az alkatrészek közötti szögek. Ha egy alkatrész geometriája minden oldalról zárt, akkor nem gyártható kétoldalú RTM szerszámmal. A másik ilyen mennyiség az alkatrészek mérete. Az alkatrész préseléséhez szükséges szerszám mérete, ezáltal költsége is jelentősen csökkenhet, ha a terméket kisebb darabokra osztjuk. Hátránya, hogy két különálló alkatrész összeillesztéséhez ragasztás szükséges, azonban a szakirodalomban kimutatták, hogy a teljes gyártási költségnek csak kis részét teszi ki a ragasztás [11], ezért a ragasztás miatti költségtöbblet megtérülhet a kisebb részek gyártása miatti szerszámköltségeken.

4.2.2. Részekre bontás alulról felfelé építkező hierarchikus klaszterezésen alapuló szegmentálással

Ebben az alfejezetben bemutatom az alulról felfelé építkező hierarchikus klaszterezésen alapuló szegmentálás módszerét. A 32. ábra a módszer lépéseit szemlélteti.

Először a hálót definiálom, majd gráf-alapú ábrázolássá alakítom. Ebben a lépésben kiszámítom a háromszögelemek normálvektorait. A geometriát a háromszögelemek normálvektora alapján K-közép klaszterezéssel szegmentálom, a klaszterezésben a normálvektorok hasonlóságának mértéke koszinusztávolság. A kapott klaszterelemekből összefüggő geometriai komponenseket alkotok. A komponenseket elemi részekre bontom, majd egy alulról felfelé építkező hierarchikus klaszterező algoritmussal egyesítem a komponenseket, ha az egyesítés kisebb gyártási költségeket eredményez. Az algoritmus figyelembe veszi a különféle költségfüggvényeket és azok korlátait is. Ezenkívül hasonlósági elemzést végzek annak meghatározására, hogy mely alkatrészek gyárthatók ugyanazzal a szerszámmal. A hasonlósági elemzés az ICP (Iterative Closest Point) algoritmus alkalmazásával történik.



32. ábra. Folyamatábra a kompozit szerkezetek alulról felfelé történő szegmentálásához a költséghatékony gyártás érdekében

4.2.2.1. A héjszerkezet hálójának gráf-alapú előfeldolgozása

A gyártás költséghatékonyságához nagyban hozzájárul az alkatrészek geometriai kialakítása [128]. A geometria egy 3D-s hálóval ábrázolható [129], amely csomópontokból, élekből és háromszögekből épül fel:

$$M = (V, E, T), \quad (13)$$

ahol M a végeleemes háló, amely tartalmazza a V csomópontok halmazát és az E él halmazát, amelynek elemei a T háromszögek halmazát alkotják. A háromszögdefiníciók felvétele szükséges a normálvektorok kiszámításához, amelyek meghatározzák a geometria felosztását.

A hálók alapvető építőelemei a csomópontok, amelyek egy pontot képviselnek a 3D térben:

$$x_i = [x_{i,1}, x_{i,2}, \dots, x_{i,n}]^T \in V \subset R^n; i = 1, \dots, N, \quad (14)$$

ahol x_i definiál egy pontot az R^n térben egy olyan V csomóponthalmazban, amely N db pontot tartalmaz. Ebben az esetben a tér háromdimenziós, így $n = 3$.

Egy él definiálható két csomópont közötti kapcsolatként, amely egy rendezetlen csomópontpárként definiálható:

$$e_{i,j} = \{x_i, x_j\} \in E, e_{i,j} = e_{j,i}, \quad (15)$$

ahol $e_{i,j}$ az i -edik és a j -edik csomópont élet jelöli, ahol a csomópontok szomszédok.

A csomópontokból és élekből háromszögek határozhatók meg három egymáshoz kapcsolódó csomópont rendezetlen párjaként:

$$t = \{x_i, x_j, x_l | e_{i,j}, e_{i,l}, e_{j,l} \in E\} \in T, \quad (16)$$

ahol t jelöli azt a háromszöget, amely az i, j, l csomópontokból áll a T háromszögek halmazában.

A háromszögek normálvektorai információt adnak az orientációjáról. A szomszédos háromszögek normálvektorai közötti szögtávolság határozza meg a hasonlóságot. A t háromszög normálvektora:

$$n_t = \frac{(x_j - x_i)x(x_l - x_i)}{\|(x_j - x_i)x(x_l - x_i)\|}, \quad (17)$$

ahol n_t a t háromszög által definiált sík normálvektora, \times két vektor keresztszorzata, $\|\cdot\|$ pedig egy vektor hosszát jelöli, ami ebben az esetben egy euklideszi norma.

4.2.2.2. K-közép klaszterezésen alapuló részekre bontás

Ennek a munkának a célja a háló hatékony felosztása. A háromszögek felületének iránya egy fontos paraméter, segítségével megállapítható egy hasonlósági mérőszám a normálvektorokra.

A háromszögekből álló héjgeometriát elemi, alacsony geometriai komplexitású részekre (komponensekre) kell csoportosítani. A normálvektorok hasonlóságát az ún. koszinusz távolság, mint mérőszám tudja számszerűsíteni [126], amely a kiválasztott háromszögek távolságát jellemzi a klaszter prototípustól, azaz a geometriai komponens fő orientációjától:

$$d(n_t, v_k) = 1 - \frac{n_t \cdot v_k}{\|n_t\| \|v_k\|}; t = 1, \dots, |T|, \quad (18)$$

ahol $d(\cdot, \cdot)$ a koszinusz távolságot jelöli, n_t a t háromszög normálvektorát, v_k a k -edik klaszterelem prototípusát (a klaszterelem fő orientációja), $|T|$ pedig a háromszögek normálvektorainak száma.

Klaszter prototípusok és kapcsolódó háromszögcsoportok a K-közép algoritmussal hozhatók létre, amellyel a $|T|$ normálvektorok $U = \{U_1, U_2, \dots, U_k\}$ halmazokká csoportosíthatók [130]. Maga az algoritmus egy iteratív folyamat, amely minden iterációban újraszámolja a klaszterek elemeit és a klaszter prototípusokat:

$$U_k^{(q)} = \left\{ n_t \mid \underset{k}{\operatorname{argmin}} d(|n_t|, v_k^{(q)}) \right\}, \quad (19)$$

$$v_k^{(q+1)} = \frac{1}{|U_k^{(q)}|} \sum_{n_t \in U_k^{(q)}} \frac{n_t}{\|n_t\|}, \quad (20)$$

ahol q az iterációk számát jelenti, $|n_t|$ jelöli a normálvektor abszolútértékét (a vektorkomponensek abszolútértékét vesszük, de vektormennyiség marad), v_k a klaszter prototípust és $|U_k^{(q)}|$ a klaszterelemek normálvektorainak számát jelöli. Az „argmin” kifejezés egy függvény minimumának argumentumait jelöli, pl.: $\underset{x,y}{\operatorname{argmin}} y(x)$

azt az (x,y) párt jelöli, ahol az $y(x)$ függvénynek minimuma van.

A K-közép algoritmus négy alapvető lépésben foglalható össze:

1. K számú klaszter prototípus kiválasztása, generálása a hálóban,
2. Klaszterek halmazának meghatározása olyan módon, hogy a normálvektorokat hozzárendelem a leginkább hasonló klaszter prototípushoz (19),
3. Klaszter prototípusok újraszámítása a frissített klaszterek alapján (20),
4. Ismétlés a 2. lépéstől a leállítási feltételig (pl.: a klaszterelemek nem változnak néhány iteráció után).

Ehhez fontos meghatározni a klaszterelemek K számát. Mivel a normálvektorok halmaza egyedi értékeket vehet fel, definiálandó egy küszöbérték, amely alatt a klaszter prototípustól való távolság zérusnak tekinthető.

$$\operatorname{argmax}_U \sum_{k=1}^K \sum_{n_t \in U_k} d(n_t, v_k) < \alpha, \quad (21)$$

ahol v_k az U_k klaszter prototípusát, azaz a klaszterelem fő orientációját jelöli, k a K számú klaszterelem futó indexe, $d(\cdot, \cdot)$ a koszinusz távolságot határozza meg két normálvektor között, α pedig a hasonlósági küszöbértéket, amelyen belül a normálvektorokat hasonlóknak tekintjük. A klaszterelemek K számát a K-közép algoritmus egy kezdeti definíció után iteratívan számolja.

A normálvektorok klaszterezése nem kapcsolódó, viszont hasonló orientációjú háromszögek csoportosítását eredményezheti. Emiatt elengedhetetlen ezen háromszögcsoportok összefüggő geometriai komponensekre történő felosztása, ami a háromszögelemekből felépülő klaszterelemek gráfjainak felépítésével és a kapcsolódó komponenseik megtalálásával érhető el. A háromszög szomszédságokat egy duális gráf ábrázolja, amely két háromszög közötti kapcsolatot úgy határozza meg, hogy egy közös élük van [129]:

$$G_k = (T_k, A_k); T_k = \{t | n_t \in U_k\}, \quad (22)$$

ahol G_k egy duális gráf, A_k definiálja a háromszögek közös éleit, míg T_k az U_k -ban található háromszögek halmaza.

A G_k duális gráf erősen összefüggő komponensei (SCC: strongly connected components) határozzák meg a klaszterezett háromszögcsoportokat [131]. Az U_k klaszterezett normálvektorok halmaza tovább bontható elemi egységekre $\{U_{k,1}, U_{k,2}, \dots, U_{k,m_k}\}$, ha egy $t \in T_{k,m_k}$ klaszterelem háromszögei egy (A_k által meghatározott) G_k irányított ciklus részét képezik, és mindkét háromszögtől a másikig van egy út. Ha az ilyen háromszögpárokat tartalmazó komponenseket a klaszterelemeken belül szétválasztjuk, a háló tovább szegmentálható összefüggő geometriai komponensekre.

$$U = \{U_1, U_2, \dots, U_k\} = \{U_{1,1}, \dots, U_{1,m_1}, \dots, U_{K,1}, \dots, U_{K,m_K}\}, \quad (23)$$

ahol U definiálja a klaszterelemek halmazát, $U_{1,1}$ jelöli az U_1 klaszterelem egy összefüggő komponensét.

A héjgeometria költséghatékony alkatrészekre bontását az elemi geometriai egységek több lépésben elvégzett összevonásával érjük el, mégpedig olyan összevonásokkal, hogy a gyártási költségfüggvény az összevonások hatására csökkenjen. Ehhez megfelelően kis méretű geometriai komponensekből kell kiindulni, amit elemi egységnek neveztem el. Az elemi egységek maximális méretére vonatkozóan pedig bevezettem egy β jelű küszöbértéket.

Tovább osztjuk tehát a komponenseket $(U_{k,m_k} = P_{k,m_k}^{m_{k,1}}, \dots, P_{k,m_k}^{m_{k,p}})$, hogy elérjük a küszöbértéket (β) az elemi egységek méretének maximalizálásához az euklideszi távolság alapján egy felületrész háromszögei között ($t_i, t_j \in T_{k,m_k}$). A tovább bontott halmazt így formalizálhatjuk:

$$P = \{P_{1,1}^1, \dots, P_{1,1}^{m_{1,p}}, \dots, P_{K,m_K}^{m_{K,1}}, \dots, P_{K,m_K}^{m_{K,p}}\}, \quad (24)$$

ahol P az elemi egységek halmaza, $P_{1,1}$ a P_1 komponens egy – összefüggő háromszögelemekből álló – részhalmaza és $P_{1,1}^k$ az $P_{1,1}$ halmaz k -adik részhalmaza. Az U_{k,m_k} komponenseket azonos méretű részekre tovább osztva megkapjuk a $P_{K,m_K}^{m_{K,p}}$ elemi egységeket, amelyek megfelelnek a megadott küszöbértéknek (β), a komponensek maximális méretének, amely definíció szerint:

$$\operatorname{argmax}_P \|t_i, t_j\| \leq \beta, \text{ ahol } t_i, t_j \in U_{k,m_k}, \quad (25)$$

ahol t_i és t_j az U_{k,m_k} -adik komponens elemei, és $\|\cdot\|$ az euklideszi távolságot jelöli. Egyesítés csak akkor lehetséges, ha az alkatrészek kapcsolódnak egymáshoz. Olyan G_P gráf definiálható, amely a csomópontok között tartalmaz élt, akkor és csak akkor, ha közös éleik vannak:

$$G_P = (P, E); E = \{E_{yz} | P_y \cap P_z \neq \emptyset\}, \quad (26)$$

ahol E az élek halmaza, amik a háromszögelemek közötti kapcsolatokat reprezentálják, így az E_{yz} a P_y és P_z komponens közötti kapcsolatot, tehát közös élt definiálja.

4.2.2.3. Az elemi egységek összevonása hierarchikus klaszterezéssel

Az elemi egységek összevonásának célja, hogy gyártási szempontból költséghatékony alkatrészeket kapjunk. Az előző részben meghatározott elemi egységek építőelemei a héjgeometriának, ezek többlépcsőben elvégzett összevonásával kapjuk meg az alkatrészeket. Az összevonások jóságának megítéléséhez költségfüggvényt definiáltam, amivel az adott alkatrész jellemzése számszerűsítve történhet.

A $C(P^{(q)})$ alkatrész költségfüggvényét egy adott q iterációban határozom meg új egyesített elemi egységekkel. Ezért az alkatrész elemi egységek halmazaként definiálható, amelynek mérete az egyes iterációk függvénye:

$$P^{(q)} = \{P_1^{(q)}, P_2^{(q)}, \dots, P_{N_p-q}^{(q)}\}. \quad (27)$$

Egy adott q iterációban két elemi egységet egyesítik: $P_{y\cup z}^{(q+1)} = P_y^{(q)} \cup P_z^{(q)}$. A létrejött komponens frissítése a P_y és P_z elemek $(q+1)$ -edik iterációjához a következőképpen formalizálható:

$$P^{(q+1)} = \left(P^{(q)} \setminus \{P_y^{(q)}, P_z^{(q)}\} \right) \cup P_{y\cup z}^{(q)}, \quad (28)$$

ahol az egyes elemi egységeket (y, z) eltávolítom, miközben az egyesítésük eredményét hozzáadom. Az egyszerűség kedvéért az összevonási műveletet $P_{y\cup z}^{(q)}$ alakban írom le.

Ahhoz azonban, hogy egy adott iterációban a lehető legjobb eredményt adó kombinációt válasszuk ki, célszerű az összevont alkatrészköltségeket minden lehetséges kombináció esetére kiszámítani. A P_y és P_z komponensek összevonási költsége a következő egyenlettel határozható meg:

$$MCP_{y\cup z}^{(q)} = C(P^{(q)}) - C(P_{y\cup z}^{(q)}), \quad (29)$$

ahol $MCP_{y\cup z}^{(q)}$ azt a költségkülönbséget jelenti, ha a P_y és P_z komponenseket együtt, egyetlen alkatrészként gyártjuk, összehasonlítva azzal az esettel, amikor a P_y és P_z komponenseket külön-külön alkatrészként gyártjuk le.

Az alulról felfelé építkező hierarchikus klaszterezés az egyes komponensek kombinálására összpontosít, amíg már nem marad megvalósítható kombináció; természetesen ez egy iteratív folyamat. Meg kell határozni a kapcsolatot a megvalósítható megoldások kiválasztásának és összevonásának meghatározásához.

$$\operatorname{argmax}_{y,z} MCP_{y\cup z}^{(q)}, \text{ ahol } MCP_{y\cup z}^{(q)} > \gamma, \quad (30)$$

ahol γ a megvalósítható összevonási költségek korlátját határozza meg, pl. nem negativitás.

Az algoritmus minden iterációhoz kiszámítja a szomszédos komponensek összevonási költségeit, és kiválasztja a legjobb összevonási költséggel rendelkezőt, amíg nem marad megvalósítható összevonás. A megvalósíthatóságot úgy határozhatja meg, hogy a) nincs jobb összevonási költség, b) nincsenek szomszédos alkatrészek, c) olyan geometria, amely nem gyártható (pl. nem távolítható el a szerszámból). Az utolsó feltételhez lásd a 7.11. Mellékletben található irányfeltételt, amely meghatározza, hogy egy elem eltávolítható-e úgy, hogy a geometria egyik iránya alámetszésmentes marad.

Absztrakt módon gondolhatunk úgy a klaszterezésre, mintha kombinálnák olyan szomszédos csomópontokat a gráfban, amelyek éle (az összevonási költség) a legmagasabb súllyal bír. Ezután a két csomópontot egy kombinált csomópont váltja fel, amely örökli ősei szomszédjait.

4.2.2.4. A költségfüggvény

A módszer alkalmazhatóságát a gyantainjektálás (RTM) gyártási folyamatának költségstruktúrájával mutatom be.

Az RTM-alkatrészek gyártási- és összeszerelési folyamatának főbb jellemzői a következők:

- a szálerősítést a prészszerzámba fektetik és egy adott nyomással impregnálják a gyantával,
- a szálerősítést injektálás előtt méretre kell vágni, injektálás után pedig trimmelni kell az alkatrészt, ezek mindegyike egyszerű vágási műveletként szerepel a költségmodellben,
- a szálerősítés mozgatása és egymásra rétegzése robotokkal történik,
- a kész darabok közötti ragasztott kötések létrehozása szintén robotokkal történik,
- a manuális műveletekhez az operátorok költségét is figyelembe kell venni.

Az alkalmazott költségmodell egy alulról felfelé építkező modell, amelyben figyelembe veszem a gyártási folyamat minden egyes szakaszának költségeit. A költségmodell a [11]-en alapul, és figyelembe veszi a beruházási, anyag-, szerzám- és üzemeltetési költségeket.

$$C_{total} = C_{inv} + C_{mat} + C_{tool} + C_{run} , \quad (31)$$

ahol C_{total} a teljes költség, majd rendre a beruházási-, az anyag-, a szerzám- és a működési költség következik. A C_{total} jelű teljes költség egyetlen termék költsége.

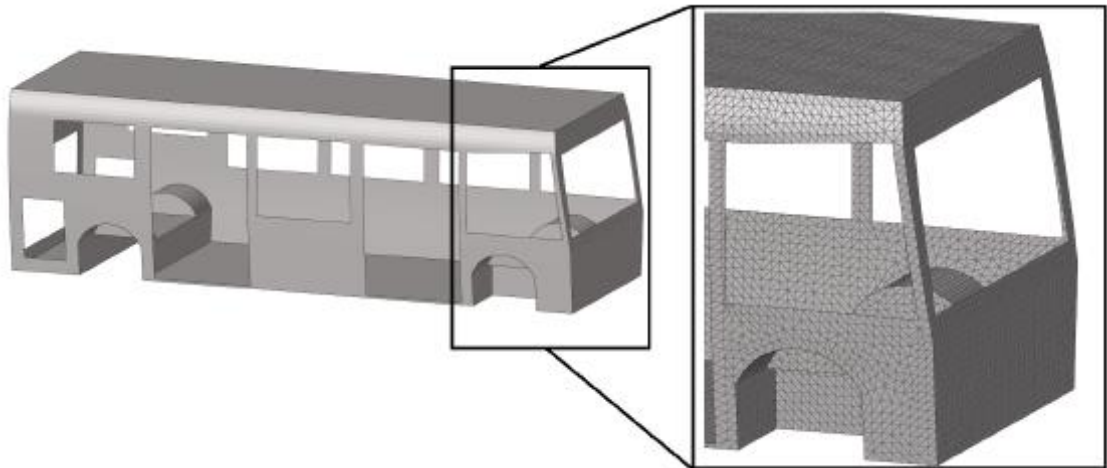
Az alkatrész teljes költségét a következő tagok összegeként kell kiszámítani:

- a beruházási költség a vágógépek, prések, robotok költsége (7.9. Melléklet),
- az anyagköltség a szálerősítés, a gyanta és a ragasztó költsége, figyelembe véve a gyártási hulladékok mennyiségét is (7.9. Melléklet),
- a szerzámozási költségek, azaz a prések szerzámozásának költsége (7.9. Melléklet). Egyes alkatrészek előállíthatók ugyanazzal a szerzámmal, csökkentve a szerzámozás összköltségét. Emiatt alkalmazok a módszerben szimmetriakeresést is (7.10. Melléklet),
- működési költségek; minden folyamatos költség, ami felmerül a gyártási folyamatban (7.9. Melléklet).

A gyártási költségfüggvény alkalmazása egy szükséges bemenet a költséghatékony részekre bontás meghatározásához. A kifejlesztett módszerekből a későbbiekben kereskedelmi szoftvertermék piaci bevezetése esetén az ipari alkalmazásokban természetesen minden kompozitgyárnak a saját költségmodelljét célszerű megadnia az optimális eredmény eléréséhez.

4.2.3. A módszer alkalmazása kompozit járművázszerkezeten

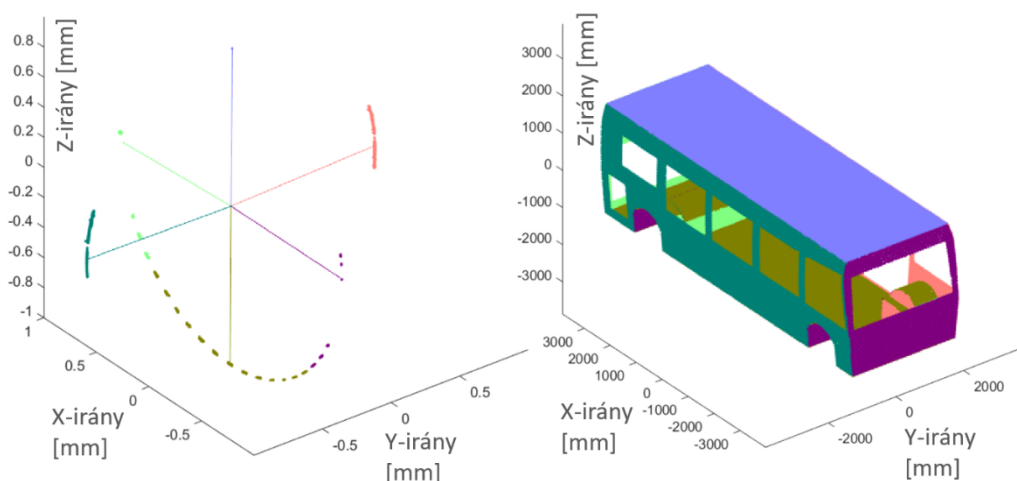
A módszert egy busz geometrián alkalmazva mutatom be, amit a 33. ábra szemléltet.



33. ábra. Busz geometria és kiindulási háló a háromszögelemekkel

4.2.3.1. K-közép klaszterezésen alapuló részekre bontás

A komponensekre bontás a háromszögelemek normálvektorainak klaszterezésével kezdődik, amelynek alapja a normálvektorok hasonlósága. A hasonlóság mértéke a koszinustávolság. Általánosságban ha két háromszögelem normálvektorának koszinustávolsága kisebb, mint az α hasonlósági küszöbérték, akkor a két elem azonos komponensbe kerül. A busz példájában azonban egy tipikus dobozszerkezetről van szó, amelyhez a hat fő lapjára (tető, padlólemez, jobb- és bal oldalfal, homlokfal, hátfal) merőleges irányt definiáltam klaszter prototípusként, tehát a geometriai komponensek fő orientációjaként. A hat komponensre bontott busz a 34. ábrán látható.

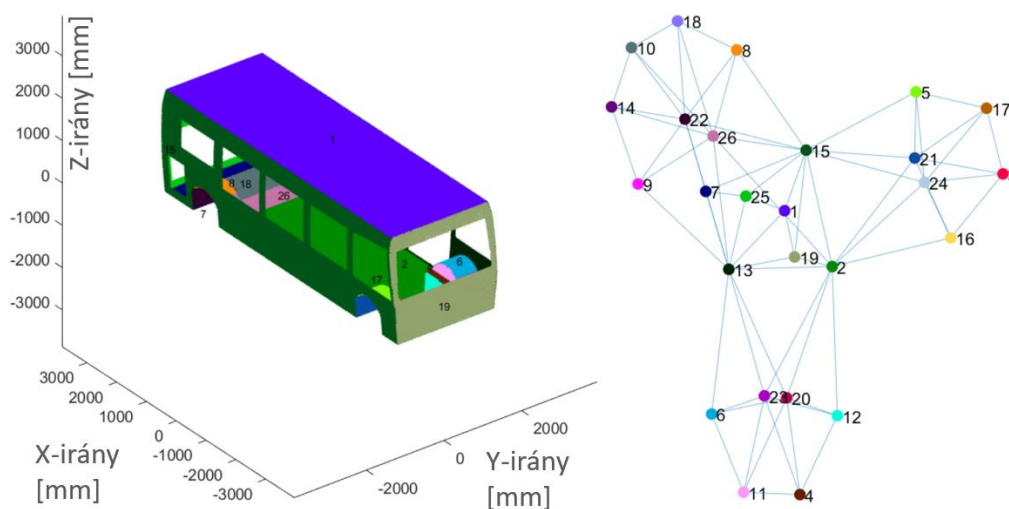


34. ábra. Komponensek normálvektorainak irányultsága a komponensek színe szerint a) a busz komponensei b)

A vizualizációhoz a komponensek színét úgy definiáltam, hogy a komponens fő normálvektorának X, Y és Z koordinátaértékeit hozzárendeltem az RGB színskála értékeihez. A normálvektorok koordinátaértékeinek értelmezési tartománya $[-1,1]$, az RGB skála értékei $[0,1]$ értékeket vehetnek fel, tehát a hozzárendelés szerint a -1-es

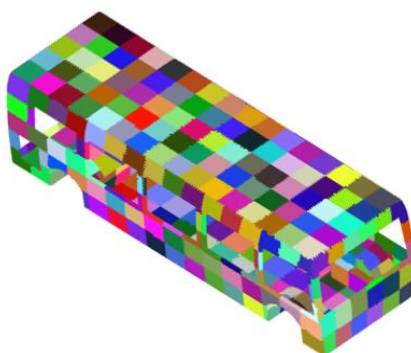
koordinátaérték 0 RGB kódnak, 0-s koordinátaérték 0.5-ös RGB kódnak, 1-es koordinátaérték pedig 1-es RGB kódnak felel meg.

Ha a normálvektorok szerint szegmentált komponenseket K-közép módszerrel tovább bontjuk, akkor megkapjuk az összefüggő geometriai komponenseket. A 35. ábrán a komponensek két módon láthatók, a bal oldali ábrán a felosztott busz, míg a jobb oldalon a komponensek kapcsolatának gráfja látható. A módszer a buszt 26 részre osztotta. A gráf az egyes komponenseket és azok szomszédait ábrázolja. Megfigyelhető, hogy a keréjjárati íveket több elemre bontotta a módszer, a gráf felső részei a két első kerék környezetét, az alsó pedig a hátsó kerék környezetét jelöli.



35. ábra. Busz komponensek a) és azok gráfja b)

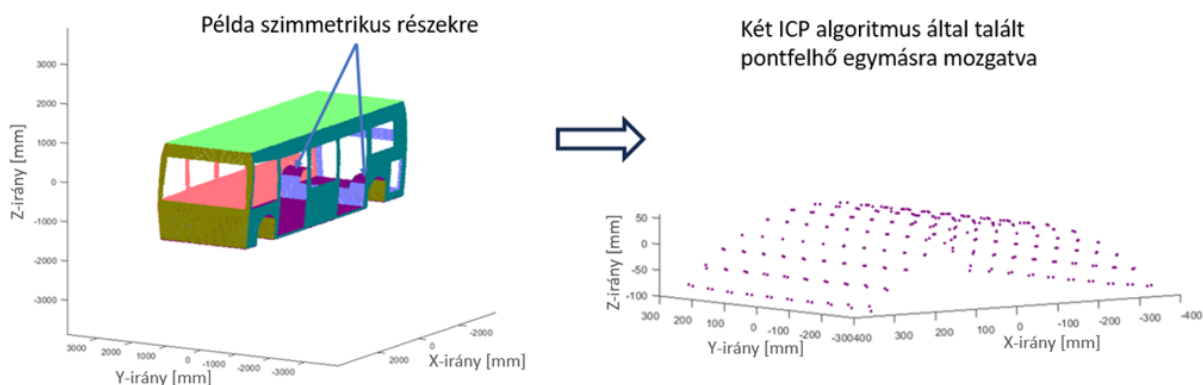
Az így kapott felosztást tovább bontjuk elemi részekre. Az elemi részek a geometria azon elemi egységei, amelyek több lépésben elvégzett összevonásával kapjuk meg a gyártási költségek szerinti optimális alkatrészeket. Az elemi részek méretére vonatkozóan egy 500 mm-es küszöbértéket definiáltam, így 433 elemi egységet kaptam, amelyet a 36. ábra mutat.



36. ábra. Elemi egységekre bontott buszgeometria, 500 mm-es méretkorláttal

A 37. ábra mutatja a szimmetriakeresést, amelyhez az ICP (Iterative Closest Point) algoritmust alkalmaztuk a buszgeometrián. Az ábrán a lila és a kék pontok különböző

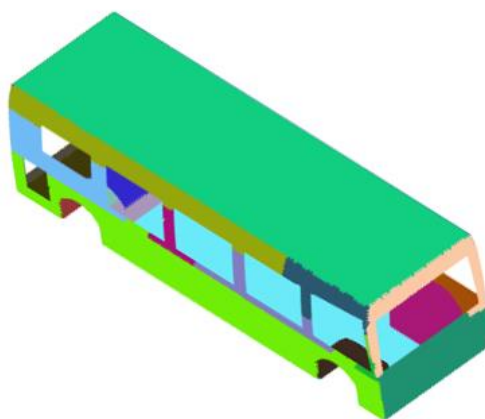
alkatrészekhez tartoznak, de a hasonlóság az ICP algoritmussal felismerhető, és figyelembe vehető az elemi egységek összevonásánál.



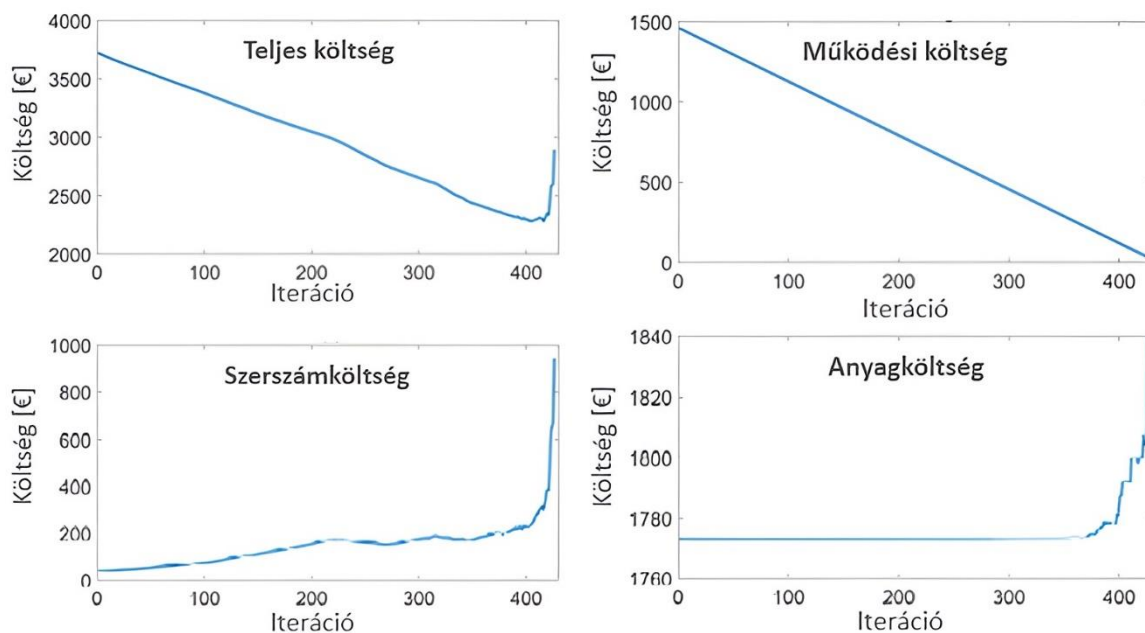
37. ábra. Két egyező felületrész egymással fedésben

4.2.3.2. Elemi egységek összevonása

Az alulról felfelé építkező hierarchikus klaszterezés iteratív algoritmus. A 38. ábra mutatja az eredményül kapott buszváz alkatrészeket, amelyeket a 405. iteráció adott. A költségek egyes típusait mutatja a 39. ábra, amelyen látható, hogy a teljes költség a 405. iterációig monoton csökken, majd az egyes részek további összevonásával újra növekedni kezd. Ez a növekedés a szerszámköltségek jelentős növekedésével magyarázható.



38. ábra. Az elemi egységek összevonásának eredménye a 405. iterációban



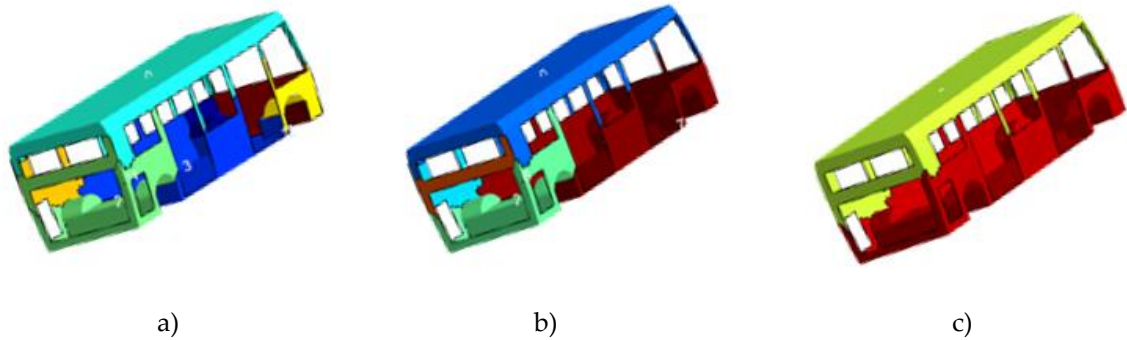
39. ábra. Költségelemek értéke az iterációk során

Összefoglalva egy hierarchikus klaszterezési algoritmust fejlesztettem ki, amely a gyártási költségek minimumát keresve határozza meg a szerkezet optimális részekre bontását. Az első lépésben gráf alapú előfeldolgozás történik, amelyet a háló elemi komponensekre történő felosztása és azok klaszterezése követ különböző költségfüggvények alapján.

Az algoritmust felhasználva esettanulmányt készítettem egy autóbusz vázszerkezet tervezésére, amely demonstrálja a módszer alkalmazhatóságát, és vizualizálja, hogyan változnak a költségfüggvények az iterációk során. Az eredmények azt mutatják, hogy az RTM technológiával gyártott alkatrészek egy mérethatáron túl csak jelentősen nagy szerszámköltséggel gyárthatók, ami a teljes gyártási költség jelentős növekedéséhez vezet. Az ICP algoritmus (Iterative Closest Point) azonban képes azonosítani azokat a részeket, amelyek azonos szerszámokkal gyárthatók, így az algoritmus ezen kiterjesztésével a szimmetrikus alkatrészek figyelembevehetőek, ami a szerszámköltségek szempontjából megtakarítást eredményeznek.

Az alulról felfelé építkező hierarchikus klaszterezés alkalmazhatósága nem korlátozódik a kompozit gyártásra. A költségfüggvények alkalmas leírásával a módszer általánosítható egyéb technológiákra is.

Megjegyzendő, hogy a módszer kiegészíthető további korlátozó feltételek figyelembevételével, úgy, mint pl. az RTM préerekre vonatkozó méretkorlát vagy a részekre bontott szerkezet alkatrészei darabszámának rögzítése. Ez utóbbira mutat példát a 40. ábra, ahol a részekre bontás utáni alkatrészek darabszámát rögzítettem 10, 5, végül 2 darabban.



40. ábra. Részekre bontott busz vázszerkezet 10 a) 5) és végül 2 c) alkatrészből

4.3. Járműipari polimer szendvicsszerkezet mechanikai jellemzése koncepciófázisban

A tervezés koncepciófázisában a költséghatékony részekre bontás vizsgálata mellett fontos a vázszerkezet mechanikai teljesítményének ellenőrzése is, amelynek hatékony eszköze a végelelemes számítás. Ahhoz azonban, hogy a különböző tervváltozatokat hatékonyan tudjuk értékelni, szükség van egy olyan modellezési módszerre, amely teljes járműléptékben alkalmazható módon megbízható eredményeket ad, de kis számítási kapacitásigénye van. Egy buszipari polimer szendvicsszerkezetet vizsgálva módszert fejlesztettem a deformációs viselkedés jellemzésére és a tönkremenetel előrejelzésére.

4.3.1. Szendvicspanel deformációs viselkedésének modellezése teljesjármű léptékben

A vizsgált szendvicsszerkezet borítólemezei üvegszál erősítésű vinilészter gyanta mátrixú kompozit lemezek. A lemezek erősítő struktúrája egy multiaxiális kelme, amelynek rétegtrendje [0/45/90/-45]. Erre a továbbiakban quadriaxiálisnak hivatkozok.

A kompozitlemezek deformációs viselkedésének, merevségének legelterjedtebb modellezési módja, hogy az egyes rétegeket homogén réteggként kezeljük egy alkalmas anizotróp anyagmodellel, majd a teljes laminátum merevségi mátrixát a Kirchhoff-féle klasszikus lemezelmélet alkalmazásával állítjuk elő. Ezt az elvet követik a kereskedelmi végelelemes szoftverek is. Ez elhanyagolásokat jelent a lemez vastagság irányában fellépő feszültségeket és deformációkat illetően, azonban vékony lemezek esetén ez az elhanyagolás megtehető.

A quadriaxiális kelméket unidirekcionális erősítőrétegek egymáshoz varrásával gyártják vékony poliészterszálak segítségével, így egy quadriaxiális réteg egy aszimmetrikus rétegtrendű szublaminátumként fogható fel, amit négy egymáshoz képest elforgatott unidirekcionális erősítőréteg alkot. Az unidirekcionális erősítőrétegek jellemző anizotróp anyagmodellje az ún. transzverzálisan izotróp anyagmodell, amelynek egy kitüntetett iránya van, ami ez esetben éppen az erősítőszálak iránya. De mivel a rétegek vékonyak, a vastagság menti változások a

rétegeken belül elhanyagolhatók, így valójában 2D-s ortotróp modellről van szó. Ehhez a modellezési módszerhez szükségesek lennének a kelmét felépítő unidirekcionális rétegek merevségi paraméterei. A másik modellezési lehetőség, hogy a teljes quadriaxiális kelme deformációs viselkedését homogén ortotróp anyagmodellel írjuk le. Ez a megközelítés akkor helytálló, ha a kelmét felépítő rétegek vékonyak és egymásra rétegezve a létrejövő kompozitlemez megfelelően megtámasztott. Ezt a megtámasztást a szendvicsmag biztosítja. Az ortotróp anyagmodell leírását a 7.12. Melléklet tartalmazza.

A számításhoz szükséges, borítólemezt jellemző mérnöki konstansokat mérési eredmények alapján határoztam meg. A szobahőmérsékleten végzett húzóvizsgálat eredményei alapján meghatároztam az E_1 és E_2 rugalmassági modulusokat, ezek átlagértéke 18 051 MPa, a részletes adatokat a 7.5. Melléklet tartalmazza.

A húzóvizsgálat mérési eredményeiből az x és y irányú nyúlásokat felhasználva számítható a Poisson tényező. Az eredmények alapján meghatározott Poisson tényező 0,31 értékű, a részletes eredményeket a 7.5. Melléklet tartalmazza.

Az quadriaxiális kompozit próbatestek G_{12} nyíró rugalmassági modulusát nyíróvizsgálatból lehet meghatározni. Esetemben ez az ún. Iosipescu-teszt volt. A vizsgálat eredményei alapján a következőképpen határozható meg a G_{12} nyíró rugalmassági modulus:

$$\begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{12}}{E_1} & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \tau_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix}. \quad (32)$$

A fenti egyenletet átalakítva az G_{12} kifejezhető [122]:

$$G_{12} = \frac{\tau_{12}}{\gamma_{12}} = \frac{F_{nyíró}}{A \gamma_{12}}. \quad (33)$$

A szobahőmérsékleten végzett Iosipescu-teszt eredményei alapján meghatározott nyírórugalmassági modulus értékek átlaga 7 035 MPa, a részletes adatokat a 7.6. Melléklet tartalmazza. A mérési eredmények feldolgozása az előzőekhez hasonlóan a rugalmas tartományban történt.

A szobahőmérsékleten végzett húzó- és nyíróvizsgálatok eredményei alapján meghatározott quadriaxiális erősítésű kompozitlemez mérnöki konstansait a 8. táblázat foglalja össze ortotróp anyagmodell alkalmazása esetén. A táblázat a mérések feldolgozása során kapott eredmények átlagát tartalmazza.

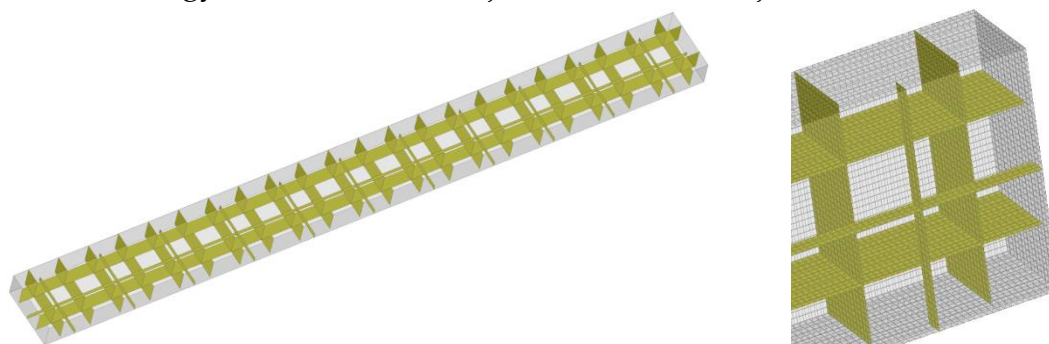
8. táblázat. A quadriaxiális kompozit ortotróp merevségi jellemzői a végeselemes modellben

Ortotróp anyag mérnöki konstansai	
E_1 [MPa]	18 051
E_2 [MPa]	18 051
ν_{12} [-]	0,31
G_{12} [MPa]	7 035

A szendvicsszerkezeteket előszeretettel alkalmazzák a járműiparban hiszen hajlítómerevségük jóval nagyobb, mint az borítólemezeké önmagukban, a tömegük viszont csak kismértékben növekszik a maganyag használatával, továbbá a tűzállósági tulajdonságaik is kedvezőek [132]. Ha a borítólemez monolitikus kompozitstruktúra, akkor az előzőekben bemutatott modellezési módszer alkalmas azok modellezésére. Viszont a maganyag modellezési módszere nagyban függ annak szerkezetétől.

Járművázszerkezeteket a héjszerű felépítésük miatt héjelemekkel célszerű modellezni. Ezt erősíti a modellezés kisebb munkaigénye és a szimulációk kisebb időigénye is, szemben a térfogati elemekkel történő modellezési módszerrel. Céлом az alábbiakban egy járműiparban alkalmazott szendvicspanel merevségi jellemzése, a maganyag anyagjellemzőinek meghatározása.

A maganyag viselkedésének megismerése érdekében az ASTM - D7249 szabvány [123] ajánlásai szerinti mérési elrendezés és próbatest geometria alapján egy héj- és térfogati elemekből felépülő végeselemes modellt készítettem. Az átlagos elemméret 2 mm. Az borítólemezeket ortotróp anyag definícióval megadott héjelemekkel az előző fejezetben levezetett paraméterekkel, a habmagot izotróp anyagdefinícióval megadott térfogati elemekkel, míg a habban lévő gyantafalakat izotróp anyagdefinícióval megadott héjelemekkel modelleztem. A hab húzórugalmassági modulusának adatlapai értéke 120 MPa (7.1. Melléklet), a gyanta húzóvizsgálattal meghatározott rugalmassági modulusa 3 492 MPa (7.2. Melléklet). A végeselemes modellt és benne a gyantafalak struktúráját a 41. ábra mutatja.



41. ábra. Szendvicspanel végeselemes modellje – habban lévő gyantafalak héjelemekkel

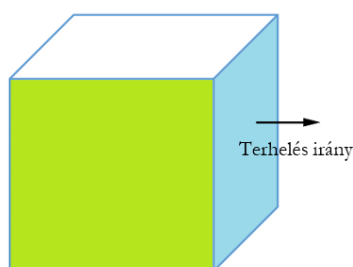
A szabvány szerinti 4-pontos hajlítást számoltam, a mérési elrendezés a 3. fejezetben leírtaknak megfelelő volt. A végeselemes modellben peremfeltételként a hajlítóbefogó

csatlakozó felületeit végtelen nagy merevséggel és súrlódásmentes kontaktdefinícióval vettem figyelembe. A készülék függőleges elmozdulásának 7 mm-t adtam meg. Ennek oka, hogy a kísérleti vizsgálatok alapján a 7 mm-es lehajlás esetén az erő-elmozdulás görbék még egyértelműen a lineáris tartományban vannak. A hajlítást két különböző modellen is számoltam. Az egyikben a gyantafalak be vannak modellezve, a másikban nincsenek.

Az eredmények azt mutatják, hogy az injekálás után kialakuló gyantafalak jelenlétének elhanyagolása közel 16%-os eltérést okoz a számított reakcióerőkben, a gyantafalakat tartalmazó referenciához képest. A gyantafalak nélkül számolt reakcióerő 1 586 N, míg a gyantafalak figyelembevételével számolt erő 1 881 N. Mindkét reakcióerő 7 mm lehajláshoz tartozik.

Ahhoz, hogy rétegelt héjelemekkel tudjam modellezni az inhomogén habanyagot, szükséges egy olyan eljárás, amivel homogenizálni tudjuk, tehát amivel meghatározható egy olyan egyenértékű húzó- és nyírórugalmassági modulus, amivel jellemezhető a gyantafalakat tartalmazó habmag. Ennek meghatározásához a mikromechanikai keverék szabályok összefüggéseit alkalmaztam. A keverékszabályok alkalmazása során azzal a feltételezéssel éltem, hogy a gyantafalakat tartalmazó habmagban nincsenek üregek vagy idegen anyag és tökéletes az adhézió a komponensek között.

Az egyenértékű húzórugalmassági modulus meghatározását az alábbiakban a gyantarácsot tartalmazó maganyag egy elemi cellájára vezetem le. A 42. ábra mutatja az elemi cellát, ami két gyantafalat tartalmaz. Az ábra alapján a kék gyantafal normálisa a terhelés irányával párhuzamos, míg a zöld gyantafal normálisa a terhelés irányára merőleges. A gyantafalak normálisainak iránya fontos az egyenértékű húzórugalmassági modulus meghatározásánál, viszont mivel olyan elemi cellát vizsgálok, amelynek két egymásra merőleges lapján van gyantafal, amelyek azonos vastagságúak, így az egyenértékű húzórugalmassági modulus irányfüggetlen paraméterként lesz alkalmazható.



42. ábra. A gyantarácsot tartalmazó maganyag egy elemi cellája

A 42. ábra alapján a zöld gyantafal normálisa a terhelés irányával merőleges irányú, így terhelés a fal síkjában hat. Ebben az esetben Voigt-szabályt [133] kell alkalmazni. Ekkor számítható az E_{e1} húzórugalmassági modulus, ami a hab és az ábra szerinti zöld gyantafalat figyelembe vevő húzó rugalmassági modulus. A Voigt-szabályt ebben az esetben a következő összefüggés írja le:

$$E_{e1} = \Phi_1 E_r + (1 - \Phi_1) E_f , \quad (34)$$

ahol az E_r a gyanta húzó rugalmassági modulusa, az E_f a hab anyagának húzó rugalmassági modulusa, míg a Φ_1 a kék gyantafal térfogata nélküli cella térfogat gyantatartalma. Tehát:

$$\Phi_1 = \frac{V_{zöld\ gyantafal}}{(V_{elemicella} - V_{kék\ gyantafal})} , \quad (35)$$

ahol a $V_{zöld\ gyantafal}$ az ábra szerinti zöld gyantafal térfogata, a $V_{kék\ gyantafal}$ az ábra szerinti kék gyantafal térfogata, míg a $V_{elemicella}$ a teljes elemi cella térfogata.

A 42. ábra alapján a kék gyantafal normálisa a terhelés irányával párhuzamos irányú, tehát a terhelés merőleges a kék gyantafalra. Ebben az esetben a Reuss-szabályt [134] kell alkalmazni, amivel meghatározható a heterogén hab egyenértékű húzórugalmassági modulusa (E_e). Erre az esetre a Reuss-szabály a következőképpen alkalmazható:

$$E_e = \left(\frac{\Phi_2}{E_r} + \frac{1-\Phi_2}{E_{e1}} \right)^{-1} = \frac{2E_r E_{e1}}{\Phi_2 E_{e1} + (1-\Phi_2) E_r} , \quad (36)$$

ahol a Φ_2 a következőképpen értelmezhető:

$$\Phi_2 = \frac{V_{kék\ gyantafal}}{V_{elemicella}} . \quad (37)$$

Ezek alapján a fent bemutatott két egyszerű összefüggés felhasználásával meghatározható az impregnálást követően kialakult heterogén szendvics maganyagot jellemző egyenértékű húzórugalmassági modulus.

Az általam vizsgált habanyagra 1,2 mm-es gyantafal vastagsággal, 110 MPa-os hab modulusszal és 3 492 MPa-os gyanta modulusszal számolva az impregnált hab egyenértékű húzórugalmassági modulusa: $E_e = 242,2\ MPa$.

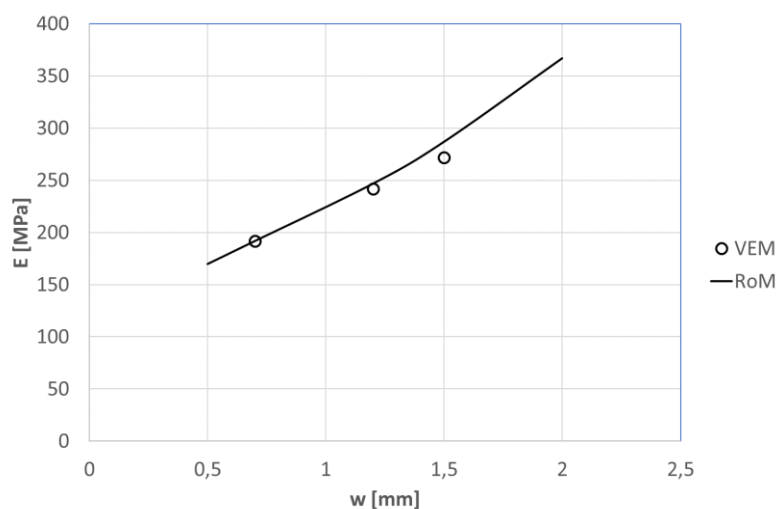
Az eljárás pontosságának és érzékenységének vizsgálatára húzóvizsgálatot végeztem szimulációval a heterogén maganyagon, borítólemezek nélkül, olyan módon, hogy az egyik végén lévő csomópontokat fixen rögzítettem, a másik végén lévő csomópontokra 10 mm hosszirányú elmozdulást definiáltam peremfeltételként.

A számítások során a gyantafal vastagságának hatását vizsgáltam állandó 3 492 MPa gyanta húzórugalmassági modulus és 110 MPa hab húzórugalmassági modulus mellett. A számításból származó hosszirányú relatív nyúlás (ε_y), valamint a reakcióerő (F_{reak}) felhasználásával a következő összefüggéssel meghatározható a keresett egyenértékű húzórugalmassági modulus:

$$E_{e\ FEM} = \frac{F_{reak}}{\varepsilon_y} . \quad (38)$$

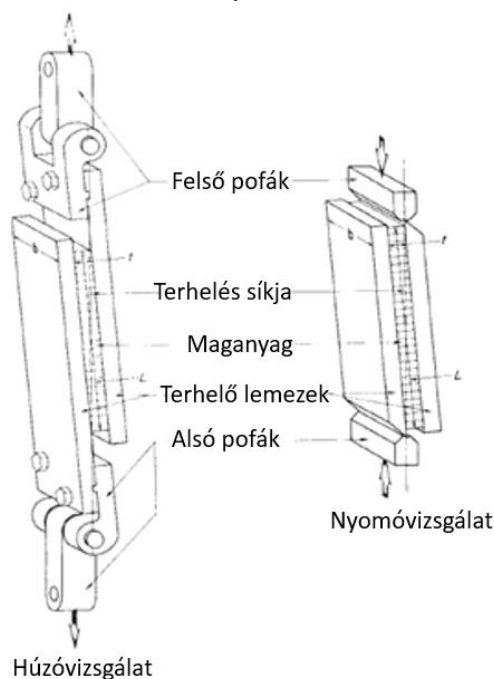
A végeelemes számításokat 0,7 mm-es, 1,2 mm-es és 1,5 mm-es gyantafal vastagságok mellett végeztem. A különböző gyantafalvastagságok mellett az előző fejezetben ismertetett eljárással meghatározott és a végeelemes szimulációból származó egyenértékű húzórugalmassági modulusokat a 43. ábra hasonlítja össze. Látható, hogy a két módszerrel kapott értékek egymáshoz közel esnek. A 0,7 mm-es falvastagság mellett tökéletes az egyezés, nagyobb falvastagságok esetén a módszer kissé túlbecsüli a modulusot. Ennek oka, hogy a valóságban bonyolultabb a

gyantarácsot tartalmazó hab struktúrája, az általam vázolt elemi cellákkal történő felépítése egy egyszerűsítés, ami minimális merevségnövekményt jelent. A különbség 1,2 mm gyantafalvastagság esetén 1,9%, 1,5 mm-es gyantafalvastagság esetén 4%.



43. ábra. Szimulációból kapott (VEM) és a keverékszabályokkal (RoM) számított egyenértékű húzórugalmassági modulusok különböző gyantafalvastagságok esetén a habmagban

A főként hajlítói igénybevételnek kitett szendvicspanelek esetén a húzó-nyomó igénybevételt szinte kizárólag az borítólemezek veszik fel, míg a hab jelentős igénybevétele a nyírás. Így a szendvics szerkezetek heterogén maganyagának modellezéséhez szükséges egy egyenértékű nyírórugalmassági modulus meghatározása is. Erre az ASTM - C273 szabvány [135] ad ajánlásokat, a szabvány szerinti mérési elrendezést a 44. ábra mutatja.



44. ábra. Szendvicsmag nyíróvizsgálati elrendezése [135]

A vizsgálat szimuláció általi reprodukálására az előzőkben bemutatott térfogati- és héjelemekből felépített modellt alkalmaztam, a 44. ábra szerinti elrendezésnek megfelelő peremfeltételekkel, 10 mm keresztfej elmozdulással.

A szimulációból kapott reakcióerőből és definiált elmozdulásból számítható az egyenértékű nyírórugalmassági modulus:

$$G_e = \frac{S h}{L b}, \quad (39)$$

ahol h a szendvicsmag vastagsága, L a próbatest hossza, b pedig a próbatest szélesség. S pedig a következő összefüggéssel számítható:

$$S = \frac{F_{reak}}{\Delta x}, \quad (40)$$

ahol a F_{reak} a mért reakcióerő, a Δx pedig a keresztfej-elmozdulás, tehát ebben az esetben a definiált elmozdulás.

A heterogén hab ilyen módon meghatározott egyenértékű nyírórugalmassági modulusa: $G_e = 74,6 \text{ MPa}$ -ra adódott.

A húzó- és a nyírórugalmassági modulus mellett meg kell még említeni a Poisson-tényezőt is. Megjegyzendő, hogy az impregnátlan haboknak valójában nincs konstans Poisson-tényezője, hanem terheléstől, deformációtól függő kontrakciós tényezője van. Lágú haboknál zérus közeli terhelés esetén értelmezhető konstans Poisson-tényező, a járműiparban szendvicsmagként alkalmazott keményhabok esetén ez nagyobb. A szimulációs modell ortotróp anyagmodelljében konstans Poisson-tényezőt tud a felhasználó megadni. Az általam vizsgált szendvicspanel deformációs viselkedése a maganyag Poisson-tényezőjére nagyon kevésbé érzékeny. Ezt egy héjelemekkel felépített modellel vizsgáltam, ahol a középső réteg, a maganyag homogén ortotróp anyagjellemzőkkel bír, az előbbiekben levezetett egyenértékű húzó- és nyírórugalmassági modulusokkal. A Poisson-tényezőt 0,1 és 0,4 között változtattam 0,05-ös lépésközzel. A hajlítás során számolt reakcióerőkben, a két szélső esetet figyelembevéve kevesebb, mint 0,5%-os eltérést tapasztaltam. Ez alapján a továbbiakban a Poisson-tényezőt tekintve a nyers hab adatlapi 0,35-ös értékével számoltam.

A gyantafalakat tartalmazó magot jellemző egyenértékű mérnöki konstansok (húzórugalmassági modulus, nyírórugalmassági modulus, Poisson tényező) ismeretében elvégezhető a szendvicspanel rétegelt héjelemekkel felépített modelljén a 4-pontos hajlítás számítása, majd az eredmények összevetése a részletes referenciamodellel számolt eredményekkel.

Az összehasonlítás alapja az ASTM - D7249 szabvány szerinti 4-pontos hajlítás. A kísérleti vizsgálat eredményeit a 7.7. Melléklet tartalmazza. A 3D modellt a 41. ábra szemlélteti, a héjmodellben pedig ún. rétegelt héjelemeket alkalmaztam, ahol a középső réteget, a maganyagot homogén ortotróp anyagmodellel jellemeztem az előbbiekben levezetett húzó-, nyírórugalmassági modulusokkal és Poisson-tényezővel. A két modell kényszerei és a 7 mm-es lehajlása megegyezik, a modellek

alakváltozása megegyező, az összehasonlítás a felső megtámasztásnál ébredő reakcióerő által történt. Az eredményeket a 9. táblázat foglalja össze.

9. táblázat. 4-pontos hajlítás eredményeinek összehasonlítása

	F [N] 7 mm lehajlás esetén	Eltérés a méréstől	Szimulációs idő [s]
mechanikai vizsgálat	1 811	-	-
VEM modell – részletes	1 823	0,6%	17 446
VEM modell – rétegelt héj	1 881	3,7%	317

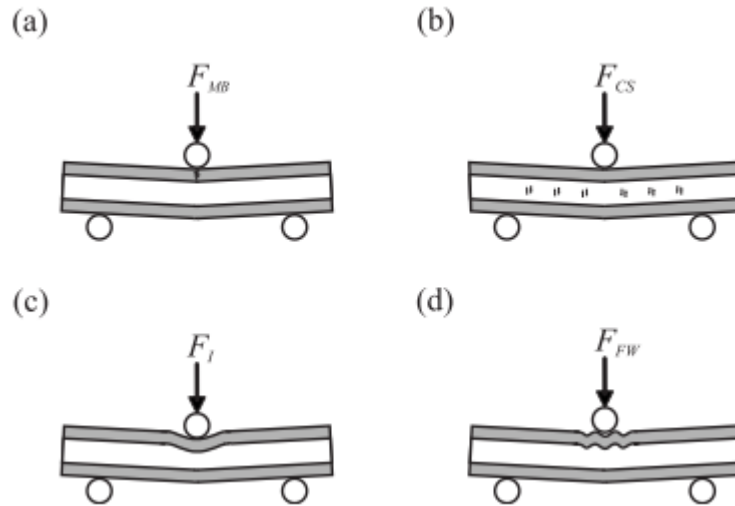
A 3D modell esetén kapott reakcióerő értéke 1 823 N, amíg a héjmodell esetén kapott reakcióerő értéke 1 881 N. Az összehasonlítás alapja a 3D modell, hiszen ennél a modellnél térfogati elemekből felépítve vettem figyelembe a maganyag heterogén szerkezetét. A héjmodellel kapott eredmények a részletes VEM modellhez képest csupán 3,2%-os eltérést mutatnak. A szimulációs időt tekintve két nagyságrend különbséget kaptam. A szimulációk Intel Xeon i7 processzorral és 128 GB memóriával rendelkező számítógépen futottak. Ezek alapján kijelenthető, hogy a bemutatott eljárás a pontosságot és a számítási kapacitásigényt tekintve egy hatékony modellezési módszer szendvicspanelből felépülő járművázszerkezet deformációs viselkedésének elemzésére.

4.3.2. Modellezési módszer heterogén szerkezetű szendvicspanel tönkremenetelének előrejelzésére teljesjármű léptékben

A deformációs viselkedés modellezése mellett fontos a tönkremenetelre vonatkozó előrejelzés. Ebben az alfejezetben a szendvicspanel főbb tönkremeneteli módjainak áttekintése után bemutatom a módszerfejlesztésem eredményeit, amely módszerrel a homogenizálva modellezett szendvicsmag tönkremenetelének értékelésére határfeszültség határozható meg.

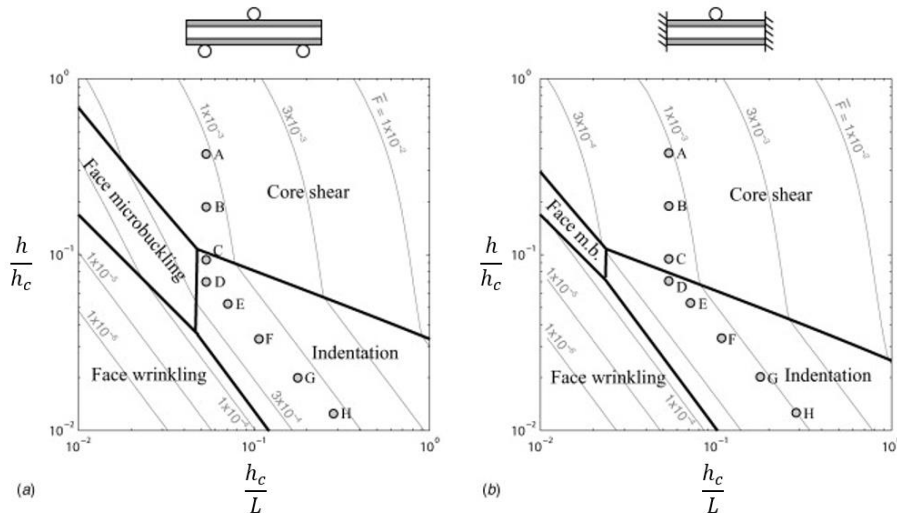
4.3.2.1. A szendvicspanel kísérleti vizsgálata

A szendvicsszerkezetek változatos tönkremeneteli módokat mutatnak. Fő igénybevételük a hajlítás, a 45. ábra a hárompontos hajlítással tesztelt szendvicspanel jellemző tönkremeneteli módjait szemlélteti. Ezek rendre az borítólemez kihajlás (face-sheet microbuckling), mag nyírótönkremenetel (core shear-failure), benyomódás (indentation) és borítólemez ráncosodás (face-sheet wrinkling).



45. ábra. Szendvics tönkremeneteli módok hárompontos hajlítás esetén: borítólemez kihajlás (a) hab nyírótönkremenetel (b) benyomódás (c) borítólemez ráncosodás (d) [136]

A szendvicspanel geometriai méreteinek függvényében tönkremeneteli térkép határozható meg különböző megfogások esetén, amelyet a 46. ábra mutat, ahol h a szendvicspanel teljes vastagsága, h_c a maganyag vastagsága, L pedig a szendvicspanel hossza.



46. ábra. Tönkremeneteli módok előfordulásának térképe hárompontos hajlítás (a) és két végén befogott tartó (b) esetén [136]

A nyíró préselés hatására történő kihajlás (shear crimping)

A hajlítóterhelés mellett a másik jellemző tönkremenetel, amikor nyomóigénybevétel hatására a szendvicspanel először kihajlik majd a hab elnyíródik, azután rétegelválás jelentkezik az borítólemez és a habmag között. Ebben az esetben a maganyag nyíró terhelésnek van kitéve, eközben a borítólemezek stabilitásvesztés miatt kihajlanak. Ennek a tönkremeneteli módnak a vizsgálatát szemlélteti a 47. ábra.



47. ábra. Szendvics próbatest kihajlása nyomóterhelésre [137]

Az erre az esetre történő méretezésénél, az általános kihajlási számításoknál is használt, stabilitás veszteséhez rendelhető egy kritikus erő (N_{sc}). Ez a kritikus nyomóerő a következő összefüggéssel számolható:

$$N_{sc} = k_c G_c h_c + k_{fs} \frac{2G_{fs} h_{fs}^2 D_{11,fs}}{2G_{fs} h_{fs} + 2D_{11,fs}}, \quad (41)$$

ahol k_c a maganyagot jellemző súlytényező, a G_c maganyag terhelés irányában értelmezett nyírórugalmassági modulusa, h_c pedig a mag vastagsága, míg a k_{fs} a borítólemez súlytényezője, a G_{fs} borítólemez terhelés irányú nyírórugalmassági modulusa és a h_{fs} pedig az borítólemez vastagsága. A $D_{11,fs}$ a klasszikus lemezelmélet szerinti, a szerkezetet jellemző hajlító merevségi mátrix 11-es eleme. A szilárdsági méretezésben a szerkezetet a kihasználtsági tényezővel jellemezhetjük, ami a valós és a tönkremenetel szempontjából kritikus nyomóerő hányadosa.

Ez az igénybevétel járművázszerkezeteknél jellemzően ütközési esetekben valósul meg, ami a személyautók tervezésénél bír kiemelkedő jelentőséggel. Dolgozatomban busz vázszerkezettel foglalkozom és a buszok, teherautók, egyéb haszongépjárművek, tervezésénél az üzemeltetésből származó igénybevételek adják a szilárdsági méretezésben alkalmazott mértékadó terheléseket, így a továbbiakban a szendvicspanel hajlítói igénybevételével foglalkozom.

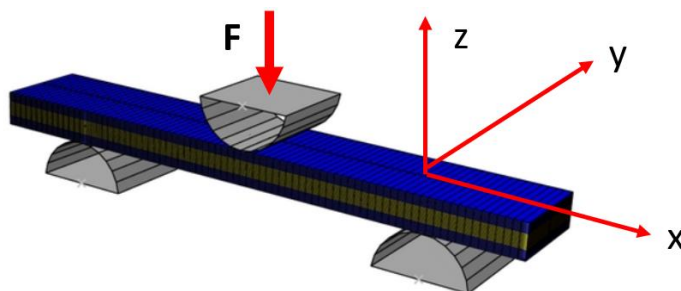
Borítólemez ráncosodása

A borítólemezek ráncosodása a szendvicsszerkezet borítólemezeinek hajlításánál tapasztalható, amikor a nyomott oldalon a borítólemez felgyűrődik. Uniaxiális esetben a borítólemezek ráncosodáshoz tartozó kritikus feszültséget a következő összefüggés írja le [138]:

$$\sigma_w = -B_Q \left(\frac{E_{f,x} E_{c,z} G_{c,zx}}{1 - \nu_{f,xy} \nu_{f,yx}} \right)^{\frac{1}{3}}, \quad (42)$$

ahol az E_f a borítólemez nyomórugalmassági modulusa, a E_c a maganyag rugalmassági modulusa a terhelés irányában, azaz z irányban, míg a G_c a maganyag nyírórugalmassági modulusa az xy síkban, a ν_f -ek pedig a borítólemezhez tartozó xy és yx irányú Poisson tényezők. A B_Q egy illesztő paraméter, amit általában 0,5 értékre

vesznek fel, ami egy konzervatív becslés. Ez az illesztő paraméter veszi figyelembe a gyártás során fellépő esetleges geometriai hibákat. Az összefüggés jelöléseinek értelmezését a 48. ábra segíti.



48. ábra. Koordinátairányok a feszültségkomponensek értelmezéséhez

Maganyag tönkremenetel

Hajlítás hatására a maganyag összeomlása, valamint a borítólemezek ráncosodása egyaránt bekövetkezhet. A maganyag tönkremenetele rétegeközi nyírás és normálfeszültség hatására következik be. Ha a magra ható normálfeszültség kisebb vagy egyenlő, mint nulla, akkor csak a rétegeközi nyírófeszültség komponenseket (τ_{23}, τ_{13}) kell figyelembe venni:

$$f = \frac{|\tau_{23}|}{Q} + \frac{|\tau_{13}|}{R} \quad (\sigma_3 \leq 0) \quad , \quad (43)$$

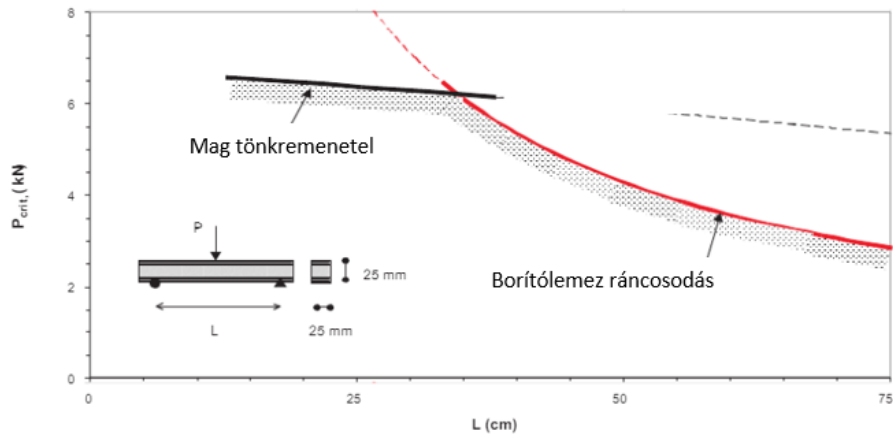
Ha azonban a normálfeszültség pozitív, tehát normál irányú húzásnak (σ_3) is ki van téve az szerkezet, figyelembe kell venni annak hatását is. Ezek alapján a szerkezet kihasználtsága a következő összefüggéssel számítható:

$$f = \frac{|\tau_{23}|}{Q} + \frac{|\tau_{13}|}{R} + \frac{\sigma_3}{\sigma_m} \quad (\sigma_3 > 0) \quad , \quad (44)$$

ahol Q, R rendre a 23 és az 13 irányban értelmezett rétegeközi nyírószilárdság, σ_m pedig a szakítószilárdság. Az AIREX T90.100 típusú PET hab esetén a kritikus feszültség, azaz a mag nyírószilárdsága a gyártói adatlap szerint 0,8 MPa.

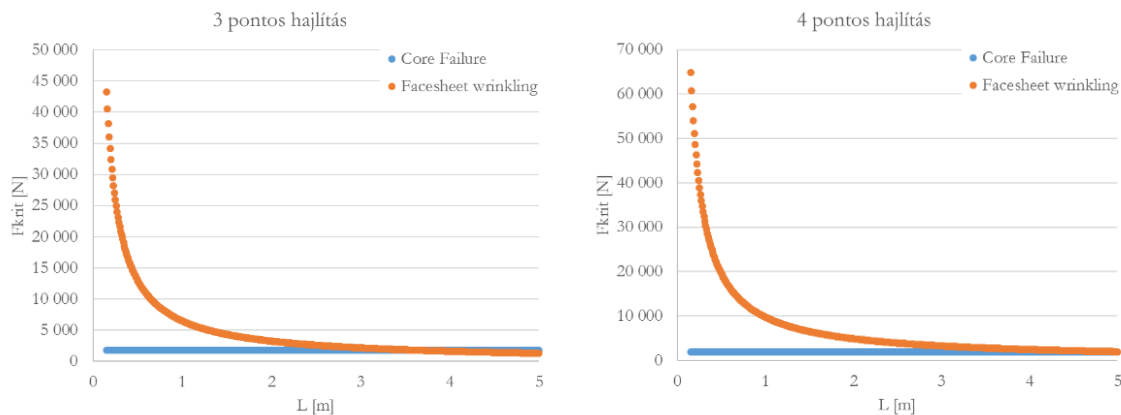
Hajlítóvizsgálatok eredményei

A domináns tönkremeneteli mód függ a terheléstől és a geometriától. Hárompontos hajlítás esetén a hajlítást létrehozó kritikus nyíróerőt az alátámasztási távolság függvényében a 49. ábra mutatja. A képen látható két görbe egy-egy elméleti görbe. A fekete görbe a mag-tönkremenetel, míg a piros görbe a borítólemez ráncodáshoz tartozó elméleti függvényt jeleníti meg. A két egymást metsző görbe folytonos vonallal jelölt szakaszai mutatják azt a nyíróerő – alátámasztási távolság kombinációt, ahol a tönkremenetel bekövetkezik. Érdekesség, hogy a két görbe formailag megegyezik a rudak kihajlásánál értelmezett Euler-hiperbola és Tetmajer-egyenes párosának. A folyamat hasonló, hiszen stabilitásvesztésről van szó, a különbség, hogy itt nem rúd kihajlásról, hanem egyik oldalán megtámasztott lemez ráncosodásáról van szó.



49. ábra. Három pontos hajlítás - kritikus nyírőerő az alátámasztási távolság függvényében kompozit szendvicsszerkezeteknél [139]

A fenti ábra mintájára az általam vizsgált szendvicspanelt tekintve meghatároztam a két különböző tönkremeneteli módra az alátámasztási távolságokat. A diagrammokat a 50. ábra mutatja. Ez alapján az látható, hogy az összes vizsgált esetben az borítólemez ráncosodás (facesheet wrinkling) bekövetkezéséhez 3 m-nél hosszabb próbatest lenne szükséges. A vizsgált szendvicsszerkezet esetén azonban valószínűtlen olyan járműipari alkalmazás, ahol 3 m-nél hosszabb alátámasztás vagy merevítőborda nélküli rész alakulhasson ki egy alkatrészen. Ezért ezen anyagpárokkal mag tönkremenetelét vizsgálom a továbbiakban.



50. ábra. Az borítólemez ráncosodást és mag tönkremenetelt okozó kritikus nyírőerő összevetése három- (a) és négy pontos (b) hajlítás esetén az alátámasztási távolság függvényében

Az általam végzett 3-pontos hajlítóvizsgálat során az erő-elmozdulás görbék lineáris viselkedést mutattak, a tönkremenetel átlagosan 2,55 kN erőnél kezdődött, 10,04 mm keresztfej-elmozdulás értéknél. A mérési adatokat a 7.8. Melléklet tartalmazza.

A tipikus tönkremenetelt a 51. ábra szemlélteti. Hajlítói igénybevétel hatására a felső borítólemezben nyomó, az alsó borítólemezben húzófeszültség ébred, a maganyagban pedig a nyírófeszültség lesz a domináns. Fontos megjegyezni, hogy az irdalt

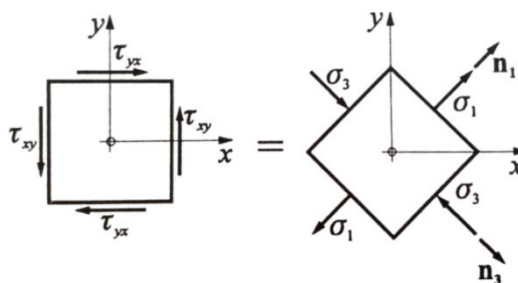
habanyagban lévő gyantafalak jelentősen hozzájárulnak a szendvicspanel merevségéhez, azonban a tönkremenetelt az ilyen jellegű heterogén mag esetében is a habanyag nyírószilárdsága határozza meg. A repedés a kialakulását követően 45°-ban terjed a magban, majd a borítólemezhez érve rétegelválás következik a borítólemez és a mag között.



51. ábra. Hárompontos hajlítás – tönkremeneteli mód

Az egyoldali repedés oka, hogy szimmetrikus terhelés esetén a kicsi gyártási pontatlanságok, hibák döntik el, hogy merre indul meg a repedés. Amikor viszont a repedés elindul, a szendvicsszerkezet egyik oldala meggyengül és annak az oldalnak a deformációja nagyobb lesz, kissé aszimmetrikus lesz a lehajlás, így ez egy öngerjesztő folyamat: a gyengébb oldal fog tovább repedni. A gyanta szintén átreped, aminek az az oka, hogy nem tökéletes az impregnálás, és a gyantafalban lévő légbuborékok, kitöltési hiányok segítik a repedés terjedését.

A nyíróigénybevétel hatására a 45°-ban végbemenő repedésterjedésnek szilárdságtani magyarázata van. A tiszta nyírás feszültségállapota egyenértékű két egymásra merőleges irányban működő, a nyírás síkjával 45°-os szöget bezáró síkban értelmezett, a τ -val azonos nagyságú húzó- és nyomófeszültség szuperpozíciójával, amit a 52. ábra szemléltet.



52. ábra. Főfeszültségek értelmezése tiszta nyírás esetén

Tiszta nyírás esetén a feszültségtenzor főátlójában nulla értékek szerepelnek és a főátlón kívüli τ -feszültségek hatnak.

$$\sigma = \begin{bmatrix} 0 & \tau_{yx} & 0 \\ \tau_{xy} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (45)$$

Ha meghatározzuk a sajátértékeket, azt kapjuk, hogy $\sigma_1 = \tau_{xy}$, $\sigma_2 = 0$ és $\sigma_3 = -\tau_{xy}$ és ugyanezt kapjuk abban az esetben is, ha a feszültségtenzort a 45°-os forgatás mátrixával szorozzuk.

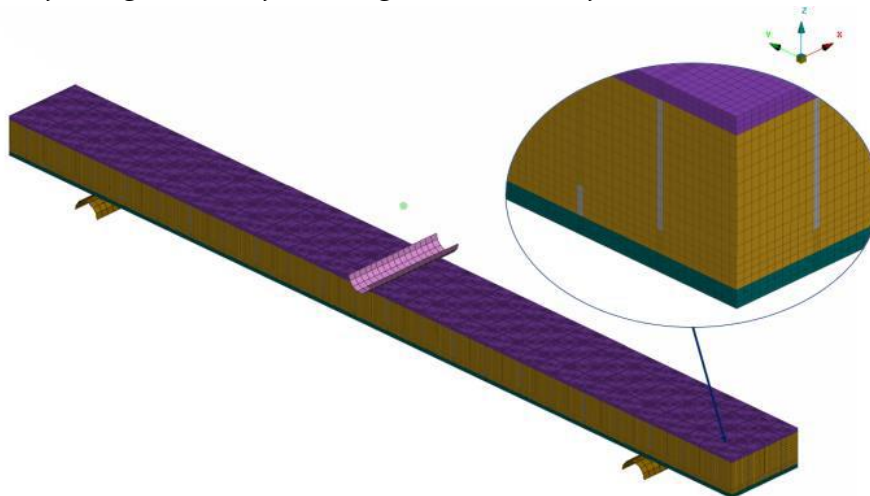
$$\sigma = \begin{bmatrix} \tau_{xy} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\tau_{xy} \end{bmatrix}. \quad (46)$$

4.3.2.2. A szendvicspanel tönkremenetelének szimulációja

A szimuláció célja a tönkremenetel folyamatának modellezése a heterogén magszerkezetű szendvicspanelben. A szendvicspanel tönkremenetele során kialakuló repedés terjedését modelleztem tranziens dinamikai szimuláció alkalmazásával az előző fejezetben bemutatott hárompontos hajlítást alapul véve egy részletes, térfogati elemekből felépülő, a magjában a gyantafalakat is tartalmazó szendvicspanel végeleemes modelljén. A szimuláció fő célja, hogy a 4.3.1. fejezetben bemutatott, teljesjármű léptékben hatékonyan alkalmazható modellezési módszerrel ne csak a deformációs viselkedés, hanem a szilárdság is kiértékelhető legyen, a homogenizált magra vonatkozó feszültséglimit meghatározásával.

A végeleemes modell

A tranziens szimulációt Ls-Dyna végeleemes megoldóval végeztem. A modell geometriája megegyezik a kísérleti vizsgálatoknál alkalmazott geometriával. A szendvicspanel anyaga szintén megegyezik az előzőekben vizsgált anyaggal, amelynek a borítólemezei üvegszálerősítésű, vinilészter mátrixú kompozitlemezek, maganyaga az irdalt PET hab, a felépítés részletei a 3. fejezetben találhatóak. A hárompontos hajlítás geometriáját és végeleemes hálóját az 53. ábra mutatja.



53. ábra. A hárompontos hajlítóvizsgálat végeleemes modellje

A támaszok félhengerei héjelemekből épülnek fel, ideálisan merev anyagmodellel. A merev félhengerek és a szendvicspanel között súrlódásos kontaktdefiníciók vannak, 0,1-es súrlódási tényezővel. A vizsgált szendvicsszerkezet térfogati elemekből. Az átlagos elemméret 1 mm. A szendvicspanel borítólemezeinek rétegeit lineárisan rugalmas, ortotróp anyagmodellel vettem figyelembe a 4.3.1. fejezetben meghatározott anyagparaméterekkel, a mag habanyagát, illetve a magban lévő gyantafalakat pedig lineárisan rugalmas, izotróp anyagmodellel, amelyek anyagjellemzőit a 10. táblázat foglalja össze. Az adatok az anyagok gyártói adatlapjairól származnak.

10. táblázat. Gyanta és habanyag lineárisan rugalmas, izotróp anyagjellemzői

	Vinilészter gyanta	PET hab
E [MPa]	3 492	120
G [MPa]	1 264	20
ν [-]	0,35	0,3

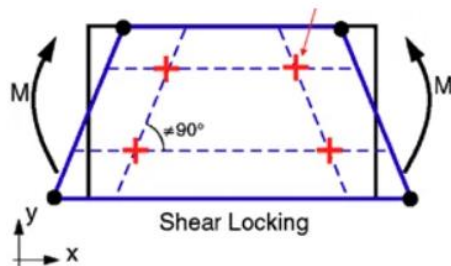
Mivel tranziens szimulációról van szó, az anyagok sűrűségei is szerepet játszanak, hogy a mozgásegyenlet tömegmátrixa is előállítható legyen. Az alkalmazott sűrűségek a 11. táblázatban láthatók. A gyanta és a habanyag sűrűsége gyártói adatlapi érték (7.1. Melléklet), a kompozitlemez sűrűsége saját mérés eredménye (7.3. Melléklet).

11. táblázat. A szimulációban alkalmazott anyagok sűrűségei

	Sűrűség [g/mm ³]
Kompozit borítólemez	1,9E-3
Vinilészter gyanta	1,07E-3
PET hab	1,1E-4

Az anyagparaméterek mellett fontos még a térfogati elemeken alkalmazott elemtípus. Az Ls-Dyna vége-selemes megoldóban ezt az ELFORM nevű paraméterrel lehet definiálni. A 8 csomópontos hexaéder elemekre a leggyakrabban alkalmazott elemtípus az ELFORM 2, ami egy ún. teljesen integrált elem. A „teljes integráció” kifejezés a Gauss-pontok számára vonatkozik, amelyek a polinomiális tagok integrálásához szükségesek egy elem merevségi mátrixában. A Gauss-pontok minimálisan szükséges száma a polinomok rendjéből határozható meg. Ha a Gauss-pontok száma ezzel megegyezik, az integrációt teljes integrációnak nevezzük. Ha kisebb számú Gauss-pontot választunk, ezt az integrációs sémát csökkentett integrációnak (reduced intergation) nevezzük.

Van azonban egy ELFORM 2 megnevezésű elemtípus, ami kiküszöböli az ún. nyírési reteszelés (shear locking) problémát. A nyírési reteszelés elsőrendű, teljesen integrált elemeknél fordul elő, amelyek hajlításnak vannak kitéve. Ekkor mesterséges nyírófeszültség alakul ki azért, mert az elem élei nem tudnak a hajlításnak megfelelően deformálódni. Ezt mutatja az 54. ábra. Ennek a nem fizikai nyírófeszültségnek köszönhetően ezek az elemek túl merevek lehetnek, ha hajlítási domináns problémákban alkalmazzuk őket.



54. ábra. Nyírási reteszelés (shear locking) probléma elsőrendű, teljesen integrált elemeknél Ls-Dyna végeleemes megoldóban

A szimulációban az ELFORM 2 elemtípust alkalmaztam, amelyet Borrvall fejlesztett, 2009-ben publikálta [140] és 2011-től elérhető a funkció a szoftverben. Ez az elemtípus különösen ajánlott olyan esetekben, amikor nem ideális az elemek oldalaránya. A szendvicspanel végeleemes modelljében az átlagos elemméret 1 mm, de a gyantarácsok vastagsága 0,8 mm, és a pontosabb feszültség-kiértékelés igénye miatt a vastagság mentén 2 elemsort alkalmaztam. Így adódnak 0,4-es oldalél arányú elemek is a modellben, ami indokolja „drágább”, tehát nagyobb számításigényű elemtípus alkalmazását.

Időskálázás

A következő fontos beállítás a szimuláció időtartama. A tranziens szimuláció futási ideje jelentősen függ a terhelés időtartamától. A szendvicspanel kísérleti vizsgálatának terhelési sebessége 6 mm/perc, a tönkremenetelhez tartozó átlagos lehajlásérték 10,04 mm, ami azt eredményezi, hogy a teljes folyamat 100,4 s időtartamú. Ez irreálisan nagy szimulációs időhöz vezet, ezért szükség van ún. időskálázásra (time scaling). Az időskálázás egy olyan technika, ahol a terhelési sebességet növeljük, és így a szimulációs időt lerövidítjük, hogy csökkentsük a szükséges időlépések számát. Ennek a hátterét az alábbiakban részletezem.

Az Ls-Dyna megoldóval végzett tranziens szimulációban a mozgásegyenletet inkrementálisan oldjuk meg, az időfüggő szimulációban ez az inkrementum az időlépés. Ennek nagyságát az elemek mérete és anyagjellemzői befolyásolják, a maximális alkalmazható időlépés arányos az eleméhhosszal és az anyagban érvényes hangsebességgel [141], pl.: rúd- és gerendaelemekre:

$$\Delta t = \frac{L}{c}, \quad (47)$$

ahol L az eleméhhossz, c pedig az anyagban értelmezett hangsebesség, ami:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad (48)$$

ahol E az anyag rugalmassági modulusa, ρ pedig a sűrűsége.

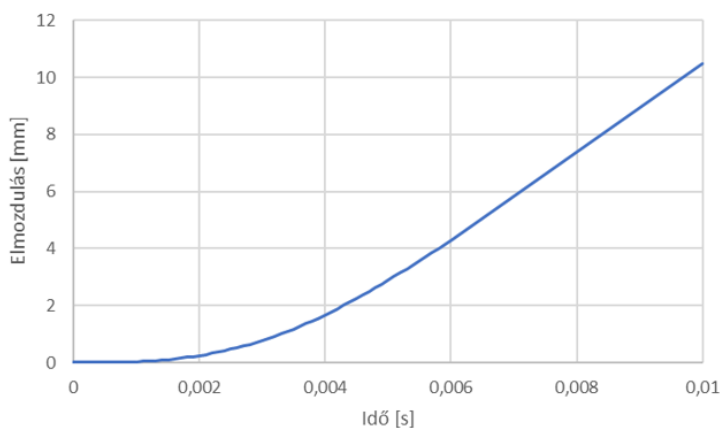
Térfogati elemekre az alapelv ugyanaz, az elemméret és az anyagban értelmezett hangsebesség a befolyásoló tényezők. A pontos levezetés megtalálható Belytschko és Tsay publikációjában [141].

Megjegyzendő, hogy néhány esetben, ha az elemméret kicsi és az alkalmazott időlépés – az elemmérethez képest – nem elég nagy, akkor a végeselemes megoldó az adott elemhez tömeget ad hozzá, hogy a numerikus megoldó ne álljon meg. Ezt nevezik tömegskálázásnak (mass scaling), amire az általános tapasztalat az, hogy ha a hozzáadott tömeg kisebb, mint 5%, akkor a hatása az eredményekre elhanyagolható.

A fentieket figyelembevéve a szendvicspanel térfogati elemekből felépített részletes modelljében a végeselemes program által ajánlott időlépés $1E-6$ s vagyis 1 mikroszekundum.

Ez az időlépés a 100,4 s-os valós vizsgálati idővel több, mint 100 millió iterációt jelentene, ami egy mérnöki szimulációkhoz alkalmazott Intel Xeon i7 processzoron éves léptékű futásidőt eredményezne, ami irreális futásidőt jelent. A fentiek miatt a választott vizsgálati idő 0,01 s.

A hajlítóvizsgálat során a szimulációs modellben a felső görgő mozgásával történik az terhelésbevezetés. Ezt tranziens szimulációban érdemes időben nemlineárisan definiálni, ugyanis ilyenkor nincs kezdeti tranziens generáló sebességugrás az induláskor. A felső görgő, idő-elmozdulás görbéjének definiálásakor két fontos szempontot érdemes betartani. Az első, hogy a minél lassabban növekszik a folyamat elején a kezdeti terhelés, annál inkább csökkenthetőek a dinamikus hatások. Emiatt érdemes nagy felbontású idő-elmozdulás görbét definiálni. A második szempont, hogy az idő-elmozdulás görbét úgy kell definiálni, hogy az a terhelés végére lineárisan legyen, tehát a görgőnek ne legyen gyorsulása. Az általam definiált idő-elmozdulás görbét az 55. ábra mutatja.



55. ábra. A felső görgő vizsgálati idő-elmozdulás görbéje a hajlítóvizsgálat szimulációjában

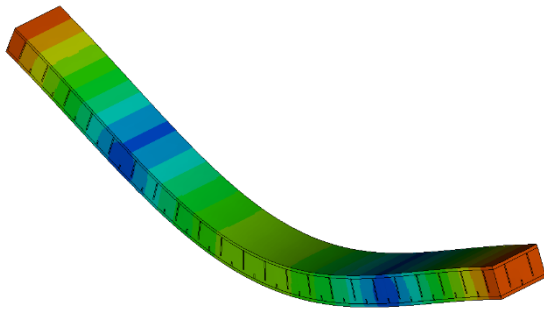
Csillapítás

Az időskálázás – tehát a vizsgálati idő csökkentése annak érdekében, hogy kevesebb időlépést kelljen megoldani – miatt azonban fontos, hogy a csillapítást jelentősen meg kell növelni. Ezt megtehetjük, hiszen a valós vizsgálat, a szendvicspanel hajlítása is egy kvázi-statikusan vizsgálat, ahol a próbatest lengései elhanyagolhatók.

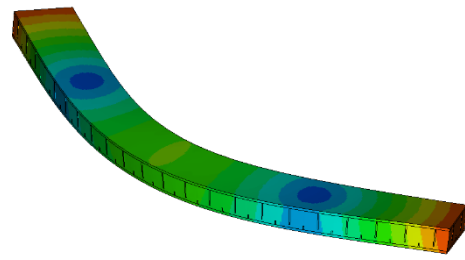
Annak érdekében, hogy a szendvicspanel sajátfrekvenciáit meghatározzam, a felépített végelelemes modellel – azonos hálóval és anyagparaméterekkel – egy modálanalízist futtattam Ansys végelelemes szoftverben. A próbatest első 8 sajátfrekvenciáját és a hozzá tartozó sajátalakot az 56. ábra mutatja.

Az általam vizsgált hajlítási irányban az 1., a 4., a 6. és a 8. sajátalak a releváns, mert ezekben dominánsak a függőleges irányú elmozdulások. Ezek közül az elsőhöz 217 Hz sajátfrekvencia tartozik, a nyolcadik sajátalakhoz 1 010 Hz. Általános ökölszabályként azt mondhatjuk, hogy ha a szerkezet sajátfrekvenciájából számított időállandónál háromszor nagyobb a terhelésbevitel ideje, akkor tekinthetjük a folyamatot statikusnak [142]. A tranziens szimulációban a terhelési idő 0,01 s, ami 100 Hz frekvenciának felel meg. A hivatkozott ökölszabály alapján az általam vizsgált esetben 300 Hz körül van a határ, de a szimuláció kezdeti tranziense, amikor a felső görgő éppen elkezdi nyomni a próbatestet, nagyobb frekvenciájú rezgéseket is eredményezhet.

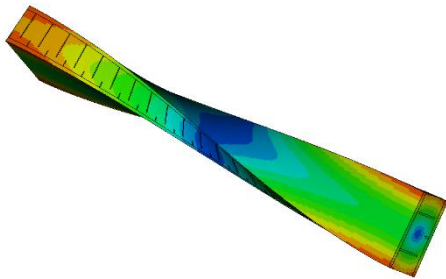
A szimulációban Rayleigh-féle csillapítást alkalmaztam, ami az Ls-Dyna végelelemes megoldóban a „Global_Damping” parancs paramétereivel definiálható. A mozgásegyenletben a csillapítási mátrix előállítása a tömegmátrix és a merevségi mátrix lineáris kombinációjaként valósul meg, ahol a definiálandó paraméterek a tömegmátrixra és a csillapítási mátrixra vonatkozó szorzótényezők. Hogy a csillapítás hatását megvizsgáljam három esetet számoltam: csillapítás nélkül, illetve 1 000 és 10 000 értékű szorzótényezőkkel előállított csillapítással. Az erő-elmozdulás görbéket az 57. ábra mutatja.



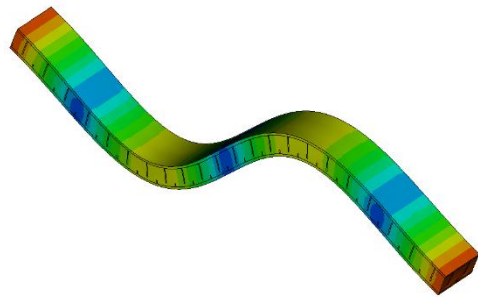
217 Hz



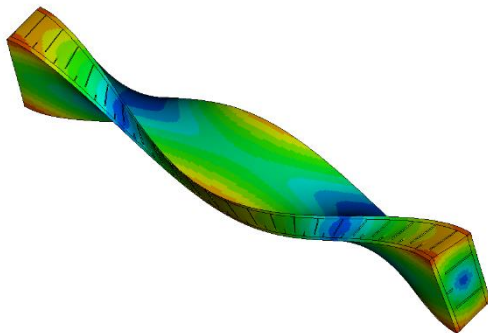
319 Hz



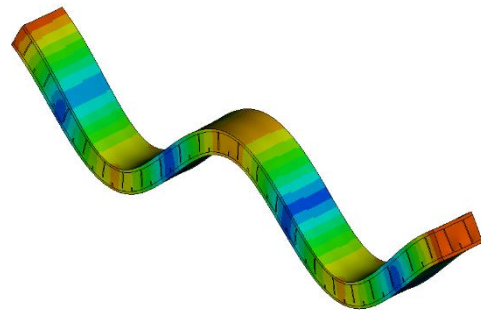
356 Hz



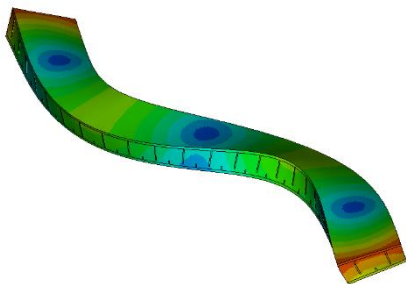
473 Hz



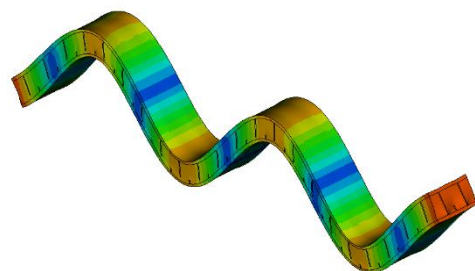
742 Hz



743 Hz

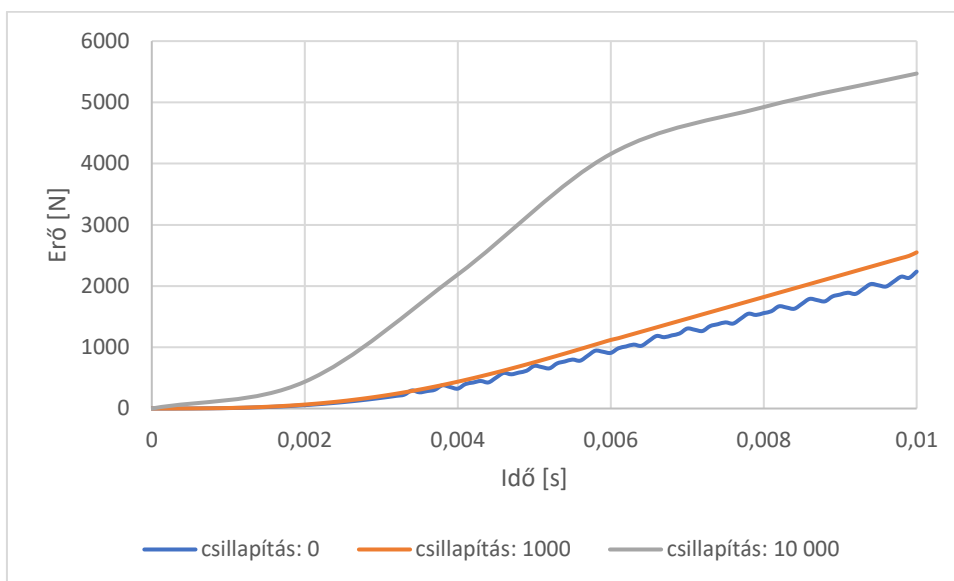


833 Hz



1010 Hz

56. ábra. A szendvics próbatest első 8 sajátfrekvenciája és sajátalakja



57. ábra. Szimulációs hajlítóvizsgálat erő-elmozdulás görbéi különböző csillapításértékekkel

A diagram alapján látható, hogy a csillapításnak jelentős hatása van az eredményekre. Csillapítás nélkül a 10,04 mm lehajláshoz tartozó erő 2 233 N, 1 000 értékű csillapítási szorzótényezővel 2 611 N, 10 000 értékű csillapítási szorzótényezővel pedig 5 463 N. Az erőértékeket a mérési eredményekkel vetem össze, illetve vizsgálom a görbe alakját is. A céлом a kvázi-statikus terhelés szimulációja, és a folyamatot akkor tekinthetjük kvázi-statikusnak, ha az eredményül kapott erő-idő görbe jellegre közelíti a bemenő adatként megadott keresztfej-elmozdulás - idő görbét (55. ábra).

Csillapítás nélkül az erőérték az 2 553 N-os mérési eredményhez képest 12,5%-kal eltér, valamint a görbe alakja oszcilláló jelleget mutat, amit a csillapítatlan rezgéseknek köszönhető. 10 000 értékű csillapítással 214%-os eltérést kapunk a méréshez képest az erőértékben, ami azt mutatja, hogy a csillapítási szorzótényezőnek ez a nagyságrendje jelentősen megváltoztatja a folyamat erőviszonyait, valamint a görbe jellegét tekintve is szemmel látható eltérés mutatkozik a keresztfej-elmozdulás időgörbéjéhez képest, mert az először progresszív görbe a terhelés felénél degresszív jellegbe vált át. 1 000 értékű csillapítási szorzótényezővel 2 611 N-os maximális erőértéket kapunk, ami a mért eredményhez képest 2,3%-os eltérés, valamint a görbe jellege is egyezik a terhelési görbe jellegével, nincs oszcilláció és a kezdeti progresszív növekedés után lineáris viselkedést mutat. A fentiek miatt ezzel a csillapítási tényezővel számoltam tovább.

Tönkremenetel

A tönkremenetel modellezéséhez Ls-Dyna végeeselemes megoldóban van egy olyan lehetőség, hogy az anyagmodellben különböző határértékeket – feszültséget, nyúlást – definiálhatunk, és amikor a szimulációban egy elem eléri a határértéket, akkor

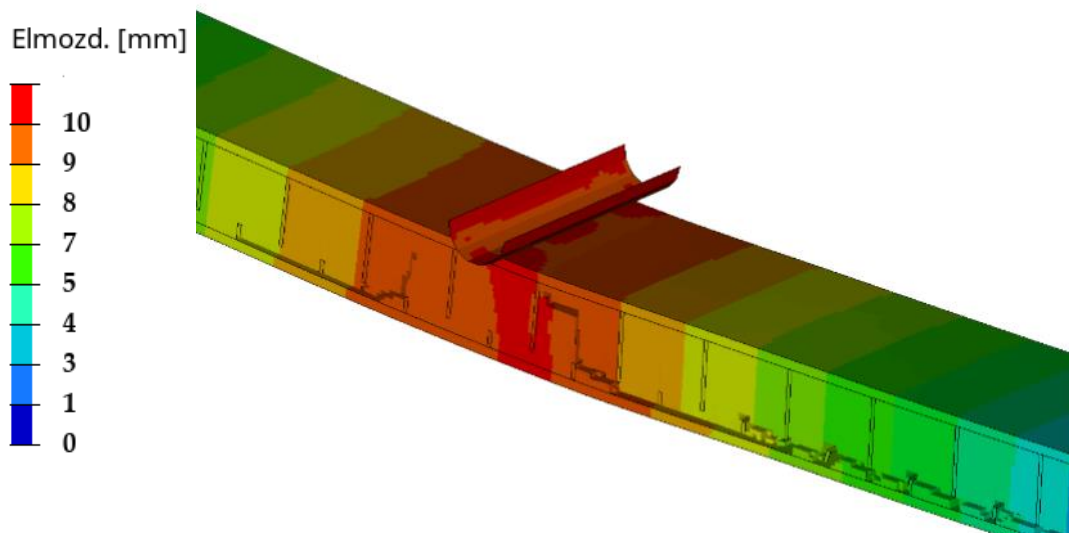
a következő iterációban annak az elemnek nullára csökken a merevsége. Ezt a definíciót a „Mat_Add_Erosion” paranccsal tudjuk megadni. A mag tönkremenetel esetén a nyíróigénybevétel a domináns, héjmodellek esetén célszerű is az erre vonatkozó határértéket beállítani, azonban mivel kisméretű térfogati elemekből felépülő, részletes modellt alkalmazok, és mivel a hab-gyantarács és hab-borítólemez között komplex feszültségállapot alakul ki az egyenértékű feszültséget alkalmaztam tönkremeneteli határként. Határértéknek a habanyag és a gyanta szakítószilárdságát adtam meg, amelyeket a 12. táblázat foglal össze.

12. táblázat. Habmag és gyanta szakítószilárdsága

Anyag	Szakítószilárdság [MPa]
Habmag	2,2
Gyanta	80

A szimuláció végeredményéről mutat egy képet az 58. ábra az elmozdulás szerint színezve. A repedés helyesen visszaadja a mérésen tapasztalt tönkremeneteli módot, miszerint a mag az alsó borítólemez mentén végigreped, a próbatest közepén a hajlítófeltét közelében pedig átlósan a felső borítólemez irányába reped tovább.

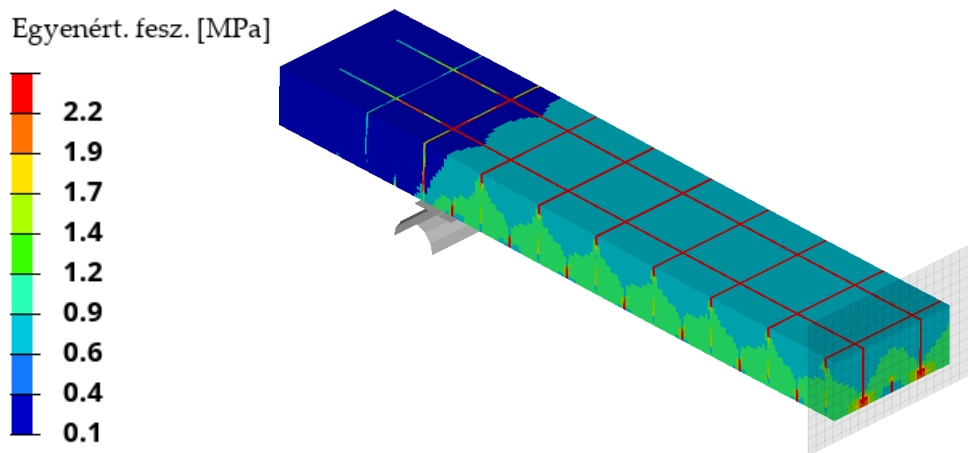
A mérési eredményhez képest különbség, hogy vastagság menti átrepedés nem 45°-os, hanem lépcsős, aminek oka, hogy a végeelemes hálóban az elemek a gyantafalak függőleges helyzete miatt függőleges és vízszintes irányban négyzetrács-szerűen helyezkednek el, és a repedés az elemen belül nem tud terjedni, csak az elemhatárokon. Továbbá, a repedés mindkét oldalon megjelenik, aminek oka a következő. Szimmetrikus geometria és terhelés esetén a repedés is szimmetrikusan kezd terjedni, azonban a numerikus pontatlanságok miatt a repedésterjedés nem tökéletesen szimmetrikus, az egyik oldalon kissé hosszabb, másik oldalon kissé rövidebb. Emiatt egy bizonyos repedésméret fölött előáll az az állapot, amikor a próbatest egyik oldala gyengébb, aszimmetrikusan deformálódik és a repedés egyértelműen azon az oldalon terjed csak tovább.



58. ábra. Repedés a próbatestben a szimulációs modellben az elmozdulás szerint színezve

A tönkremenetelhez tartozó erő 2 494 N, ami 2,31%-kal kevesebb, mint a mérésben kapott 2 553 N-os érték. Érdeemes megjegyezni, hogy az elemtönkremenetelt nem tartalmazó modellben 2 611 N az az erőérték, ami a mérés szerinti tönkremeneteli lehajláshoz tartozik, ami 2,28%-kal nagyobb, mint a mért érték. Ennek oka lehet, hogy a maganyag és a gyanta modulusértékei minimálisan nagyobbak, mint a valóságban, így kissé túlbecsülöm a merevséget. Emiatt viszont hamarabb, kisebb lehajlásnál ébred az anyagban a szilárdságnak megfelelő feszültség. A tönkremenetelt tartalmazó szimulációban a tönkremenetel kezdetéhez tartozó lehajlás 9,8 mm. Fontos azonban, hogy az alig több, mint 2%-os eltérés elégséges pontosság abban a módszerben, ahol a cél, hogy teljesjármű léptékben, egyszerű modellezési technikával és gyors számítási idővel lehessen tervváltozatokat kipróbálni.

A próbatest léptékben számolt részletes vége-selemes modell lehetőséget ad a feszültségeloszlás elemzésére is, amelyet az 59. ábra mutat. Az ábrán a piros szín jelzi a habanyagban azokat a területeket, ahol az egyenértékű feszültség értéke meghaladja a szilárdságot. Látható, ahogy a gyantafalak feszültséggyűjtő helyként működnek és a habanyag tönkremenetele a gyantafalak mentén indul meg.



59. ábra. Feszültségeloszlás a maganyagban – piros színnel a hab szakítószilárdsága (2,2 MPa) fölötti értékek

A következő lépésben meghatároztam, hogy a tönkremeneteli lehajláshoz mekkora nyírófeszültség tartozik abban a modellben, ahol a szerkezetet rétegelt héjelemmel, a magot homogén, ortotróp anyagmodellel modelleztem. A síkbeli nyírófeszültséget kiértékelve azt kaptam, hogy a 9,8 mm-es lehajlásnál a középső rétegben 2,4 MPa nyírófeszültség ébred. A habmag adatlapi nyírószilárdság értéke 0,8 MPa, tehát a gyantafalakat figyelembevéve, a mag homogenizált modelljében ez az érték háromszorosan nagyobb (2,4 MPa). A gyantafalak tehát nem csak a szerkezet merevségét, hanem a szilárdságát is megnövelik.

Összefoglalva a modellezési módszer, amelynek célja, hogy egyszerűen és hatékonyan lehessen komplex magszerkezetű szendvicspanelekből álló szerkezetet teljesjármű léptékben elemezni, az alábbi lépésekből áll:

1. borítólemezek merevségi paramétereinek meghatározása méréssel,
2. végeelemes modellezése rétegelt héjelemmel,
 - a. borítólemezek homogén, ortotróp anyagmodellel,
 - b. maganyag szintén homogén, ortotróp anyagmodellel,
3. részletes, térfogati elemekből felépülő végeelemes modell hajlítóvizsgálata próbatest léptékben, tönkremeneteli erő és lehajlás meghatározása,
 - a. mag heterogén szerkezetű, gyantafalakat is tartalmazza,
 - b. hab és gyantafalak külön izotróp anyagmodellel,
 - c. hab és gyanta anyagára tönkremeneteli kritérium alkalmazása,
4. a tönkremeneteli lehajláshoz tartozó nyírófeszültség meghatározása a 2. pontban felépített modellben.

A fenti eljárással kifejlesztett héjmodellel gyors és egyszerű modellezéssel (héjelemekkel), kis számítási kapacitásigénnyel lehet teljes jármű koncepciókat vizsgálni úgy, hogy közben nagy megbízhatóságú eredményeket kapunk.

4.4. Szendvicspanelek ragasztott kötéseinek hatékony modellezése koncepció fázisban

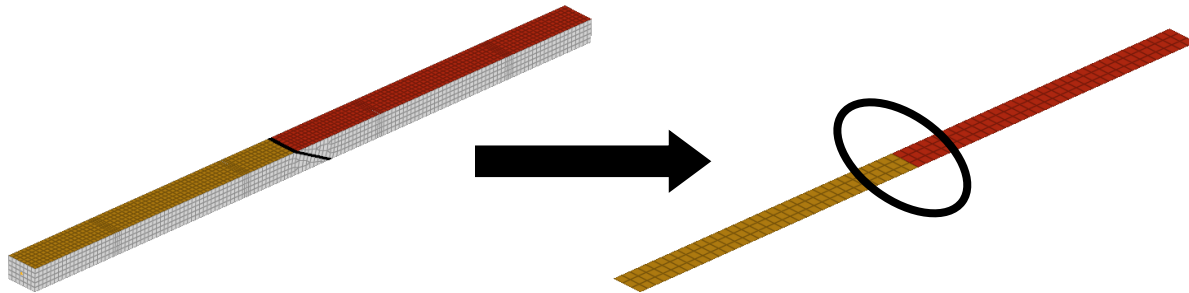
A polimer szendvicspanelekből felépülő járművázszerkezet részekre bontási tervváltozatainak vizsgálatához elengedhetetlen, hogy különböző ragasztott kötés konstrukciók mechanikai viselkedését teljesjármű léptékben is hatékonyan tudjuk modellezni. Ebben az alfejezetben a ragasztott kötések modellezésére vonatkozó módszerfejlesztés eredményeit mutatom be.

4.4.1. Ragasztott kötés deformációs viselkedésének modellezése teljesjármű léptékben

Az önhordó karosszériák egyes elemeinek összekapcsolására használt ragasztások mechanikai tulajdonságainak leírása nem egyértelmű feladat. A megfelelő anyagtulajdonságok és a geometria ismeretében természetesen lehetőség van egy részletes, háromdimenziós, térfogati elemeket tartalmazó végeselemes modell létrehozására a kérdéses helyeken. Azonban a jellemző kis méretek miatt nagyon finom felbontásra lenne szükség ehhez, ami a teljes jármű modellezése során nem járható út az extrém nagy számítási igény miatt. Szükség van egy hatékony modellezési módszerre, ahol a hatékonyság azt jelenti, egyszerű modellezéssel, kis számítási kapacitással – mérnöki gyakorlatban alkalmazott asztali számítógépen – kezelhető legyen a probléma, de elfogadható pontosságú eredményt szolgáltatson.

Ezért a probléma megoldására szükséges egy alternatív megközelítés alkalmazása, ahol az alkatrészeket leíró héjmodell egyes elemeit össze lehet kapcsolni a ragasztások egyszerűsített modellezésével. Ez esetben nincs szükség a ragasztások geometriájának és a ragasztóanyag tulajdonságainak pontos modellezésére. A legfontosabb elvárás, hogy a modell jól leírja a teljes jármű deformációs viselkedését, a ragasztás közvetlen környezetének pontos vizsgálata az elhanyagolások miatt nem valósul meg. A legkritikusabb ragasztások esetén természetesen a későbbiekben lehetőség van részmodellek létrehozására.

A fenti koncepció működőképességének bizonyítására több kísérleti elrendezés esetén meghatároztam a megfelelő merevségi mátrix paramétereket. Az 60. ábra mutat egy jellemző ragasztási geometriát, amely szemlélteti a feladatot. Itt két szendvicsszerkezetből kialakított 35x30 mm téglalap keresztmetszetű rúdnak egy 30°-os ferde felületén van ragasztott kötés.



60. ábra. Mechanikai modell egyszerűsítése héjmodell használatával

Az alkalmazott megoldás alapelve, hogy az egyes alkatrészeket reprezentáló, a valóságban ragasztással kapcsolódó héjmodellek élén a geometriailag egybeeső csomópont-párokat egy általános, merevséget leíró elemmel kapcsolom össze. Az Ansys végeselemes rendszerben ilyen elem a Matrix27 típusú elem.

A Matrix27 elem képes egy tetszőleges elemet leírni, ahol a geometria nem definiált, de a viselkedés leírható a merevségi, csillapítási és tömeg mátrix megadásával. Egy-egy ilyen mátrix-elem két csomópontot kapcsol össze, amelyek mindegyike összesen hat-hat szabadságfokkal rendelkezik: ezek a három translációs és a három rotációs elmozdulás. Ha feltételezzük, hogy a merevségi mátrix szimmetrikus, az 61. ábrán látható 78 elemet kell megadni. Mechanikai megfontolásokból azonban csak a bal felső negyedben található változók tekinthetők függetlennek, így szimmetrikus mátrix esetén 21 elemet kell meghatározni.

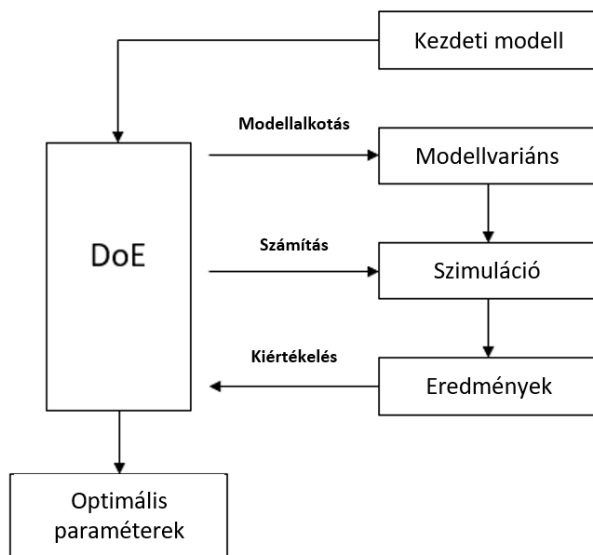
s_1	s_2	s_3	·	·	·	·	·	·	·	·	s_{12}
	s_{13}	s_{14}	·	·	·	·	·	·	·	·	s_{23}
		s_{24}	·	·	·	·	·	·	·	·	·
			s_{34}	·	·	·	·	·	·	·	·
				s_{43}	·	·	·	·	·	·	·
					s_{51}	·	·	·	·	·	·
						s_{58}	·	·	·	·	·
							s_{64}	·	·	·	·
								s_{69}	·	·	·
									s_{73}	·	·
										s_{76}	·
											s_{78}

61. ábra. Merevségi mátrix

A merevségi mátrix elemeinek meghatározása virtuális tesztekkel történhet, egyes jellemző ragasztási geometriák esetén külön-külön. A referenciamodell egy egyszerűbb geometria mechanikai vizsgálatokkal validált, részletes (térfogati elemekből álló) végeselemes modellje. A referenciához hasonló geometriát ki kell alakítani héjmodellként is, és a mátrix elemeket egy paraméterkereséssel úgy kell meghatározni, hogy a jellemző terhelések (például 3 irányú húzás és 3 irányú hajlítás) esetén a szerkezet válaszai – tehát egy reprezentatív ponton mért elmozdulások – a lehető legjobban egyezzenek a referenciával.

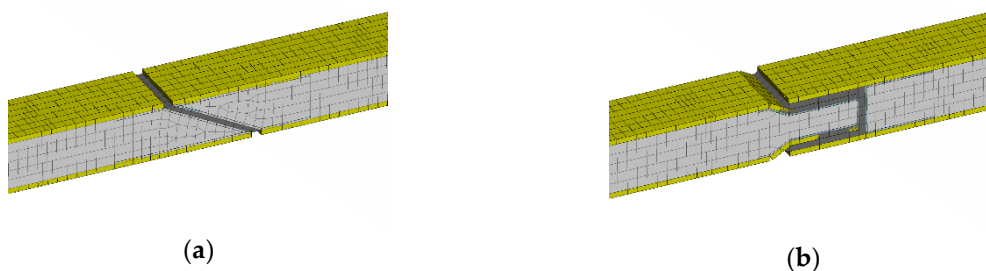
A paraméterek keresésére a statisztikai kísérlettervezés módszerét alkalmaztam (Design of Experiments, DoE). Ekkor a lehetségesnek tartott paramétermező pontjait egy megfelelő véletlenszerű eloszlás szerint kiértékelem. A célra az Altair HyperStudy megoldását használtam, ahol egy Modified Extensible Lattice Sequence (MELS) algoritmus szerint határoztam meg a bemeneti paraméter kombinációkat. A MELS egy olyan kvázi-véletlenszerű kombináció sorozatot hoz létre, ami átlagosan egyenletesen

fedí le a paramétermezőt, minimalizálva a torlódásokat és üres térrészeket. Ezen tulajdonsága miatt a módszer jó térkitöltő és jól használható a teljes paraméter-tér lefedésére és közelítő összefüggések kialakítására. A bővíthetőség (Extensible tulajdonság) azt jelenti, hogy a módszer képes egy meglévő adatcsoporthoz úgy kiegészíteni, hogy a tér egyenletesen legyen lefedve, optimálisan korábbi MELS szerint generált adatok esetén. Ezen tulajdonságai ideálissá teszik a jelenlegi alkalmazás számára. A folyamatot a 62. ábra szemlélteti.



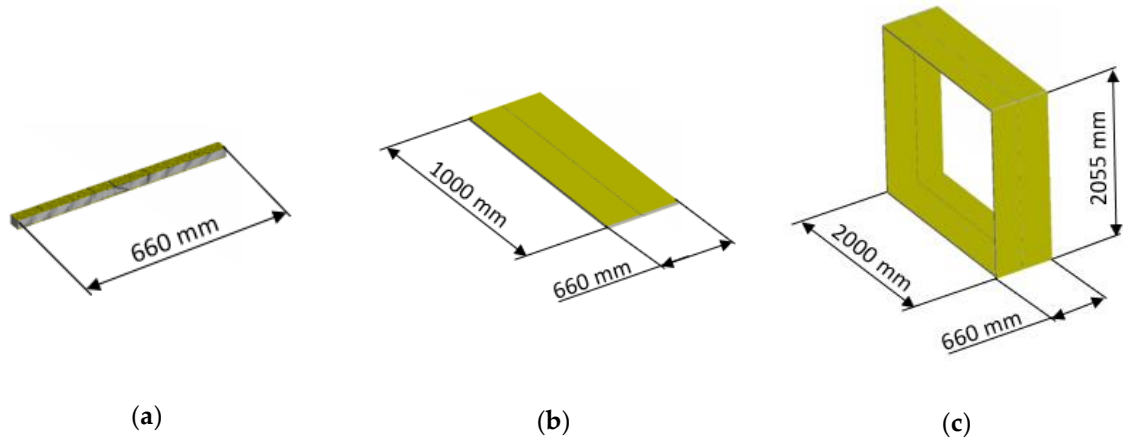
62. ábra. Merevségi paraméterek keresése statisztikai kísérlettervezéssel (DoE)

A módszer vizsgálatához két különböző ragasztási geometria vizsgálatát végeztem el, amelyeket a 63. ábra mutat. Ezeket a ragasztási megoldásokat rendre Z és U jellel különböztetem meg a továbbiakban.



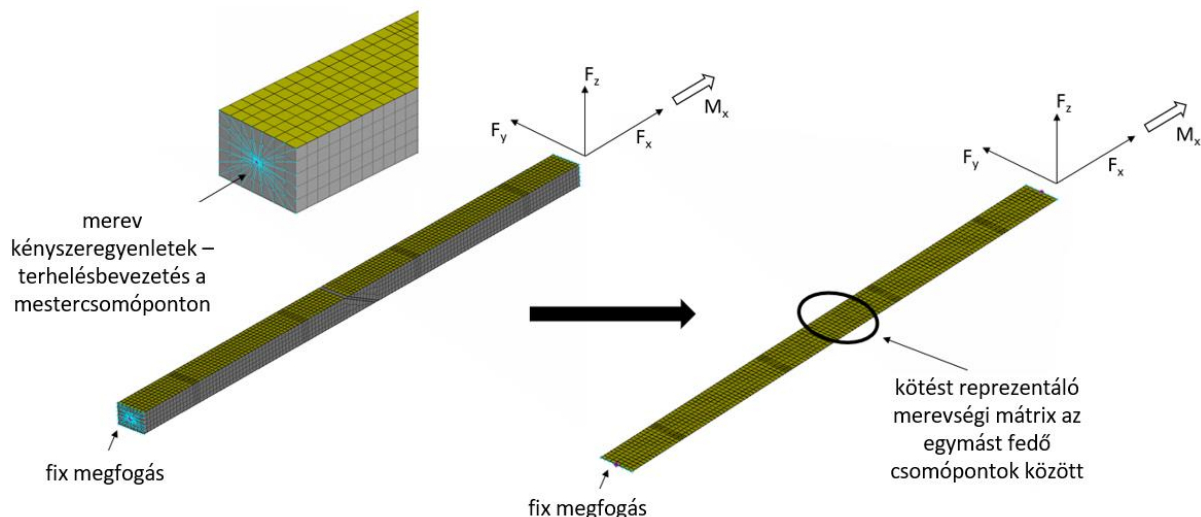
63. ábra. A vizsgált szendvics ragasztási konstrukciók: Z-kötés a) U-kötés b)

A különböző kötéstípusokat három különböző geometrián vizsgáltam. Egyrésztől 35 mm széles szendvicspanel formájában. Ennek oka, hogy 35 mm széles próbatestgeometriákat vizsgáltam a szendvicsek mechanikai tesztjeinek keretében. A 35 mm széles rúdgeometria hossza 660 mm. A rúd geometriájú próbatestek mellett vizsgáltam még lemez geometriájút, ahol a ragasztott szendvicspanelek nem 35 mm, hanem 1000 mm szélességűek, a 660 mm hossz mellett. A harmadik vizsgálat tárgya egy olyan geometria, ahol nem két lemezt, hanem két teljes téglalap alakú keresztmetszetet ragasztok egymáshoz 660x2000x2055 mm-es méretekkel, akár egy busz-keresztmetszet. A három különböző geometriát a 64. ábra mutatja.



64. ábra. A három vizsgált geometria rúd (a) panel (b) keret (c)

Az optimalizálás menete a következő: a két kötéstípust először 3D-ben modelleztem, a habot térfogati elemekkel, az borítólemezeket rétegelt héjelemekkel, a kompozitlemez rétegrendjét figyelembevéve, az előző fejezetben leírtak szerint. A ragasztót szintén térfogati elemekkel, izotróp elasztikus anyagmodellel modelleztem. A ragasztó húzórugalmassági modulusának mérési adatait a 7.4. Melléklet tartalmazza. Ezekkel a modellekkel a ragasztott kötések geometriája megfelelő részletességgel leírható, a következőkben ezek a háromdimenziós modellek szolgálnak referenciaként. A fent említett három különböző geometriájú modell mindegyike az egyik végénél a teljes felületen mereven be van fogva, a másik végén lévő csomópontokat egy ideálisan merev kényszeregyenlettel összefogtam a felület súlypontjába, és az ott lévő ún. mestercsomópontot terheltem F_x , F_y , F_z erővel, valamint M_x nyomatékkal. A referenciamodellek terheléseket átadó csomópontjának elmozdulásait rögzítettem, ezek szolgálnak az optimalizálás referenciájaként. Az erőbevezetést a 65. ábra mutatja. A szendvicspanel kompozit borítólemezei a sárga héjelemekkel láthatóak, a hab térfogati elemei a szürke színű elemek. A szendvicspanel szélső felületén kék színnel látható az ideálisan merev kényszer, annak közepén a mestercsomópont, amelyre a terhelés hat. Az ábrából látszanak továbbá a főirányok. A szendvicspanel hosszanti iránya az x irány, keresztiránya az y irány, amíg a függőleges a z irány.



65. ábra Peremfeltételek

A modelleket héjelemekből is felépítettem, amelyek peremfeltételei és terhelései azonosak a 3D modellel, és ugyanazon csomópontjainak elmozdulásai szintén kiértékelendők. A héjmodellekben a kötéseket az említett mátrixelem reprezentálja. Az optimalizálás célja a két különböző modellben vizsgált csomópontok deformációkülönbségének a minimalizálása.

Ahhoz, hogy a kötés helyén lévő mátrixelemek paraméterei optimalizálhatók legyenek, meg kell győződni először, hogy a kötés nélküli szendvicspanel térfogati és héjmodellje ugyanúgy viselkednek-e. Ehhez a következő egyszerű kísérletet végeztem el: a fent említett 3 geometria kötés nélkül a szendvicsszerkezet rétegeivel építettem fel, és a fent említett csomóponti elmozdulások összevetésével vizsgáltam a modellek közötti eltérést.

A kiértékelt elmozdulás-komponensek az alábbiak:

- x irányú húzás esetén az x irányú elmozdulás,
- y irányú erő esetén az y irányú elmozdulás és z tengely körüli szögelfordulás,
- z irányú erő esetén z irányú elmozdulás és y tengely körüli elfordulás,
- x tengely körül forgató M_x nyomaték esetén az x tengely körüli elfordulás.

Ezeknek a deformáció-komponenseknek a referenciától való relatív eltérését értékeltem ki, valamint a komponensek négyzetösszegének gyökét, mint fő minimalizálandó mennyiséget.

A deformációkat egységnyi terhelés esetén vizsgálhatnám, mivel lineáris modelltől van szó, azonban ahhoz, hogy értelmezhető értékeket kapjak, iteratív módon határoztam meg a terheléseket, továbbá a rúd-, a lemez- és a dobozgeometria esetén különböző terheléseket alkalmaztam azért, hogy a kiértékelt deformációk egy nagyságrendbe essenek.

Elsőként a rúdgeometriát vizsgáltam az alábbi terhelésekkel:

- $F_x=100$ N,
- $F_y=20$ N,
- $F_z=30$ N,
- $M_x=1\ 000$ Nm.

A 13. táblázat a rétegelt héjmodell és a részletes modell elmozdulás-eredményeit mutatja mátrix-os formában, a 14. táblázat a héjmodell relatív hibáját a részletes modellhez képest. Az egyes deformációkomponensek relatív hibáját D_{rel} -lel jelölöm, $D_{rel_{11}}$ az F_x terhelésre adott U_x deformációk relatív hibája, $D_{rel_{22}}$ az F_y terhelésre adott U_y deformációk relatív hibája, $D_{rel_{62}}$ az F_y terhelésre adott Rot_z deformációkomponens, azaz a z tengely körüli szögelfordulás relatív hibája és így tovább. A héjmodell relatív hibáját a részletes modellhez képest pedig $D_{rel_{Total}}$ -al jelöltem, ami az egyes relatív hibák négyzetösszegének gyöke.

13. táblázat. Rétegelt héjmodell és részletes modell elmozdulás-eredményei - rúdgeometria

Rétegelt héjmodell						
	U_x [mm]	U_y [mm]	U_z [mm]	Rot_x [rad]	Rot_y [rad]	Rot_z [rad]
F_x	0,019	-	-	-	-	-
F_y	-	5,621	-	-	-	0,013
F_z	-	-	4,997	-	-0,010	-
M_x	-	-	-	0,033	-	-
Részletes modell						
F_x	0,019	-	-	-	-	-
F_y	-	5,612	-	-	-	0,013
F_z	-	-	4,985	-	-0,010	-
M_x	-	-	-	0,029	-	-

14. táblázat. Héjmodell relatív hibája a részletes modellhez képest - rúdgeometria

$D_{rel_{Total}}$	13,8%
$D_{rel_{11}}$	0,0%
$D_{rel_{22}}$	0,2%
$D_{rel_{33}}$	0,2%
$D_{rel_{44}}$	13,8%
$D_{rel_{53}}$	0,0%
$D_{rel_{62}}$	0,0%

A rúdgeometria esetében az x tengely körüli szögelfordulás hibája több, mint 13%, amely már nagy hibát eredményezne a későbbi számításoknál, így ez a modell nem alkalmas a feladat elvégzésére. A hiba oka, hogy a rúdgeometria szélessége 35 mm,

ami összevethető a 30 mm-es vastagságával, így ez nem egy héjszerű geometria, és nem modellezhető héjelemekkel megfelelő pontossággal.

A lemez-geometriájú próbatest már a gyakorlatban is eleget tesz a héjmodellek alapvető követelményeinek, hogy az egyik dimenzióban a másik kettőhöz képest elhanyagolható a kiterjedése. Ez az eredményekben is jól tükröződik, majdnem minden komponens esetén közel nulla százalékos a héjmodell kiértékelt deformáció-komponenseinek a referenciához képesti eltérése és a legnagyobb eltérés is csupán 1%, így ez a modell már alkalmas lehet a ragasztott kötések optimalizálásához.

A következő vizsgálat a lemezgeometriával történt. Az alkalmazott terhelések az alábbiak:

- $F_x = 100\,000\text{ N}$,
- $F_y = 200\,000\text{ N}$,
- $F_z = 1\,000\text{ N}$,
- $M_x = 10\,000\,000\text{ Nm}$.

Az eredményeket a 15. táblázat és a 16. táblázat foglalja össze.

15. táblázat. Rétegelt héjmodell és részletes modell elmozdulás-eredményei - lemezgeometria

Rétegelt héjmodell						
	U_x [mm]	U_y [mm]	U_z [mm]	Rot _x [rad]	Rot _y [rad]	Rot _z [rad]
F_x	0,290	-	-	-	-	-
F_y	-	2,216	-	-	-	0,001
F_z	-	-	2,459	-	-0,005	-
M_x	-	-	-	0,022	-	-
Részletes modell						
F_x	0,290	-	-	-	-	-
F_y	-	2,216	-	-	-	0,001
F_z	-	-	2,452	-	-0,005	-
M_x	-	-	-	0,022	-	-

16. táblázat. Héjmodell relatív hibája a részletes modellhez képest - lemezgeometria

D_{rel_Total}	0,3%
D_{rel_11}	0,0%
D_{rel_22}	0,0%
D_{rel_33}	0,3%
D_{rel_44}	0,0%
D_{rel_53}	0,0%
D_{rel_62}	0,0%

Habár az optimalizálás elvégzéséhez a lemezgeometria alkalmas lehet, fontos megvizsgálni a kötéseket egy a valós beépítésüknek megfelelő modellen is, a harmadik vizsgált geometria egy teljes téglalap alakú keresztmetszet, akár egy valós busz-keresztmetszet. A terhelések az alábbiak:

- $F_x = 100\,000\text{ N}$,
- $F_y = 1\,000\,000\text{ N}$,
- $F_z = 1\,000\,000\text{ N}$,
- $M_x = 1\text{E}9\text{ Nm}$.

Az eredményeket a 17. táblázat és a 18. táblázat mutatja.

17. táblázat. Rétegelt héjmodell és részletes modell elmozdulás-eredményei - keretgeometria

Rétegelt héjmodell						
	U_x [mm]	U_y [mm]	U_z [mm]	Rot _x [rad]	Rot _y [rad]	Rot _z [rad]
F_x	0,073	-	-	-	-	-
F_y	-	4,871	-	-	-	0,000
F_z	-	-	4,746	-	0,000	-
M_x	-	-	-	0,002	-	-
Részletes modell						
F_x	0,072	-	-	-	-	-
F_y	-	4,887	-	-	-	0,000
F_z	-	-	4,802	-	0,000	-
M_x	-	-	-	0,002	-	-

18. táblázat. Héjmodell relatív hibája a részletes modellhez képest - keretgeometria

D_{rel_Total}	1,8%
D_{rel_11}	1,4%
D_{rel_22}	0,3%
D_{rel_33}	1,2%
D_{rel_44}	0,0%
D_{rel_53}	0,0%
D_{rel_62}	0,0%

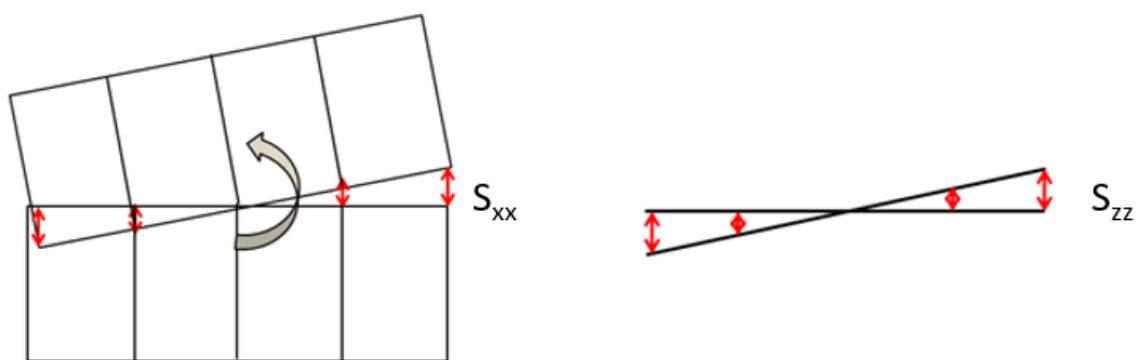
Az ehhez tartozó modellnek minimálisan nagyobbak az eltérései az öt alkotó lemezmodelleknél. Ennek oka a modellek sarkán lévő illesztések lehetnek, amelyeket középfelületes héjmodellel nem lehet tökéletesen modellezni. Ilyen nagyméretű konstrukció esetén azonban a kevesebb, mint 2%-os hiba még megfelelő pontosságot biztosít, így ez a geometria szintén alkalmazható a kötést reprezentáló mátrixelemek paraméteroptymalizálására.

A három kísérlet közül az utóbbi kettőben vizsgált geometria alkalmas a kötések merevségi vizsgálatára. A legkisebb relatív hiba a lemezgeometria esetén adódott, így a továbbiakban a két különböző kötés-konstrukciót a lemez-geometriának nevezett próbatesten vizsgálok.

4.4.2. Merevségi paraméterek optimalizációja

Mivel a ragasztott kötések komplex felépítésűek – különböző orientációjú plusz kompozitrétegek, eltérő merevségű hab és gyanta, minden irányban kiterjedt geometriai változások – ezért modellezésük nem lehetséges pusztán különböző anyag és vastagságtulajdonságokkal rendelkező héjelemek beállításával. Mivel a héjelemek alkalmazása miatt a ragasztott kötés 3D-s geometriájának modellezésére nincs lehetőség, ezért első kísérletként a héjmodell középső elemsorainak találkozásánál a csomópontokat egy-egy mátrixelemmel kötöttem össze. Az elmozdulásokért felelő merevségek erő/hossz, a szögelfordulásokért felelősek pedig erő*hossz/radián mértékegységűek. Ezekből épül két csomóponthoz tartozó 12x12-es mátrix, amelynek főátlójában lévő 11, 22, 33 eleme az S_{xx} , S_{yy} , S_{zz} az x , y és z irányú merevségek, 44, 55, 66 eleme, az S_{yz} , S_{xz} , S_{xy} pedig az x , y és z tengely körüli csavarómerevségek beállítására alkalmas.

Az optimalizálást az U-kötésen végeztem el először. Mivel a héjelemek síkja az xy sík, ezért ebben a síkban felesleges a rotációs szabadságfokok alkalmazása, a z tengely körüli szögelfordulásokat az x és y irányú merevségek állítják be, az x tengely körül pedig a z irányú merevség. Ezt szemlélteti az 66. ábra. Az y tengely körüli elfordulás, ami a héjmodellek síkjában fekvő kötéssel párhuzamos tengely körüli szögelfordulás már nem gátolt az x , y , z irányú merevségek által, így itt szükséges az S_{xz} merevség alkalmazása.



66. ábra. A rotációs szabadságfokok függése a translációs merevségi értékektől

Így 4 paraméter értéke kerül optimalizálásra: S_{xx} , S_{yy} , S_{zz} , S_{xz} , utóbbi az y tengely körüli csavarómerevséget jelöli. Ezen paraméter-optimalizálást a HyperStudy szoftverrel, az említett MELS algoritmust alkalmazva végeztem el. Az optimalizálás

során a kiértékelendő csomópontok 3 elmozdulás- és 3 elforduláskomponens különbségének négyzetösszegének gyöke volt a célfüggvényként megadott minimalizálandó érték. A négyzetösszegben az egyes komponenseket azonos súllyal vettem figyelembe. Ez a mennyiség célszerű, mert magába foglalja az összes releváns elmozdulás- és elfordulás-komponens értékét. Az optimalizálás eredményeként kapott négy merevségértéket az U-kötés esetére a 19. táblázat mutatja.

19. táblázat. Merevségértékek – U-kötés esetére

S_{xx} [N/mm]	226 162
S_{yy} [N/mm]	8 950 400
S_{zz} [N/mm]	193 497
S_{xz} [Nmm/rad]	2,37E+10

Az optimalizálás során a hibaösszeget nem sikerült 15% alá redukálni. Ez a maradó magas eltérés a 20. táblázatban és a 21. táblázatban mutatott eredmények alapján magyarázható. Az optimalizálni kívánt héjmodell és a referencia 3D-s modell csomóponti elmozdulásait tekintve látható, hogy x és z irányban a referenciamodell mozdul el többet, tehát az a lágyabb, míg a többi irányban a héjmodell. Ez azt jelenti, hogy x és z irányban érdemes lenne a héjmodellben lévő mátrixelemek x és z irányú merevségét csökkenteni. Ha csökken az x irányú merevség, akkor az y irányú elmozdulás nő y irányú terhelőerő esetén, tehát az y irányú hiba is nő, a z irányú elmozdulás és y tengely körüli elfordulás problémája is analóg.

20. táblázat. Rétegelt héjmodell és részletes modell elmozdulás-eredményei – lemezgeometria U-kötéssel

Rétegelt héjmodell						
	U_x [mm]	U_y [mm]	U_z [mm]	Rot _x [rad]	Rot _y [rad]	Rot _z [rad]
F_x	0,293	-	-	-	-	-
F_y	-	2,218	-	-	-	0,000
F_z	-	-	2,460	-	-0,005	-
M_x	-	-	-	0,023	-	-
Részletes modell						
F_x	0,296	-	-	-	-	-
F_y	-	2,111	-	-	-	0,000
F_z	-	-	2,730	-	-0,005	-
M_x	-	-	-	0,021	-	-

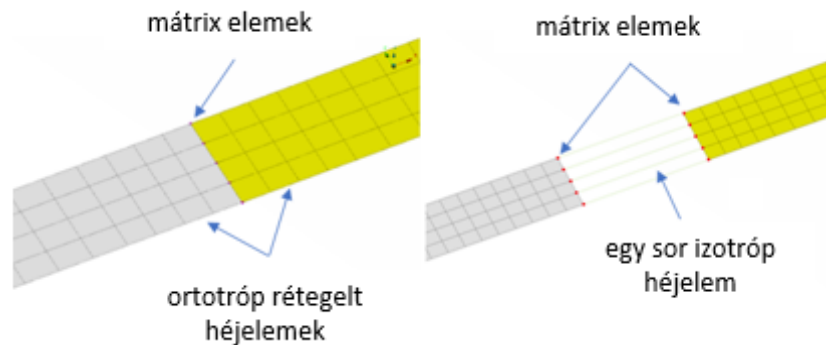
21. táblázat. Héjmodell abszolút hibája a részletes modellhez képest – lemezgeometria U-kötéssel

Deformáció-komponensek relatív hibája		Deformáció-komponensek előjeles különbsége [mm]
D_{rel_Total}	15%	
D_{rel_11}	1,0%	0,003
D_{rel_22}	5,1%	-0,107
D_{rel_33}	9,9%	0,270
D_{rel_44}	9,5%	-0,002
D_{rel_53}	0,0%	0,000
D_{rel_62}	0,0%	0,000

Érdeemes még egy alapvető konzekvenciát levonni a konstrukcióval kapcsolatban. Ehhez meg kell vizsgálni azt az esetet, amikor az optimalizálni kívánt merevségértékek tartanak a végtelenhez. Így a héjmodell ekvivalens lesz azzal az esettel, amikor a modellek validálásánál a kötéselemeket nem tartozó szendvicsszerkezet került vizsgálatra, mivel, ha a középső csomópontok végtelenül merevek, az azt jelenti, hogy a két oldalon lévő szendvicsszerkezet középen tökéletesen össze van illesztve, így egy kötés nélküli geometria adódik.

Ebben az esetben az eredmények azt mutatják, hogy a kötés nélküli geometria három szabadságfokban is eleve jobban megnyúlik, mint a kötést tartalmazó (22, 44, 53). Ez azt jelenti, hogy a modellek közti relatív eltérés ebben a három szabadságfokban ennél csak nagyobb lehet, mivel a végtelenül mereven összekötött szabadságfokok esetén is nagyobb a héjmodell megnyúlása. Mivel a többi szabadságfok esetén a merevséget csökkenteni kell a végtelenül merev kapcsolathoz képest és mivel a komponensek nem függetlenek egymástól, ezért ez a hiba ennek a három komponensnek az esetében ennél csak nagyobb lesz. Így a sikeres optimalizáláshoz szükséges egy új modell felállítása.

A második kísérletben a teljes kötés helyét kivágtam a héjmodellből és egy sor lineárisan rugalmas izotrop elemet modelleztem, amelyet két szélén található csomópont-párokat kötöttem össze mátrixelemek segítségével az ortotrop rétegelt héjelemekkel, és az optimalizálásban egy új, ötödik változót vezettem be, a plusz elemsor modulusát, amit E_{aux} -szal jelöltem. Így a merevségi mátrix 4 paramétere mellett az E_{aux} paramétert is a MELS algoritmussal határoztam meg. A héjmodell különbségét az első és a második kísérletsorozat között az 67. ábra szemlélteti. Az a) ábrán a mátrixelem egymást fedő csomópontok között van, a b) ábrán a kötés valós geometriájának megfelelő hosszon elasztikus, izotrop elemsor van.



67. ábra. Az első (a) és a második (b) kísérletsorozat héjmodellje

22. táblázat. Merevségértékek módosított modellezési móddal számolva

	Lemezgeometria – U-kötés	Lemezgeometria – Z-kötés
S_{xx} [N/mm]	28 426	21 926
S_{yy} [N/mm]	18 728	16 533
S_{zz} [N/mm]	58 709	2 061
S_{xz} [Nmm/rad]	3,059 E6	3,874 E6
E_{aux} [MPa]	15 138	14 952

Az elmozdulás-eredmények azt mutatják, hogy mindkét kötéstípus esetében 5% alatti a relatív hiba. A Z-kötésnél az xz síkon való aszimmetria miatt az S_{xz} komponens aktiválása is szükséges volt, itt a kiértékelésbe plusz komponensként bekerült az x irányú húzás esetén a z irányú elmozdulás is.

Végezetül az lemezgeometrián meghatározott paraméterek keretgeometrián való alkalmazása van hátra. Tehát a lemezszerű geometriájú próbatesteken optimalizált kötésmerevségi paramétereket egy szendvicspanelekből álló keresztmetszetre alkalmazzam. Az eredményeket a 25. táblázat-28. táblázat foglalja össze.

23. táblázat. Rétegelt héjmodell és részletes modell elmozdulás-eredményei – keretgeometria U-kötéssel

Részletes modell – U-kötés						
	U_x [mm]	U_y [mm]	U_z [mm]	Rot _x [rad]	Rot _y [rad]	Rot _z [rad]
F_x	0,077	-	-	-	-	-
F_y	-	4,661	-	-	-	0,000
F_z	-	-	4,740	-	0,000	-
M_x	-	-	-	0,002	-	-
Rétegelt héjmodell – U-kötés						
F_x	0,077	-	-	-	-	-
F_y	-	4,663	-	-	-	0,000
F_z	-	-	4,786	-	0,000	-
M_x	-	-	-	0,002	-	-

24. táblázat. Héjmodell relatív hibája a részletes modellhez képest – keretgeometria, U-kötés

D_{rel_Total}	1,0%
D_{rel_11}	0,0%
D_{rel_22}	0,0%
D_{rel_33}	1,0%
D_{rel_44}	0,0%
D_{rel_53}	0,0%
D_{rel_62}	0,0%

25. táblázat. Rétegelt héjmodell és részletes modell elmozdulás-eredményei – keretgeometria Z-kötéssel

Részletes modell – Z-kötés						
	U_x [mm]	U_y [mm]	U_z [mm]	Rot_x [rad]	Rot_y [rad]	Rot_z [rad]
F_x	0,079	-	-	-	-	-
F_y	-	4,787	-	-	-	0,000
F_z	-	-	4,870	-	0,000	-
M_x	-	-	-	0,002	-	-
Rétegelt héjmodell – Z-kötés						
F_x	0,082	-	-	-	-	-
F_y	-	4,757	-	-	-	0,000
F_z	-	-	4,878	-	0,000	-
M_x	-	-	-	0,002	-	-

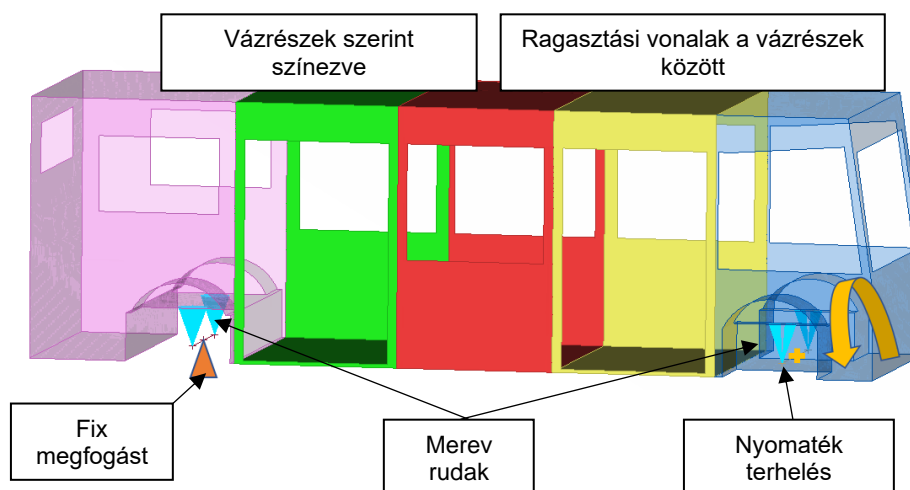
26. táblázat. Héjmodell relatív hibája a részletes modellhez képest – keretgeometria, Z-kötés

D_{rel_Total}	3,7%
D_{rel_11}	3,7%
D_{rel_22}	0,6%
D_{rel_33}	0,2%
D_{rel_44}	0,0%
D_{rel_53}	0,0%
D_{rel_62}	0,0%

Az eredményekből látható, hogy a hibaösszeg 3,7% és önállóan egyetlen komponens értéke sem haladja meg az 4%-ot. A módszer hatékonyan alkalmazható szendvicspanelek ragasztott kötéseinek merevségi modellezésére teljes vázszerkezetet tartalmazó járműmodellek esetén.

4.4.3. A módszer alkalmazása kompozit járművázszerkezeten

A következőkben egy busz vázszerkezeten mutatom be a módszer alkalmazhatóságát. A buszváz anyaga az általam vizsgált szendvicsszerkezet, a ragasztott kötéseket pedig az általam fejlesztett módszerrel is, illetve a részletes végelemes modellel is vizsgáltam. A vázszerkezetben különböző színek jelölik az egyes vázrészeket, amelyek között ragasztott kötések vannak. A buszvázat és a peremfeltételeket a 68. ábra mutatja.



68. ábra. Busz vázszerkezet globális csavarómerevségének számítása – peremfeltételek

A tengelyeket ideálisan merev rudakkal modelleztem, a kerékközéppontokat is ideálisan merev elemekkel kötöttem a felfüggesztés bekötési pontjaihoz. Az hátsó tengely középpontját minden irányban megfogtam, az első tengely középpontjára egységnyi nyomatékterhelést alkalmaztam. Ilyen módon a váz csavarómerevsége meghatározható.

A számításokat mindkét általam vizsgált kötéstípusra elvégeztem. Az eredményeket a 27. táblázat mutatja.

27. táblázat. Teljes járműmodell – csavarómerevség eredmények

	Csavarómerevség [kNm/rad]	Merevség – relatív hiba	Szimulációs idő [s]
részletes referencia modell – U-kötés	9,89	-	4 063
új módszer – U-kötés	10,14	2,5%	314
részletes referencia modell – Z-kötés	10,20	-	3 923
új módszer – Z-kötés	10,41	2,0%	312

Az összehasonlítás azt mutatja, hogy a referencia modellek és a javasolt modellek közötti különbség legfeljebb 2,5%. Másrészt a számítási költségek összehasonlítása érdekében az összes szimulációt ugyanazon a számítógépen futtattam, Intel Xeon i7 processzorral és 128 GB memóriával. A javasolt módszer egy nagyságrenddel kevésbé időigényes a szimulációs idő és a modell komplexitása szempontjából. Tehát a módszer hatékonyan alkalmazható ragasztott kötésekkel ellátott szendvicspanelek modellezésére teljes jármű léptékben a koncepció fázisban.

5. ÖSSZEFOGLALÁS

A kísérleti-fejlesztési eredményeim alapján az alábbi téziseket fogalmaztam meg.

5.1. Tézisek

Gyantainjektálással, vákuuminfúzióval vagy kézi laminálással hagyományos, tehát mozgóbetét nélküli szerszámmal gyártott polimer kompozit alkatrészek gyártási iránya, tehát a szerszám osztósíkjának iránya befolyásolja a szerszám- és az anyagköltségeket. A gyártási költségek minimalizálásához meg kell határozni az alkatrész optimális gyártási irányát. Az optimális gyártási irány meghatározására módszert fejlesztettem, amelyet az alábbi tézisben fogalmaztam meg.

1. tézis

Mozgóbetét nélküli szerszámmal egy lépésben gyártható, héjgeometriájú polimer kompozit alkatrészek gyártási költségek szerinti optimális gyártási iránya meghatározható az alábbi eljárással, amennyiben a gyártási költségekre az alulról felfelé építkező költségmodellt alkalmazzuk:

- **diszkretizált – végeselemes hálóval ellátott – geometria feldolgozása, csomóponti koordináták és elemdefiníciók beolvasása,**
- **a szakirodalmi geometriai komplexitási tényező meghatározása az alkatrésze a lehetséges 3D-s irányok függvényében,**
- **az általam kidolgozott alámetszettségi tényező meghatározása az alkatrésze a lehetséges 3D-s irányok függvényében,**
- **a két tényező szorzatának minimumkeresésével az optimális irány meghatározása [143].**

Nagy méretű és komplex geometriájú, gyantainjektálással gyártott polimer kompozit járművázszerkezetek gyártási költségeinek csökkentése lehetséges a szerkezet részekre bontásával és az egyes részek között szerkezeti kötések alkalmazásával, mert a kisebb méretű és kisebb komplexitású alkatrészek gyártószerszám- és alapanyagköltségeket csökkentő hatása nagyobb, mint a ragasztott kötések alkalmazásából eredő költségnövekedés. A gyártási költségek szempontjából optimális részekre bontás meghatározására elsőként módszert fejlesztettem, amelyet az alábbi tézisben fogalmaztam meg.

2. tézis

Polimer kompozit járművázszerkezet költséghatékony részekre bontása meghatározható az alábbi eljárással:

- diszkretizált – háromszögelemekből álló – héjgeometria gráf alapú feldolgozása: duális gráf előállítás a háromszögelemek és azok kapcsolatai alapján,
- K-közép klaszterezés alkalmazásával a geometria elemi egységekre bontása a háromszögelemek normálvektorai és a háromszögsoportok kapcsolatai alapján,
- az elemi egységek hierarchikus klaszterezéssel történő összevonása több lépésben olyan módon, hogy a gyártási költségfüggvény az összevonás lépéseiben csökkenjen,
- az összevonás során az ICP (Iterative Closest Point) algoritmus alkalmazásával a szimmetriák azonosítása, a szimmetrikus részek azonos számmal történő gyártásának további költségcsökkentő hatása miatt.

A módszer tetszőleges héjszerkezetet mozgóbetét nélküli számmal egy lépésben gyártható alkatrészekre bont és az alulról felfelé építkező gyártási költségfüggvény minimumát keresi [144].

Járművázszerkezet tervezésének koncepciófázisában nagy jelentősége van, hogy a tervváltozatok szilárdsági ellenőrzését gyorsan, kis számítási kapacitással, de megfelelő pontossággal elvégezhesük. Polimer szendvicsszerkezetű járművázak esetében a habmagban lévő, a gyártási folyamat következtében létrejövő gyantafalak jelentősen befolyásolják a szendvicsszerkezet merevségi és szilárdsági tulajdonságait, de ezek végeselemes modellezése csak olyan módon lehetséges, ha a habmagot térfogati elemekkel modellezzük, ami a teljes járműváz szilárdsági ellenőrzését nagymértékben lassítja a modellezés munkaigénye és a számítási idő jelentős növekedése miatt. Polimer szendvicsszerkezetű járművázszerkezet hatékony – teljes járműléptékben alkalmazható – modellezésére módszert fejlesztettem, amelyet az alábbi tézisben fogalmaztam meg.

3. tézis

Polimer kompozit szendvicspanelek gyantafalakat tartalmazó, heterogén szerkezetű magjának mechanikai viselkedése hatékonyan modellezhető rétegelt héjelemmel, homogén ortotróp anyagmodellel, amelynek merevségi paraméterei a heterogén maganyag homogenizálásával határozhatók meg: a húzórugalmassági modulusa az egyenes és fordított keverékszabályok kombinációjával, a nyír rugalmassági modulusa a gyantafalakat tartalmazó részletes végeselemes modell nyíróvizsgálatával. A tönkremenetel előrejelzéséhez alkalmazható

határfeszültség pedig a heterogén magszerkezetű szendvicspanel elemtönkrementelt tartalmazó dinamikai szimulációjával határozható meg, amelyből a gyantafal magtönkrementelre vonatkozó szilárdságmódosító tényezője előállítható. Ezzel a modellezési módszerrel két nagyságrenddel kevesebb időt igényel egy végelelemes számítás, miközben a pontossága a számított deformációt illetően csak 3%-kal tér el egy részletes végelelemes modellhez képest. A részletes végelelemes modellben az irdalt habot és benne lévő gyantafalakat is a geometriájuknak megfelelően térfogati elemekkel modellezzük és külön-külön lineáris, izotróp anyagmodellel vesszük figyelembe, amely a járművázszerkezet normál üzemi terhelésének tartományában érvényes.

Állításomat QE-1232 üvegszálerősítésű, Distitron VE220 vinilészter mátrixú borítólemezekből és Airex T90.100 irdalt, zártcellás PET habból álló szendvicspanel hajlítóvizsgálataival és végelelemes szimulációival igazoltam. [145, 146].

Járművázszerkezet tervezésének koncepciófázisában fontos, hogy a különböző részekre bontást megvalósító tervváltozatok mechanikai viselkedését különböző kötéstípusok figyelembevételével gyorsan, kis számítási kapacitással, de megfelelő pontossággal elemezni lehessen. Ragasztott kötések tartalmazó polimer szendvicsszerkezetű járműváz teljes járműléptékben történő hatékony modellezésére módszert fejlesztettem, amelyet az alábbi tézisben fogalmaztam meg.

4. tézis

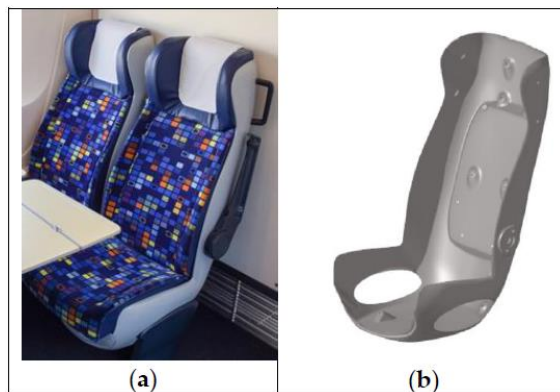
Ragasztott kötések tartalmazó polimer szendvicsszerkezetű járművázak deformációs viselkedése hatékonyan modellezhető az alábbi módszer szerint: a szendvicspanelt rétegelt héjelemekkel a kötések pedig általános merevséget leíró mátrixelemmel jellemezzük, aminek a paramétereit a statisztikai kísérlettervezés MELS (Modified Extensible Lattice Sequence) módszerével határozzuk meg, amihez a referenciát egy mechanikai vizsgálatokkal validált 3D-s végelelemes modell adja. A kötést reprezentáló merevségi mátrix 21 független paramétere helyett az alábbi 5 paraméter alkalmazásával a pontosság a számított deformációt illetően kevesebb, mint 3%-kal tér el a 3D-s végelelemes modellhez képest, miközben egy nagyságrenddel kevesebb számítási időt igényel: az S_x , S_y , S_z x , y és z irány menti merevségek, az S_{xz} y tengely körüli rotációs merevség, valamint egy E_{aux} -szal jelölt további, a kötést homogenizáló merevségi paraméter. A módszer olyan konstrukciókra és alapanyagokra alkalmazható, amelyek deformációs viselkedése a járművázszerkezet normál üzemi terhelésének tartományában lineárisan modellezhető [147-151].

Állításomat Acralock SA 10 HV ragasztóanyagú kötések tartalmazó QE-1232 üvegszálerősítésű, Distitron VE220 vinilészter mátrixú borítólemezekből és Airex T90.100 irdalt, zártcellás PET habból álló szendvicspanel kísérleti vizsgálataival és végelelemes szimulációival igazoltam. A szendvicsszerkezetet alkotó alapanyagok paramétereit húzó- és nyíróvizsgálattal határoztam meg, a teljes szendvicspanel deformációs viselkedését hajlítóvizsgálatokkal elemeztem.

5.2. Lehetséges gyakorlati alkalmazások

Az általam fejlesztett módszerek alkalmazása a kompozitszerkezetek tervezésének koncepciófázisában ad segítséget a különböző tervváltozatok magas szintű virtualizációjával. Az elmúlt két évtizedekben jelentős mértékben nőtt az iparban az ún. szimuláció-vezérelt termékfejlesztés (simulation-driven product development) vezérelve, amelynek célja a prototípusgyártás költségeinek csökkentése azáltal, hogy az egyes tervváltozatok mechanikai viselkedését és gyártási költségeit szimulációs modellek segítségével határozzák meg, értékelik és – fejlett szimulációs szoftverekkel és szakértői tapasztalattal rendelkező vállalatoknál – optimalizálják. Ebbe az ún. virtuális prototípusfejlesztési irányba illeszkednek az általam fejlesztett módszerek is.

A gyantainjektálás technológiával gyártott kompozit szerkezet optimális gyártási irányának meghatározására egy konkrét gyakorlati alkalmazás a MÁV InterCity kocsik új, könnyűszerkezetű ülésnévvezetéke tervezése, amely projektben az eCon Engineering Kft. munkatársaként vettem részt. A geometriai komplexitási tényező és alámetszettségi tényező meghatározása, azok értékelése és vizualizációja ágdiagramban, és az optimális gyártási irány meghatározása is alkalmazásra került. Az elkészült termék és annak 3D modellje a 69. ábrán látható.



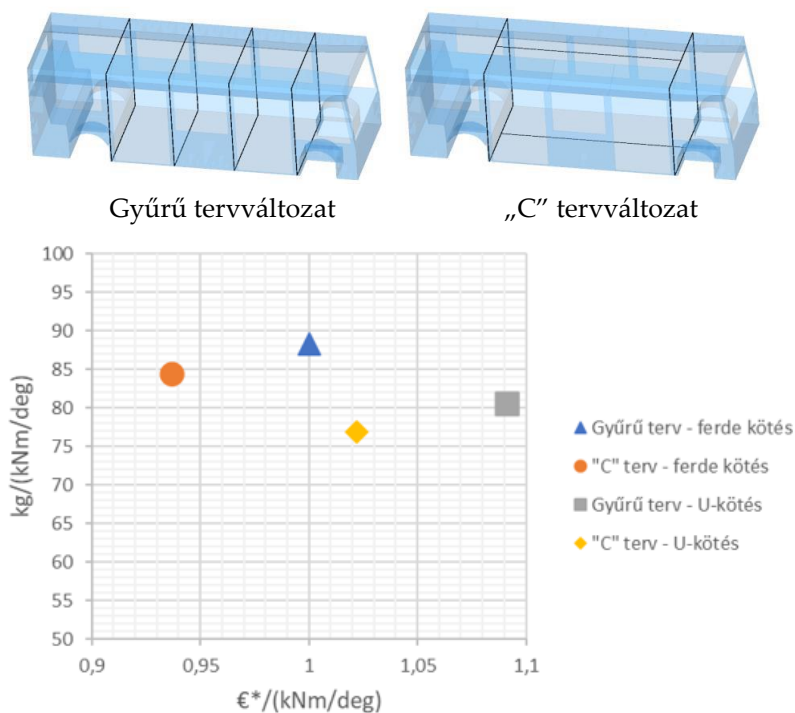
69. ábra. MÁV InterCity kocsik új, könnyűszerkezetű ülésnévvezetéke (a) és annak 3D modellje (b)

Egy komplex héjszerkezet optimális részekre bontásának meghatározása a tervezés koncepciófázisában elsősorban azoknak a járműipari szegmenseknek ad segítséget, ahol a nagy gyártási darabszám miatt nagyobb jelentősége van a gyártási költségeknek. Elsősorban az autóipar, de emellett a buszipar, haszongépjárművek, repülőgépipar is a módszer potenciális felhasználója.

A hatékony végeleemes modellezés teljesjármű léptékben pedig lehetővé teszi a különböző tervváltozatok szimuláció általi értékelését. A járműgyártók folyamatosan fejlesztik szimulációs módszereiket, keresve az optimumot a modellek részletessége és a szimuláció számítási kapacitásigénye között. A részletes modellek eredményei több információval szolgálnak, azonban sokszor túl nagy a számítási kapacitásigényük, ezért nem éri meg az alkalmazásuk. Manapság ezért próbálkoznak már a fizikai háttérrel teljes mértékben mellőző gépi tanulás módszerekkel, ahol a múltbéli járművázak mechanikai viselkedése alapján az új konstrukció viselkedésére pusztán matematikai alapon következtetnének. Ezek a módszerek azonban jelenleg

még nincsenek olyan fejlettségi szinten, hogy megbízható eredményeket szolgáltatnának, ezért feltétlenül szükséges egy olyan módszer, amellyel megbízható eredményeket kaphatunk, de ésszerű számítási kapacitással és számítási idővel.

Erre az alkalmazásra mutat példát a 70. ábra, amelyen egy busz vázszerkezet két különböző tervváltozata látható a részekre bontás szempontjából, illetve két különböző kötéstípussal vizsgáltam a tervváltozatok egységnyi csavarómerevségre jutó tömegét, illetve gyártási költségét. Előnyt jelent a termékfejlesztésben, ha a koncepciófázisban gyorsan, rövid modellezési és elemzési idővel tudunk megfelelő megbízhatóságú számításokat végezni, mert ez nagyobb lehetőséget ad arra, hogy megtalálhassuk az optimális változatot.



70. ábra. Busz vázszerkezet részekre bontási koncepciói (a) és ezek gyártási költsége (b)

A fenti példán túl természetesen nem csak vasúti vagy buszalkalmazásai lehetnek a módszernek, hanem gyakorlatilag bármelyik iparágban, ahol a kompozitszerkezet komplexitása vagy mérete indokolhatja a részekre bontást pl.: autóipar, versenyhajók, repülőgépipar vagy éppen űripari szerkezetek.

Az általam bemutatott esettanulmányban egy busz vázszerkezet csavarómerevségi számításában szemléltettem a módszer alkalmazhatóságát, ami egy statikus terhelési eset. Jellemző, hogy a járművázszerkezetek tervezésének koncepciófázisában statikus terhelési eseteket elemeznek, továbbá a szerkezet sajátfrekvenciáit elemzik. Autóbuszok esetén a statikus terhelések a gyorsítás, fékezés, bal- és jobb kanyarmenet, amelyeket konstans gyorsulásokkal definiálnak, továbbá a csavarómerevség vizsgálatára a kerékemelés, ahol a terhelés az egyik keréktalppont függőleges elmozdulása. Repülőgépek esetén szintén statikus erőterhelést alkalmaznak a gép

törzsének különböző pontjain, illetve konstans gyorsulásokkal számolnak statikus terhelési eseteket. Amikor egy konstrukció a koncepciófázisnál érettebb fázisba kerül, akkor következnek a dinamikus számítások. Ezek egyrészt frekvenciatartományban értelmezett állandó amplitúdójú harmonikus számítások szinuszos erő vagy gyorsulásterheléssel. Ezekben a számításokban a normál üzemi terhelések tartományát fedik le, ezért járművázszerkezetet lineáris modellel írják le. Ha a modell lineáris, akkor az általam kifejlesztett modellezési módszer is alkalmazható.

A másik dinamikus számítási mód az időfüggő, tranziens szimuláció. Ez pl.: gumikerekes járművek esetén az ún. VPG vizsgálat (Virtual Proving Ground test), azaz a tesztpályán végzett vizsgálat, ahol a járműfelépítmény kifáradását különböző útegyenetlenségeket tartalmazó útprofilokon, különböző sebességgel és különböző járműterheléssel vizsgálják. A szimulációs modellben a kerékmodell, a felfüggesztés és hajtás elemei nemlineárisak, azonban a felépítmény igen, így erre a vizsgálatra is alkalmas az általam fejlesztett modellezési módszer. Egy fém vázszerkezetű busz példáján bemutatva a módszerről nemzetközi konferenciacikkem¹⁰ is jelent meg, azonban mivel ez nem tartozik közvetlenül a kutatásomhoz, így csak a lábjegyzetben jelenítem meg. Olyan erősen nemlineáris esetek, mint a személyautó ütközésszimuláció vagy buszborulás szimuláció kizárólag nemlineáris anyagmodellel és tönkremeneteli modellekkel adnak megbízható eredményt, így az ilyen esetekben a járművázszerkezetet részletes modellel kell vizsgálni.

Megjegyzendő továbbá, hogy olyan iparágakban, mint pl.: a repülőgépipar és az űripar fontos kezelni a hőmérséklet hatását is. A tervezés koncepciófázisában ezeknél a szerkezeteknél is jellemzően állandó hőmérsékleten vizsgálják a mechanikai viselkedést, szobahőmérsékleten és a legnagyobb, illetve legkisebb hőmérsékleten, amely előfordulhat az adott vázszerkezet üzeme közben. Héj- vagy térfogati elemeket tartalmazó végelelemes modellben a lineáris hőtágulási együttható alkalmazásával egyszerűen kezelhető a hőterhelés hatása, de a ragasztott kötések egyszerűsített modellezésére is van mód a következők szerint. A referenciául szolgáló 3D-s végelelemes próbatestmodellt hőmérsékletfüggő anyagjellemzőkkel definiáljuk, majd a különböző, állandó hőmérsékleten végzett számítással meghatározzuk az adott hőmérséklethez tartozó paraméterhalmazt a kötést reprezentáló elemek merevségi jellemzésére. Így nem egy, hanem több paraméterhalmaz áll rendelkezésre az adott kötéskonstrukcióról, amelyeket a különböző, állandó hőmérsékleten végzett mechanikai számításokban fel tudunk használni.

¹⁰ Erdős G., Takács L.: Durability Assessment: A Virtual Proving Ground Approach, VAE 2018, Miskolc, 2018.05.23-25., Vehicle and Automotive Engineering 2 - Lecture Notes in Mechanical Engineering (eds. Jármái K., Bolló B.), Springer, Cham, 119-128 (2018)

5.3. További feladatok

A módszer egyik kiterjesztési lehetősége, hogy nem csak gyantainjektálás technológiához, hanem egyéb más kompozit gyártástechnológiához (pl.: vákuum infúzió, kézi laminálás) is kidolgozunk és alkalmazunk költségmodellt. Az, hogy egy szerkezet részekre bontásának vizsgálatához akár több különböző gyártástechnológiával is vizsgálhatjuk a költségeket, nagyban kiterjesztené a módszer alkalmazhatóságát. Ehhez természetesen további kutatómunkára lenne szükség, mert a gyantainjektáláshoz képest a különböző gyártástechnológiák akár olyan további korlátozó tényezőket, peremfeltételeket is meghatározhatnak, amelyek a jelenlegi modellben nem szerepelnek.

Egy másik, további megoldásra váró feladat, hogy a kötéseket tartalmazó szerkezet egyszerűsített modellezésének módszere ne csak a deformációs viselkedés megfelelő jellemzését tartalmazza, hanem a kötés tönkremenetelére is adjon becslést. Ennek fejlesztési iránya lehet, hogy a kötéseket reprezentáló mátrixelemekre értelmezett határerőket, nyomatékokat adunk meg a különböző kötéstípusokra olyan módon, hogy amikor ezeket a limiteket elérjük a mátrixelemben, akkor a merevsége nullára csökken, így megszűnik a kapcsolat a kötésben résztvevő héjelemek között.

A műszaki továbbfejlesztésen túl a kutatás-fejlesztési projektek fontos szempontja az üzleti hasznosulás. Az üzleti hasznosíthatóság szempontjából további feladat egy kereskedelmi szoftvertermék fejlesztése, amely az általam fejlesztett módszereket alkalmazza. A mérnökirodák, kutatóintézetek által fejlesztett módszereknek általában egy professzionális szoftverfejlesztő csapattal együttműködésben születik meg a piacra vihető formája, ami egy szoftvertermék. Az ilyen szoftvertermékek jellemzően vagy önállóan működő szoftverek, amelyek, mint külső szoftver együttműködnek egy vagy több neves kereskedelmi mérnöki szoftverrel pl.: Ansys-szal, vagy a másik jellemző megoldás, hogy nem önálló szoftvertermékként piacosítják, hanem integrálják egy kereskedelmi szoftverbe pl.: Ansys-ba, így a fejlesztett módszer ez esetben egy szoftvermodulként jelenik meg. Ezeknek a kérdéseknek az eldöntése és a piacra viteli stratégia megalkotása az innovációmanagement feladata.

6. FELHASZNÁLT FORRÁSOK

- [1] Salifu S., Desai D., Ogunbiyi O., Mwale K.: Recent development in the additive manufacturing of polymer-based composites for automotive structures - a review. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, **119**, 1-15 (2022).
- [2] Wazeer A., Das A., Abeykoon C., Sinha A., Karmakar A.: Composites for electric vehicles and automotive sector: A review. *Green Energy and Intelligent Transportation*, **2**, 100043 (2023).
- [3] Wilson A.: Vehicle weight is the key driver for automotive composites. *Reinforced Plastics*, **61**, 100-102 (2017).
- [4] Elfaleh I., Abbassi F., Habibi M., Ahmad F., Guedri M., Nasri M., Garnier C.: A comprehensive review of natural fibers and their composites: An eco-friendly alternative to conventional materials. *Results in Engineering*, **19**, 101271 (2023).
- [5] Czigány T., Izer A., Tábi T.: Polimer kompozitok - áttekintés. *Műanyag és Gumi*, **44**, 185-191 (2007).
- [6] Kumar D., Marchi M., Alam S. B., Kavka C., Koutsawa Y., Rauchs G., Belouettar S.: Multi-criteria decision making under uncertainties in composite materials selection and design. *Composite Structures*, **279**, 114680 (2022).
- [7] Jacob A.: Bmw counts on carbon fibre for its megacity vehicle. *Reinforced Plastics*, **54**, 38-41 (2010).
- [8] Osborne J.: Automotive composites – in touch with lighter and more flexible solutions. *Reinforced Plastics*, **57**, 20-24 (2013).
- [9] Tornero R. G.: Composite materials are more present today than ever before in cars. *Reinforced Plastics*, **59**, (2015).
- [10] Mårtensson P., Zenkert D., Åkermo M.: Method for the cost-efficient and weight-efficient material diversity and partitioning of a carbon fibre composite body structure. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering*, **230**, 49-60 (2015).

- [11] Mårtensson P., Zenkert D., Åkermo M.: Integral versus differential design for high-volume manufacturing of composite structures. *Journal of Composite Materials*, **49**, 2897-2908 (2014).
- [12] Mårtensson P., Zenkert D., Åkermo M.: Cost and weight efficient partitioning of composite automotive structures. *Polymer Composites*, **38**, 2174-2181 (2017).
- [13] Dilger K.: Selecting the right joint design and fabrication techniques. in 'Advances in structural adhesive bonding' (eds.: Dillard D.) Woodhead Publishing, Vol. 1, 295-315 (2010).
- [14] Holmes M.: High volume composites for the automotive challenge. *Reinforced Plastics*, **61**, 294-298 (2017).
- [15] Sarfraz M. S., Hong H., Kim S. S.: Recent developments in the manufacturing technologies of composite components and their cost-effectiveness in the automotive industry: A review study. *Composite Structures*, **266**, 113864 (2021).
- [16] Rozs R., Andó M.: Collaborative systems, operation and task of the manufacturing execution systems in the 21st century industry. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*, **64**, 51-66 (2020).
- [17] Kahn L. A., Mehmood A. H.: Cost-effective composites manufacturing processes for automotive applications. *Lightweight Composite Structures in Transport*, **5**, 93-119 (2016).
- [18] Echeverria A., Ollo, Calvo C., Harismendy, Eceiza: Effect of the catalyst system on the reactivity of a polyurethane resin system for rtm manufacturing of structural composites. *Express Polymer Letters*, **16**, 234-247 (2022).
- [19] Ageyeva T., Sibikin I., Kovács J. G.: A review of thermoplastic resin transfer molding: Process modeling and simulation. *Polymers (Basel)*, **11**, 357-404 (2019).
- [20] Park C. H., Saouab A., Bréard J., Han W. S., Vautrin A., Lee W. I.: An integrated optimisation for the weight, the structural performance and the cost of composite structures. *Composites Science and Technology*, **69**, 1101-1107 (2009).
- [21] Carman P. C.: Fluid flow through granular beds. *Transactions, Institution of Chemical Engineers, London*, **15**, 150-166 (1937).

- [22] Kaufmann M., Zenkert D., Wennhage P.: Integrated cost/weight optimization of aircraft structures. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, **41**, 325-334 (2009).
- [23] Bacharoudis K., Wilson H., Goodfellow-Jones S., Popov A., Ratchev S.: An efficient cost estimation framework for aerospace applications using matlab/simulink. *Procedia CIRP*, **104**, 1143-1148 (2021).
- [24] Irisarri F. X., Macquart T., Julien C., Espinassou D.: A novel design method for the fast and cost-effective manufacture of composite parts employing the quilted stratum process. *Composites Part B: Engineering*, **158**, 364-372 (2019).
- [25] Marx W. J., Mavris D. N., Schrage D. P.: A knowledge-based system integrated with numerical analysis tools for aircraft life-cycle design. *Artificial Intelligence for Engineering Design, Analysis and Manufacturing*, **12**, 211-229 (1998).
- [26] Roskam J.: Airplane design Part VIII. in 'Airplane cost estimation, design development and manufacturing and operating' (eds.: Lawrence) DARcorporation, Kansas, USA, Vol. 1, (1990).
- [27] Kaufmann M., Zenkert D., Mattei C.: Cost optimization of composite aircraft structures including variable laminate qualities. *Composites Science and Technology*, **68**, 2748-2754 (2008).
- [28] Costa M. L., Almeida S. F. M. D., Rezende M. C.: Critical void content for polymer composite laminates. *AIAA Journal*, **43**, 1336-1341 (2005).
- [29] Huang C., Lin K.: A method for reliability assessment of aircraft structures subject to accidental damage. in '46th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference. Austin, Texas', Vol. 1, (2005).
- [30] Kaufmann M., Zenkert D., Åkermo M.: Cost/weight optimization of composite prepreg structures for best draping strategy. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, **41**, 464-472 (2010).
- [31] Zenkert D., Åkermo M., Martensson P.: Draping simulation-supported framework for cost- and weight- effective composite design. *International Journal of Automotive Composites*, **3**, 1-13 (2017).
- [32] Kalantari M., Dong C., Davies I. J.: Multi-objective robust optimization of multi-directional carbon/glass fibre-reinforced hybrid composites with manufacture related uncertainties under flexural loading. *Composite Structures*, **182**, 132-142 (2017).

- [33] Aly M. F., Hamza K. T., Farag M. M.: A materials selection procedure for sandwiched beams via parametric optimization with applications in automotive industry. *Materials & Design (1980-2015)*, **56**, 219-226 (2014).
- [34] Velea M. N., Wennhage P., Zenkert D.: Multi-objective optimisation of vehicle bodies made of frp sandwich structures. *Composite Structures*, **111**, 75-84 (2014).
- [35] Hara D., Özgen G. O.: Investigation of weight reduction of automotive body structures with the use of sandwich materials. *Transportation Research Procedia*, **14**, 1013-1020 (2016).
- [36] Hueber C., Horejsi K., Schledjewski R.: Review of cost estimation: Methods and models for aerospace composite manufacturing. *Advanced Manufacturing: Polymer & Composites Science*, **2**, 1-13 (2016).
- [37] Amer M., Hamdy M., Wortmann T., Mustafa A., Attia S.: Methodology for design decision support of cost-optimal zero-energy lightweight construction. *Energy and Buildings*, **223**, 110170 (2020).
- [38] Andersson F., Hagqvist A., Sundin E., Björkman M.: Design for manufacturing of composite structures for commercial aircraft - the development of a dfm strategy at saab aerostructures. *Procedia CIRP*, **17**, 362-367 (2014).
- [39] Choi J.-W.: Architecture of a knowledge based engineering system for weight and cost estimation for a composite airplane structures. *Expert Systems with Applications*, **36**, 10828-10836 (2009).
- [40] Curran R., Kundu A. K., Wright J. M., Crosby S., Price M., Raghunathan S., Benard E.: Modelling of aircraft manufacturing cost at the concept stage. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, **31**, 407-420 (2006).
- [41] Deo R. B., Starnes J. H. J., Holzwarth R. C.: Low-cost composite materials and structures for aircraft applications. in 'Low Cost Composite Structures. Leon, Norway', Vol. RTO-MP-069(II), (2001).
- [42] Gutowski T. G., Henderson R. M., Shipp C.: Manufacturing costs for advanced composites aerospace parts. *SAMPE J.*, **27**, 37-43 (1991).

- [43] Hagnell M. K., Langbeck B., Åkermo M.: Cost efficiency, integration and assembly of a generic composite aeronautical wing box. *Composite Structures*, **152**, 1014-1023 (2016).
- [44] Scanlan J., Rao A., Bru C., Hale P., Marsh R.: Datum project: Cost estimating environment for support of aerospace design decision making. *Journal of Aircraft*, **43**, 1022-1028 (2006).
- [45] Schubel P. J.: Cost modelling in polymer composite applications: Case study – analysis of existing and automated manufacturing processes for a large wind turbine blade. *Composites Part B: Engineering*, **43**, 953-960 (2012).
- [46] Soutis C.: Fibre reinforced composites in aircraft construction. *Progress in Aerospace Sciences*, **41**, 143-151 (2005).
- [47] Toldi A.: Recyclable-by-design thermoset polymers and composites. *Express Polymer Letters*, **15**, 1113-1113 (2021).
- [48] Ben-Arieh D., Qian L.: Activity-based cost management for design and development stage. *International Journal for Production Economics*, **83**, 169-183 (2003).
- [49] Feldman P., Shtub A.: Model for cost estimation in a finitecapacity environment. *International Journal for Production Research*, **44**, 305-327 (2006).
- [50] Roy R.: Cost engineering: Why, what and how? Decision Engineering Report (DEG) Series, <https://dspace.lib.cranfield.ac.uk/handle/1826/64> (2014).
- [51] Weustink I. F., ten Brinke E., Streppel A. H., Kals H. J. J.: Generic framework for cost estimation and cost control in product design. *Journal of Materials Processing Technology*, **103**, 141-148 (2000).
- [52] Niazi A., Dai J. S., Balabani S., Seneviratne L.: Product cost estimation: Technique classification and methodology review. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, **128**, 563-575 (2006).
- [53] Curran R., Raghunathan S., Price M.: Review of aerospace engineering cost modelling: The genetic causal approach. *Progress in Aerospace Sciences*, **40**, 487-534 (2004).

- [54] Duverlie P., Castelain J.: Cost estimation during design step: Parametric method versus case based reasoning method. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, **15**, 895-906 (1999).
- [55] NASA: Cost estimating handbook. National Aeronautics and Space Administration, (2008).
- [56] Shebab E., Abdalla H.: Manufacturing cost modelling for concurrent product development. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, **17**, 341-353 (2001).
- [57] Rush C., Roy R.: Expert judgement in cost estimating: Modelling the reasoning process. *Concurrent Engineering*, **9**, 271-284 (2001).
- [58] Esawi A. M. K., Ashby M.: Cost estimates to guide pre-selection of processes. *Materials & Design*, **24**, 605-616 (2003).
- [59] Rehman S., Guenov M.: A methodology for modelling manufacturing costs at conceptual design. *Computers and Industrial Engineering*, **35**, 623-626 (1998).
- [60] International Society of Parametric Analysts: Parametric estimating handbook. http://www.galorath.com/images/uploads/ISPA_PEH_4th_ed_Final.pdf, (2014).
- [61] Prince F. A.: Why nasa's management doesn't believe the cost estimate. *Engineering Management Journal*, **14**, 7-12 (2015).
- [62] Bao H. P., Samareh J. A.: Affordable design: A methodology to implement process-based manufacturing cost models into the traditional performance-focused multidisciplinary design optimization. *American Institute of Aeronautics and Astronautics*, <http://ntrs.nasa.gov/search.jsp?R=20000099723>, (2000).
- [63] Neoh E. T.: Adaptive framework for estimating fabrication time, phd thesis. Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA, USA, (1995).
- [64] Newnes L. B., Mileham A. R., Cheung W. M., Marsh R., Lanham J. D., Saravi M. E., Bradbery R. W.: Predicting the whole-life cost of a product at the conceptual design stage. *Journal of Engineering Design*, **19**, 99-112 (2008).
- [65] Ye J., Zhang B., Qi H.: Cost estimates to guide manufacturing of composite waved beam. *Materials & Design*, **30**, 452-458 (2009).

- [66] Senouci B., Al-Ansari M. S.: Cost optimization of composite beams using genetic algorithms. *Advances in Engineering Software*, **40**, 1112-1118 (2009).
- [67] Verrey J., Wakeman M. D., Michaud V., Manson J. A.: Manufacturing cost comparison of thermoplastic and thermoset rtm for an automotive floor pan. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, **37**, 9-22 (2006).
- [68] PRICE-H: Commercial estimation software. <http://www.pricesystems.com>, (2015).
- [69] SEER: Commercial estimation software. <http://galorath.com>, (2015).
- [70] Karbhari V. M., Jones S. K.: Activity-based costing and management in the composites product realization process. *International Journal of Materials and Product Technology*, **7**, 232-244 (1992).
- [71] Spedding T. A., Sun G. Q.: Application of discrete event simulation to the activity based costing of manufacturing systems. *International Journal for Production Economics*, **58**, 289-301 (1999).
- [72] Ou-Yang C., Lin T. S.: Application of discrete event simulation to the activity based costing of manufacturing systems. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, **13**, 618-629 (1997).
- [73] Bernet N., Wakeman M. D., Bourban P. E., Manson J. A.: An integrated cost and consolidation model for commingled yarn based composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, **33**, 495-506 (2002).
- [74] Klansek U., Kravanja S.: Cost estimation, optimization and competitiveness of different composite floor systems—part 1: Selfmanufacturing cost estimation of composite and steel structures. *Journal of Constructional Steel Research*, **62**, 434-448 (2006).
- [75] Klansek U., Kravanja S.: Cost estimation, optimization and competitiveness of different composite floor systems—part 2: Optimization based competitiveness between the composite i beams, channel-section and hollow-section trusses. *Journal of Constructional Steel Research*, **62**, 449-462 (2006).
- [76] Pantelakis S., Katsiropoulos C., Labeas G. N., Sibois H.: A concept to optimize quality and cost in thermoplastic composite components applied to the production of helicopter canopies. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, **40**, 595-606 (2009).

- [77] Schubel P. J.: Technical cost modelling for a generic 45-m wind turbine blade produced by vacuum infusion (vi). *Renewable Energy*, **35**, 183-189 (2010).
- [78] Witik R. A., Payet J., Michaud V., Ludwig C., Manson J. A.: Assessing the life cycle costs and environmental performance of lightweight materials in automobile applications. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, **42**, 1694-1709 (2011).
- [79] Mosallam A.: Analysis and design of adhesively bonded composite joints. in 'Design guide for FRP composite connections' (eds.: ASCE), Vol. 1, 157-214 (2011).
- [80] Mochane M. J., Mokhena T. C., Mokhothu T. H., Mtibe A., Sadiku E. R., Ray S. S., Ibrahim I. D., Daramola O. O.: Recent progress on natural fiber hybrid composites for advanced applications: A review. *Express Polymer Letters*, **13**, 159-198 (2019).
- [81] Birman V., Kardomatea G. A.: Review of current trends in research and applications of sandwich structures. *Composites Part B: Engineering*, **142**, 221-240 (2018).
- [82] Alok R., Meenakshi A., Balaji P., Naresh K.: Finite element method for predicting the behavior of sandwich structure luggage floor of passenger cars. *IOP Conference Series Materials Science and Engineering*, **422**, 012004 (2018).
- [83] Kulpa M., Siwowski T.: Stiffness and strength evaluation of a novel frp sandwich panel for bridge redecking. *Composites Part B: Engineering*, **167**, 207-220 (2019).
- [84] Shen W., Luo B., Yan R., Zeng H., Xu L.: The mechanical behavior of sandwich composite joints for ship structures. *Ocean Engineering*, **144**, 78-89 (2017).
- [85] Wu H.-C., Mu B., Warnemuende K.: Failure analysis of frp sandwich bus panels by finite element method. *Composites Part B: Engineering*, **34**, 51-58 (2003).
- [86] Sewell J., Czarnecki T., Pflug J.: Continuous thermoplastic honeycomb sandwich panel process technology for cost optimal lightweight composites. *Reinforced Plastics*, **60**, 146-150 (2016).
- [87] Asadi A., Abusrea M., Arakawa K., Colton J.: A comparison of cfrp composite laminated joints fabricated with vacuum assisted resin transfer molding. *Express Polymer Letters*, **12**, 781-789 (2018).

- [88] Kovács L., Romhány G.: Derivation of ply specific stiffness parameters of fiber reinforced polymer laminates via inverse solution of classical laminate theory. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*, **62**, 158-164 (2018).
- [89] Ivañez I., Santiuste C., Sanchez-Saez S.: Fem analysis of dynamic flexural behaviour of composite sandwich beams with foam core. *Composite Structures*, **92**, 2285-2291 (2010).
- [90] Manalo A. C., Aravinthan T., Karunasena W., Islam M. M.: Flexural behaviour of structural fibre composite sandwich beams in flatwise and edgewise positions. *Composite Structures*, **92**, 984-995 (2010).
- [91] Awad Z. K., Aravinthan T., Zhuge Y.: Experimental and numerical analysis of an innovative gfrp sandwich floor panel under point load. *Engineering Structures*, **41**, 126-135 (2012).
- [92] Long S., Yao X., Wang H., Zhang X.: Failure analysis and modeling of foam sandwich laminates under impact loading. *Composite Structures*, **197**, 10-20 (2018).
- [93] Lukaszewicz D., Ionescu V.-C., Becherer D.: Automotive composite design process. in 'Fisita. Maastricht, Netherlands', Vol. 1, (2014).
- [94] Crane R., Dillingham G., Oakley B.: Progress in the reliability of bonded composite structures. *Applied Composite Materials*, **24**, 221-233 (2017).
- [95] Gao Q., Li Y., Wang H., Liu W., Shen H., Zhan X.: Effect of scanning speed with uv laser cleaning of adhesive bonding tensile properties of cfrp. *Applied Composite Materials*, **26**, 1087-1099 (2019).
- [96] Geier N., Pereszlai C.: Analysis of characteristics of surface roughness of machined cfrp composites. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*, **64**, 67-80 (2020).
- [97] Kim J. S., Shim G. S., Baek D., Back J. H., Jang S. W., Kim H. J., Choi J. S., Yeom J. S.: Uv/uv step-curing of optically clear acrylate adhesives for mobile devices. *Express Polymer Letters*, **13**, 794-805 (2019).
- [98] Manalo A., Aravinthan T.: Behaviour of glued fibre composite sandwich structure in flexure: Experiment and fibre model analysis. *Materials & Design*, **39**, 458-468 (2012).
- [99] Navarro P., Abrate S., Aubry J., Marguet S., Ferrero J. F.: Analytical modeling of indentation of composite sandwich beam. *Composite Structures*, **100**, 79-88 (2013).

- [100] Paczos P., Wichniarek R., Magnucki K.: Three-point bending of sandwich beam with special structure of the core. *Composite Structures*, **201**, 676-682 (2018).
- [101] Anish, Kumar A., Chakrabarti A.: Failure mode analysis of laminated composite sandwich plate. *Engineering Failure Analysis*, **104**, 950-976 (2019).
- [102] Kpeky F., Boudaoud H., Abed-Meraim F., Daya E. M.: Modeling of viscoelastic sandwich beams using solid-shell finite elements. *Composite Structures*, **133**, 105-116 (2015).
- [103] Ferdous W., Manalo A., Aravinthan T., Fam A.: Flexural and shear behaviour of layered sandwich beams. *Construction and Building Materials*, **173**, 429-442 (2018).
- [104] Vidal P., Giunta G., Gallimard L., Polit O.: Modeling of composite and sandwich beams with a generic cross-section using a variable separation method. *Composites Part B: Engineering*, **165**, 648-661 (2019).
- [105] Odessa I., Frostig Y., Rabinovitch O.: Modeling of interfacial debonding propagation in sandwich panels. *International Journal of Solids and Structures*, **148-149**, 67-78 (2018).
- [106] Assaad J., Chakar E., Zéhil G.-P.: Testing and modeling the behavior of sandwich lightweight panels against wind and seismic loads. *Engineering Structures*, **175**, 457-466 (2018).
- [107] Tang J., Chen X., Yang K.: Evaluating structural failure of load-carrying composite box beams with different geometries and load conditions. *Applied Composite Materials*, **26**, 1151-1161 (2019).
- [108] Dragoni E., Brinson H. F.: Modeling and optimization of the sandwich beam specimen in three-point bending for adhesive bond characterization. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, **68**, 380-388 (2016).
- [109] Van Loock F., Thouless M. D., Fleck N. A.: Tensile fracture of an adhesive joint: The role of crack length and of material mismatch. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **130**, 330-348 (2019).
- [110] Jiang X., Qiang X., Kolstein H., Bijlaard F.: Analysis on adhesively-bonded joints of frp-steel composite bridge under combined loading: Arcan test study and numerical modeling. *Polymers (Basel)*, **8**, (2016).

- [111] Yu Y., Hou W.-b., Hu P., Ying L., Akhmet G.: Elastic constants for adhesively bonded corrugated core sandwich panels. *Composite Structures*, **176**, 449-459 (2017).
- [112] Yu H., Bai Y. L., Dai J. G., Gao W. Y.: Finite element modeling for debonding of frp-to-concrete interfaces subjected to mixed-mode loading. *Polymers (Basel)*, **9**, (2017).
- [113] Cen B., Liu Y., Zeng Z., Wang J., Lu X., Zhu X.: Mechanical behavior of novel gfrp foam sandwich adhesive joints. *Composites Part B: Engineering*, **130**, 1-10 (2017).
- [114] Li X., Liu Z., Hu L., Wang Y., Lei B., Huang X.: Numerical investigation of t-joints with 3d four directional braided composite fillers under tensile loading. *Applied Composite Materials*, **24**, 171–191 (2017).
- [115] Khosravani M. R., Anders D., Weinberg K.: Influence of strain rate on fracture behavior of sandwich composite t-joints. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, **78**, 103821 (2019).
- [116] Di Bella G., Galtieri G., Borsellino C.: Three-point flexural properties of bonded reinforcement elements for pleasure craft decks. *Applied Composite Materials*, **25**, 21–34 (2018).
- [117] Budhe S., Banea M. D., de Barros S., da Silva L. F. M.: An updated review of adhesively bonded joints in composite materials. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, **72**, 30-42 (2017).
- [118] ISO 1183-1: Plastics — methods for determining the density of non-cellular plastics. International Standard Organization, (2019).
- [119] ISO 3451-1: Plastics — determination of ash. International Standard Organization, (2019).
- [120] ISO 527-4: Plastics — determination of tensile properties, part 4: Test conditions for isotropic and orthotropic fibre-reinforced plastic composites. International Standard Organization, (1997).
- [121] ISO 527-2: Plastics — determination of tensile properties, part 2: Test conditions for moulding and extrusion plastics. International Standard Organization, (2012).

- [122] ASTM-D5379: Standard test method for shear properties of composite materials by the v-notched beam method. ASTM International, (2019).
- [123] ASTM-D7249: Standard test method for facesheet properties of sandwich constructions by long beam flexure. ASTM International, (2018).
- [124] ASTM-C393: Standard test method for core shear properties of sandwich constructions by beam flexure. ASTM International, (2016).
- [125] Lian J., Li H., Li N., Q. C.: An adaptive mesh segmentation via iterative k-means clustering. in 'Proceedings of 2021 Chinese Intelligent Systems Conference. Singapore', Vol. 805, 193-201 (2022).
- [126] Murtagh F., Contreras P.: Algorithms for hierarchical clustering: An overview. *WIREs Data Mining and Knowledge Discovery*, **2**, 86-97 (2012).
- [127] Chen Z., Tagliasacchi A., Zhang H.: Learning mesh representations via binary space partitioning tree networks. *IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence*, **45**, 4870-4881 (2021).
- [128] Mårtensson P., Zenkert D., Åkermo M.: Effects of manufacturing constraints on the cost and weight efficiency of integral and differential automotive composite structures. *Composite Structures*, **134**, 572-578 (2015).
- [129] Attene M., Falcidieno B., Spagnuolo M.: Hierarchical mesh segmentation based on fitting primitives. *The Visual Computer*, **22**, 181-193 (2006).
- [130] Hung M. C., Wu J., Chang J., Yang D. L.: An efficient k-means clustering algorithm using simple partitioning. *Journal of Information Science and Engineering*, **21**, 1157-1177 (2005).
- [131] Bernstein A., Probst M., Wulff-Nilsen C.: Decremental strongly-connected components and single-source reachability in near-linear time. *SIAM Journal on Computing*, **52**, 101137 (2019).
- [132] Szabó V. A., Dogossy G.: Investigation of flame retardant rpet foam. *Periodica Polytechnica Mechanical Engineering*, **64**, 81-87 (2020).
- [133] Voigt W.: Über die beziehung zwischen den beiden elastizitätskonstanten isotroper korper. *Annalen der Physik und Chemie*, **38**, 573-587 (1889).

- [134] Reuss A.: Berechnung der fließgrenze von mischkristallen auf grund der plastizitätsbedingung für einkristalle. Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, **9**, 49-58 (1929).
- [135] ASTM-C273: Standard test method for shear properties of sandwich core materials. ASTM International, (2019).
- [136] Russel B. P., Liu T., Fleck N. A., Deshpande V. S.: Quasi-static three-point bending of carbon fiber sandwich beams with square honeycomb cores. Journal of Applied Mechanics, **78**, (2011).
- [137] Narayanan M.: Finite element analysis of debonded sandwich beam under compression. MSc. Thesis, Department of Aerospace Engineering (1999).
- [138] Sullins R. T.: Manual for structural stability analysis of sandwich plates and shells. NASA, **CR-145**, (1969).
- [139] Daniel I. M., Gdoutos E. E.: Failure modes of composite sandwich beams. Theoretical and Applied Mechanics, **35**, 105-118 (2008).
- [140] Borrvall T.: A heuristic attempt to reduce transverse shear locking in fully integrated hexahedra with poor aspect ratio. in '7th European Ls-Dyna Conference. Salzburg', Vol. 1, (2009).
- [141] Belytschko T., Tsay C. S.: Whamse: A program for three-dimensional non-linear structural analysis. in 'Report EPRI NP-2250, Project 1065-3. Palo Alto, California', Vol. 1, (1982).
- [142] Michelberger P., Horváth S.: Mechanika v. - válogatott fejezetek. Budapest (1985).
- [143] **Takács L.**, Szabó F.: Automated determination of the optimal manufacturing direction of polymer composite shell structures. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, **1246**, 012026 (2022).
- [144] **Takács L.**, Szabó F.: Kompozit szerkezetek optimális részekre bontása a gyártási költségek minimalizálására. Polimerek, **10**, 362-368 (2024).
- [145] **Takács L.**, Kovács L., Olajos T.: Numerical tool with mean-stress correction for fatigue life estimation of composite plates. Engineering Failure Analysis, **111**, 104456 (2020).

- [146] **Takács L.**, Szabó F.: Modeling the deformation behavior of polymer sandwich structures with inhomogeneous core. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, **903**, 012024 (2020).
- [147] Kovács L., **Takács L.**, Romhány G., Kiss Z.: Polimer kompozit szerkezetek és kötéseinek mechanikai jellemzése. in 'Erősített Műanyagok 2018 - Nemzetközi Konferencia. Balatonkenese', Vol. 12, 23-31 (2018).
- [148] **Takács L.**, Kiss Z.: Cost-effective partitioning of a composite bus structure from the perspective of adhesive joints. in '18th European Conference on Composite Materials. Athens', Vol. 18, (2018).
- [149] **Takács L.**, Szabó F.: Vinilészter mátrixú kompozit ragasztott kötésének törésmechanikai jellemzői. Polimerek, **9**, 661-665 (2019).
- [150] **Takács L.**, Szabó F.: Experimental and numerical failure analysis of adhesive joint of glass fiber reinforced polymer composite. Periodica Polytechnica Mechanical Engineering, **64**, 88-95 (2020).
- [151] **Takács L.**, Szabó F.: An effective method of modeling the deformation behavior of polymer sandwich structures with adhesive joints. Applied Composite Materials, **28**, 1959-1978 (2021).
- [152] He Y., Liang B., Yang J., Li S., He J.: An iterative closest points algorithm for registration of 3d laser scanner point clouds with geometric features. Sensors, **17**, 103390 (2017).
- [153] Oomori S., Nishida T., Kurogi S.: Point cloud matching using singular value decomposition. Artificial Life and Robotics, **21**, 149-154 (2016).

7. MELLÉKLETEK

7.1. Felhasznált anyagok gyártói adatlapjai

A vizsgált szendvicspanel borítólemeze üvegszálerősítéses kompozitlemez. Az üvegszálerősítés gyártói adatlapját a 71. ábra mutatja.



TECHNICAL DATASHEET

SAP No. 30000383 Article Description Q-E-1232g/m²-1270mm

Textile Structure 7000200 SAERTEX®

ARTICLE CONSTRUCTION (in accordance with EN 13473-1)

Layer	Construction	Areal weight	Tolerance	Material
4	0 °	319 g/m ²	+/- 5 %	E-glass 900 TEX
3	45 °	300 g/m ²	+/- 5 %	E-glass 300 TEX
2	90 °	307 g/m ²	+/- 5 %	E-glass 600 TEX
1	-45 °	300 g/m ²	+/- 5 %	E-glass 300 TEX

Stitching 6 g/m² +/- 1 g/m² PES [Polyester] 76 dtex

Fiber input can be determined individually

FURTHER CHARACTERISTICS

Gauge	5,0	Stitching pattern	tricot	Width (nominal)	1.270 mm
Stitch length	2,60 mm	Total tolerance	5,1 %	Total areal weight	1232 g/m ²

Labelling (Standard) Every roll is equipped with a label in the core. A further label is located outside on the foil or on the box.

Packaging (Standard) Every roll is wound on a cardboard core and wrapped in foil. Further packaging options can be determined individually.

Storage recommendation With original packaging: Temperature 15-35°C and 20-80% humidity. No moisture and direct sunlight. To avoid problems with humidity and electrostatic charge, fabrics to be conditioned 24 hours prior to processing, independent of storage conditions.

71. ábra. Az üvegszálerősítés gyártói adatlapja

A vizsgált szendvicspanel borítólemezőnek mátrixanyaga egy vinilészter gyanta, amelynek gyártói adatlapját mutatja a 72. ábra.

Technical data sheet



DISTITRON® VEef 220 V4

First Emission: 17/10/2006

Version: 12, 19/01/2017

Product type

Bisphenol-A Epoxy Resin based vinyl ester in styrene

Appearance

Yellow - Dark - Transparent

Main resin characteristics

Low styrene content, Certificate RINA, Clear, unaccelerated

Main applications

Reinforced plastics, general purpose

Moulding informations

Injection moulding, RTM,
Press and vacuum moulding

Shelf life and storage

Store in the shade, out of direct sunlight. Keep storage temperature below 25°C. Unseal container just before use. Shelf-life will be reduced reaching higher temperature.

Precaution for handling

Read carefully the Safety Data Sheet

Note

FEATURES OF THE LIQUID RESIN

Properties	Test Method	Unit	Typical values
Specific weight at 20°C		g/cm ³	1,07
Brookfield viscosity at 25°C, sp 2 rpm 20	MT-CU025V	mPa.s	270 - 380
Solid content	MT-CU001C	%	63 - 67
Reactivity	at 25°C + 0,3% Co 6% + 1,5% CuHP		
Gel time	RS.08.G	minutes	9 - 15
Delta	RS.08.G	minutes	5 - 10
Exothermic peak	RS.08.G	°C	170 - 200
Shelf life at 23°C in the dark	MT-CU002S	months	4

PROPERTIES OF THE CURED UNREINFORCED RESIN

Curing cycle	24h at 23°C + 2h at 100°C + 1h at 100°C		
Tensile strength	ISO 527 (2012)	MPa	90
Tensile modulus	ISO 527 (2012)	MPa	3600
Elongation at break	ISO 527 (2012)	%	4,7
Flexural strength	ISO 178/B (2010)	MPa	150
Flexural modulus	ISO 178/B (2010)	MPa	3500
HDT	ISO 75 -2A (2013)	°C	110
Glass transition	ASTM E 1545 (2011)	°C	118
Barcol hardness at 25°C	ASTM D 2583 (2007)	units	41

72. ábra. A vinilészter gyanta gyártói adatlapja

A vizsgált szendvicspanel habmagjának gyártói adatlapját mutatja a 73. ábra.

AIREX®



AIREX® T90

GM-TDS-122

The Fire Resistant Structural Foam

DATA SHEET 11.2016 - Replaces 09.2016

DESCRIPTION



AIREX® T90 is a closed-cell, thermoplastic and recyclable polymer foam with excellent fire, smoke & toxicity (FST) properties.

It has very good mechanical properties and an extraordinary resistance to fatigue, is chemically stable, UV-resistant and has negligible water absorption. It is thermally stable during high temperature processing and post curing. T90 is designed for easy use with all resin systems and processing technologies.

AIREX® T90 is the ideal core material for structural sandwich applications requiring high fire resistance.

CHARACTERISTICS

- Superior fire resistance (FAR 25.853; NF 16-101; DIN 5510)
- Outstanding fatigue strength
- Excellent long term thermal stability up to 100 °C (212 °F)
- Best thermal stability in process up to 150 °C (302 °F)
- Good thermal insulation
- Highly consistent material properties
- Easy to process with all types of resin and lamination processes
- Good adhesion (skin-to-core bond)
- Very high chemical stability
- No water absorption, no after-expansion, no outgassing

MECHANICAL PROPERTIES

Typical properties for AIREX® T90		Unit (metric)	Value ¹⁾	T90.60	T90.100	T90.150	T90.210
Density	ISO 845	kg/m ³	Average <i>Typ. range</i>	65 60 - 70	110 105 - 115	145 140 - 150	210 200 - 220
Compressive strength perpendicular to the plane	ISO 844	N/mm ²	Average <i>Minimum</i>	0.80 0.7	1.4 1.2	2.2 2.0	3.8 3.2
Compressive modulus perpendicular to the plane	ISO 844	N/mm ²	Average <i>Minimum</i>	50 35	80 70	105 95	170 145
Tensile strength perpendicular to the plane	ASTM C297	N/mm ²	Average <i>Minimum</i>	1.5 1.2	2.2 1.6	2.7 2.2	3.0 2.4
Tensile modulus perpendicular to the plane	ASTM C297	N/mm ²	Average <i>Minimum</i>	85 70	120 90	170 140	225 180
Shear strength	ISO 1922	N/mm ²	Average <i>Minimum</i>	0.46 0.4	0.8 0.7	1.2 1.1	1.85 1.5
Shear modulus	ISO 1922	N/mm ²	Average <i>Minimum</i>	12 10.5	20 18	30 26	50 44
Shear elongation at break	ISO 1922	%	Average <i>Minimum</i>	25 15	10 5	8 4	5 3

73. ábra. A vizsgált szendvicspanel habmagjának gyártói adatlapja

A ragasztott kötésekhez alkalmazott ragasztóanyag gyártói adatlapját mutatja a 74. ábra.



SA10 HV-SERIES

METHACRYLATE STRUCTURAL ADHESIVE
PRELIMINARY TECHNICAL DATA SHEET

ADHESIVE DESCRIPTION

ACRALOCK SA10 HV series are advanced, two component, 10:1 mix ratio, high shear strength coupled with excellent toughness, high elongation primerless metal bonding, high gap fill adhesives. SA 10 HV series is available in different adhesive and activator combinations to achieve a wide range of working times starting from around 30 min on up to 120 min in various colours and are designed to bond as received aluminium and stainless steel without primers and with minimal to no other surface preparation^{ab} as well as being able to fill low to high bonding gaps.

Packaging options include 490 ml side by side cartridges and 20 l & 200 l drum containers for application with meter-mix dispensing equipment.

PRODUCT PROPERTIES @ 22° C

Product	Adhesive/Activator	Working Time (Minutes)	Fixture Time (Minutes)
SA 10-35 HVBLK ^(x)	SA 10-50A / 1 BBLK	30 – 35	>60
SA 10-50 HVBLK ^(x)	SA 10-50A / 2 BBLK	40 – 50	>90
SA 10-60 HVGRY ^(x)	SA 10-50A / 3 BGRY	50 – 65	>120
SA 10-70 HVGRY ^(x)	SA 10-100A / 3 BGRY	65 – 80	>120
SA 10-100 HVGRY ^(x)	SA 10-100A / 4 BGRY	80 – 100	>180
SA 10-120 HVGRY ^(xx)	SA 10-100A / 5 BGRY	110 – 130	>300

(x) other colours and working times available on request

(xx) minimum gap 2 mm, only for tropical environments

TYPICAL ADHESIVE WET PROPERTIES

Property	Component A	Component B	A + B mixed
Colour	Off White	Black	Black
	Off White	Grey	Grey
Mix Ratio (Volume)	10	1	
Mix Ratio (Weight)	8,8	1	
Viscosity kps (Pa.s)	800 - 1000	100 - 200	
Density (g/cm ³)	0,95 – 0,97	1,09 – 1,11	0,97 – 0,99
Density (lb/gal)	7,95 - 8,05	9,1 – 9,3	8,1 – 8,2

TYPICAL ADHESIVE CURED PHYSICAL PROPERTIES

Tensile strength:	3000 - 3,500 psi (21 - 24 MPa)
Modulus:	80 - 100 kpsi (620 MPa)
Elongation:	150 - 200 %
Lap Shear strength, ASTM D1002:	2000 - 2500 psi (14 - 17 MPa)
Operating Temperature:	- 55 - 120°C
Max Temperature resistance:	200°C, 1h

Cured Adhesive is generally resistant to salt solutions, hydrocarbons and acid and bases with a PH from 3 to 10.

Cured Adhesive is not recommended for exposures to polar solvents and stronger acids or bases (see note b).

Operating Temperature range for this product is from - 40 to 120° C with intermittent exposure of -55 to 200° C

74. ábra. A szendvicspanel ragasztott kötéseire alkalmazott ragasztóanyag gyártói adatlapja

7.2. Vinilészter gyanta szakítóvizsgálatának eredményei

A vinilészter gyanta szakítóvizsgálatának eredményeit a 28. táblázat foglalja össze.

28. táblázat. A vinilészter gyanta szakítóvizsgálatának eredményei

Azonosító	b	h	σ_b	ε_b	E
	[mm]	[mm]	[MPa]	[%]	[MPa]
1	1,95	4,02	88	4,2	3 519
2	2,08	4,05	86	3,9	3 248
3	2,11	3,87	74	4,3	3 592
4	2,17	3,96	75	4	3 342
5	2,16	4,0	78	4,5	3 759
átlag			80,2	4,18	3 492
szórás			6,4	0,24	203
rel. szórás			8,0%	5,7%	5,8%

A szakítógörbék enyhén nemlineáris viselkedést mutatnak, a rugalmassági moduluszt a 0,2% nyúláshoz tartozó feszültségből határoztam meg.

A vinilészter gyanta rugalmassági modulusát és szakítószilárdságát a vizsgált szendvicspanel részletes vége-selemes modelljében alkalmaztam, amelyekben bemodelleztem a gyantafalakat is a habmagban. Rugalmassági modulus értékének 3 492 MPa-t állítottam be, a tönkremenetel vizsgálatánál pedig 80 MPa-os szakítószilárdságot.

7.3. Monolitikus kompozitlemez sűrűség- és száltartalom mérési eredményei

A sűrűség- és száltartalomvizsgálatokhoz Ohaus Explorer típusú analitikai mérleget és Nabertherm típusú laborkemencét használtam. A mérés paraméterei:

Méréshatár:	100 g
Kijelzési pontosság:	0,0001 g
Próbatest típus:	lapka
Vizsgálati hőmérséklet:	22°C
Relatív páratartalom:	45%
Folyadék hőmérséklet:	22,6°C

A sűrűségvizsgálathoz 15 db próbatestet mértem le. Az alámerítés közben történő tömegméréshez etanolt alkalmaztam, amelynek sűrűségét a hőmérsékletének figyelembevételével korrigáltam. Az alámerítés közben történő tömegmérés elrendezését a 75. ábra mutatja.

A száltartalom vizsgálatához a sűrűségvizsgálatnál lemerített próbatesteket használtam, 3-3 db sűrűségvizsgálathoz használt mintát használtunk 1-1 száltartalom vizsgálatához. A szerves anyag elégetése után az izzítást Nabertherm típusú laborkemencében 600°C-on végeztem 30 percen keresztül (76. ábra).



75. ábra. Tömegmérés elrendezése folyadékba merítés közben



76. ábra. Minta a kiégetés előtt, kiégetés után, valamint az izzítás után

A vizsgálatok eredményeit a 29. táblázat foglalja össze. A táblázatban alkalmazott rövidítések az alábbiak:

m_{air} – próbatest tömege levegőn mérve,

m_{imm} – próbatest tömege folyadékba merítés közben mérve,

ρ – a próbatest sűrűsége,

m_t – tégely tömege,

m_{t+m} – tégely és minta tömege,

m_{i+t} – izzítási maradék és tégely tömege,

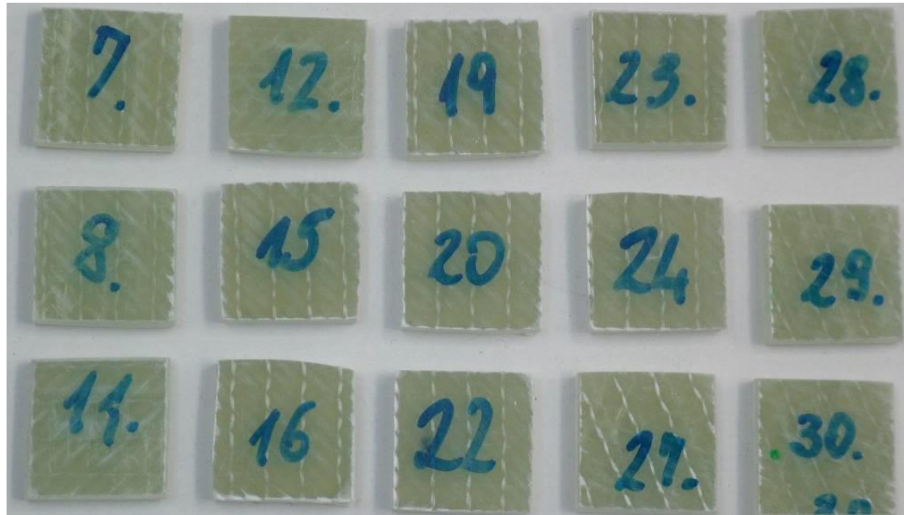
$m\%$ – tömegre vonatkoztatott száltartalom.

29. táblázat. A quadriaxiális kompozit minták sűrűség- és száltartalomvizsgálati eredményei

Azonosító	m_{air} [g]	m_{imm} [g]	ρ [g/cm ³]	m_t [g]	m_{t+m} [g]	m_{i+t} [g]	$m\%$
7	2,7989	1,6149	1,86	43,3256	51,5809	49,0432	69,26
8	2,7735	1,6017	1,86				
11	2,6847	1,5678	1,89				
12	2,7311	1,5891	1,88	46,0254	54,1836	51,7198	69,8
15	2,7338	1,5963	1,89				
16	2,6956	1,5788	1,90				
19	2,7384	1,6028	1,90	45,2478	53,4984	51,0352	70,15
20	2,7803	1,6279	1,90				
22	2,7354	1,6027	1,90				
23	2,7143	1,5873	1,90	43,3261	51,4912	49,0539	70,15
24	2,7153	1,5921	1,90				
27	2,7374	1,5975	1,89				
28	2,7384	1,5999	1,89	46,0258	54,2401	51,7846	70,2
29	2,7131	1,5738	1,87				
30	2,7647	1,6126	1,89				
		átlag	1,89			átlag	69,91
		szórás	0,01			szórás	0,4
		rel. szórás	0,70%			rel. szórás	0,57%

A mért sűrűség és a tömegre vonatkoztatott száltartalom, valamint az E-üvegszálra vett 2,55 g/cm³ sűrűségértéket felhasználva a quadriaxiális kompozit térfogatra vett száltartalma 51,8%.

A vizsgálati mintákat mutatja a 77. ábra.



77. ábra. A quadriaxiális kompozit minták sűrűség- és száltartalom vizsgálatához

7.4. Metakrilát ragasztó húzóvizsgálatának eredményei

A metakrilát ragasztó húzóvizsgálati eredményeit a 30. táblázat foglalja össze.

30. táblázat. Metakrilát ragasztó húzóvizsgálati eredményei

Azonosító	b	h	σ_b	ε_b	E
	[mm]	[mm]	[MPa]	[%]	[MPa]
1	1,99	4,04	12	6,37	369
2	2,07	4,03	12	6,02	465
3	2,18	3,97	13	6,47	365
4	2,18	3,86	16	5,26	586
5	2	4,1	15	6,28	457
átlag			13	6,08	448
szórás			2	0,49	90
rel. szórás			12,5%	8,0%	20,1%

A szórás azzal indokolható, hogy a próbatest gyártása közben az anyagban különböző méretű légzárványok maradtak, az anyag nem töltötte ki teljesen az öntőformát. Erre a jelenségre mutat egy extrém példát a 78. ábra bal oldalán látható kép. Megjegyzendő, hogy a probléma nem csak az általam készített próbatestek gyártására korlátozódik. A 78. ábra jobb oldalán látható kép egy valós ipari alkalmazásból kivágott szendvics-próbatestet mutat, ahol a piros körrel jelölt helyen egy hasonló anyagihiány látható. Fontos ipari feladat a ragasztott kötések minősítése.

Hegesztett fémszerkezetek esetében például a hegesztési varratokat különböző minőségi osztályokba sorolják és az egyes minőségi osztályokhoz különböző statikus vagy fáradásos tönkremenetelhez tartozó határgörbéket határoznak meg.



78. ábra. Légzárvány a ragasztó anyagában U-kötés esetén

A fentiek miatt a ragasztott kötések tartalmazó szendvicspanelek végeselemes számításaiban a ragasztó rugalmassági modulusának a gyártói adatlapi értéket, azaz 620 MPa-t alkalmaztam.

7.5. Monolitikus kompozitlemez húzóvizsgálatának eredményei

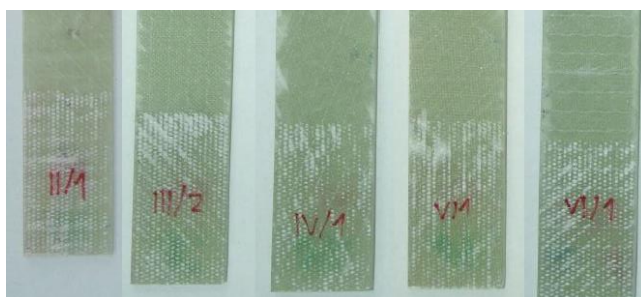
A szobahőmérsékleten végzett húzóvizsgálat eredményei alapján meghatározott rugalmassági modulusokat, azok átlagát és a minta szórását a 31. táblázat tartalmazza.

31. táblázat. A quadriaxiális minták szobahőmérsékleten végzett húzóvizsgálatának eredményei

Húzóvizsgálat 20°C-on							
próbatest	Orientáció [°]	b [mm]	h [mm]	σ_b [MPa]	ε_b [%]	E [MPa]	ν [%]
I/1	0	25,17	2,47	361	2,42	18 927	0,33
I/2	0	25,26	2,51	366	2,53	19 667	0,35
I/3	0	25,2	2,51	403	2,73	17 871	0,32
I/4	0	25,34	2,51	327	2,48	17 306	0,3
I/5	0	25,17	2,50	349	2,51	19 191	0,33
			átlag	361	2,53	18 592	0,33
			szórás	28	0,12	975	0,02
			rel. szórás	7,7%	4,7%	5,2%	4,8%
II/1	45	25,09	2,49	298	2,07	18 320	0,29
II/2	45	25,22	2,49	294	2,03	18 981	0,28
II/3	45	25,22	2,49	271	2,05	17 883	0,31
II/4	45	25,07	2,51	297	2,21	16 078	0,27
II/5	45	25,1	2,52	259	2,07	17 447	0,28
	45		átlag	284	2,09	17 742	0,28
			szórás	18	0,07	1 089	0,01
			rel. szórás	6,3%	3,4%	6,1%	4,9%
III/1	90	25,16	2,52	302	2,28	16 542	0,28
III/2	90	25,11	2,53	328	2,31	18 191	0,28
III/3	90	25,07	2,46	310	2,05	19 130	0,36
III/4	90	25,31	2,54	287	2,24	17 571	0,35
III/5	90	25,2	2,45	333	2,41	17 971	0,35
			átlag	312	2,26	17 881	0,32
			szórás	19	0,13	943	0,04
			rel. szórás	6,1%	5,9%	5,3%	12,7%
IV/1	-45	25,17	2,46	342	2,49	18 250	0,31
IV/2	-45	25,15	2,52	334	2,39	16 752	0,31
IV/3	-45	25,2	2,52	316	2,38	17 639	0,3
IV/4	-45	25,16	2,48	357	2,44	19 758	0,31
IV/5	-45	25,14	2,52	293	2,14	17 552	0,3
			átlag	328	2,37	17 990	0,31
			szórás	25	0,13	1 123	0,01
			rel. szórás	7,5%	5,7%	6,2%	2,5%

A feszültség-nyúlás görbék közel lineárisak, a rugalmassági modulust a 0,2% nyúláshoz tartozó feszültségből határoztam meg. A négy különböző orientációban értelmezett rugalmassági modulusok átlagértéke 18 051 MPa, az egyes orientációkhoz tartozó átlagértékek egymáshoz viszonyított szórása 2%. A végeselemes számításokban a szendvicspanel deformációs viselkedését elemzem teljes járműléptékben és a kompozit borítólemez tönkremenetelével nem foglalkozom, ezért a kompozitlemezt síkjában izotrópnek tekintem.

A mérés során végfülek nélküli próbatesteket alkalmaztam, a mérés során megcsúszást nem tapasztaltam, a próbatestek befogott végeinek felületéről a mérés utáni állapotban mutat egy képet a 79. ábra.



79. ábra. A próbatestek befogott végeinek felülete a mérés után

A kompozitlemez tipikus tönkremeneteléről mutat egy képet a 80. ábra.



80. ábra. A quadriaxiális erősítésű kompozitlemez tipikus tönkremenetele

7.6. Monolitikus kompozitlemez nyíróvizsgálatának eredményei

A szobahőmérsékleten végzett Iosipescu-teszt eredményei alapján meghatároztam a nyíró rugalmassági modulus értékét. A mérési eredmények feldolgoása a rugalmas tartományban történt, az adatokat a 32. táblázat tartalmazza.

32. táblázat. A quadriaxiális minták szobahőmérsékleten végzett nyíróvizsgálatának eredményei

Iosipescu teszt @20°C				
próbatest	F [N]	γ_{xy} [-]	A [mm ²]	G ₁₂ [MPa]
1	2 427	0,007	46,923	7 389
2	2 179	0,00577	49,069	7 696
3	2 415	0,00771	47,839	6 548
4	2 903	0,00905	49,195	6 520
5	2 608	0,00768	48,357	7 022
átlag				7 035
szórás				516
relatív szórás				7,33%

A mérés a lineáris tartományban történt, a próbatest mérés utáni állapotáról mutat egy képet a 81. ábra.



81. ábra. Nyíróvizsgálati próbatest bemetszett része a mérés után

7.7. Szendvicspanel 4-pontos hajlítóvizsgálatának eredményei

A 30 mm vastagságú próbatesteken 500 mm alátámasztási távolsággal és 166 mm belső támaszközzel végzett hajlítóvizsgálatainál az erő-elmozdulás görbék lineáris viselkedést mutatnak, a tönkremenetel átlagosan 2,14 kN erőnél kezdődött, 8,3 mm lehajlásértéknél. A mért eredményeket a 33. táblázat foglalja össze.

33. táblázat. Szendvicspanel 4-pontos hajlítóvizsgálatának eredményei

próbatest	Reakcióerő 7 mm keresztfej elmozdulásnál	Tönkremeneteli erő [N]	Tönkremenetelhez tartozó lehajlás [mm]
1	1 772	2 032	8
2	1 851	2 251	8,8
3	1 790	2 135	7,9
4	1 798	2 102	8,2
5	1 844	2 190	8,6
átlag	1 811	2 142	8,3
szórás	35	84	0,39
relatív szórás	1,9%	3,9%	4,7%

A tipikus tönkremenetelt a 82. ábra mutatja.



82. ábra. Szendvicspanel tipikus tönkremenetele 4-pontos hajlítás esetén

7.8. Szendvicspanel 3-pontos hajlítóvizsgálatának eredményei

A 30 mm vastagságú próbatesteken 500 mm alátámasztási távolsággal végzett hajlítóvizsgálatainál az erő-elmozdulás görbék lineáris viselkedést mutatnak, a tönkremenetel átlagosan 2,55 kN erőnél kezdődött, 10,04 mm lehajlásértéknél. A mért eredményeket a 34. táblázat foglalja össze.

34. táblázat. Szendvicspanel 3-pontos hajlítóvizsgálatának eredményei

Próbatest	Tönkremeneteli erő [N]	Tönkremenetelhez tartozó lehajlás [mm]
1	2 422	9,45
2	2 656	10,55
3	2 629	10,6
4	2 459	9,6
5	2 599	10,02
átlag	2 553	10,04
szórás	105	0,53
rel. szórás	4,1%	5,3%

A tipikus tönkremenetelt mutatja a 83. ábra.



83. ábra. Szendvicspanel tipikus tönkremenetele 3-pontos hajlítás esetén

7.9. Gyártási költségmodell

Az optimális részekre bontás célfüggvényének definiálásához szükséges, hogy a gyártási költségekre vonatkozóan alkalmazzunk egy modellt, ami az alapanyag, az alkatrészgyártás és az összeállítás szempontjait figyelembe veszi.

Az alapvetés, hogy egy alkatrész (héjszerkezet) geometriája ismert, ami vagy részekre bontás nélkül, egy alkatrészként, vagy részekre bontva több alkatrészként készül RTM technológiával, amelyeket ragasztott kötések rögzítik egymáshoz. Több alkatrész gyártásához és összeállításához több présgépre és szerszámra van szükség, azonban ezek kisebbek és olcsóbbak lehetnek, mert így kisebb méretű és kisebb komplexitású részeket kell legyártani, így egy jól megválasztott részekre bontott tervvel a gyártási költség minimalizálható.

Annak meghatározásához, hogy a részekre bontás előnyös-e, olyan költségmodellre van szükség, amely megbecsüli az RTM technológiával gyártott szerkezet gyártása és összeszerelése során felmerülő különböző költségek nagyságát és trendjeit.

Az általam alkalmazott költségmodell különböző paraméterekkel bír: vannak olyanok, amelyek a gyártási módszerhez és folyamathoz kapcsolódnak, míg vannak, amelyek az egyes alkatrészekre vonatkoznak, azok geometriáját jellemzik.

A költségmodell alkatrészeket jellemző paramétereit a 35. táblázat, a gyártási folyamat jellemző paramétereit a 36. táblázat foglalja össze.

35. táblázat. A költségmodell paramétereit – alkatrészek jellemzése

Rövidítés	Megnevezés	Leírás	Mértékegység
x_p	kerület	alkatrész kerülete	mm
$w_{initial}$	tömeg	teljes összeállítás tömege	kg
n_p	darabszám	alkatrészek darabszáma	1
A_c	felület	alkatrész teljes területe	mm ²
h	vastagság	alkatrész átlagos vastagsága	mm
A_p	felület	alkatrész gyártási irány szerinti projektált felülete	mm ²
h_m	magasság	alkatrész magassága – gyártási irányban	mm
C_c	komplexitási tényező	alkatrész komplexitási tényezője	1

36. táblázat A költségmodell paraméterei – gyártási folyamat jellemzése

Rövidítés	Megnevezés	Leírás	Érték	Mértékegység
	annual_workdays	éves munkanapok száma	200	munkanap/év
	work_hours	napi munkaórák száma	8	munkaóra/nap
vol_ann	annual_volume	éves legyártandó mennyiség	10 000	darab
t _{cycle}	cycle_time	ciklusidő	5	perc
	t _{cut_speed}	CNC vágógép sebessége	4	m/s
	t _{adhesive_app}	ragasztóanyag felvitelének sebessége	10	m/s
f _v	fiber_volume_frac	száltartalom (térfogati)	0,55	1
C _{resin}	resin_cost	gyanta egységára	5	€ / kg
C _{fiber}	fiber_cost	szálerősítés egységára	2	€ / kg
C _{foam}	foam_cost	habmag egységára	8,88	€ / kg
	s _{init_scrap_resin}	gyanta min. hulladékaránya	0,02	1
	s _{init_scrap_fiber}	szálerősítés min. hulladékaránya	0,2	1
	s _{init_scrap_foam}	habmag min. hulladékaránya	0,2	1
Q _{mix}	density_mix	kompozitanyag sűrűsége	1 900	kg / m ³
Q _{resin}	density_resin	gyanta sűrűsége	1 070	kg / m ³
Q _{fiber}	density_fiber	szálerősítés sűrűsége	2 540	kg / m ³
Q _{foam}	density_foam	habmag sűrűsége	110	kg / m ³
C _{adhesive}	adhesive_cost	ragasztó egységára (folyóméter)	0,2	€ / m
P _{press}	Power_press	prés elektromos teljesítménye	32	kW
P _{CNC}	Power_CNC	CNC vágógép elektromos teljesítménye	3	kW
P _{robot}	Power_robot	3 anyagmozgató robot elektromos teljesítménye	3	kW
C _{elect}	electricity_cost	elektromos áram ára	0,008	€ / kWh
d _{op}		operátor kihasználtsága	0,5	1
g		operátorok bérköltsége	40	€ / h

A költségmodell figyelembe veszi a beruházási-, anyag-, szerszámozási- és üzemeltetési költségeket. Az RTM alkatrész gyártási és összeszerelési folyamatának egyszerűsített folyamata a következő:

- az erősítőstruktúrát a présbe fektetik majd meghatározott ciklusidő alatt (cycletime_min) gyantával impregnálják,
- egyes részeket le kell vágni az impregnálás előtt és a széleket szintén vágni kell impregnálás után; ezt összesítve vágási műveletként vettem figyelembe,
- az egymásra rétegzés és mozgatás robotokkal történik; ha egy héjszerkezet több alkatrészből tevődik össze, akkor a kötések is további robotokkal történnek,
- bizonyos műveleteket operátorok végeznek.

Egy alkatrész teljes költsége (56. egyenlet) a következő összeg szerint számolható:

- a beruházási költségek C_{inv} , azaz a különböző gépek vagy robotok ára,
- a teljes anyagköltség C_{mat} , azaz a szerkezethez szükséges gyanta és szálerősítés, valamint a gyártás során keletkező hulladékanyag költsége,
- a szerszámozási költségek,
- a működési költségek, azaz a gyártás során folyamatosan felmerülő összes többi költség.

$$C_{tot} = C_{inv} + C_{mat} + C_{tool} + C_{run} . \quad (49)$$

Ezeket a költségeket az alábbiakban részletezem.

Beruházási költségek

Az adott alkatrészből egy bizonyos éves mennyiséget (vol_ann) kell gyártani: a gyártáshoz szükséges infrastruktúra erre a mennyiségre méretezett. A szükséges gépek kiszámításához először meg kell határoznunk a szükséges műveleteket, majd a megfelelő műveletek átfutási ideje és az összes rendelkezésre álló idő alapján kiszámolhatjuk a szükséges gépek számát. Egy gép vagy robot effektív működési ideje egy év alatt:

$$t_{tot} = annual_workdays \cdot work_hours , \quad (50)$$

ahol az $annual_workdays$ az éves munkanapok száma, míg a $work_hours$ a napi munkaórák száma.

Értelemszerűen a teljes beruházási költséget a különböző gépek költségéből és darabszámából számítjuk ki:

$$C_{inv} = \frac{1}{15 \cdot vol_ann} \sum_{machine} C_{machine} m_{machine} , \quad (51)$$

ahol a gép lehet prés, CNC megmunkálógép vagy anyagmozgató robot. A képletben a $C_{machine}$ jelöli a gépköltséget, m a gép szükséges darabszámát. A nevezőben található 15-ös szorzó azt jelöli, hogy a gépek hasznos élettartama 15 év, így a beruházási költségüket 15 évnyi gyártandó alkatrészmennyiségre osztom szét.

Egy komponens impregnálása egy művelet, és egy alkatrészben több komponens is lehet, így a prések teljes éves működése:

$$u_{press} = n_p \cdot vol_ann , \quad (52)$$

ahol u_{press} az egy évre jutó gyártási ciklusszám. A prések szükséges darabszáma így:

$$m_{press} = \max \left(\frac{t_{cycle} u_{press}}{t_{tot}} \right) . \quad (53)$$

A vágások alkatrészenként számolandók, mert a különböző komponensek kerületei eltérőek lehetnek, de az alkatrészek ugyanazok:

$$u_{CNC} = vol_ann , \quad (54)$$

az alkatrész vágásához szükséges idő pedig a vágási sebességtől, a teljes belső vágási hosszától függ, amit x_{inner} -rel jelöltem:

$$x_{inner} = \frac{1}{2} \left(\sum_{i=1}^n x_i - x_p \right) , \quad (55)$$

ahol x_p az alkatrész kerülete.

Ez alapján a vágások időigénye:

$$t_{CNC} = (x_{inner} + x_p) \cdot t_{cut_speed} . \quad (56)$$

Ezért a vágógépek szükséges darabszáma:

$$m_{CNC} = \max \left(\frac{t_{CNC} u_{CNC}}{t_{tot}} \right) . \quad (57)$$

Egy prés költségét becsülhetjük a vele gyártható alkatrész alapterülete alapján:

$$C_{press} = 1.25 \cdot A_p \cdot p_{press} \cdot s_f , \quad (58)$$

ahol p_{press} a préssel maximálisan kifejthető nyomás, és s_f egy biztonsági tényező.

Alkatrészenként két robotra van szükség: az egyik a ragasztórobot, a másik a helyén tartja a szerkezetet a kötési idő alatt. Ezáltal:

$$u_{robot} = 2 \cdot vol_ann . \quad (59)$$

A ragasztó felhordásához szükséges időt a vágáshoz hasonlóan számítjuk ki, ez függ a kerülettől (x_{inner}) és az egységnyi ragasztóanyag felhordási időtől:

$$t_{adhesive} = x_{inner} \cdot t_{adhesive_app} \quad (60)$$

és a robotok szükséges darabszáma:

$$m_{robot} = \max \left(\frac{t_{adhesive} u_{robot}}{t_{tot}} \right) . \quad (61)$$

Anyagköltség

Mind az anyag, mind a hulladékanyag költséget tartalmazza a teljes anyagköltség (C_{mat}). Ez az anyag egységárától és tömegétől, valamint a gyártási hulladéktól függ. A gyártási hulladék mennyisége az alapanyagtól és az alkatrész geometriai komplexitásától függ. A költségmodellben nem keletkezik ragasztóhulladék.

A ragasztott kötések nélküli szerkezet anyagköltsége:

$$C_{mat} = C_{fiber} \cdot w_{fiber} \cdot (1 + s_{scrap_{fiber}}) + C_{resin} \cdot w_{resin} \cdot (1 + s_{scrap_{resin}}) + C_{foam} \cdot w_{foam} \cdot (1 + s_{scrap_{foam}}) , \quad (62)$$

ahol w egy adott anyagból készült szerkezet rész tömege. A teljes anyagköltség a különböző anyagköltségek összege, amelyek a gyártás és az összeszerelés során egyaránt előfordulnak, tehát az előző összeg kiegészül egy taggal, amely a ragasztások költségét tartalmazza.

$$C_{tot_material} = C_{mat,unassembled} + C_{mat,assembly} . \quad (63)$$

Gyártási folyamat költségei

A még nem összeállított alkatrészek össztömege:

$$W_{unassembled} = W_{initial} + W_{bondarea} , \quad (64)$$

ahol $w_{initial}$ a végleges geometria tömege, $w_{bonarea}$ a ragasztott kötés miatt az átfedés okozta anyag többlet. A költségbecsléshez a ragasztási átfedést ökölszabály szerint a lemezvastagság 30-szorosára számolom. Így a kötés miatti anyag többlet:

$$W_{bondarea} = 30 \cdot h^2 \cdot \rho_{mix} \cdot x_{inner} . \quad (65)$$

Az alkatrészek erősítőszálainak tömege a szálsűrűség ρ_{fiber} és a száltartalom f_v ismeretében becsülhető meg:

$$W_{fiber} = f_v \cdot \frac{\rho_{fiber}}{\rho_{mix}} \cdot W_{unassembled} , \quad (66)$$

és ehhez hasonlóan a gyantáé:

$$W_{resin} = (1 - f_v) \cdot \frac{\rho_{resin}}{\rho_{mix}} \cdot W_{unassembled} . \quad (67)$$

Ha meghatározzuk az anyag hulladék mennyiségét, megbecsülhető a – még kötőanyag nélküli – alapanyagköltség. A kezdeti, csak az anyag típusától függő hulladékmennyiségből a geometriától függő hulladékmennyiséget a következő módon számítjuk ki:

$$S_{scrap} = S_{init_scrap} \cdot C_c , \quad (68)$$

ami azt jelenti, hogy a komplexebb geometriájú részek több hulladékanyagot jelentenek. Az erősítőrétegek összetett geometriájú szerszámba való fektetése nagyobb mennyiségű anyagvesztést eredményezhet a hajtások, átfedések stb. miatt.

Összeállítás

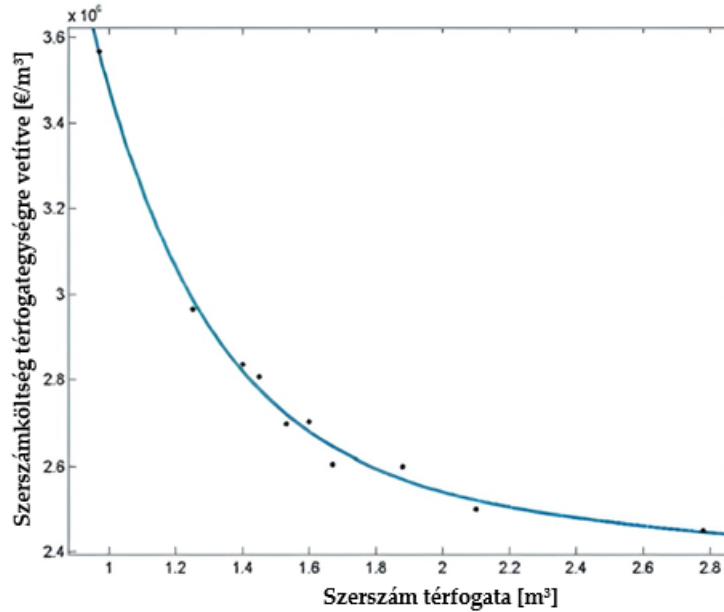
Az összeszerelés során a ragasztóanyag többletköltsége a következőre becsülhető:

$$C_{mat,assembly} = C_{adhesive} \cdot x_{inner} . \quad (69)$$

Szerszámzási költség

Az egyetlen figyelembe vett szerszámköltség a gyártáshoz szükséges présszerszám költsége, az összeszerelésnél nem számolok szerszámköltséggel.

Martensson és társai [11] a szerszám térfogata alapján ad becslést: $V_{tool} = A_p h_{tool}$. Az összefüggést a 84. ábra szemlélteti.



84. ábra. Szerszámköltség a szerszám méretének függvényében [11]

Ez alapján a szerszámköltség a következőképpen határozható meg:

$$C_{tool} = \frac{m_{press}}{50\,000} \sum_{i=1}^n C_f(V_i), \quad (70)$$

ahol V_i egy komponens térfogata. A nevezőben található 50 000-es szorzó azt jelöli, hogy a költségmodellben azt feltételezem, hogy RTM eljárással, fém szerszámmal 50 000 darab alkatrész gyártható egy szerszámmal.

Működési költség

A működési költség magába foglal minden üzemeltetési költséget.

$$C_{run} = \frac{1}{vol_{ann}} \sum_{machine} (g \cdot d_{op} + C_{elect} \cdot P_{machine})(t \cdot u), \quad (71)$$

ahol az összegben minden típusú gép (prés, CNC, robot) a megfelelő t ciklusidővel és u műveletek számával szerepel a beruházási költségek alfejezetben leírtak szerint géptípusok szerint. A C_{elect} jelöli az elektromos áram költségét, a d_{op} definiálja az operátor kihasználtságát, míg g a bérköltségét.

7.10. ICP algoritmus az azonos szerszámmal gyártható alkatrészek azonosítására

A gyártószerszám költségének megfelelő értékeléséhez figyelembe kell venni, hogy mely alkatrészeket lehetne ugyanazzal a szerszámmal gyártani. Egyes alkatrészek hasonlósága segít a költségek csökkentésében a gyártószerszámok számának csökkentése által. Az egyes geometriai komponensek hasonlóságát az ICP (Iterative Closest Point) algoritmussal vizsgálom [152].

A módszer elve az alábbi. Vegyünk két komponenst, egy forrást (source), P_y -t és egy célkomponenst (target) P_z -t. Az első lépés az ún. hasonlósági becslés, ami a forrás- és célkomponens hasonló pontjainak megkeresése:

$$\hat{x}_l = \operatorname{argmin}_{x_h \in P_z} \|x_l - x_h\|, x_l \in P_y, \quad (72)$$

ahol \hat{x} jelöli a P_z -hez legközelebbi pontot az $x_l \in P_y$ halmazból. Az x_h az a pont a térben, amely szintén a P_z eleme, és ez az a pont, amelynek változtatásával keressük a leghasonlóbb szomszédot. Ha megtaláltuk a két ponthalmaz legközelebbi pontpárjait, meg kell határozni azt a merevtest-transzformációt (rotációt és translációt) amellyel a legkisebb hibával transzformálhatjuk P_y -t P_z -be. A transzformációs mátrixot az alábbi módon írjuk fel:

$$\operatorname{argmin}_{R,t} \sum_{x_l \in P_z} \|R \cdot x_l + t - \hat{x}_l\|_2. \quad (73)$$

Az ICP-algoritmus inicializálása során ez a lépés gyakran véletlenszerűen történik. A transzformációs mátrix megtalálásának egyik módja az SVD (szinguláris érték dekompozíció) módszer alkalmazása [153].

Az iteratív megoldás során a transzformációs mátrix frissítése utáni következő lépés, hogy ellenőrizzük, hogy a pontpárok átlagos négyzetes hibája mekkora értéket vesz fel az előző iterációban felvett értékhez képest. A hiba mértéke egy küszöbértékkel (ϵ) limitálható:

$$e_g = \sum_{x_l \in P_z} \frac{\|R \cdot x_l + t - \hat{x}_l\|_2}{|P_z|}, \quad (74)$$

$$\epsilon < |e_g - e_{g-1}|, \quad (75)$$

ahol g jelöli az iterációk számát. A számítás leáll, ha az iterációszám korlátos vagy konvergencia érhető el.

7.11. Irányfeltétel a részekre bontás módszerében

Az elemi egységek összevonása közben fontos, hogy gyártható alkatrészek keletkezzenek, legyen olyan irányuk, amely irányból az alkatrész alámetszésmentesen eltávolítható a szerszámból. A normálvektorok szerinti klaszterezést alapul véve megszámlálom, hogy egy elemi egységek összevonásából keletkező leendő alkatrész háromszögelemei hány klaszterelemhez tartoznak, amely maximum 6 lehet. Ezután definiálok a költségfüggvényben egy új tagot, amely 0-t ad, ha az így meghatározott érték 1-től 5-ig terjed és végtelent ad, ha ez az érték 6. Ezzel elértem azt, hogy nem jön létre olyan összevonás, amelynek mind a 6 klaszterelembe esne komponense és amely így „benszülött” alkatrészt eredményezne.

Az irányfeltételt a következő összefüggéssel vizsgálom:

$$Dir(P_y) < 6, \quad (76)$$

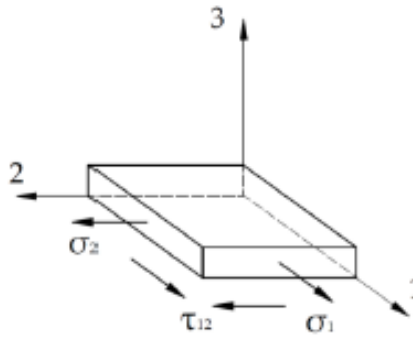
ahol P_y jelöli az összevonás után keletkező alkatrészt és Dir függvény adja vissza az alkatrész normálvektorai szerinti klaszterelemek számosságát.

7.12. Ortotrop anyagmodell

Az ortotrop anyagmodell definíció szerint azt jelenti, hogy a modellezett rétegnek létezik három egymásra merőleges szimmetria síkja. Ezt az anyagmodellt leggyakrabban biaxiális vagy quadriaxiális erősítésű kompozit rétegek deformációs viselkedésének leírására alkalmazzák. A modell három szimmetria síkjából következik, hogy összesen kilenc darab független anyagjellemzővel írható le a rugalmas viselkedése. Így az $1,2,3$ lokális koordináta-rendszerben értelmezve az ortotrop anyagokra jellemző engedékenységi mátrixa (merevségi mátrix inverze) a következő:

$$[C] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{21}}{E_2} & \frac{-\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{13}}{E_1} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix}. \quad (77)$$

Az $1, 2, 3$ koordináta-rendszer a kompozitlemez egy rétegéhez rögzített lokális koordináta-rendszer, ahol az 1-es és a 2-es irány két egymásra merőleges szálirány. Az ortotrop anyagmodellt jellemző engedékenységi mátrix tovább egyszerűsödik a síkfeszültség állapotot feltételezve. A síkfeszültség állapot értelmezését a 85. ábra segíti.



85. ábra. Síkfeszültség állapot szemléltetése

Síkfeszültség állapotban az $1, 2, 3$ koordináta-rendszerben értelmezve a (32) egyenlet a következő alakban írható fel:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{21}}{E_2} & \frac{-\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{13}}{E_1} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ \tau_{12} \end{bmatrix}. \quad (78)$$

Síkfeszültség állapotban a következő feszültség komponensek értéke zérus:

$$\tau_{23} = \tau_{13} = 0, \quad (79)$$

$$\sigma_3 = 0. \quad (80)$$

Ezek alapján a Hooke törvény síkfeszültség állapot esetén az 1, 2, 3 koordináta-rendszerben értelmezve:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{26} \\ C_{16} & C_{26} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{bmatrix}. \quad (81)$$

A bemutatott megközelítést felhasználva szobahőmérsékleten végzett húzóvizsgálatból meghatározhatók az ortotróp anyagmodell E_1 , E_2 és ν_{12} mérnöki konstansai.

Ortotróp anyagmodell esetén, a (34) egyenlet alapján az anyag engedékenységi mátrixa a következőképpen írható fel:

$$\begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{26} \\ C_{16} & C_{26} & C_{66} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{12}}{E_1} & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix}. \quad (82)$$

Egytengelyű húzás esetén az ortotróp kompozitlemez deformációs vektora a következő:

$$\begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{12}}{E_1} & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (83)$$

A (36) egyenletet átalakítva az E_1 kifejezhető lokális és globális koordináta-rendszerben:

$$E_1 = \frac{\sigma_1}{\varepsilon_1} = \frac{\sigma_x}{\varepsilon_x}, \quad (84)$$

ahol az x irány a terhelés iránya. Az alkalmazott ortotróp anyagmodell belső szimmetriája miatt, az E_2 az E_1 rugalmassági modulussal egyenlő, tehát:

$$E_2 = E_1. \quad (85)$$

A ν_{12} Poisson tényező pedig definíció szerint az alábbi összefüggéssel számolható:

$$\nu_{12} = -\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x}, \quad (86)$$

ahol az ε_x a hosszirányú, míg az ε_y a keresztirányú nyúlás. Az mérések elvégzéséhez többirányú nyúlásmérés szükséges.