Konference

mechanika **k**ompozitních **m**ateriálů a **k**onstrukcí **2026**

Editor: Vladislav Laš, Jan Krystek

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI | FAKULTA APLIKOVANÝCH VĚD | KATEDRA MECHANIKY

Konference

MECHANIKA KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ A KONSTRUKCÍ

2026

Editor: Vladislav Laš, Jan Krystek

Západočeská univerzita v Plzni
Fakulta aplikovaných věd

České vysoké učení technické v Praze
Fakulta strojní

Česká společnost pro mechaniku

Nižbor, 9. - 10. září 2026

ISBN 978-80-261-1382-9

© Vydala Západočeská univerzita v Plzni
Plzeň 2026

Příspěvky ve sborníku neprošly jazykovou úpravou. Za obsahovou stránku odpovídají autoři příspěvků.

All papers were printed without linguistic or editor's proofreading.

TEMATICKÉ OKRUHY

- ✓ mikro a makromechanika kompozitů
- ✓ mechanika poškození kompozitů
- ✓ mechanika kompozitních konstrukcí
- ✓ mezní stavy kompozitů
- ✓ únava kompozitů
- ✓ kompozity v biomechanice
- ✓ experimentální mechanika kompozitů
- ✓ inteligentní kompozitové konstrukce

GARANTI KONFERENCE

- prof. Ing. Vladislav Laš, CSc.
- prof. Ing. Milan Růžička, CSc.
- prof. Ing. Michal Šejnoha, Ph.D., DSc.

PROGRAMOVÝ VÝBOR

- prof. Ing. Vladislav Laš, CSc.
- prof. Ing. Milan Růžička, CSc.
- prof. Ing. Michal Šejnoha, DSc.
- doc. Ing. Tomáš Mareš, Ph.D.
- Ing. Bohuslav Cabrnoch, Ph.D

PODĚKOVÁNÍ

Konference byla uspořádána za finanční podpory těchto firem

Compo Tech PLUS, spol. s r.o.
https://compotech.com/

REPLAST PRODUKT, spol. s.r.o.
https://www.replast.cz/

ACO Industries k.s.
https://www.aco-industries.cz

Mockrát děkujeme.

Obsah

Barda F., Sedláček F., Laš V. 9
Design and stability of horizontal composite tanks with supporting U-legs

Čechura P., Padovec Z., Kousal J., Kučera J. 11
Vývoj nádrže na okysličovadlo pro studentskou raketu

Doubrava K., Schmidová N., Blaha D., Novotný C., Padovec Z., Sedláček R., Kottner R., Růžička M. 19
Numerické a experimentální ověření zatížení sklolaminátové nádrže

Hájková P., Kovář M. 20
Optimalizace geopolymerních kompozitů pro 3D tisk s cílenými tepelnými vlastnostmi

Kosina R., Havran D., Svobodová L., Hájková P. 24
Mechanické vlastnosti porézních geopolymerních kompozitů při environmentální zátěži

Kottner R. 29
Horizontal filament wound tanks for underground installations without the use of concrete

Krystek J., Mandys T., Horák L., Laš V. 31
Pevnostní analýza lepených kompozitových profilů namáhaných ohybem

Padovec Z. 33
Stress Analysis of Laminated Disc Loaded by Centrifugal Force

Růžička M., Poul R. 36
Návrh kompozitových dutých komorových nosníků pro lehké robotické a manipulátorové konstrukce

Stejskal M., Sedláček F., Špaček O., Bednářová N., Krystek J. 40
Experimentální stanovení a validace parametrů kritéria postupného porušování kompozitu s lněnými vlákny

Uher O. 46
Koncept chemicko-tepelné recyklace hybridního kompozitního materiálu

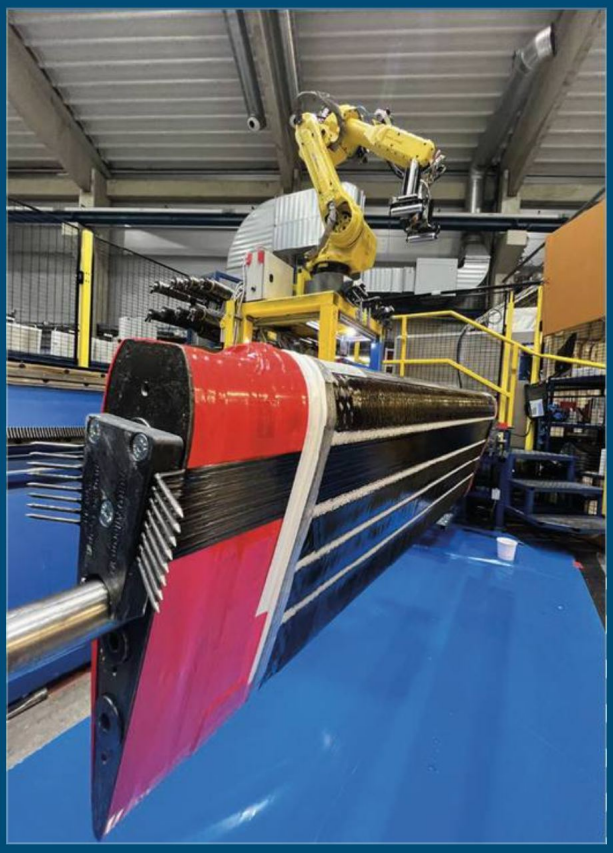
Vaňková T., Radvanovský M., Krystek J. 47
Koncept chemicko-tepelné recyklace hybridního kompozitního materiálu

Vondráček D., Blaha D., David P., Kropík B., Kuželka J., Mareš T., Matušů M., Novotný C. 52
Návrh a optimalizace hybridního kompozitního kardanového hřídele

Žák J. 54
Kompozitní list tiché vrtule

30 YEARS OF

INNOVATION IN COMPOSITE ENGINEERING



Wound aerostructure with axial fibre placement on the Compo LinAx platform — Sušice, Czech Republic.

For more than 30 years, CompoTech has been pushing the boundaries of what composite structures can do.

Our roots are in filament winding — a discipline we've mastered and then transformed through decades of development into something far more powerful. Today, our advanced multi-axis control and precise fibre placement technologies make possible composite structures that were once impractical or impossible.

ADVANCED WINDING TECHNOLOGY

- True zero degree (0°) axial fibre placement puts high-modulus carbon along the load path.
- Integrated Loop Technology winds continuous fibre end to end around metal inserts — no bonded or bolted end joints.

10–15%
higher axial stiffness than conventional wound composites of equivalent size

up to 50%
greater bending strength than conventional wound composites of equivalent size

CREATIVE, INNOVATIVE & COMMITTED
CompoTech PLUS, spol. s r.o. · Nová 1316, 342 01 Sušice, Czech Republic
enquiry@compotech.com
www.compotech.com

100% RECYKLOVANÉ KABELOVÉ PVC

Replast

Ekologicky a funkčně řešené výrobky

podlahové desky a komponenty
pro dopravní značení

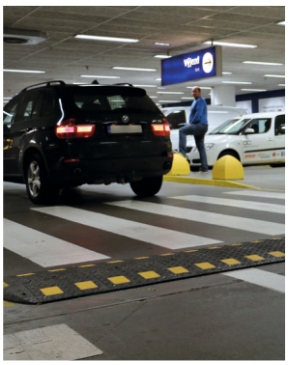
PRODUKTY:

- Podlahové desky
- Zpolamovací a vodící prahy
- Kabelové mosty
- Obrubníky a carstopy
- Podkládací kostky

POUŽITÍ:

- Eventy, výrobní haly a sklady, zemědělství
- Pozemní komunikace
- Ochrana kabelů a hadic
- Parkoviště a parkovací stání
- Pod lešení a mobilní buňky




Rychlá montáž a demontáž

Vyrobeno ze 100% recyklovaného PVC

Stabilita a protiskluznost

Nesnadná hořlavost a chemická stálost

Odolnost vůči klimatickým podmínkám

Český výrobek

Ke Karlovu 21,
301 00 Plzeň

tel.: +420 371 108 280, 284
fax. +420 371 108 283

E-mail: replast@replast-plzen.cz
www.replast.cz

ACO. we care for water



ACO Surface Water Treatment

ACO Industries v Táboře je významným vývojovým a výrobním centrem mezinárodní skupiny ACO Group. Dlouhodobě se zaměřujeme na oblast managementu srážkových vod s realizacemi po celém světě. Zejména s ohledem na jejich vysokokapacitní odvodnění, předčištění, retenci a další využití tak, abychom pomohli zachovat tento cenný zdroj i pro budoucí generace.

ACO Industries Tábor s.r.o.
Průmyslová 1158, 391 01 Sezimovo Ústí

composite@aco.cz
www.swm.aco

DESIGN AND STABILITY OF HORIZONTAL COMPOSITE TANKS WITH SUPPORTING U-LEGS

Filip Barda*[,1], František Sedláček[2], Vladislav Laš[2]

[1]*ACO Industries Tábor s.r.o., Průmyslová 1158, Sezimovo Ústí*
[2]*Západočeská univerzita v Plzni, Univerzitní 8, Plzeň*

Abstract

This contribution discusses the usage of U-shaped supporting legs for free-standing (or underground-installed) composite (fiberglass reinforced polyester resin) tanks, the influence of the geometry of the legs and the way of joining the legs to the cylindrical part of the tank on the resulting structural stability of the assembly.

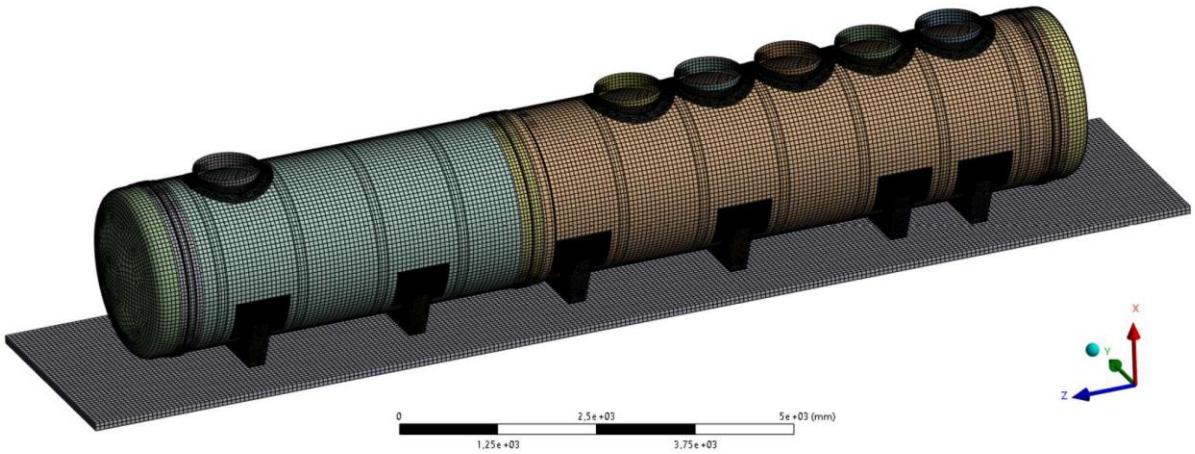
The objective of the analysis was to confirm that the geometry of supporting U-legs and joint merely on sides of the leg will sustain the load of water filled in the entire volume of the tank, with the goal being the optimization of the layup of the composite U-legs and the joint, while this optimization can greatly reduce the manipulation (turning of the tank to reach the required area for lamination) and thus reduce the assembly time and final productions costs.

1. Introduction

All horizontal GFRP tanks must be installed under specific conditions to withstand the loads to which they are exposed. These conditions are mainly geometrical – in the case of underground tanks, certain backfilling material and its compacting is specified. This study deals with freestanding tanks, which are installed above ground and the structural stability is ensured by using U-shaped load bearing legs, which prevent the failure by locally increasing the ring stiffness, therefore increasing the buckling safety of the wall of the tank while loaded with hydrostatic pressure.

2. Numerical analysis

The analysis was conducted in ANSYS Mechanical 2024 R1 software. The analyzed tank (2200 mm diameter, 13193 mm length) was recreated into shells including all main parts and joints. The tank was placed onto a flat surface and meshed using shell quad elements with relative size 8 – 40 mm.
The tank has been placed onto the U-legs and initially loaded with gravitational acceleration (9.81 m/s^2). In the second step, the U-legs have been joined to the tank by manual lamination and in the third step, the assembly was subjected to load by hydrostatic pressure, simulating filling the tank with water, with application of a safety factor of 1.35 (resulting in gravitational acceleration of 13.238 m/s^2).

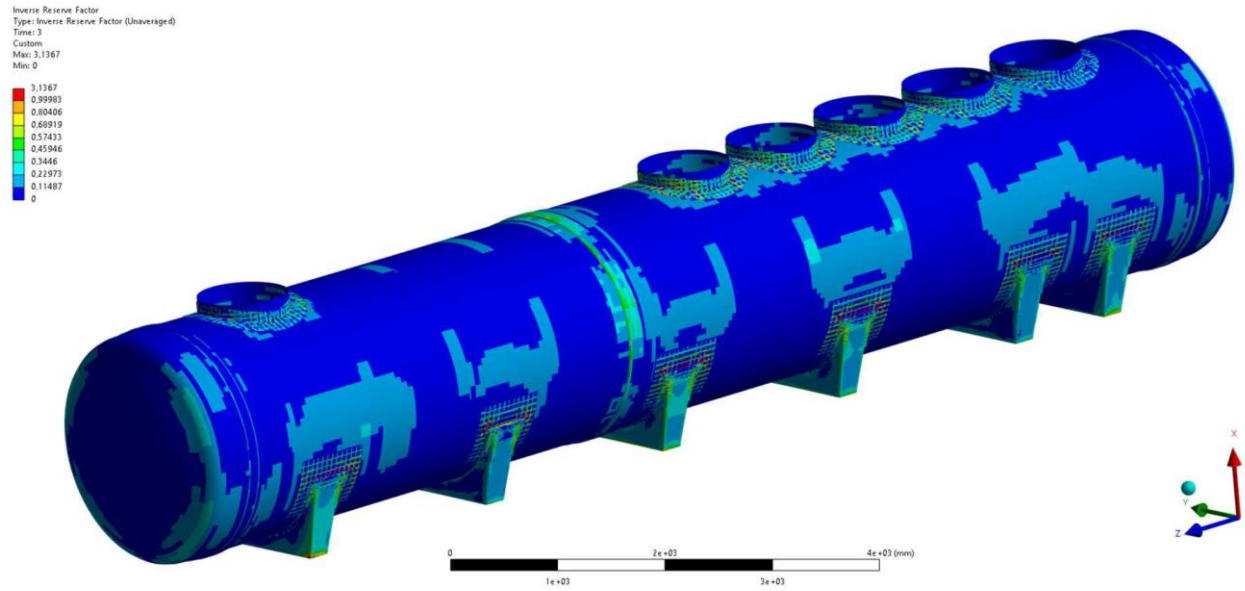


Obr. 1. FEM model of the tank

Multiple iterations of the analysis were carried out to reach the final geometry and lay-up of both the U-legs and the joint.

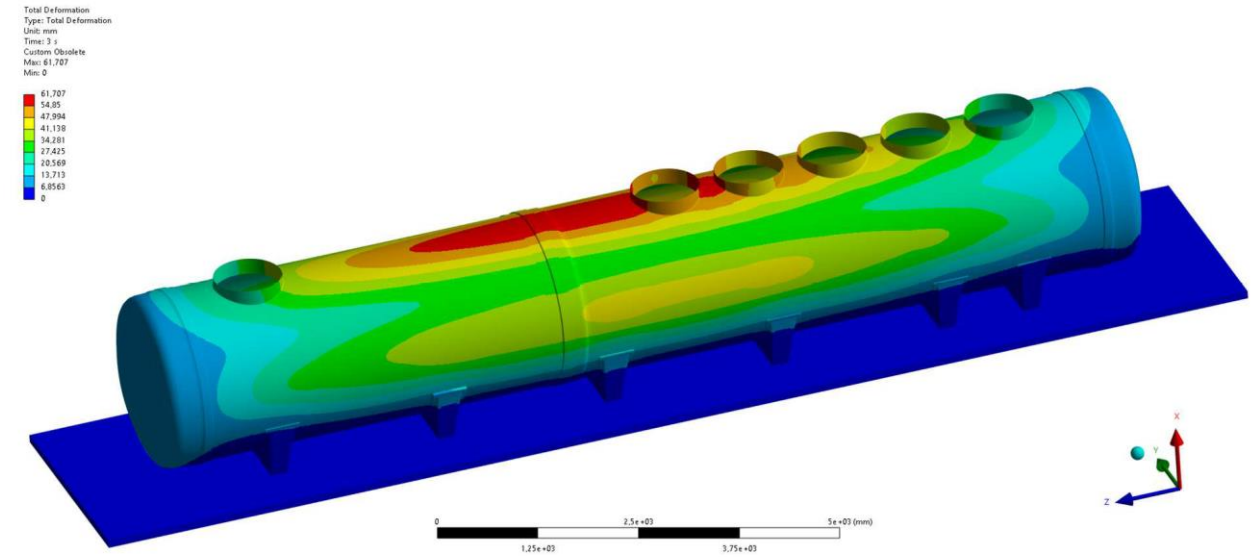
* tel. +420 604 960 657, *e-mail*: fbarda@aco.cz

The highest value of failure index according to the Tsai-Wu failure criterion reached FI = 1.2 in the manual lamination of legs to the tank tube, but only on sharp edges. Otherwise, maximum failure index reached the value of FI = 0.91 on the U-legs.



Obr. 2. Resulting failure indexes (Tsai-Wu)

Upon filling the tank, the maximum displacement reached a value of 61.7 mm in the vertical direction.



Obr. 3. Resulting displacements

3. Conclusion

Final design of the U-legs and their joint to the tank was reached through the numerical analysis and confirmed that it sustains the load caused by hydrostatic pressure with failure index below 1 (except small local areas with sharp edges).

Literatura

[1] Laš, V. et. al.: Structural analysis of DN2200 - horizontal freestanding (Report NTIS-VP3-009/2024)

VÝVOJ NÁDRŽE NA OKYSLIČOVADLO PRO STUDENTSKOU RAKETU

Přemysl Čechura[1], Zdeněk Padovec, Jaroslav Kousal, Jaromír Kučera

Fakulta strojní ČVUT v Praze, Technická 4, Praha 6

Abstrakt

Tento příspěvek představuje vývoj kompozitové tlakové nádoby typu 3, určené jako nádrž na okysličovadlo pro studentskou soutěžní raketu kategorie EuRoC. Na začátku je popsána tato část rakety a její specifická provozní zatížení. Poté je představena teorie výpočtu a samotný návrh nádrže, který byl analyzován jak analyticky, tak pomocí MKP simulací. Na závěr jsou ukázány praktické zkušenosti a problémy, které nastaly při realizaci návrhu.

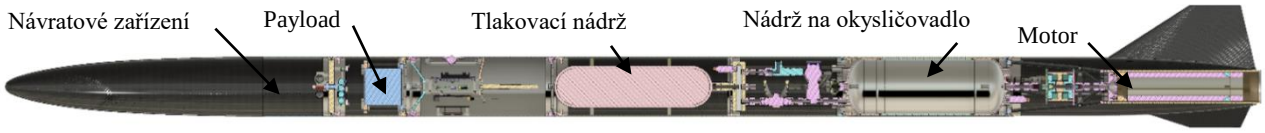
1. Úvod

V raketové technice se hojně používají kompozitní materiály pro příznivý poměr mechanických vlastností (tuhost) k hmotnosti. Pro rozvinutí schopností studentů v tomto oboru je vypsána v Evropě studentská soutěž *European Rocketry Challange* (EuRoC), ve které studenti se se svými raketami snaží dosáhnout přesně stanovené výšky 3 nebo 9 km, vynést náklad (například vědecký experiment) a bezpečně se vrátit zpět na zem.

Tým CTU Space Research, působící pod ČVUT v Praze, se této soutěže pravidelně účastní v kategorii raket s hybridním raketovým motorem. Jeho nejnovější raketou je Andromeda o délce 3600 mm, průměru 161 mm a hmotnosti 30,5 kg. Vývoj pohonu pro takovouto raketu s sebou přináší řadu technologických výzev, neboť studenti musejí navrhnout, vyvinout, vyrobit a otestovat veškeré komponenty v souladu s přísnými bezpečnostními pravidly soutěže, která do značné míry vycházejí z průmyslových technických norem.

Jednou z největších výzev je návrh a realizace nádrže na okysličovadlo. Tým zvolil hybridní pohon využívající jako palivo pevný polymer ABS a jako okysličovadlo kapalný oxid dusný (N_2O). Celá palivová soustava je přetlaková: vysokotlaký dusík, skladovaný při tlaku 25 MPa, je přes redukční ventil přiváděn do nádrže okysličovadla, kde udržuje stabilní provozní tlak 5 MPa, což zajišťuje tlak ve spalovací komoře motoru přibližně 3 MPa.

Nádrž zároveň slouží jako integrální součástí trupu rakety. Součástí její konstrukce jsou montážní prvky pro tlaková a teplotní čidla a také armatury propojující nádobu s plnicím, tlakovacím a ventilem k motoru.



Obr. 1. Řez soutěžní raketou Andromeda.

2. Teorie

Pro prvotní návrh byla využita teorie tenkostěnných nádob, na kterou byla aplikována klasická laminační teorie. Materiál je uvažován jako elastický, tloušťka stěny nádoby je výrazně tenčí než její poloměr křivosti a platí membránová napjatost.

Základní vztahy pro membránové napětí v meridiánovém (ψ) a tečném (φ) směru lze vyjádřit rovnou z rovnováhy na elementu

$$\sigma_\psi = \frac{N_\psi}{h} = \frac{pR_\varphi}{2h} \ , \tag{1}$$

$$\sigma_\varphi = \frac{N_\varphi}{h} = \frac{pR_\varphi}{2h}\left(2 - \frac{R_\varphi}{R_\psi}\right) \ , \tag{2}$$

[1] * tel. +420 735 060 393, *e-mail*: Premysl.Cechura@fs.cvut.cz

kde p [MPa] je vnitřní přetlak, R_φ a R_ψ jsou hlavní poloměry křivosti v daném řezu ($\varphi \approx y$, tečný směr a $\psi = x$, meridiánový směr) a h je tloušťka stěny nádoby.

Nádrž je integrální součástí rakety a má tedy válcový tvar s klenutými víky. Vnější průměr nádrže odpovídá vnějšímu průměru rakety a ten byl stanoven jako 161 mm. Délka nádrže je variabilní, jelikož pro případ potřeby zvětšit objem nádrže se snadno prodlouží, tím se ale nemění namáhání stěn nádrže. Pro první iteraci byla zvolena délka nádrže 400 mm.

3. Návrh válcové části nádrže

Výpočet válcové části vychází z konstantní deformace napříč tloušťkou stěny při membránovém zatížení. Využitím klasické laminační teorie se sestaví matice tuhosti laminátu spojující vektor zatěžujících sil s deformacemi střednicové plochy a zakřiveními

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{N} \\ \cdots \\ \boldsymbol{M} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{A} & \vdots & \boldsymbol{B} \\ \cdots & \cdots & \cdots \\ \boldsymbol{B} & \vdots & \boldsymbol{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon} \\ \cdots \\ \boldsymbol{k} \end{bmatrix} \quad . \tag{3}$$

Z vypočtené deformace se v jednotlivých vrstvách k určí globální napětí pomocí transformované matice tuhosti $\boldsymbol{Q_k}$ pro každou k-tou vrstvu

$$\boldsymbol{\sigma_k} = \boldsymbol{Q_k}\, \boldsymbol{\varepsilon_m^0} \quad . \tag{4}$$

Následně se napětí přepočtou do hlavních os materiálu jednotlivých lamin (směry L – podélný, T – příčný) pomocí transformační matice $\boldsymbol{T}$ [1]

$$\boldsymbol{\sigma_{LT}^k} = \boldsymbol{T_\sigma^k \sigma_{xy}^k} \quad . \tag{5}$$

Tloušťka stěny a její skladba byla určena pomocí kritéria maximálního napětí pro dané laminy a iteračním procesem byla navržena tloušťka stěny 3,6 mm. Skladba stěny je přiblížena v tabulce 1.

Tab. 1. Tabulka skladby stěny.

Vrstva	Tloušťka [mm]	Úhel návinu [°]	vlákno
1	0,8	90	T 700
2	1,4	±12,87	T 700
3	0,8	90	T 700
4	0,4	±33,8	T 700

Uvažované parametry laminátu pro kritérium maximálního napětí jsou uvedeny v tabulce 2.

Tab. 2. Parametry laminátu.

Mez pevnosti v	Značka	Hodnota [MPa]
Podélném tahu	R_{pL}^-	2500
Podélném tlaku	R_{pL}^+	900
Příčném tahu	R_{pT}^+	50
Příčném tlaku	R_{pT}^-	230
Ve smyku	$\tau_{d_{LT}}^+ = -\tau_{d_{LT}}^-$	100

4. Návrh koncových den.

Klenutá dna byla zvolena ve tvaru geodetického isotenzoidu (GI). Jelikož je u rakety velmi velký důraz na hmotnost, došlo právě na volbu GI, jelikož vychází oproti jiným tvarům meridiánových křivek s nejtenčí stěnou a je tedy nejlehčí.

U geometrického isotenzoidu je geometrie nádoby přizpůsobena tak, aby byla vlákna byla namáhaná stejně. Vlákna musí splňovat podmínku

$$\frac{N_\varphi}{N_\psi} = tg^2\omega \quad . \tag{6}$$

Dosazením do diferenciální rovnice obecné skořepiny můžeme získat předpis

$$\frac{R_\varphi}{R_\psi} = \frac{2 - 3\frac{r_0^2}{r^2}}{1 - \frac{r_0^2}{r^2}} = \frac{rr''}{[1 + (r')^2]} \quad . \tag{7}$$

Integrací této rovnice získáme předpisy pro poloměry křivosti hlavních řezů

$$R_\varphi = \frac{a^3}{r^2}\sqrt{\frac{r_0^2 - a^2}{r_0^2 - r^2}}, \tag{8}$$

$$R_\psi = \frac{a^3}{r^2}\frac{\sqrt[3]{r^2 - r_0^2}}{\sqrt{a^2 - r_0^2}\cdot(2r^2 - 3r_0^2)}. \ , \tag{9}$$

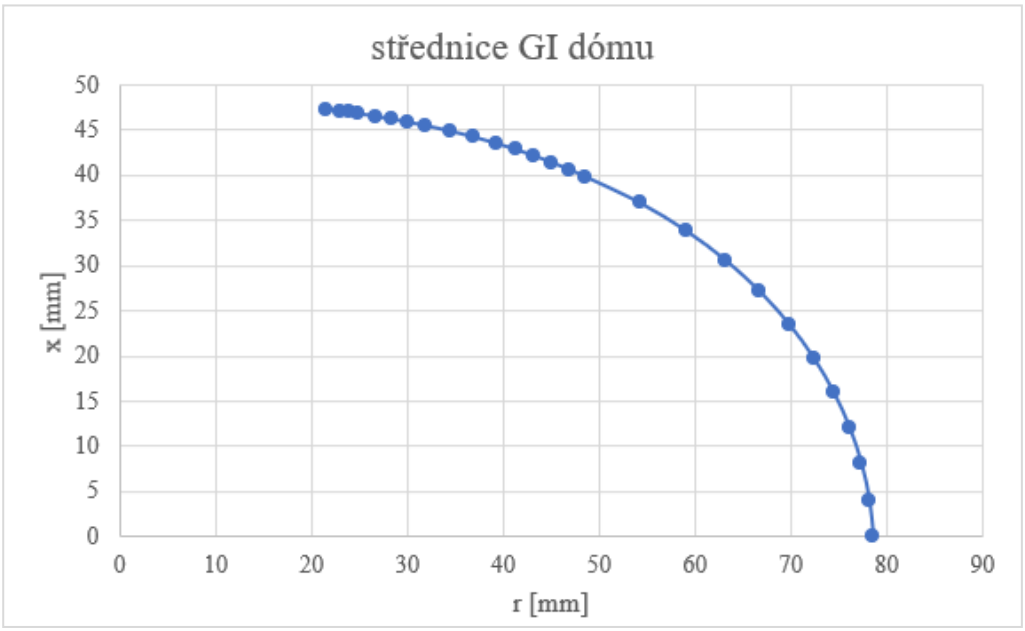
kde r je poloměr na dómu v kolmé rovině na osu nádoby – rovnoběžkový poloměr, a je poloměr na rovníku dna (je stejný jako poloměr válcové části skořepiny) a r_0 je poloměr polárního otvoru [2]

Poměr poloměrů r_0/a definuje nejen tvar meridiánové křivky, ale také úhel návinu ω na rovníku dómu podle vztahu

$$\sin\omega = \frac{r_0}{a}. \tag{10}$$

Pro uvažovanou geometrii vychází úhel návinu axiální vrstvy na válcové části na ω = 12,87°. Tloušťka stěny na dómu plynule navazuje na vrstvu axiálních vláken a u paty dosahuje h = 1,4 mm.

Dosazením do (8) a (9) můžeme získat geometrii meridiánové křivky. Vykreslená křivka střednice pro zadané parametry je vidět v grafu na Obr. 1. Jak je vidět v rovnicích (8), (9), meridiánová křivka GI je určena pouze poměrem velikosti poloměru polárního otvoru r_0 a rozměrem nádoby a.

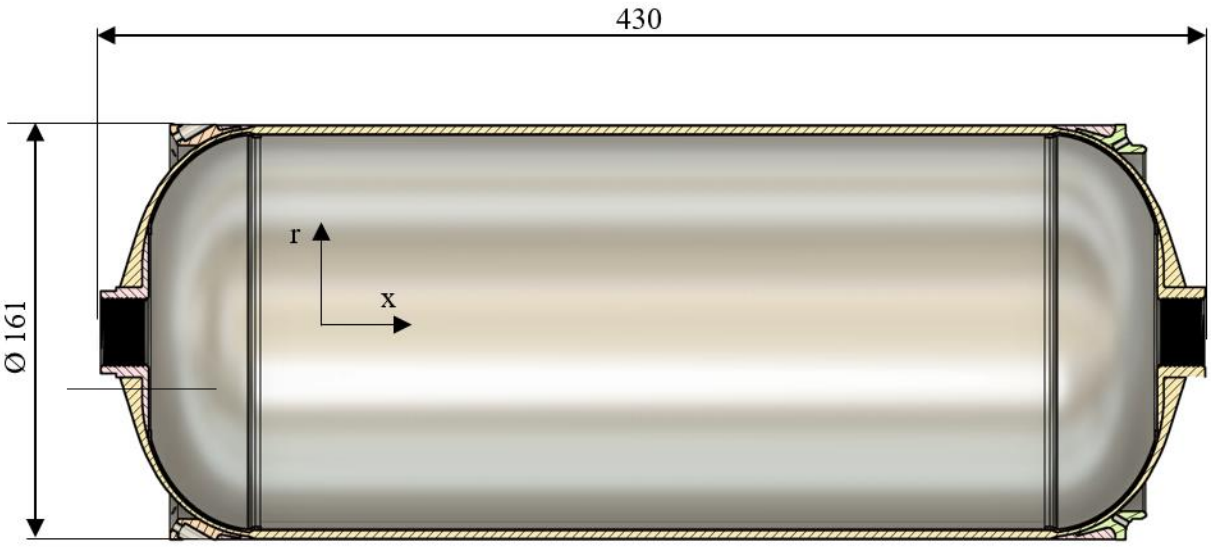


Obr. 1. Vykreslený graf střednice geometrie dómu.

5. Celkový návrh nádrže

Nádrž, jelikož je integrální součástí trupu, je upevněna do rakety přes univerzální RADAX (radiálně-axiální) spojky. Tyto hliníkové prstence jsou zavinuty do stěny nádoby přímo při procesu navíjení, přípojné body jsou tak přesně zadefinovány. Díky tomuto přístupu nevyžaduje nádrž po vytvrzení kompozitu a vypláchnutí vnitřního kopyta žádné další doobrobení ani složité lepení.

Nádrž byla navržena na provozní tlak 6 MPa. V souladu s pravidly soutěže byl uvažován bezpečnostní koeficient 3 vůči porušení vláken, přičemž tlaková zkouška probíhá na 1,5násobek provozního tlaku tj. 9 MPa. Výsledné rozměry nádrže jsou: délka 430 mm, vnější průměr 161 mm a objem je 6,9l. Hmotnost nádoby je 2 kg. Řez modelem navržené nádrže je možné vidět na obrázku 2.



Obr.2. Řez modelem navržené nádoby

6. MKP analýza

Pro detailnější přehled zatížení stěn byla provedena MKP analýza v programu Abaqus 2026. Pro výpočet byl uvažován kompozit uhlíkové vlákno/epoxidová pryskyřice s 60 % objemovým podílem vláken. Ostatní díly jsou ze slitin hliníku, RADAX spojky ze slitiny EN AW-7075, příruby z EN AW-5083.

Tenkostěnný liner byl ve výpočetním modelu zanedbán vzhledem k jeho nízké tuhosti oproti kompozitovému plášti. Složitý uzel v oblasti spojek RADAX byl modelován kombinací 3D objemových *solid* prvků pro hliníkové prstence a plošných *shell* prvků pro kompozitní vrstvy, propojených pomocí vazeb typu *Tie bond*. Ve výsledcích je vidět značné ovlivnění deformace nádoby v okolí hliníkového prstence.

7. Experimentální ověření

K verifikaci analytického návrhu a MKP simulace byla vytvořena zkušební sestava a provedena tlaková zkouška prototypu s tenzometrickým měřením. Na válcové části přibližně uprostřed byly umístěny 2 tenzometry 6/350-LY43 jeden v meridiánovém směru a druhý v tečném směru. Na dómu byla umístěna tenzometrická růžice 3/120-XY91 tak aby opět měla jeden směr tečně a druhý axiálně. Růžice je umístěna na poloměru r=58,5mm. Umístění tenzometrů je možné vidět na obrázcích 3 a 4. Tlakový test vodou probíhal pomocí hydraulického válce až na hodnotu 5,5 MPa. Z důvodu průsaku byl test předčasně ukončen, i přesto však naměřená data poskytla dostatek informací pro validaci výpočetních modelů. Pro porovnání výpočtů, MKP simulace a testu byla analyzována vypočtená a naměřená deformace. Výsledky ukazuje Obr. 5 pro válcovou část a Obr. 6 pro místo na dómu.

Na válcové části se shoduje deformace vypočtená analyticky s MKP simulací, směr *11* odpovídá směru ψ a směr *22* odpovídá směru φ, naměřená hodnota je však nižší. Důvodem bude vliv kovového lineru, jež je větší, než bylo uvažováno. Analyticky bylo také počítáno s vrstvou lineru tak, že přenáší část zatížení. Tyto výsledky už odpovídají více naměřeným datům, avšak nebylo analyticky počítáno s plastizací, se kterou v případě vyšších zatížení je nutné počítat.

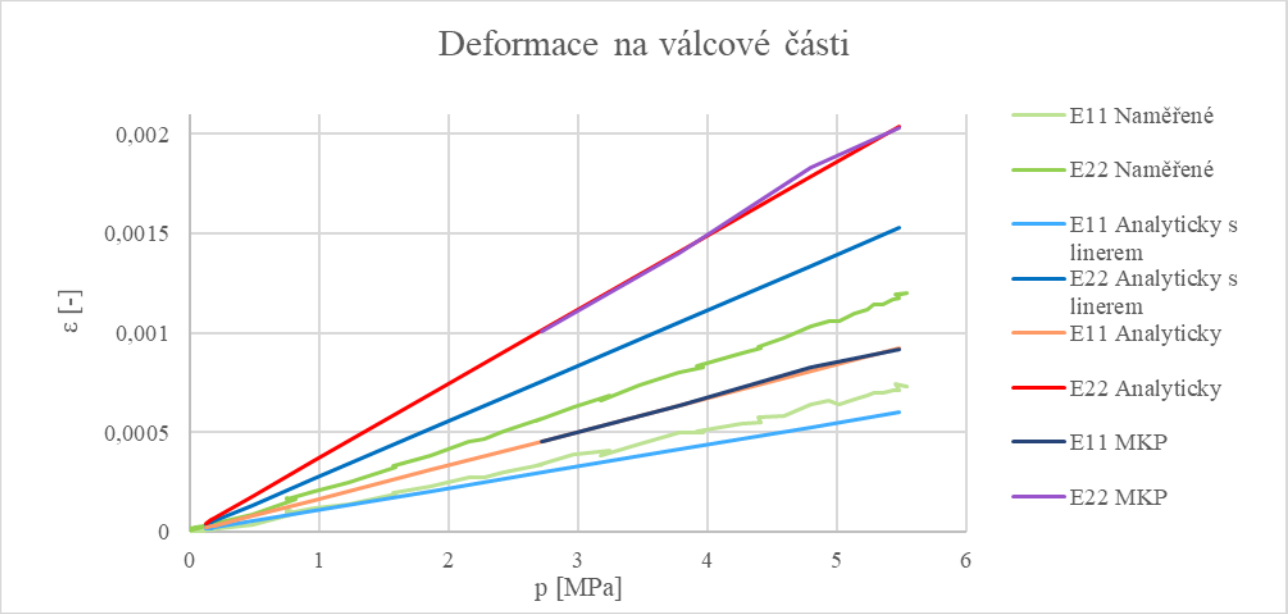
Pro situaci na víku je už z naměřených dat vidět, že dno je v části pod radaxem vetknuto do výrazně tužší obruče a nádoba se nedeformuje jako kdyby stála samostatně. V místě umístění růžice byly porovnány výsledky MKP simulace a měření. Analýza dvou nejbližších elementů místu měření ukázala, že element blíže kraji vykazuje lepší shodu s naměřenými hodnotami. Výraznější odchylka měření od simulace je dána výrobními odchylkami návinu od teoretické geometrie.



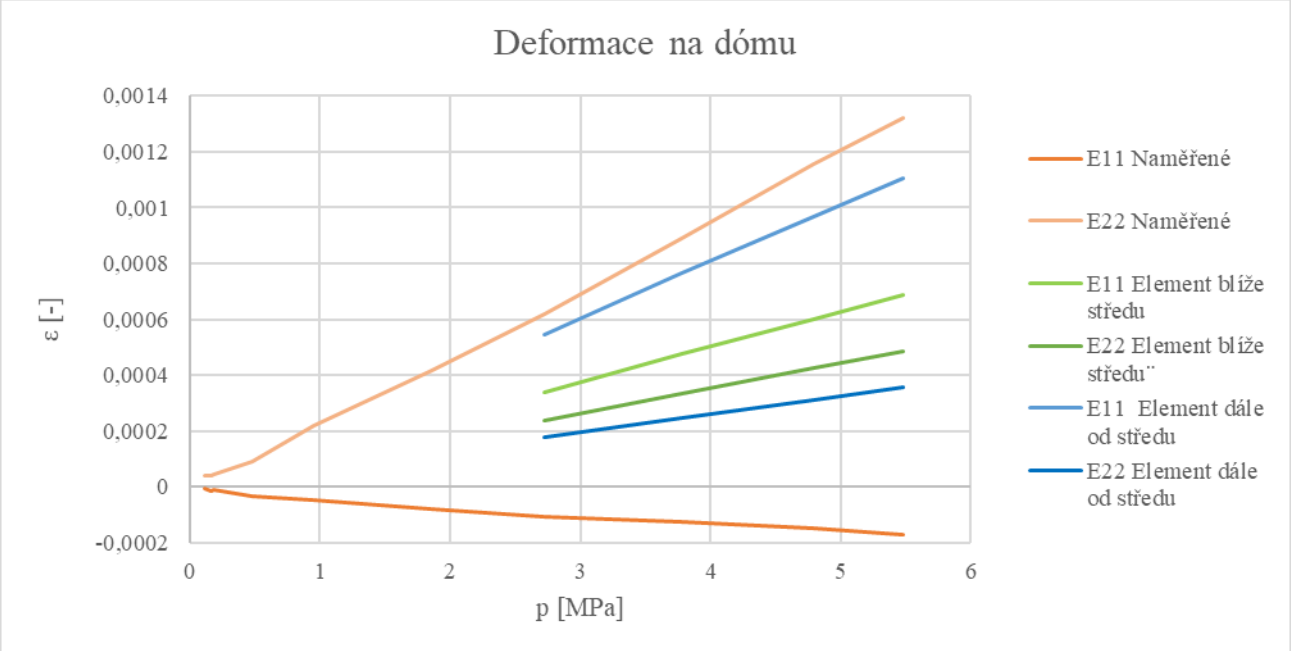
Obr.3. Foto testovací sestavy



Obr.4. Umístění tenzometrů na válci



Obr. 5. Deformace na válcové části



Obr. 6. Deformace na dómu

8. Výroba prototypu a vývoj lineru.

Liner u tlakové nádoby typu 3 slouží primárně jako těsnicí bariéra zabraňující permeaci média kompozitní stěnou. Výroba lineru byla zvolena jako svařenec, který bude následně ovinut. Z rešerše vyplynulo, že pro opakovatelný výsledek při normálních svařovacích metodách musí být materiály v tloušťce alespoň 1 mm, ale spíše více. Po porovnání vhodných materiálů byla zvolena hliníková slitina. I zde byla snaha liner co nejvíce ztenčit, jelikož i malá změna tloušťky lineru má značný vliv na hmotnost nádrže.

Při užití technologie svařování laserem je možné velice pečlivě dávkovat teplo a lze tak svařovat i tenké plechy o tloušťce až 0,3 mm. Tento typ svařování byl týmem CTU SR využit, jelikož se povedlo v rámci sponzoringu zapůjčit laserovou svářečku.

Byly vyrobeny vzorky s cílem určit minimální tloušťku plechu, kdy je svar uspokojivý a opakovatelný. Praktická minimální tloušťka byla 0,5 mm pro hliníkové slitiny a pro nerezový plech až 0,3 mm. Z finančních důvodů však byly

vyzkoušeny jen dostupné základní slitiny AW 1050 a AW 6060 pro hliníkové slitiny a u oceli základní uhlíkové oceli a nerezová ocel AISI 304.

První verze lineru byla navržena z hliníkového plechu AW 1050 o tloušťce 0,5 mm. Liner je složen ze dvou polárních zátek, dvou vytlačených dómů a svinutého válce. Liner musí být po svaření plynotěsný. Kvůli velkému množství chyb, děr a průvarů bylo nakonec přistoupeno k zesílení plechu na tloušťku 0,8 mm. Velikou komplikací se ukázal problém s pórovitostí svarů, pokud plechy nebyly perfektně sesazené., Na místech, kde se potkává podélný svar na válci s příčným svarem pod dómy lokálně vnikaly vměstky do svaru a svar i přesto, že vizuálně vypadal v pořádku, při bublinkovém ověření těsnosti nevyhovoval. Takto znehodnocené místo bohužel už nejde opravit a bylo nutné udělat více prototypů tak, aby se svařenec povedl. Foto dobrého svaru a pórovitého svaru je možné vidět na obrázcích 8 a 9.

Dalším fenoménem svařování hliníkových slitin je praskání svarů. Tento jev se nejvíce vyskytnul u koncových přírub, jelikož jsou ze silnějšího materiálu a také jsou vyrobeny z pevnější slitiny. Byly provedeny pokusy se slitinou AW 6082, ale nakonec byl zvolena slitina AW 5083 pro její lepší svařitelnost.

Nakonec se povedlo vyrobit těsný prototyp lineru a ten byl ovinut. Při tlakových zkouškách však nádrž neobstála, jelikož při provozním zatížení se objevil průsak mezi hliníkovou přírubou a kompozitní stěnou nádrže. Na vině byla prasklina ve svaru lineru.

Z důvodu špatné opakovatelnosti hliníkových svarů byl materiál lineru změněn na nerezovou ocel AISI 304 o tloušťce 0,4 mm. U tohoto nerezového plechu byla testy vyzkoušena výborná svařitelnost i opakovatelnost svarů i pro takto tenký materiál, případné průvary lze opravit. Pro laserové paprsky je také materiál méně odrazivý a svařování je méně citlivé na změnu úhlu jejich dopadu, a tedy následnou kvalitu svaru u ručního svařování lineru. Ačkoliv je hustota oceli vyšší, díky redukci tloušťky je hmotnostní nárůst o 250g akceptovatelný zásah oproti výraznému zvýšení spolehlivosti výroby. Vzorek svaru plechů 0,4 mm je možné vidět na obrázku 7.



Obr.7. Svar na nerezi AISI 304 tl.0,4 mm.



Obr.8. Svar na hliníkové slitině EN AW 1050 tl.0,5 mm.



Obr.9. Pórovitý opravovaný svar na hliníkové slitině EN AW 1050 tl.0,5 mm.

9. Závěr

V rámci vývoje rakety pro studentskou soutěž EuRoC byla úspěšně navržena, vyrobena a otestována kompozitová tlaková nádoba typu 3 určená pro uchovávání kapalného oxidu dusného. Realizovaná tlaková zkouška s tenzometrickým měřením potvrdila správnost zvolené metodiky analytického návrhu i MKP výpočtů.

Experimentální testování rovněž přineslo cenné poznatky pro další optimalizaci konstrukce. Ukázalo se, že kovový liner, přestože byl původně uvažován pouze jako nezatížená těsnicí bariéra, vykazuje nezanedbatelný příspěvek k celkové pevnosti a tuhosti nádoby. V navazujících výpočetních modelech tak bude tento vliv plně započítán, přičemž musí být uvažováno i s jeho plastickou deformací.

Z technologického hlediska přinesl vývoj posun v oblasti svařování tenkostěnných kovových linerů pomocí laserové technologie. Zkušební proces ukázal, že pro zajištění těsnosti a opakovatelnosti výroby je volba materiálu lineru a jeho tloušťky naprosto zásadní. Přechod na vhodnější materiál s lepšími svařovacími vlastnostmi umožnil eliminovat vznik vad a trhlin ve svarech, což vedlo k dosažení potřebné spolehlivosti výroby při zachování nízké hmotnosti.

Poděkování

Za autorský kolektiv děkujeme firmě Compo Tech PLUS, spol. s.r.o. za podporu týmu a navinutí prototypů nádrží a firmě LaserTerm s.r.o. za propůjčení laserového svařovacího centra a mentoringu při výrobě.

Tento vývoj vznikl za podpory Studentské Grantové Soutěže Českého vysokého učení technického v Praze pod grantem číslo SGS24/123/OHK2/3T/12.

Literatura

[1] LAŠ, Vladislav. Mechanika kompozitních materiálů. 1. vydání. Západočeská univerzita v Plzni, 2004. ISBN 80-7043-273-X.

[2] PADOVEC, Z.; VONDRÁČEK, D. a MAREŠ, T. The analytical and numerical stress analysis of various domes for composite pressure vessels. Applied and Computational Mechanics. 2022, roč. 2022, č. 16, s. 151-166

NUMERICKÉ A EXPERIMENTÁLNÍ OVĚŘENÍ ZATÍŽENÍ SKLOLAMINÁTOVÉ NÁDRŽE

Karel Doubrava[1*], Nikola Schmidová[1], David Blaha[1], Ctirad Novotný[1], Zdeněk Padovec[1], Radek Sedláček[1], Radek Kottner[2], Milan Růžička[1]

[1]ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Technická 4, Praha 6
[2]ACO Industries Tábor; Průmyslová 1158, Sezimovo Ústí

Abstrakt

Příspěvek shrnuje, zkušenosti s výpočty a experimenty na velkých sklolaminátových nádržích, které jsou produkty společnosti ACO Industries a používají se v oblasti hospodaření s povrchovou vodou. Byly zkoumány různé technologické postupy spojování válcových částí a kupolových den. Pro monitorování namáhání nádob byly testovány systémy založené na změně odporu, jako jsou odporové fóliové tenzometry a senzory z uhlíkových vláken a systém LUNA s distribuovaným měřením pomocí optického vlákna. Výběr vhodných míst pro měření byl proveden na základě výsledků numerických simulací získaných metodou konečných prvků. Bylo provedeno několik experimentů s různými typy zatížení. Vzorky, u nichž byla snaha dosáhnout destrukce, byly zatěžovány hydraulickým přetlakem a vzorky, u kterých se zkoumala citlivost snímačů na umístění na nádobě, byly zatěžovány podtlakem. Deformace změřené různými metodami vykazovaly shodu, ale v některých vytypovaných místech se odlišovaly od numerické simulace. Zde se ukázal podstatný vliv ruční výroby některých detailů, přičemž tato skutečnost nebyla do prvotních simulací zahrnuta. Vzorek provozované nádoby instalované dva metry pod povrchem, byl zatěžován umístěním závaží do vybraných míst na povrchu, kdy toto simulovalo zatížení od pojezdu techniky. V tomto případě byla instalace snímačů provedena na vnitřní povrch nádoby po vyčerpání shromážděné povrchové vody. Shoda s numerickým výpočtem pak ukazuje možnost určit, zda bylo překročeno zatížení od pojezdu těžké techniky, ale rovněž schopnost detekovat případné technologické nekázně při instalaci těchto tanků.

Poděkování

Příspěvek vznikl s podporou projektu TN02000010 Národní centrum kompetence Mechatroniky a chytrých technologií pro strojírenství, který je spolufinancován ze státního rozpočtu Technickou Agenturou ČR v rámci programu Národních center kompetence.

[*] tel. +420 224 352 525, *e-mail*: karel.doubrava@cvut.cz

OPTIMALIZACE GEPOLYMERNÍCH KOMPOZITŮ PRO 3D TISK S CÍLENÝMI TEPELNÝMI

Pavlína Hájková*, Marek Kovář

Technická univerzita v Liberci, Studentská 1402/2, Liberec

Abstrakt

Tato studie prezentuje vývoj a charakterizaci nových geopolymerních kompozitů určených pro aditivní výrobu (3D tisk) s důrazem na modifikaci jejich tepelně-izolačních a akumulačních parametrů. Za tímto účelem byl jako plnivo použit jemně mletý šamot v kombinaci s expandovaným jílem (Liapor) nebo ocelovým granulátem. Byly navrženy tři materiálové varianty se sníženou či zvýšenou tepelnou akumulací, u nichž byla sledována reologie čerstvé směsi, mechanická odolnost po expozici vysokým teplotám (až 1000 °C) a vliv vlhkosti na strukturní integritu. Výsledky prokazují, že u tepelně odolných geopolymerních kompozitů pro 3D tisk lze dosáhnout vysoké pevnosti v tahu za ohybu (přes 20 MPa) a lze regulovat tepelnou jímavost v rozsahu 962 až 1288 $Jm^{-2}K^{-1}s^{-1/2}$.

1. Úvod

3D tisk geopolymerů představuje velkou výzvu pro stavební průmysl. Důležité je vyvinout vhodnou směs tak, aby nedošlo k jejímu zatuhnutí v dopravních cestách a současně aby nedocházelo k zborcení vrstev při zachování jejich dobré soudržnosti. Rozsáhlý přehled současného stavu v oblasti 3D tisknutelnosti betonů a geopolymerů uvádějí autoři Jindal a Jangra ve své studii, kteří zdůrazňují komplexní vliv reologických vlastností na výslednou kvalitu výtisku [1]. Jia a kol. se zabývá řízením parametrů tisku v reálném čase, a tím zvýšení výsledné kvality výtisku [2]. Optimalizaci tiskových podmínek se také věnuje práce [3], kde autoři uvádějí jako optimální parametry pro tisk stejnou rychlost posuvu a výtoku materiálu z trysky, přičemž k tomuto závěru došli pomocí CFD modelu (výpočetní dynamika tekutin). Sando a Stephan ve své práci upozorňují na možnosti i limity využití Vicatovy metody pro sledování tuhnutí směsí určených pro 3D tisk [4]. Problematika vývoje geopolymerních materiálů pro vysokoteplotní aplikace vhodných pro 3D tisk je řešena v publikacích [3] a [5], které se mimo jiné zaměřují na úpravu složení směsí. Předkládaný výzkum se také zabývá optimalizací receptur s cílem vyvinout materiály pro 3D tisk odolné do vysokých teplot se zvýšenou a sníženou tepelnou akumulací. Jako základní termostabilní plnivo byl zvolen mletý šamot, který byl kombinován s ocelovým granulátem nebo expandovaným jílem (Liapor) pro úpravu tepelně akumulačních vlastností.

2. Experimentální část

2.1 Materiálové složení a příprava vzorků

Pro účely studie byly připraveny tři typy geopolymerních směsí, jejichž pojivová báze sestávala z metakaolinu, mleté odpadní strusky, mikrosiliky, alkalického aktivátoru a vody. Rozdíly v plnivech jsou definovány v Tab. 1. Expandovaný jíl (Liapor) měl zrnitost 0 – 2 mm a ocelový granulát S070 s velikostí zrn 0,12-0,35 mm. Z materiálu byly připraveny vzorky pro měření pevnosti v tahu za ohybu (20 × 20 × 160 mm) a vzorky pro stanovení tepelných vlastností (desky 160 × 160 × 40 mm). Materiály po vtlačení do forem zrály 35 dní, přičemž 28 dnů byly v uzavřené fólii a následně 7 dnů byly ponechány volně na vzduchu.

Tab. 1. Složení testovaných kompozitů.

Označení	Složení plniva	Charakteristika
AKU	100 % šamot SA3	Odolný teplotám do 1000 °C
AKU-	25,9 % Liapor + 74,1 % SA3	Se sníženou tepelnou jímavostí
AKU+	57 % ocelový granulát + 43 % SA3	Se zvýšenou tepelnou jímavostí

2.2 Metodika testování

Zpracovatelnost, resp. doba tuhnutí připravených směsí, byla hodnocena Vicatovým přístrojem. Po 35 dnech byla stanovena ztráta sušením při 120 °C. U vyzrálých vzorků s tepelnými úpravami v peci s nárůstem teploty 3 °C/min a hodinovou výdrží dle Tab. 2 byla hodnocena pevnost v tahu za ohybu. Ta byla také hodnocena u vzorků, které byly ponořeny na 1 týden do vody a měřeny byly pak v mokré a vysušené formě. Tepelné vlastnosti byly měřeny u vysušených vzorků metodou nestacionárního ohřevu přístrojem ISOMET 2114.

* tel. +420 485 356 516, *e-mail*: Pavlina.Hajkova@tul.cz

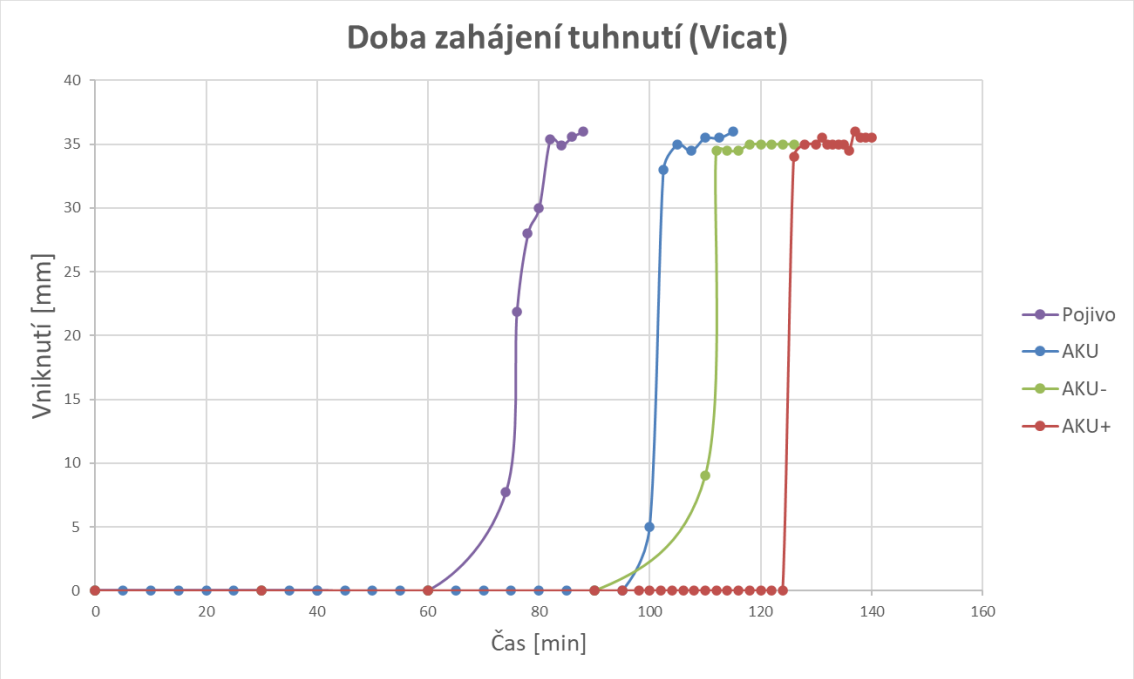
Tab. 2. Označení vzorků a podmínky, kterým byly vzorky vystaveny.

	Zrání	1. úprava	2. úprava
LT	28 dnů zabaleno + 7 dnů rozbaleno na vzduchu		
120 °C	28 dnů zabaleno + 7 dnů rozbaleno na vzduchu	Vysušení 120 °C	
Voda 7D	28 dnů zabaleno + 7 dnů rozbaleno na vzduchu	Ponoření do vody na 7 dnů	
Voda 7D + 120 °C	28 dnů zabaleno + 7 dnů rozbaleno na vzduchu	Ponoření do vody na 7 dnů	Vysušení 120 °C
800 °C	28 dnů zabaleno + 7 dnů rozbaleno na vzduchu	800 °C/ 1h (nárůst 3 °C/min)	
1000 °C	28 dnů zabaleno + 7 dnů rozbaleno na vzduchu	1000 °C/ 1h (nárůst 3 °C/min)	

3. Výsledky a diskuse

3.1 Charakteristika čerstvé směsi

Pro kontinuitu 3D tisku je klíčová doba tuhnutí materiálu. Samotné pojivo bez plniv tuhlo nejrychleji (80 min). Přidání plniv dobu tuhnutí prodlužovalo, což umožňuje delší čerpatelnost směsi. Nejvíce prodlužovalo dobu tuhnutí akumulační plnivo – ocelový granulát.



Obr. 1. Doba tuhnutí geopolymerního pojiva a kompozitních materiálů dle Vicata.

V Tab. 3 je uvedena ztráta sušením, kdy dle předpokladů vykazovala nejvyšší hodnoty směs s porézním Liaporem (8,6 %), zatímco směsi s šamotem a ocelí měly ztrátu sušením cca 7,0 %.

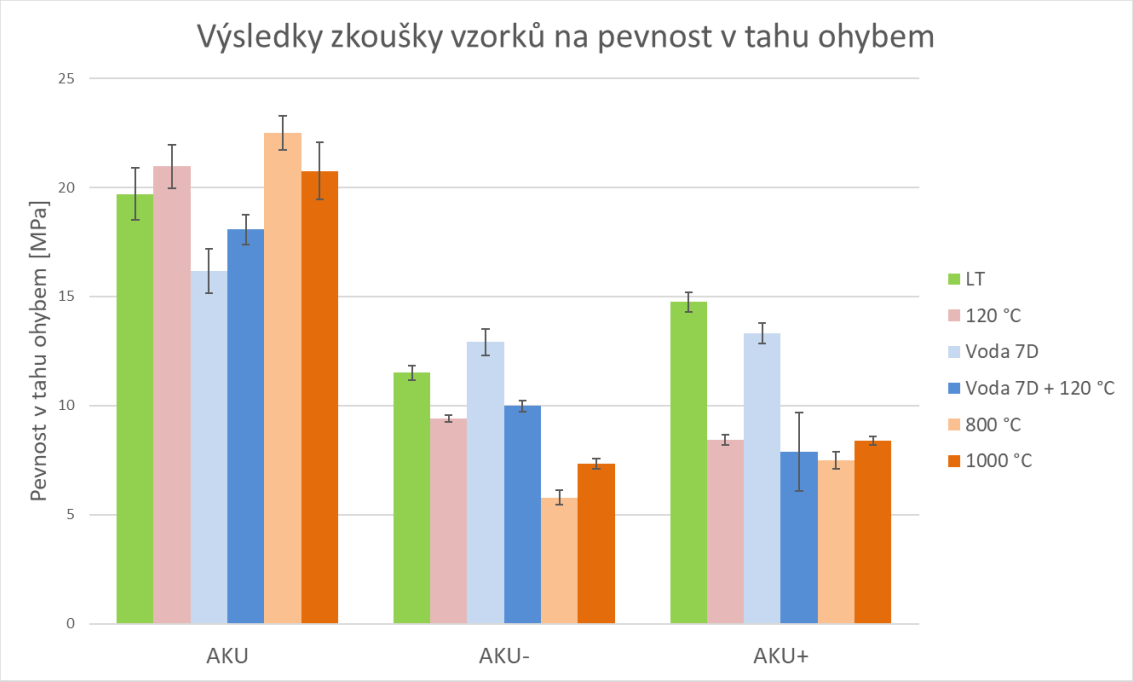
Tab. 3. Ztráta sušením kompozitů.

Název materiálu	Ztráta sušením [%]
AKU	7,0±0,2
AKU-	8,6±0,1
AKU+	6,8±0,1

3.2 Vliv teploty a vlhkosti na mechanické vlastnosti

Z grafu na Obr. 2 je zřejmé, že u materiálu AKU docházelo k mírnému zpevnění vlivem tepelných úprav až do 1000 °C, kdy docházelo pravděpodobně k pozitivním změnám ve struktuře spojených s překrystalizací. Tento materiál dosahoval i po tepelné expozici na 1000 °C po dobu 1h pevnosti v tahu za ohybu přes 20 MPa. Zatímco u kompozitů se sférickým plnivem (Liapor, ocel) pevnost v tahu ohybem po tepelných úpravách klesala téměř až na polovinu. To bylo

pravděpodobně způsobeno změnami na rozhraní větších sférických částic. Oproti tomu měla na rozhraní větších částic u kompozitů pozitivní efekt voda, a to jak u AKU-, tak AKU+, kdy docházelo ke zvýšení jejich pevnosti v tahu za ohybu.



Obr. 2. Mechanické vlastnosti geopolymerů s různou úpravou vzorků.

3.4 Fyzikální a tepelné vlastnosti

Objemová hmotnost a pórovitost geopolymerních kompozitů pro 3D tisk dle předpokladu korelovaly s použitým typem plniva. AKU+ s ocelovým granulátem dosahoval nejvyšší objemové hmotnosti (2619 kg/m³), zatímco AKU- díky expandovanému jílu - Liaporu vykazoval nejnižší objemovou hmotnost.

Naměřené hodnoty tepelných vlastností a z nich vypočítaná tepelná jímavost B dle vztahu (1):

$$B = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c} \tag{1}$$

jsou uvedeny v Tab. 4. Do rovnice vstupujícími veličinami jsou součinitel tepelné vodivosti λ, objemová hmotnost ρ a měrná tepelná kapacita c.

Nejmenší hodnotu tepelné jímavosti má materiál AKU-, který ji má oproti materiálu AKU sníženou o 19 %. Dle předpokladu měl nejvyšší tepelnou jímavost materiál s ocelovým granulátem, o 34 % vyšší nežli materiál AKU- s expandovaným jílem.

Tab. 4. Tepelné a fyzikální vlastnosti vzorků z vyvinutých materiálů pro 3D tisk.

Materiál	Součinitel tepelné vodivosti [$Wm^{-1}K^{-1}$]	Objemová hmotnost [kgm^{-3}]	Měrná tepelná kapacita [$Jkg^{-1}K^{-1}$]	Tepelná jímavost [$Jm^{-2}K^{-1}s^{-1/2}$]
AKU	0,861	1982	822,8	1185
AKU-	0,604	1699	902,3	962
AKU+	0,965	2619	656,5	1288

4. Závěr

Výzkum potvrdil možnost úpravy tepelných vlastností u geopolymerních materiálů vhodných pro 3D tisk.

- Materiál AKU je velmi vhodný pro vysokoteplotní aplikace díky vysoké pevnosti v tahu za ohybu i po expozici 1000°C po dobu 1 hodiny (pevnost v tahu za ohybu > 20 MPa).

- Materiál AKU- s expandovaným jílem - Liaporem vykazoval sníženou tepelnou jímavost o 19 % oproti materiálu bez tohoto plniva.
- Materiál AKU+ s ocelovým granulátem vykazoval nejvyšší schopnost tepelné akumulace (jímavost 1288 $Jm^{-2}K^{-1}s^{-1/2}$).

Všechny navržené směsi vykazovaly vhodné reologické vlastnosti plně kompatibilní s technologiemi aditivní výroby ve stavebnictví. Maximální obsah plnění ocelovým granulátem je však omezen z důvodu hroucení vrstev vlivem vysoké objemové hmotnosti.

Poděkování

Tento článek vznikl za finanční podpory Technologické agentury České republiky v rámci projektu FW06010428 s názvem „3D tisk tepelně akumulačních / izolačních materiálů“ v programu TREND.“

Literatura

[1] BHUSHAN JINDAL, Bharat a JANGRA, Parveen. 3D Printed Concrete: A comprehensive review of raw material’s properties, synthesis, performance, and potential field applications. Online. *Construction and Building Materials*. 2023, vol. 387, s. 131614. ISSN 0950-0618. Dostupné z: https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131614. [cit. 2026-06-24].

[2] JIA, Yanhong; CHEN, Yao; LI, Yanchen a LE, Huirong. Impacts of the rheological performance on dynamic printing of metakaolin-based geopolymer. Online. *Applied Clay Science*. 2025, vol. 273, s. 107849. ISSN 0169-1317. Dostupné z: https://doi.org/10.1016/j.clay.2025.107849. [cit. 2026-06-24].

[3] GASMI, Abrar; PÉLEGRIS, Christine; GUESSASMA, Mohamed; DAVIDOVITS, Ralph; JEAN, Florian et al. Multiscale characterization and CFD-driven optimization of 3D-printed geopolymer composites for high-temperature molds. Online. *Ceramics International*. 2026. ISSN 0272-8842. Dostupné z: https://doi.org/10.1016/j.ceramint.2026.06.272. [cit. 2026-06-24].

[4] SANDO, Mona a STEPHAN, Dietmar. The development of a fly ash-based geopolymer for extrusion-based 3D printing, along with a printability prediction method. Online. *Case Studies in Construction Materials*. 2024, vol. 21, s. e03407. ISSN 2214-5095. Dostupné z: https://doi.org/10.1016/j.cscm.2024.e03407. [cit. 2026-07-09].

[5] EKINCI, Mehmet Özkan; BELENDIR, Utku; DEMIRAL, Nazım Çağatay; ŞAHIN, Oğuzhan; İLCAN, Hüseyin et al. Sustainable lightweight thermal insulating geopolymer mortars from end-of-life materials for 3D printing. Online. *Construction and Building Materials*. 2026, vol. 520, s. 145977. ISSN 0950-0618. Dostupné z: https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2026.145977. [cit. 2026-07-07].

MECHANICKÉ VLASTNOSTI PORÉZNÍCH GEOPOLYMERNÍCH KOMPOZITŮ PŘI ENVIRONMENTÁLNÍ ZÁTĚŽI

Kosina Radek*, Havran Dan, Svobodová Lucie, Hájková Pavlína

Technická univerzita v Liberci, Studentská 1402/2, Liberec

Abstrakt
Práce hodnotí vliv pěnění a typu plniva na vlastnosti porézních geopolymerních kompozitů, které jsou vyvíjené za účelem použití jako sorbenty polutantů z odpadních vod. Napěnění vedlo k výraznému snížení objemové hmotnosti (z 1,7 až na 0,3 g/cm^3) a zvýšení nasákavosti (až o 125 %), což ale způsobilo pokles pevnosti v tlaku u všech zkoumaných vzorků, a to z pevnosti v řádech desítek MPa na pevnost v jednotkách až desetinách MPa. Jako plnivo byl použit šamot a bentonit. Šamotové kompozity vykazovaly stabilnější strukturu a dobrou retenci pevnosti po expozici ve vodě, pohybující se mezi 0,94 až 0,73. Bentonitové kompozity vykazovaly při vyšší porozitě horší mechanické vlastnosti. Vypočítané hodnoty retence napěněných bentonitových vzorků jsou srovnatelné s šamotovými kompozity. To společně s vysokou nasákavostí naznačuje jejich potenciál využití pro sorpční aplikace. Výsledky potvrzují, že míra napěnění zásadně ovlivňuje mechanickou stabilitu geopolymerních kompozitů a vhodná volba plniva může zlepšit jejich chování ve vodním prostředí a sorpční vlastnosti.

1. Úvod

Geopolymery představují perspektivní materiály pro sorpční aplikace díky své chemické odolnosti, vysoké specifické ploše a možnosti řízeně upravovat jejich pórovitou strukturu. V sorbentech však nejde pouze o jejich chemickou funkci – stejně zásadní je i mechanická stabilita, která určuje, zda materiál dokáže dlouhodobě fungovat v reálném prostředí. Sorbenty jsou často vystaveny vlhkosti, vodě, cyklům nasycení a vysychání, případně mechanickému zatížení při manipulaci, regeneraci nebo provozu v kolonách. Pokud materiál ztrácí pevnost po kontaktu s vodou, dochází k jeho drolení, kolapsu pórů, ztrátě aktivní plochy, a nakonec k selhání celé sorpční funkce. (Oliwa et al. 2025; Ebrahim a El-Apasery 2024)

Pevnost geopolymerních sorbentů je přitom silně ovlivněna jejich vnitřní strukturou. Typ plniva určuje charakter rozhraní matrice–plnivo, přenos napětí a stabilitu pórů. Míra napěnění řídí objemovou hmotnost, velikost a typ pórů, což ovlivňuje nejen sorpční vlastnosti, ale i chování materiálu ve vodním prostředí. Materiály s vysokou pórovitostí mohou vykazovat výbornou sorpční kapacitu, ale zároveň být mechanicky křehké, zejména po nasycení vodou. (Hajimohammadi et al. 2017; Zhu et al. 2023; Castillo et al. 2021)

Z tohoto důvodu je důležité hodnotit pevnost v suchém stavu i po expozici ve vodě, a to systematicky napříč různými kombinacemi plniva a stupně napěnění. Porovnání keramické hmoty jako inertního, mechanicky stabilního plniva a jílové horniny jako jemné, vrstevnaté, na vodu citlivé příměsi umožňuje odhalit rozdíly v chování geopolymerních kompozitů. Získané poznatky jsou klíčové pro návrh sorbentů, které musí kombinovat chemickou účinnost, nízkou objemovou hmotnost a dostatečnou mechanickou odolnost i při dlouhodobém působení vodního prostředí. Další výhodou materiálů na bázi geopolymerů je také jejich odolnost vysokým teplotám, která umožňuje jejich případnou regeneraci vysokoteplotním výpalem. (Rovnaník a Šafránková 2016)

2. Materiály a metody

2.1. Příprava materiálů

Na přípravu základního geopolymerního pojiva společného pro všechny vzorky byl použit jemně mletý metakaolin původem z lupku (dodavatel ČLUZ) aktivovaný vodným roztokem křemičitanu draselného ve vhodném poměru. Směs byla promíchána do homogenní pasty po dobu přibližně 5 minut a následně rozdělena na osm částí, do kterých byly přidány dvě různá plniva a různé množství pěnícího aditiva. Jako plniva byly použity mletý šamot, který má vliv především na zvýšení žáruvzdornosti a mechanických vlastností, a bentonit – jemně mletý vrstevnatý jílový minerál citlivý na vodu. K napěnění vzorků byl použit práškový hliník, který reaguje se silně alkalickým prostředím geopolymeru a uvolňuje do struktury plynný vodík, jehož uvolňováním dochází k tvorbě pórů.

K danému množství geopolymerního pojiva bylo přidáno vždy 20 hm. % zvoleného plniva (šamot = Š, bentonit = B) vztaženého k celkové hmotnosti směsi, a poté 0 %, 1 %, 2 % nebo 5 % hliníkového prášku (postupně značeny N, P1, P2 a P5). Všechny směsi byly opět promíchány po dobu 5 minut a odlity do forem (60×40×30 mm). Vzorky ve formách byly zabaleny do plastových folií a ponechány v laboratorních podmínkách po dobu 7 dnů, po kterých byly z forem vyjmuty a pouze ve folii ponechány zrát dalších 7 dní. Od každého typu vzorku bylo připraveno šest zkušebních těles, tři byla použita pro suché testování (S) a tři pro testování po expozici vodě (M).

* tel. +420 720 599 837, *e-mail*: radek.kosina@tul.cz

2.2. Měření objemové hmotnosti a nasákavosti

K orientačnímu určení objemové hmotnosti vzorků byla použita geometrická metoda podle ČSN EN 12390-7. Vytvrzené vzorky byly vysušeny do konstantní hmotnosti a následně zváženy na laboratorní váze (přesnost 0,003 g). Rozměry byly změřeny pomocí posuvného měřítka (přesnost 0,1 mm). Objemová hmotnost byla určena jako:

$$\rho = \frac{m}{V} \tag{1}$$

Nasákavost jednotlivých vzorků pak byla stanovena v souvislosti s normou ČSN EN 13755 z hmotnostního nárůstu každého zkušebního tělesa po expozici ve vodě po definovanou dobu. Vytvrzené vzorky byly zváženy v suchém stavu (m_s), definovaně ponořeny na 7 dní do destilované vody a po vyjmutí osušeny na povrchu a rychle znovu zváženy (m_m). Nasákavost (W) pak byla určena jako procentuální změna hmotnosti suchých a mokrých vzorků podle rovnice (2).

$$W = \frac{m_m - m_s}{m_s} \cdot 100 \tag{2}$$

2.3. Měření pevnosti v tlaku suchých a mokrých vzorků

Pevnost v tlaku geopolymerních vzorků byla zjišťována dle upravené normy ČSN EN 12390-3 na zkušebním stroji Testometric M500-100CT. Tři zkušební tělesa od každého typu vzorků byla po vytvrzení uložena po dobu 7 dní do vody, zatímco tři referenční tělesa byla po stejnou dobu uložena v laboratorních podmínkách. Po vyjmutí z vody byly vzorky osušeny na povrchu a ihned podrobeny zkoušce pevnosti v tlaku za použití konstantní rychlosti zatěžování v = 1 mm/s, tlak působil na plochu cca 30×40 mm. Pro každou kombinaci typu plniva a stupně napěnění byla z naměřené maximální síly před porušením vypočtena pevnost v tlaku v suchém stavu (f_s), pevnost po expozici ve vodě (f_m) a relativní retence pevnosti (R_f) definovaná jako poměr pevnosti mokrého a suchého vzorku:

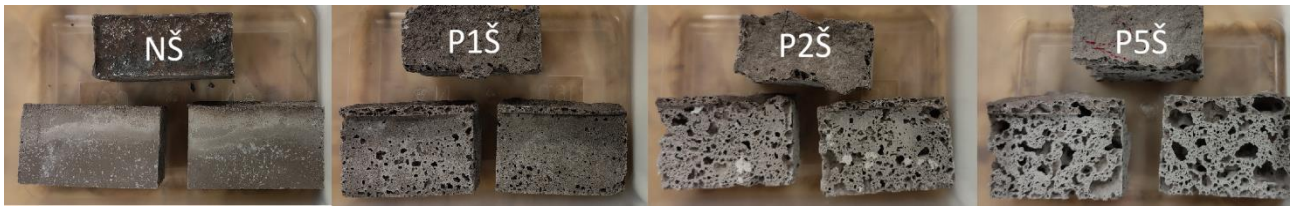
$$R_f = \frac{f_m}{f_s} \tag{3}$$

Pro hodnoty retence pevnosti jednotlivých vzorků byly vypočítány směrodatné odchylky (σRf), vyjadřující rozptyl hodnot kolem průměru, a tedy různorodost dat.

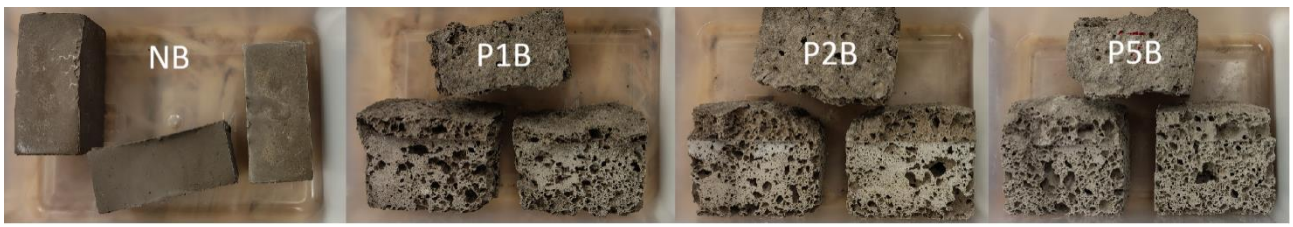
3. Výsledky a diskuze

3.1. Vliv napěnění a typu plniva na pórovou strukturu, objemovou hmotnost a nasákavost

Při měření vlivu pěnění na objemovou hmotnost suchých vzorků byl potvrzen předpokládaný pokles této veličiny se zvyšujícím se obsahem práškového hliníku (*Tabulky 1 a 2*). Už přídavek 1 % pěnidla výrazně mění strukturu tělesa. Oba typy nepěněných vzorků (tj. nepěněný s šamotem (NŠ) a nepěněný s bentonitem (NB)) jsou celistvé, bez výrazných pórů. U vzorků s šamotem vznikají u 1% a 2% napěnění spíše menší nespojité póry, u 5% napěnění pak došlo k propojování menších pórů do větších vzduchových kapes, přesto jsou ve struktuře pozorovatelné i velmi malé póry. Naopak u vzorků s bentonitem se vyskytuje spíše opačný trend pórů ve struktuře, malé množství pěnidla tvoří velké množství menších pórů, které se ale častěji spojují do větších shluků. U nejvíce napěněného vzorku s bentonitem (P5B) došlo také k propojování pórů, ale mnohem více převažují malé póry tvořící jemnou síť. Rozdíly ve strukturách jednotlivých vzorků lze vidět na obrázcích 1 a 2. Jedná se o snímky stran vzorků, které se během vytvrzování dotýkaly stěny formy.



Obrázek 1- Vliv množství aditiva pro napěnění na strukturu a porozitu vzorků, plnivo: šamot



Obrázek 2- Vliv množství aditiva pro napěnění na strukturu a porozitu vzorků, plnivo: bentonit

Jak již bylo zmíněno, se zvyšujícím se množstvím pórů klesá objemová hmotnost vzorků, jak je vidět v tabulkách 1 a 2. U suchých vzorků (S) přidáním 1 % práškového hliníku do kompozitu klesá v případě vzorků se šamotem objemová hmotnost na polovinu, u vzorků s bentonitem na méně než třetinu. Následující rozdíly objemové hmotnosti u více napěněných vzorků již nejsou tak výrazné. U mokrých vzorků (M) jsou změny také patrné, ale v menší míře. Větší podíl otevřených a vodě přístupných pórů u napěněných vzorků znamená i vyšší možnost nasáknutí vodou, a tedy větší zvýšení hmotnosti.

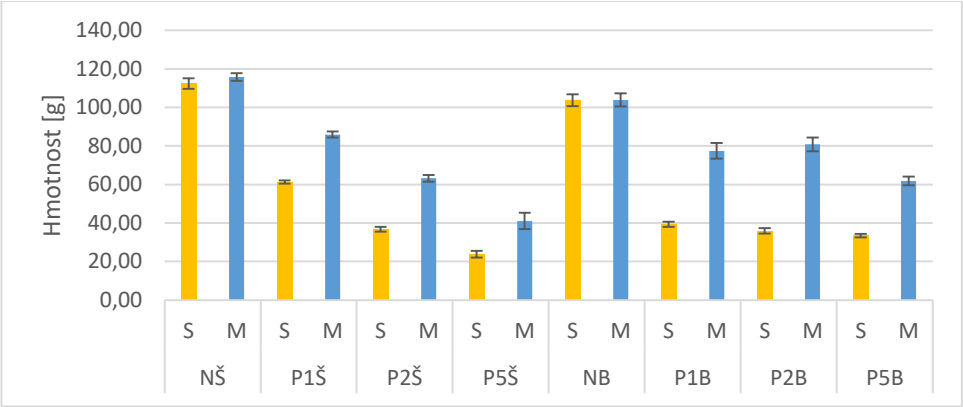
Tabulka 1- Průměrná objemová hmotnost suchých i mokrých vzorků, plnivo: šamot

vzorek	NŠ-S	NŠ-M	P1Š-S	P1Š-M	P2Š-S	P2Š-M	P5Š-S	P5Š-M
ρ [g/cm^3]	1,74	1,77	0,85	1,18	0,50	0,87	0,30	0,50

Tabulka 2- Průměrná objemová hmotnost suchých i mokrých vzorků, plnivo: bentonit

vzorek	NB-S	NB-M	P1B-S	P1B-M	P2B-S	P2B-M	P5B-S	P5B-M
ρ [g/cm^3]	1,71	1,74	0,48	0,93	0,38	0,85	0,32	0,59

Se zmíněnými parametry se pojí i hodnota nasákavosti. Ta ukazuje především na otevřenost pórů ve struktuře, a tím i citlivost na vodu. Průměry naměřených hodnot změny hmotnosti vlivem expozice vodnímu prostředí byly pro přehlednost vyneseny do grafu na *Obrázku 3*. Žluté sloupce označují suché vzorky, modré sloupce jsou hodnoty vodě exponovaných vzorků. Na grafech lze vidět minimální změnu hmotnosti u obou nenapěněných vzorků (NŠS a NŠM; NBS a NBM), což je v souladu s jejich celistvou strukturou viditelnou na obrázcích 1 a 2 (vzorky vlevo – NB a NŠ).



Obrázek 3- Průměrná hmotnost vzorků před a po expozici vodě po dobu 7 dní

U vzorků s šamotem je vidět pokles hmotnosti, úměrný se zvyšujícím se obsahem aditiva k napěnění, jak pro suché, tak pro mokré vzorky. U vzorků s přídavkem bentonitu je velmi výrazný rozdíl hmotnosti mezi suchými nepěněnými vzorky a napěněnými, ale rozdíl mezi vzorky s jednotlivými stupni napěnění je mnohem menší. Pro vzorek P2B byl naměřen nejvyšší rozdíl mezi hmotností v suchém a mokrém stavu, pravděpodobně vyšší otevřeností pórů. Průměrné hodnoty hmotnosti jednotlivých vzorků a vypočtená nasákavost jsou uvedeny v tabulkách 3 a 4.

Tabulka 3- změna hmotnosti a nasákavost vzorků, plnivo: šamot

vzorek	NŠ-S	NŠ-M	P1Š-S	P1Š-M	P2Š-S	P2Š-M	P5Š-S	P5Š-M
m [g]	112,36	115,72	61,27	85,93	36,78	63,24	23,78	41,07
W [%]		**2,99**		**40,26**		**71,93**		**72,73**

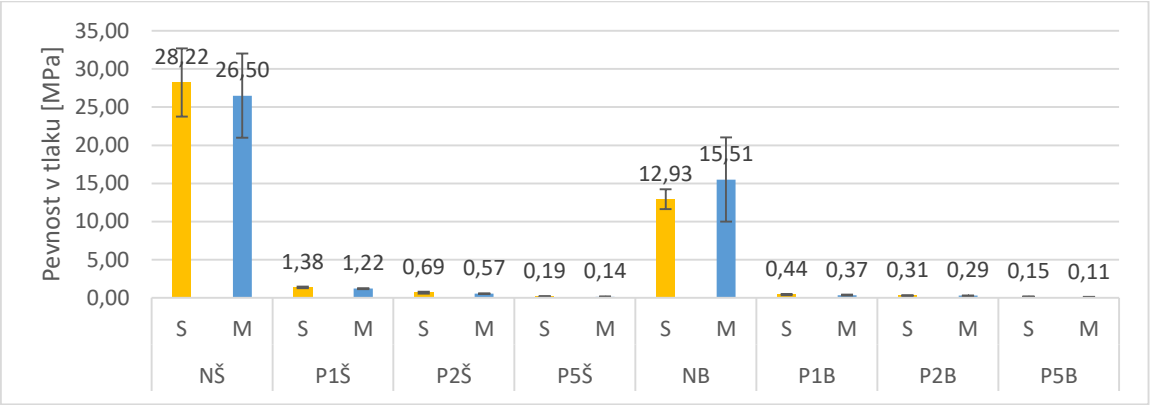
Tabulka 4- změna hmotnosti a nasákavost vzorků, plnivo: bentonit

vzorek	NB-S	NB-M	P1B-S	P1B-M	P2B-S	P2B-M	P5B-S	P5B-M
m [g]	103,66	103,88	39,38	77,42	35,90	80,83	33,44	61,84
W [%]		**0,21**		**96,59**		**125,13**		**84,91**

3.2. Vliv míry napěnění a použitého plniva na pevnost v tlaku

Výsledky měření pevnosti v tlaku prokázaly dle předpokladu významný vliv napěnění na mechanické vlastnosti vzorků (graf 4). U nenapěněných vzorků plněných šamotem i bentonitem byla naměřena téměř 30krát vyšší pevnost než u napěněných těles. Tento jev lze opět vysvětlit strukturou jednotlivých vzorků. Nenapěněné vzorky NŠ a NB mají spojitou, kompaktní matrici, která tlak přenáší rovnoměrně. Při napěnění je tato celistvost narušena velkým množstvím pórů s různou velikostí = strukturních defektů, na kterých dochází ke koncentraci napětí a vzniku trhlin. Čím více velkých pórů, tím více míst, kde se může iniciovat lom.

Mezi parametry ovlivňujícími pevnost patří zhodnocení použitého typu plniva. Šamot je do geopolymerních směsí často přidáván, protože jde o inertní a mechanicky stabilní částice, které se při procesu geopolymerizace zabudují do vznikajícího gelu, čímž zvyšují celkovou pevnost kompozitu (Trindade et al. 2024). Oproti tomu vrstevnatý jíl bentonit ochotně interaguje s vodou obsaženou v pojivu, čímž mění poměry ve vznikajícím gelu. Dostupnou vodu ukládá do své vrstevnaté struktury, bobtná, a následně pomalu schne a ztenčuje stěny mezi póry. Ztenčování stěn pak vede k vytvoření sítě kanálků, která pevnost takového kompozitu snižuje (Cui et al. 2023; Jiang et al. 2019). Zpětné pomalé uvolňování vody ze struktury bentonitu však může mít v procesu vytvrzování pozitivní vliv (Ge et al. 2025).



Obrázek 4- Naměřená pevnost v tlaku před a po expozici vodě po dobu 7 dní

Pevnost v tlaku u vzorků s šamotem po expozici vodnímu prostředí vždy mírně klesala. U napěněných vzorků to lze vysvětlit hypotézou o pronikání vody do otevřených pórů (Tong et al. 2026) a vznikem vnitřního tlaku, druhé možné vysvětlení, vhodné i pro nenapěněné vzorky, je reakce vody se samotnou geopolymerní matricí (oslabení vazeb, vyluhování iontů a oslabení rozhraní matrice-plnivo), (Oliwa et al. 2025). Bentonit v geopolymerní směsi způsoboval u nenapěněného vzorku (NB) opačný efekt, pevnost v tlaku mírně vzrostla (z 12,93 na 15,51 MPa) U těchto vzorků však byla vypočtena vysoká směrodatná odchylka, tento výsledek není průkazný. Hypoteticky to možné je již zmíněným bobtnáním bentonitu při nasycení vodou, který tak může vyplňovat mikrotrhliny vzniklé v matrici, tím pak může být mírně zvýšena soudržnost kompozitu (Tong et al. 2026).

3.3. Retence pevnosti po expozici vodnímu prostředí

Vypočtené hodnoty retence pevnosti ukázaly velmi mírný vliv vodního prostředí na mechanické vlastnosti jednotlivých vzorků. U šamotových vzorků došlo ke snížení pevnosti na přibližně 90 % původní hodnoty u vzorků NŠ a P1Š, u vzorků s vyšším stupněm pěnění hodnota pevnosti klesla na 83 % (P2Š) a na 73 % (P5Š) původních hodnot. U nenapěněného vzorku s bentonitem (NB) bylo naopak po expozici ve vodě pozorováno mírné zpevnění (přibližně o 20 %). Tento jev lze přičíst již zmíněnému bobtnání jílu. Hodnota retence u vzorku NB má však poměrně velkou vypočítanou odchylku (σ_{Rf} = 0,44), příznivý vliv bobtnání tedy nelze potvrdit. Pro vzorky P1B, P2B a P5B byly vypočteny hodnoty retence 0,83, 0,94 a 0,74, což jsou výsledky srovnatelné s hodnotami šamotových vzorků.

Tabulka 5- Pevnost před a po expozici vodě, retence pevnosti, plnivo: šamot

vzorek	NŠ-S	NŠ-M	P1Š-S	P1Š-M	P2Š-S	P2Š-M	P5Š-S	P5Š-M
f [MPa]	28,22	26,50	1,38	1,22	0,69	0,57	0,19	0,14
Rf []		**0,94**		**0,89**		**0,83**		**0,73**
σRf		0,25		0,08		0,19		0,19

Tabulka 6- Pevnost před a po expozici vodě, retence pevnosti, plnivo: bentonit

vzorek	NB-S	NB-M	P1B-S	P1B-M	P2B-S	P2B-M	P5B-S	P5B-M
f [MPa]	12,93	15,51	0,44	0,37	0,31	0,29	0,15	0,11
Rf []		**1,20**		**0,83**		**0,94**		**0,74**
σRf		0,44		0,20		0,09		0,18

4. Závěr

Experiment potvrdil, že stupeň napěnění zásadně ovlivňuje strukturu i mechanické chování geopolymerních kompozitů. S rostoucím napěněním výrazně klesala objemová hmotnost (u šamotu z 1,74 na 0,30 g/cm³, u bentonitu z 1,71 na 0,32 g/cm³) a současně rostla nasákavost, která se u nejvíce napěněných vzorků zvýšila až o 70–125 %. Tyto změny vedly k výraznému poklesu pevnosti v tlaku, zejména u vzorků s vysokým stupněm napěnění.

Po expozici ve vodě vykazovaly šamotové kompozity mírný pokles pevnosti (retence 0,73–0,94), přičemž pokles byl výraznější u více napěněných vzorků. Nenapěněné bentonitové vzorky naopak vykázaly mírný nárůst pevnosti (retence 1,2), pravděpodobně v důsledku bobtnání jílu a dodatečné geopolymerizace (mechanismus nebyl ověřen). Napěněné bentonitové kompozity vykázaly mírný pokles pevnosti (retence 0,74 – 0,94).

Na základě výsledků experimentů lze zhodnotit, že geopolymerní porézní materiály s obsahem bentonitu jako plniva by mohly hrát důležitou roli pro vývoj nových sorbentů pro enviromentální využití. Další výzkum by se měl zaměřit na retenci pevnosti při cyklické expozici geopolymerních materiálů vodnímu prostředí a na změnu vlastností po výpalu simulujícím regeneraci sorbentu.

Poděkování

Tato publikace byla podpořena Studentskou grantovou soutěží Technické univerzity v Liberci v rámci projektu SGS-2026-5620. Tato publikace byla napsána na TUL s podporou Institucionálního fondu pro dlouhodobý koncepční rozvoj výzkumných ústavů, poskytnutého Ministerstvem školství, mládeže a tělovýchovy České republiky 2026.

Literatura

CASTILLO, Hengels; Humberto COLLADO; Thomas DROGUETT; Sebastian SANCHEZ; Mario VESELY; Pamela GARRIDO a Sergio PALMA, 2021. Factors Affecting the Compressive Strength of Geopolymers: A Review. *Minerals*. Online. **11**(12), 1317. ISSN 2075-163X. Dostupné z: doi:10.3390/min11121317

CUI, Qi; Bing CHEN; Lei LANG a Yongrui WANG, 2023. Effects of synthetic processes on the swelling capacity and modification mechanism of CMC-modified bentonite composites. *Applied Clay Science*. Online. **241**, 107005. ISSN 0169-1317. Dostupné z: doi:10.1016/j.clay.2023.107005

EBRAHIM, Aya allah M. a Morsy A. EL-APASERY, 2024. Effective Removal of Reactive Violet2 Dye by Using Different Geopolymers Containing Bentonite. *Egyptian Journal of Chemistry*. Online. **67**(3), 467–474. ISSN 0449-2285, 2357-0245. Dostupné z: doi:10.21608/EJCHEM.2023.237663.8645

GE, Xiaonan; Yiming ZHANG; Xiang HU; Minjie WEN a Caijun SHI, 2025. The role of water during the middle or later periods of Class F fly ash-based geopolymerization. *Cement and Concrete Composites*. Online. **160**, 106045. ISSN 0958-9465. Dostupné z: doi:10.1016/j.cemconcomp.2025.106045

HAJIMOHAMMADI, Ailar; Tuan NGO a Priyan MENDIS, 2017. How does aluminium foaming agent impact the geopolymer formation mechanism? *Cement and Concrete Composites*. Online. **80**, 277–286. ISSN 0958-9465. Dostupné z: doi:10.1016/j.cemconcomp.2017.03.022

JIANG, Jun; Ying YANG; Li HOU; Zhongyuan LU; Jun LI a Yunhui NIU, 2019. Facile preparation and hardened properties of porous geopolymer-supported zeolite based on swelled bentonite. *Construction and Building Materials*. Online. **228**, 117040. ISSN 0950-0618. Dostupné z: doi:10.1016/j.conbuildmat.2019.117040

OLIWA, Kacper; Barbara KOZUB; Katarzyna ŁOŚ; Piotr ŁOŚ a Kinga KORNIEJENKO, 2025. Assessment of Durability and Degradation Resistance of Geopolymer Composites in Water Environments. *Materials*. Online. **18**(16), 3892. ISSN 1996-1944. Dostupné z: doi:10.3390/ma18163892

ROVNANÍK, Pavel a Kristýna ŠAFRÁNKOVÁ, 2016. Thermal Behaviour of Metakaolin/Fly Ash Geopolymers with Chamotte Aggregate. *Materials*. Online. **9**(7), 535. ISSN 1996-1944. Dostupné z: doi:10.3390/ma9070535

TONG, Kai-wen; Chang-fu WEI; Yong-gui CHEN; Zi-yu DING; Hao WANG; Ya-kun TIAN; Rong GUI; Ling-ling WU; Zhi-jun ZHANG a Lin HU, 2026. Evolution of tactoid structures and pore water distribution during wetting in saturated clay aggregates driven by montmorillonite-water interaction. *Computers and Geotechnics*. Online. **190**, 107751. ISSN 0266-352X. Dostupné z: doi:10.1016/j.compgeo.2025.107751

TRINDADE, Ana Carolina Constancio; Patrick F. MCNUTT; Sai Shruti SOOD; Allison S. BRANDVOLD; Ali OZER a Waltraud M. KRIVEN, 2024. Optimizing the design parameters for chamotte particle-reinforced geopolymers. *Journal of the American Ceramic Society*. Online. **107**(9), 6045–6059. ISSN 0002-7820, 1551-2916. Dostupné z: doi:10.1111/jace.19909

ZHU, Zhiduo; Wangwen HUO; He SUN; Borui MA a Liu YANG, 2023. Correlations between unconfined compressive strength, sorptivity and pore structures for geopolymer based on SEM and MIP measurements. *Journal of Building Engineering*. Online. **67**, 106011. ISSN 2352-7102. Dostupné z: doi:10.1016/j.jobe.2023.106011

HORIZONTAL FILAMENT WOUND TANKS FOR UNDERGROUND INSTALLATIONS WITHOUT THE USE OF CONCRETE

Radek Kottner*,[1], Nikola Bednářová[2], František Sedláček[2], Vladislav Laš[2]

[1]*ACO Industries Tábor s.r.o., Průmyslová 1158, Sezimovo Ústí*
[2]*Západočeská univerzita v Plzni, Univerzitní 8, Plzeň*

Abstract

The paper deals with cylindrical tanks made of fiberglass and polyester resin with a volume of up to 100 m3. The tank is installed horizontally below the surface, which is loaded by a D400 (40-ton vehicle). The design of the tank is discussed so that its structural stability is suitable for an installations where it is not necessary to use a concrete slab for load distribution.

1. Introduction

Most underground GFRP (glass fibre reinforced plastic) tanks currently available on the market require the installation of a reinforced concrete load distribution slab when exposed to D400 traffic loading. Such a solution is economically unfavourable, since the material cost of the slab may equal or even exceed the cost of the tank itself. Furthermore, the construction of the slab substantially increases installation time and contributes significantly to the overall carbon footprint of the project.

The aim of this study was therefore to design a GFRP tank capable of safely resisting D400 traffic loading without the use of a reinforced concrete load distribution slab.

2. Computational model

Structural analysis was created in the finite element method based ANSYS Mechanical 2024 R2 software [1]. The shell parts were simplified and meshed with using second order quad elements with relative size 8 – 50 mm (gravel and subsoil up to 380 mm) see Fig. 1.

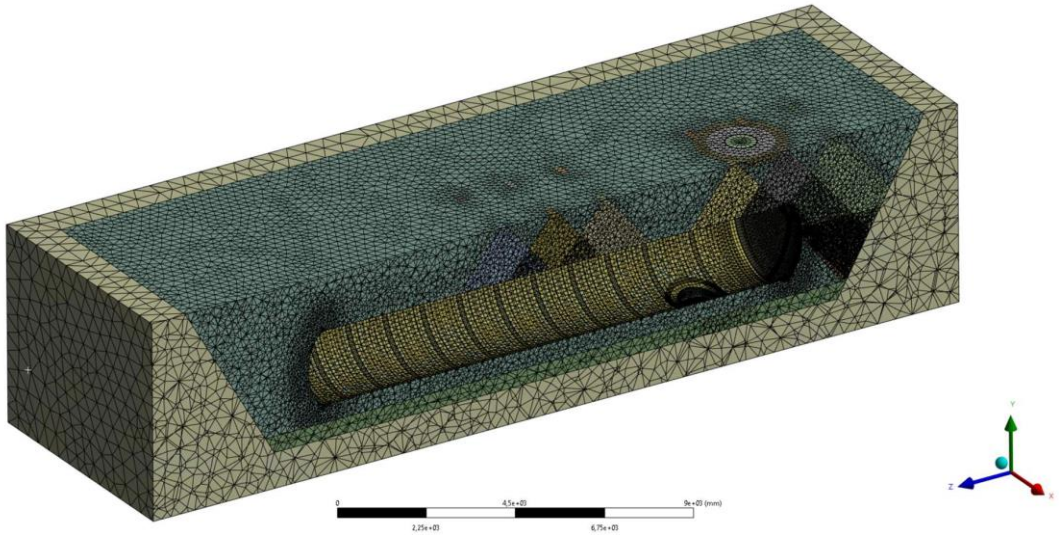


Fig. 1. FEM model of tank including surrounding backfill.

Horizontal GFRP tank with the diameter of 3000 mm was subjected to the following loads:

1)

- Gravitational acceleration with partial safety factor $p_G = 1.35$.
- Load is applied at six areas (400 x 200 mm) with a force F = 100 kN in combination with the partial safety factor $p_F = 1.5 \rightarrow$ 6 x 150 kN (placement in the middle of the tank).
- Flooding of the tank (hydrostatic pressure from water) 1000 mm from the bottom of the tank (measured from the lowest point of the main tube)

* tel. +420 608 311 904, *e-mail*: rkottner@aco.cz

2)

- Gravitational acceleration with partial safety factor p_G = 1.35.
- load is applied at six areas (400 x 200 mm) with a force F = 100 kN in combination with the partial safety factor p_F = 1.5 → 6 x 150 kN (Placement above the endcap to tube joint and neck).
- Flooding of the tank (hydrostatic pressure from water) 1000 mm from the bottom of the tank (measured from the lowest point of the main tube)

The highest value of the failure index according to Tsai Wu failure criterion reached the value of FI = 0.92 in the area of manual lamination of the main tube and upper necks (Fig. 2).

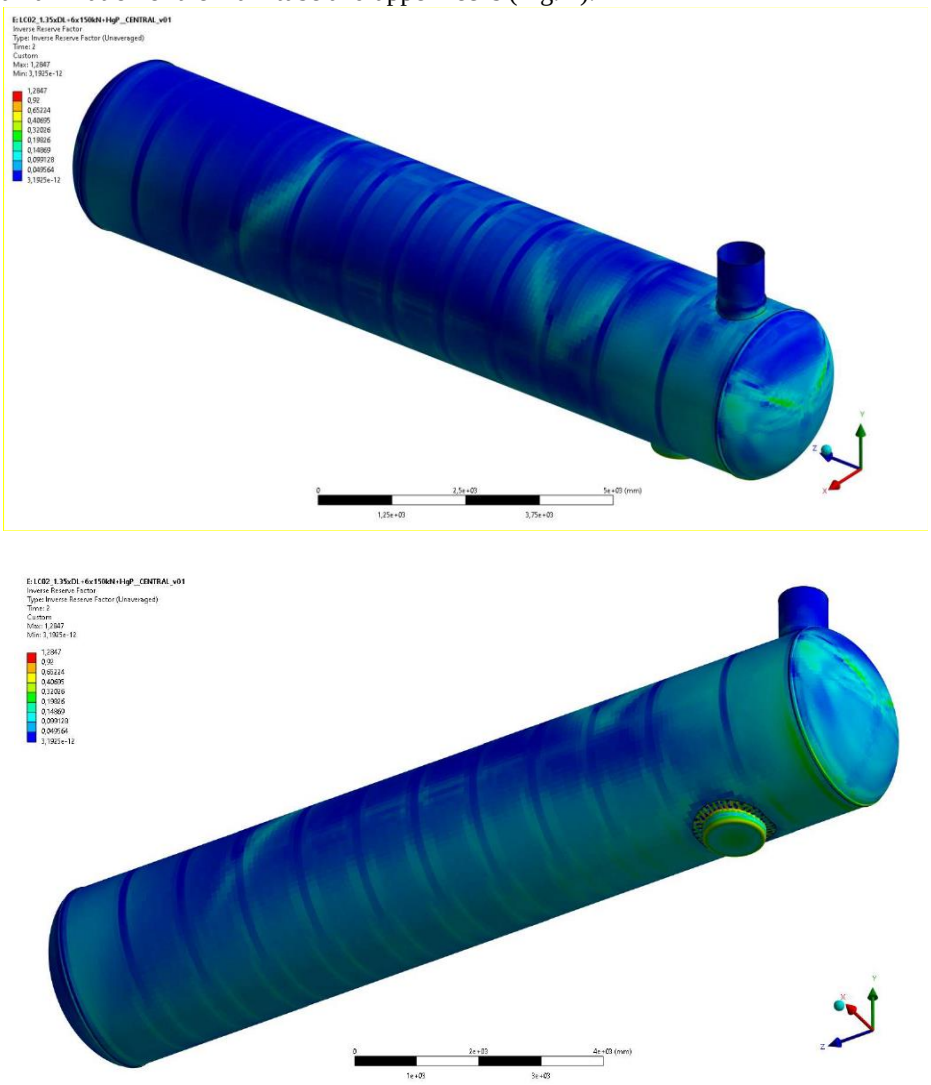


Fig. 2. Result of failure index (Tsai Wu).

3. Conclusion

The maximum failure indexes for the primary composite components, including the main pipe, end pieces, nozzles, and pump sump, reached a value of less than 1, indicating a satisfactory design. It was found that reinforcing ribs, which are wound directly onto the filament wound cylinder, are of great importance in enabling concrete-free installations.

Acknowledgment

This research was supported by the project SGS-2025-003 — Advanced Construction Methods using Numerical Simulations and Alternative Materials.

References

[1] Laš, V. et al.,: Structural analysis of Horizontal tank DN3000 - SLW60, Report NTIS-VP3-01/2025.

PEVNOSTNÍ ANALÝZA LEPENÝCH KOMPOZITOVÝCH PROFILŮ NAMÁHANÝCH OHYBEM

Jan Krystek*, Tomáš Mandys, Lukáš Horák, Vladislav Laš

Západočeská univerzita v Plzni, Univerzitní 8, Plzeň

Abstrakt

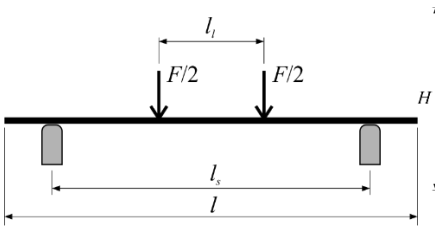
Tato práce se zabývá analýzou ohybové pevnosti lepených kompozitových profilů. Experimentální analýze byly podrobeny dvě různé orientace profilu vůči směru zatěžujících sil při 4-bodové ohybové zkoušce. Tyto experimentální zkoušky sloužily k validaci numerického modelu, ve kterém byl použit materiálový model s postupným poškozováním.

1. Úvod

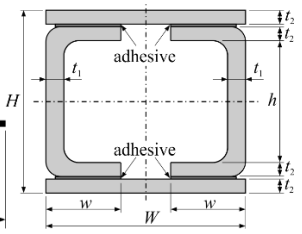
Při navrhování konstrukcí s kompozitovými komponenty, bývá kladen velký důraz na spoje s ostatními částmi i vzájemně mezi sebou. Tyto spoje totiž často představují kritická místa celé konstrukce. Jedním ze způsobů spojování kompozitních dílů je jejich lepení. Na rostoucí využívání lepených spojů u těchto konstrukcí má vliv nejen rostoucí výkonnost průmyslových lepidel [1], ale i zpřesňování jednotlivých přístupů k modelování lepených spojů. Vlastnosti lepidel se zpravidla určují na vzorcích s malými lepenými plochami [2]. V této práci bylo cílem validovat numerický model ohybové zkoušky kompozitového profilu s velkou lepenou plochou s experimentálně získanými daty. Takto validovaný numerický model bude následně použit k analýze složité struktury skládající se z lepených kompozitových komponent.

2. Experimenty

Detailní popis experimentů a jejich výsledků je uveden v [3]. Jednalo se o zkoušku 4-bodovým ohyb (Obr. 1). Celková délka vzorků byla l = 580 mm, vzdálenost spodních podpor byla l_s = 450 mm a rozpětí zatěžujících členů bylo l_l = 150 mm (Obr. 1). Vzorky byly vyrobeny ze dvou U-profilů a dvou obdélníkových pásnic (Obr. 2). Geometrické parametry průřezu vzorku jsou znázorněny na Obr. 2, kde H = 35.6 mm a W = 40 mm nebo 27 mm. Byly testovány dvě orientace průřezu profilu vůči zatěžování: pásnice v horizontální poloze (vzorky BH) a pásnice ve vertikální poloze (vzorky BV).



Obr. 1: Schéma 4-bodové ohybové zkoušky [3].



Obr. 2: Průřez vzorku [3].

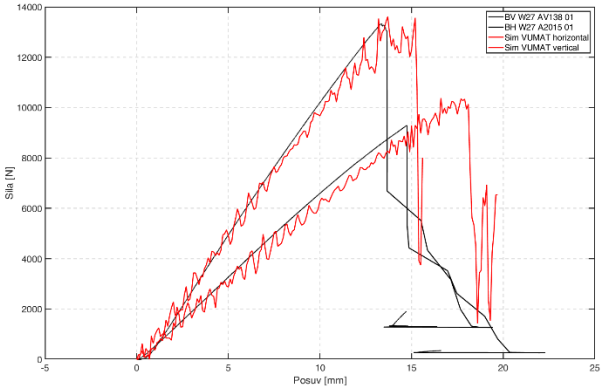
Kompozitové části profilu byly vyrobeny ze skelné tkaniny s orientací 0°/90° vůči podélné ose profilu. Testovány byly dvě lepidla: křehké – Araldite AV138+HV998 a pružné – Araldite 2015. Zatěžování probíhalo na zkušebním stroji Zwick/Roell Z050, kde posunutí tlačných elementů bylo měřeno pomocí jednoosého extenzometru, a podélná deformace uprostřed nosníku byla měřena pomocí tenzometrů.

3. Numerická simulace

Numerický model ohybové zkoušky byl vytvořen v konečnoprvkovém softwaru Abaqus. Konečnoprvkový model se skládal z osmi-uzlových šestistěnných elementů. Zatěžování bylo řízeno posuvem zatěžujících členů. Pro kompozitní části byl zvolen ortotropní nelineární materiálový model s postupným poškozováním a porušením [4]. Tento model byl ve zjednodušené podobě pro izotropní materiál použit i pro modelování samotného lepidla. Pro řešení byl využit explicitní řešič.

Porovnání výsledků experimentální a numerické analýzy v podobě závislostí síla-posuv je vidět na Obr. 3. Z uvedeného vyplývá relativně dobrá shoda. Čímž se nám podařilo ověřit nejen správnost vstupních materiálových parametrů, ale i funkčnost degradačního modelu, který v obou případech zachytil trend poškození samotného kompozitního materiálu, tak následné fatální porušení lepeného spoje a kolaps celého nosníku.

* tel. +420 377 639 158, *e-mail*: krystek@fav.zcu.cz



Obr. 3: Porovnání experimentů s numerickou simulací.

4. Závěr

Lepené kompozitové profily ze skelných vláken byly podrobeny čtyřbodovému ohybu. Bylo zkoušeno křehké i tvárné lepidlo. Byly porovnány dvě různé orientace průřezu vzhledem ke směru zatížení. Numerická simulace s materiálovým modelem s postupným poškozováním byla vytvořena v softwaru Abaqus. Vzájemným porovnáním s experimenty byla potvrzena správnost materiálových parametrů i použitelnost zvoleného materiálového modelu pro tento typ konstrukcí.

Literatura

[1] Y. Wei et al., Adhesivelybondedjoints – A review on design, manufacturing, experiments, modeling and challeng Engineering 276 (2024), https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2024.111225.

[2] M. Abbasi, R. Ciardiello, L. Goglio, Effectofbonding area geometry on thebehaviorofcomposite single lap joints (SLJ) and estimationofadhesivepropertiesusingfinite element method, TheJournalofAdhesion 100(8), 686–708, https://doi.org/10.1080/00218464.2023.2252338.

[3] J. Krystek, T. Mandys, L. Horák, V. Laš: Flexuralbehaviorofadhesivelybondedcompositeprofiles, Experimental Stress Analysis 2026 ConferemceProceedings, pp. 90-93, Brno, 2026.

[4] T. Mandys, T. Kroupa, V. Laš, The Non-Linear Sandwich Structure Model for Low-velocity Impact, Technical Gasette, No. 27, 2020, pp. 5-11.

STRESS ANALYSIS OF LAMINATED DISCS LOADED BY CENTRIFUGAL FORCE

Zdeněk Padovec *

CTU in Prague, Faculty of Mechanical Engineering, Technická 4, 160 00, Prague

Abstract

Presented work deals with analytical and numerical analysis of laminated discs. Three types of discs are shown – combination of steel and glass/epoxy composite, two layer cross-ply carbon epoxy composite (both types with varying thickness of each material/layer) and quasi-isotropic lay-up. Classic Lamination Theory (CLT) is used to determine maximal stresses due to centrifugal force. Obtained results were compared with results from FE calculation (Abaqus software) and possible future work is shown.

1. Introduction

Rotating disks form an essential part of the design of rotating machinery e.g. flywheels, turbines, grinding wheels, etc. [1]. Author previous work [2] focused on stress/strain analysis in radially wound anisotropic discs. This type of discs is prone to delamination so the use of laminated disks – cross-ply or quasi-isotropic lay-up is recommended.

2. Materials and methods

According to CLT [1], strains and curvature changes in midplane can be written as

$$\begin{bmatrix}\varepsilon_m^0\\ \kappa\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}a & b\\ h & d\end{bmatrix}\begin{bmatrix}N\\ M\end{bmatrix}, \tag{1}$$

where

$$h = b^t. \tag{2}$$

Forces and moments in Eq. (1) can be written

$$N_1 = 0{,}5\omega^2[C_1(x^2+3y^2-R^2)+C_2(R^2-x^2-y^2)] \tag{3}$$
$$N_2 = 0{,}5\omega^2[C_1(3x^2+y^2-R^2)+C_2(R^2-x^2-y^2)] \tag{4}$$
$$N_6 = -0{,}5\omega^2(2C_1xy) \tag{5}$$
$$M_1 = 0{,}5\omega^2[D_1(x^2+3y^2-R^2)+\rho_1(R^2-x^2-y^2)] \tag{6}$$
$$M_2 = 0{,}5\omega^2[D_1(3x^2+y^2-R^2)+\rho_1(R^2-x^2-y^2)] \tag{7}$$
$$M_6 = -0{,}5\omega^2(2D_1xy). \tag{8}$$

where ω is angular velocity, R is radius of the disc and x, y are coordinates of analyzed point. In case of solid disc maximum normal stress always occur at the centre (x=y=0). Constants from Eq. (3-8) can be computed

$$C_1 = \frac{DK_1-DK_2}{AD-BH} \tag{9}$$
$$C_2 = \rho_0 \tag{10}$$
$$D_1 = \frac{-HK_1-AK_2}{AD-BH}, \tag{11}$$

where

$$A = 3(a_{11}+a_{22})+2a_{12}+a_{66} \tag{12}$$
$$B = 3(b_{11}+b_{22})+2b_{12}+b_{66} \tag{13}$$
$$H = 3(h_{11}+h_{22})+2h_{12}+h_{66} \tag{14}$$
$$D = 3(d_{11}+d_{22})+2d_{12}+d_{66} \tag{15}$$
$$K_1 = (a_{11}+2a_{12}+a_{22})\rho_0+(b_{11}+2b_{12}+b_{22})\rho_1 \tag{16}$$
$$K_2 = (h_{11}+2h_{12}+h_{22})\rho_0+(d_{11}+2d_{12}+d_{22})\rho_1 \tag{17}$$
$$(\rho_0,\rho_1) = \int_{-h/2}^{h/2}(1,z)\rho dz, \tag{18}$$

where ρ is density of analyzed composite.
Total strains can be computed from

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon^0} + z_k\boldsymbol{\kappa} \tag{19}$$

* tel. +420 224 359 998, *e-mail*: zdenek.padovec@fs.cvut.cz

where z_k is coordinate measured from midplane.
Stresses at the edges of each layer can be computed from

$$\boldsymbol{\sigma}^k = \boldsymbol{Q}^k \boldsymbol{\varepsilon}^k \tag{20}$$

where Q^k is off-stiffness matrix of k-th layer. Transformation of stresses from global to local coordinate system of material orthotropy should be done to obtain the critical stress (tensile transversal stress σ_T)

$$\boldsymbol{\sigma}_{LT}^k = \begin{bmatrix} \cos^2\omega & \sin^2\omega & 2\cos\omega\sin\omega \\ \sin^2\omega & \cos^2\omega & -2\cos\omega\sin\omega \\ -\cos\omega\sin\omega & \cos\omega\sin\omega & \cos^2\omega - \sin^2\omega \end{bmatrix}^k \boldsymbol{\sigma}^k, \tag{21}$$

where ω is an angle of each ply.

2.1 Numerical example - steel/glass-epoxy disc

Analytical and numerical computation was done for these parameters: ω=314 s^{-1}, R=0.5 m, **Steel**: E=210 000 MPa, G=80 769, ν_{LT}=0.3, ρ= 7 850 kg/m3, **Glass/epoxy**: E_L=48 000 MPa, E_T=17 600 MPa, G_{LT}=8 000, ν_{LT}=0.25, ρ=1 900 kg/m^3. Comparison of analytical and numerical solution is depicted in Fig. 1.

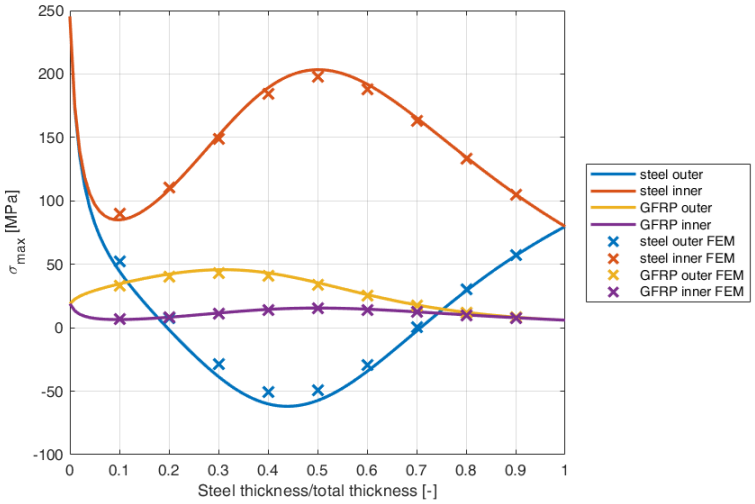


Fig. 1. Comparison of analytically and numerically computed stresses

2.2 Numerical example – cross ply carbon-epoxy disc

Analytical and numerical computation was done for these parameters: - ω=314 s^{-1}, R=0.5 m, E_L=172 369 MPa, E_T=7 791 MPa, G_{LT}=5 308.96, ν_{LT}=0.35, ρ=1 678 kg/m^3. Comparison of analytical and numerical solution is depicted in Fig. 2.

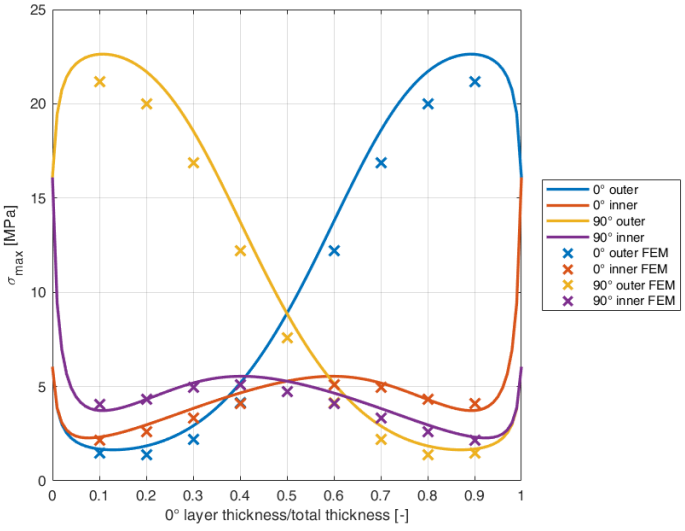


Fig. 2. Comparison of analytically and numerically computed stresses

2.3 Quasi-isotropic lay-up

Total number of layers (n) must be 3 or more. Individual layers must have identical Q_{ij} and thicknesses. Each layer is a set of layers (denoted by index K) must be oriented at an angle $\theta_k=\pi(K\text{-}1)/S$, where S is the number of such sets. Quasi-isotropic lay-up offers large space for optimization and unlike the previous two cases, symmetrical laminate can be achieved.

3. Conclusions and future work

Fig 1. and 2. show good agreement between the analytical and numerical results for analyzed cases. Author future work will focus of replace conventional quasi-isotropic lay-up, described in 2.3 with so called double-double laminates described in [3].

Acknowledgement

This study received support from the Grant Agency of the Czech Technical University in Prague, under grant No. SGS24/123/OHK2/3T/12.

References

[1] Bert, C. W.: Centrifugal Stresses in Arbitrarily Laminated, Rectangular-Aniostropic Circular Discs, J. Strain Anal. 10(2), pp. 84 - 92, 1975.
[2] Padovec, Z.: Thermoelastic stresses in radially wound rotating anisotropic disks. In: Proceedings of Computational Mechanics 2025, University of West Bohemia, pp. 144–147, 2025.
[3] Tsai, S. W., Falzon, B.G. and Aravand, A.: Double-Double Simplifying the Design and Manufacture of Composite Laminates. 2nd edition, Standford University, Standford, 2023.

NÁVRH KOMPOZITOVÝCH DUTÝCH VÍCEKOMOROVÝCH NOSNÍKŮ PRO LEHKÉ ROBOTICKÉ KONSTRUKCE

Milan Růžička*, Robin Poul

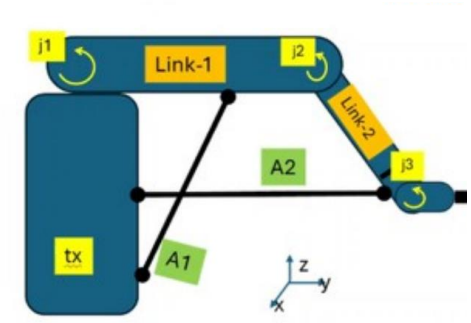
České vysoké učení technické v Praze, Fakulta strojní, Praha
CompoTech PLUS, spol. s r.o., Sušice

Abstrakt

Příspěvek se zabývá koncepčním a předběžným analytickým návrhem lehkých kompozitových ramen robotu určeného pro přesné technologické operace. Hlavním konstrukčním požadavkem je dosažení vysoké ohybové a torzní tuhosti při současném snížení pohybující se hmoty a omezení posuvů koncového bodu nástroje (TCP) v celém pracovním prostoru. Navržená koncepce využívá duté uhlíkové profily vyráběné navíjením, které jsou spojeny horní a dolní nosnou pásnicí do jedno- až vícekomorového průřezu. Jsou shrnuty možnosti použití kombinace vysokopevnostních a vysoko- až ultravysokomodulových vrstev PAN a PITCH uhlíkových vláken, včetně orientace ±45° pro přenos smyku. Pro předběžné dimenzování jsou uvedeny vztahy pro ohybovou, smykovou a torzní tuhost tenkostěnných uzavřených průřezů. Pro vícekomorový nosník je rozdělení smykových toků odvozeno z rovnováhy krouticího momentu a z kompatibility měrného úhlu zkroucení jednotlivých komor. Analytický model je určen k rychlému výběru variant průřezu; konečné ověření deformací, napětí a lokálních účinků vyžaduje navazující MKP model a optimalizaci respektující skutečnou skladbu laminátu a technologii výroby.

1. Úvod

Lehké robotické a manipulátorové konstrukce určené pro obrábění nebo jiné přesné technologické a polohovací operace kladou na nosná ramena protichůdné požadavky. Snížení pohybující se hmoty zlepšuje dynamické vlastnosti a umožňuje dosahovat velkých zrychlení. Zároveň snižuje nároky na pohony, současně však nesmí vést k poklesu statické tuhosti a k růstu polohové chyby nástroje. Zatížení působící v TCP se do ramen přenáší jako kombinace ohybu ve dvou kolmých rovinách, krutu, posouvajících sil a v menší míře také tahu či tlaku. I relativně malé deformace jednotlivých článků se mohou na konci kinematického řetězce projevit nezanedbatelným posuvem TCP, což snižuje přesnost např. obrábění.
V řešeném projektu HIPERBOT je proto sledována koncepce, ve které je statická základna stroje oddělena od lehkých pohyblivých článků. U základny lze využít tradiční materiály s dobrým útlumem, zatímco Link 1 a Link 2 jsou navrhovány jako uhlíkové kompozitové nosníky s požadovanou dynamikou pohybu. U prvního ramena je dominantním požadavkem vysoká ohybová i torzní tuhost; druhé rameno může mít menší průřez. Podle provedení mohou být průřezy ramen navrženy jako jednokomorové nebo vícekomorové profily. Cílem návrhu není pouze splnit tuhost v jediné referenční poloze, ale maximalizovat konstrukční tuhost v celém pracovním prostoru robota.



Obr. 1. Koncepce robotu a změna konfigurace ramen v pracovním prostoru (podle projektové prezentace).

2. Uhlíkové kompozity pro nosná ramena

Uhlíkové kompozity jsou pro pohyblivé části robotu výhodné zejména vysokým poměrem tuhosti k hustotě a možností cíleně řídit anizotropii skladbou laminátu. V podélně namáhaných stěnách lze využít vrstvy s orientací 0°, zatímco přenos smyku a krutu vyžaduje významný podíl vrstev ±45°. Vrstvy 90° zajišťují příčnou stabilitu, přenos lokálních účinků a technologickou vyváženost laminátu. Z hlediska typu uhlíkových vláken lze kombinovat PAN vlákna, typicky používaná pro vysokopevnostní kompozity, a PITCH vlákna, což umožňuje dosáhnout velmi vysokého modulu

* e-mail: milan.ruzicka@cvut.cz

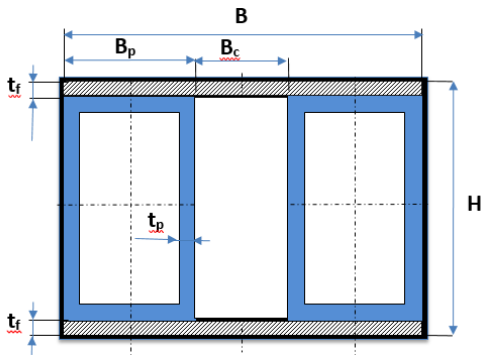
pružnosti. Pro nosná ramena tak může být účelné kombinovat HS vrstvy v oblastech citlivých na pevnost a HM/UHM vrstvy v oblastech, kde rozhoduje především deformace.
Tab. 1 uvádí reprezentativní materiálové hodnoty použité v dosavadním výpočtovém modelu. Skutečné hodnoty je nutné převzít z konkrétních experimentů realizovaných na polotovarech.

Tab. 1. Reprezentativní vlastnosti vláken a epoxidové matrice použité pro předběžné modelování.

Materiál	ρ [kg·m⁻³]	E_{fL} [GPa]	E_{fT} [GPa]	G_{fLT} [GPa]	ν [-]
PITCH vlákna	2170	780	5	20	0,35
PAN vlákna	1800	234	15	50	0,30
Epoxidová matrice	1160	3	3	1,6	0,40

3. Koncepce vícekomorového kompozitového ramena

Navržený nosník je sestaven ze dvou navíjených uzavřených CFRP box profilů, které jsou propojeny horní a dolní kompozitovou pásnicí. Předpokládá se těsné spojení profilů s pásnicí. Pokud jsou profily od sebe vzdáleny, vzniká uzavřená střední komora a vznikne tříkomorový průřez. Analogicky lze vytvořit dvoukomorový průřez, spojením obou profilů. Horní a dolní pásnice současně zvětšují ohybové kvadratické momenty a uzavírají střední komoru. Celek může být následně konsolidován společným vnějším ovinem. V předběžném analytickém modelu se tento ovin do únosnosti nezapočítává.



Obr. 2. Konstrukční princip vícekomorového ramena ze dvou navíjených CFRP box profilů a spojovacích pásnic.

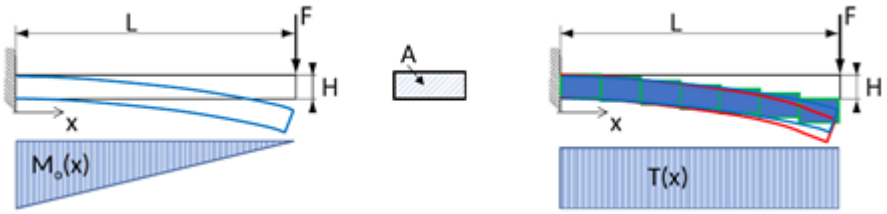
Geometrie průřezu je parametrizována celkovou výškou H a šířkou B, šířkou navíjeného profilu B_p, šířkou střední komory B_c, tloušťkou stěny profilu t a tloušťkou spojovacích pásnic t=t_p. Pro rychlé inženýrské navrhování a porovnání variant byly tyto parametry implementovány do tabulkového procesoru v prostředí EXCEL. Výpočet stanovuje plochu průřezu, kvadratické momenty plochy, modul průřezu v torzi s možností výpočtu následných deformací jednotlivých segmentů ramen robota.

4. Předběžný výpočet ohybové a smykové tuhosti

Pro dlouhý štíhlý nosník lze ohybovou deformaci v první aproximaci popsat Eulerovou–Bernoulliho teorií. U kompozitových ramen s relativně malou štíhlostí však může být významná také smyková deformace. Proto je při výpočtu posuvu TCP vhodné použít Timoshenkův model a k ohybovému příspěvku připojit smykový člen. Pro segment délky L se schematicky uvažuje součet příspěvků od ohybového momentu $M(x)$ a posouvající síly $V(x)$:

$$\delta = \int \frac{M(x)m(x)}{EI}dx + \int \frac{V(x)v(x)}{\kappa GA}dx \tag{1}$$

kde E a G představují příslušné homogenizované moduly laminátu, I je kvadratický moment plochy, A účinná smyková plocha a κ smykový korekční součinitel. V prostorovém modelu se obdobně vyhodnocují oba směry ohybu. Tento krok je důležitý zejména u krátkých a hlubokých kompozitových nosníků, u nichž může zanedbání smyku vést k nadhodnocení tuhosti.



Obr. 3. Vliv posouvající síly a smykových napětí na deformaci kompozitového nosníku

5. Kroucení jednokomorového uzavřeného profilu

Pro tenkostěnný uzavřený jednokomorový profil je základem Bredtův–Bathův vztah pro krut. Při Saint-Venantově kroucení je smykový tok q po obvodu jedné komory konstantní a krouticí moment M_x je dán plochou A_m uzavřenou střednicí stěny:

$$M_x = 2A_m q \tag{2}$$

Měrný úhel zkroucení $\theta' = d\theta/dx$ vyplývá z kompatibility smykových deformací po uzavřené střednici:

$$\theta' = \frac{1}{2A_m G} \oint \frac{q}{t} ds \tag{3}$$

Pro konstantní smykový modul G lze vztah přepsat do obvyklého tvaru $\theta' = M_x/(GJ)$. Modul průřezu v torzi tenkostěnného jednokomorového profilu je potom

$$J = \frac{4A_m{}^2}{\oint \frac{ds}{t}} \tag{4}$$

V případě různých tlouštěk jednotlivých stěn se integrál v jmenovateli nahradí součtem délek střednic jednotlivých stěn dělených jejich tloušťkou. U kompozitního laminátu je nutné chápat G jako vhodnou homogenizovanou smykovou tuhost odpovídající skutečné skladbě stěny; jednoduchý izotropní vztah je proto pouze předběžným návrhovým modelem.

6. Kroucení vícekomorového průřezu

U vícekomorového průřezu nelze torzní konstantu získat prostým součtem torzních konstant jednotlivých boxů, protože sousední komory sdílejí společné stěny a jejich smykové toky jsou vzájemně vázány. Pro tříkomorový průřez je první rovnicí podmínka rovnováhy krouticího momentu

$$M_x = 2A_1 q_1 + 2A_2 q_2 + 2A_3 q_3 \tag{5}$$

Pro symetrický průřez, kde $A_1 = A_3 = A_b$, $A_2 = A_m$, $q_1 = q_3 = q_b$ a $q_2 = q_m$, dostáváme

$$M_x = 4A_b q_b + 2A_m q_m \tag{6}$$

Druhou skupinu rovnic tvoří podmínky kompatibility. Všechny uzavřené komory spojeného průřezu musí mít stejný měrný úhel zkroucení

$$\theta'_1 = \theta'_2 = \theta'_3 \tag{7}$$

Pro každou komoru se použije Bredtova–Bathova kompatibilitní rovnice (3), přičemž ve společné stěně vystupuje rozdíl smykových toků sousedních komor. Pro symetrický tříkomorový průřez použitého tvaru byly v předběžném modelu zavedeny geometrické součinitele

$$\alpha_b = \frac{2(B_p - t)}{t + t_p} + \frac{2(H - t)}{t} \tag{8}$$

$$\alpha_m = \frac{2B_c}{t_p} + \frac{2(H - t)}{t} \tag{9}$$

Kompatibilita krajní a střední komory je potom vyjádřena vztahy

$$2A_b G\theta' = \alpha_b q_b - \frac{H - t}{t} q_m \tag{10}$$

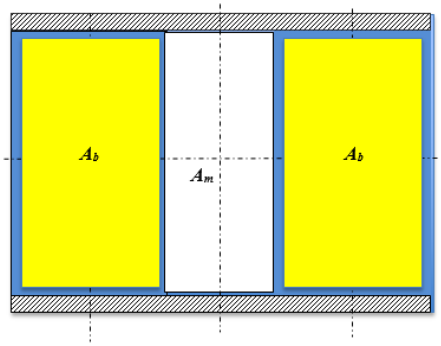
$$2A_m G\theta' = \alpha_m q_m - 2\frac{H - t}{t} q_b \tag{11}$$

Po zavedení poměru smykových toků $r = q_m/q_b$ lze rozdělení toku mezi krajní a střední komoru určit přímo z kompatibility:

$$r = \frac{A_m\alpha_b + 2A_b\frac{H-t}{t}}{A_b\alpha_m + A_m\frac{H-t}{t}} \tag{12}$$

Po dosazení do rovnováhy a do vztahu $\theta' = M_x/(GJ)$ získáme pro použitou symetrickou geometrii výsledný analytický odhad torzní konstanty

$$J = \frac{4A_b(H-t)(2A_b + rA_m)}{A_b\alpha_b - A_b\frac{H-t}{t}r} \tag{13}$$



Obr. 4. Označení ploch tříkomorového průřezu.

Stejný postup lze použít i pro dvoukomorový průřez: počet neznámých smykových toků a kompatibilních rovnic se pouze sníží.

7. Návaznost na MKP model a optimalizaci

Uvedené analytické vztahy slouží k rychlému předběžnému dimenzování a k výběru vhodné geometrické a materiálové varianty. Pro skutečné robotické rameno však tento model nemůže zachytit lokální koncentrace napětí, spojení profilů a pásnic, poddajnost kloubů, vyosení zatížení, prostorovou změnu orientace jednotlivých článků ani detailní anizotropní skladbu laminátu.
Na analytický návrh proto navazuje podrobný MKP model. Ten respektuje skutečnou geometrii ramen a výrobní technologii, umožní modelovat jednotlivé vrstvy nebo jejich ABD/homogenizovaný ekvivalent a ověřit napětí, deformace, lokální stabilitu i výsledný posuv TCP pro rozhodující konfigurace pracovního prostoru. Následná MKP optimalizace ramen je předmětem samostatného navazujícího příspěvku; zde je MKP chápána především jako nezbytný verifikační a optimalizační krok po rychlém analytickém návrhu.

8. Závěr

Navržená koncepce využívá výhod uhlíkových kompozitů nejen ke snížení hmotnosti, ale především k cílenému vytvoření vysoké ohybové a torzní tuhosti. Vícekomorový průřez sestavený z navíjených box profilů a spojovacích pásnic umožňuje měnit geometrii i skladbu laminátu podle dominantního způsobu namáhání jednotlivých ramen. Výsledný analytický model představuje rychlý nástroj pro výběr variant, nikoli náhradu podrobného MKP ověření.

Poděkování

Práce vznikla v rámci projektu Eurostars/EUREKA HIPERBOT. Autoři děkují partnerům projektu za spolupráci při vývoji konstrukční koncepce kompozitových ramen.

Literatura

[1] Jones, R. M.: Mechanics of Composite Materials. 2nd edition, Taylor & Francis, 1999.
[2] Kollár, L. P., Springer, G. S.: Mechanics of Composite Structures. Cambridge University Press, Cambridge, 2003.
[3] Vasiliev, V. V., Morozov, E. V.: Advanced Mechanics of Composite Materials and Structural Elements. 3rd edition, Elsevier, 2013.
[4] Barbero, E. J.: Introduction to Composite Materials Design. 3rd edition, CRC Press, 2017.

EXPERIMENTÁLNÍ STANOVENÍ A VALIDACE PARAMETRŮ KRITÉRIA POSTUPNÉHO PORUŠOVÁNÍ KOMPOZITU S LNĚNÝMI VLÁKNY

Martin Stejskal*, František Sedláček, Ondřej Špaček, Nikola Bednářová, Jan Krystek

Západočeská univerzita v Plzni, Univerzitní 2732/8, Plzeň 301 00

Abstrakt

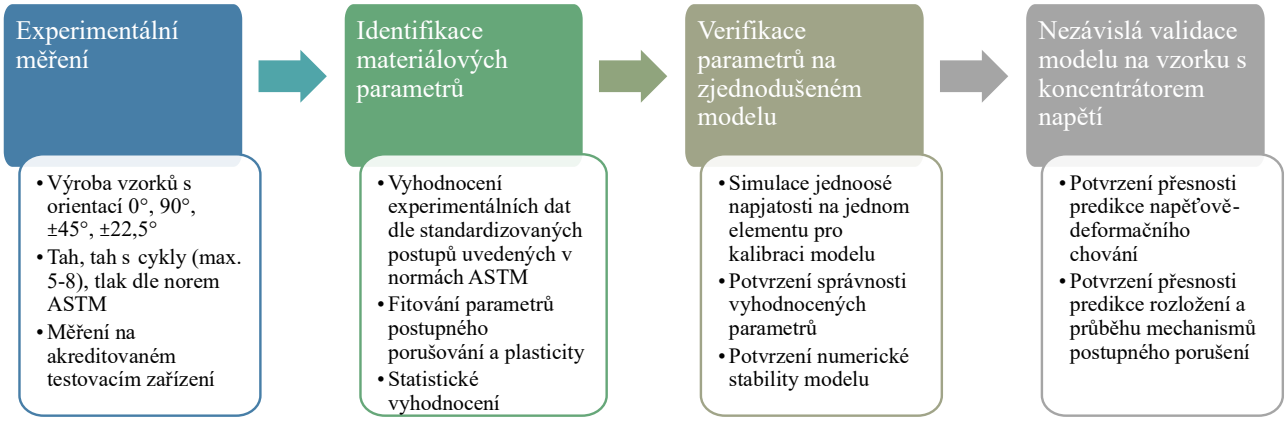
V příspěvku je prezentován experimentálně-numerický postup pro identifikaci parametrů kritéria postupného porušování kompozitu s lněnými vlákny a epoxidovou matricí. Na základě mechanických zkoušek a vyhodnocení napěťově-deformačního chování materiálu jsou stanoveny pevnostní, degradační a vazebné parametry potřebné pro popis nelineárního chování laminátu. Navržený model je následně verifikován na zjednodušeném submodelu a nezávisle validován na vzorku s průchozím otvorem, aby byla dosažena dobrá shoda mezi experimentem a simulací. V původní studii [1] bylo dosaženo přesnosti predikce napěťově-deformačního chování pro validační vzorky s průchozím otvorem 97,61 % a 88,98 % pro skladby s orientací ±45° a 0°. Příspěvek ukazuje, že kritéria postupného porušování jsou účinně aplikovatelná i na kompozity s přírodními vlákny, které jsou atraktivní z hlediska udržitelnosti i technického využití.

1. Úvod

Rostoucí požadavky na snižování environmentální zátěže technických výrobků vedou k intenzivnějšímu využívání kompozitů s výztuží ve formě přírodních vláken (NFC), zejména v aplikacích, kde je vedle hmotnosti a tuhosti sledována také udržitelnost konstrukčního řešení [2]. V případě lněných kompozitů (FFRP) však návrh konstrukce naráží na problém, že jejich porušování je výrazně citlivější na výrobní nepřesnosti, rozptyl vlastností vláken a vazbu mezi jednotlivými mechanismy porušení než u běžných syntetických laminátů s výztuží ve formě uhlíkových (CFRP) či skelných (GFRP) vláken [3].

Z hlediska numerických simulací se proto jako nedostatečné jeví přístupy založené pouze na konvenčních pevnostních kritériích. Ta obvykle umožňují odhad iniciace porušení nebo mezního stavu, neposkytují však informaci o postupné degradaci tuhosti, o změně rozložení napjatosti během zatěžování ani o interakci mezi jednotlivými mechanismy porušení. Pro konstrukční využití NFC je přitom právě tato informace důležitá, protože určuje možnosti virtuálního prototypování, hodnocení citlivosti na vruby a následné optimalizace tvaru komponent [4, 5].

Tento příspěvek je proto koncipován jako metodicky orientovaný text zaměřený na to, jak experimentálně stanovit a ověřit vybrané parametry kritéria postupného porušování pro FFRP tak, aby byly použitelné v inženýrské numerické simulaci. Důraz je kladen zejména na návaznost mezi návrhem experimentální matice, fyzikální interpretací identifikovaných parametrů a praktickými omezeními jejich implementace v prostředí metody konečných prvků (MKP). Tento proces, který vychází z dřívější práce autorů [1], je znázorněn na Obr. 1.



Obr. 1. Proces kalibrace ověřeného materiálového modelu s postupným porušováním.

Přestože byly modely založené na mechanice porušení kontinua (CDM) úspěšně aplikovány také na FFRP, jejich formulace a postupy identifikace parametrů stále převážně vycházejí z předpokladů původně zavedených pro CFRP a GFRP [1, 6, 7]. Zvláštní pozornost dosud nebyla věnována fyzikální interpretaci a experimentálnímu stanovení parametrů popisujících vzájemnou vazbu mezi jednotlivými mechanismy porušení. Tyto parametry jsou ve stávajících modelech obvykle považovány za konstantní a určovány lineární aproximací experimentálních dat. U NFC však může,

* tel. +420 377 638 754, *e-mail*: stejs55@fst.zcu.cz

vzhledem k jejich hierarchické struktuře, vyššímu rozptylu vlastností a souběžnému rozvoji mikrotrhlin, porušení rozhraní a vlivu plastických deformací, docházet ke změně intenzity této vazby v průběhu postupného porušování. Dosud proto není dostatečně objasněno, zda je možné vazebné parametry identifikované v jednotlivých fázích zatěžování nahradit jedinou efektivní hodnotou, ani jak omezení lineární formulace ovlivňuje přesnost a přenositelnost modelu při simulaci konstrukčních detailů s kombinovaným stavem napjatosti. Tato práce se zaměřuje na experimentální identifikaci, fyzikální interpretaci a kritické posouzení těchto parametrů v rámci modelu postupného porušování FFRP.

2. Model postupného porušování laminátu

Pro popis intralaminárního porušování laminátu je uvažován model PLYUNI3 implementovaný v komerčním MKP softwaru Siemens Simcenter Samcef 2412, který vychází z práce Ladevèze-LeDantec [6] a byl již implementován i pro FFRP [1]. Model je formulován pro homogenní elementární vrstvu příčně izotropního jednosměrného (UD) kompozitu při uvažování rovinné napjatosti a zahrnuje tři základní mechanismy porušení. Ve směru vláken je porušení popsáno zjednodušeně a nastává po dosažení mezní hodnoty, což odpovídá náhlému snížení únosnosti v důsledku přetržení vláken. Příčná a smyková porušení reprezentující mikrotrhliny v matrici a porušení na rozhraní vláken a matrice jsou řízena termodynamickými silami, které jsou analogické rychlosti uvolňování energie a umožňují popsat iniciaci, evoluci a saturaci porušení v čase. Postupná degradace tuhosti je zavedena prostřednictvím efektivních modulů.

Zásadní výhodou uvedeného přístupu je možnost oddělit jednotlivé mechanismy porušování a současně zavést vazbu mezi porušením a plasticitou. Na rozdíl od klasických interaktivních kritérií tak model nepracuje pouze s okamžikem selhání, ale umožňuje sledovat i postupnou ztrátu tuhosti a akumulaci plastických deformací v důsledku vnějšího zatížení. To je důležité zejména u FFRP, kde experimentálně pozorovaná odezva na vnější zatížení často vykazuje výraznou nelinearitu již před dosažením makroskopického lomu. Formulace modelu nezohledňuje interlaminární porušení a delaminaci, závislost na teplotě a rychlosti, ani vlhkost a rozptyl vlastností typický pro NFC.

Pro úplný popis modelu je nutné identifikovat sadu materiálových parametrů, které je vhodné z hlediska jejich funkce rozdělit do několika skupin:

- základní elastické a pevnostní vlastnosti potřebné pro popis ortotropního chování materiálu,
- degradační parametry pro popis postupného porušování a plasticity,
- vazebné parametry pro popis vazeb mezi porušením a plasticitou i mezi příčným a smykovým porušením.

Právě vazebné parametry se v případě NFC ukazují jako zvlášť citlivé a obtížně přenositelné z modelů původně vyvinutých pro CFRP a GFRP.

3. Experimentální stanovení parametrů modelu

Z hlediska návrhu experimentální metodiky je klíčové, aby jednotlivé zkoušky umožnily rozlišit, který mechanismus porušení je v dané skladbě dominantní. Jako nejvhodnější se proto ukázala kombinace kvazistatických tahových a tlakových zkoušek v hlavních směrech a cyklických tahových zkoušek na úhlových laminátech dle postupů zavedených v normách ASTM D3039 [8], D3518 [9], D5766 [10] a D3410 [11]. Význam jednotlivých skupin parametrů a jejich experimentální identifikace jsou shrnuty v Tab. 1. V původní studii [1] bylo ke stanovení konkrétních hodnot parametrů FFRP s epoxidovou matricí FLAXPREG T-UD 100 uvedených v Tab. 2 využito celkem 56 vzorků.

Tab. 1. Přehled skupin materiálových parametrů modelu s postupným porušováním.

Skupina parametrů	Označení	Fyzikální význam	Způsob identifikace
Elastické parametry	$E_1, E_2, G_{12}, \nu_{12}$	Počáteční tuhost kompozitu	Tah 0°, 90°, ±45°
Pevnostní parametry	$X^T, Y^T, S_{12}, X^C, Y^C$	Meze pevnosti kompozitu	Tah 0°, 90°, ±45°, tlak 0°, 90°
Degradační parametry	$Y_{12\,0}, Y_{12\,c}, Y_{12\,s}$, $Y_{22\,0}, Y_{22\,c}, Y_{22\,s}$	Začátek a vývoj porušení	Tah s cykly ±45°, ±22,5°
Vazebné parametry	a, b_2, b_3	Interakce mezi mechanismy porušení	Tah s cykly ±22,5°
Parametry plasticity	R_0, K, γ	Zákon izotropního zpevnění	Tah s cykly ±45°

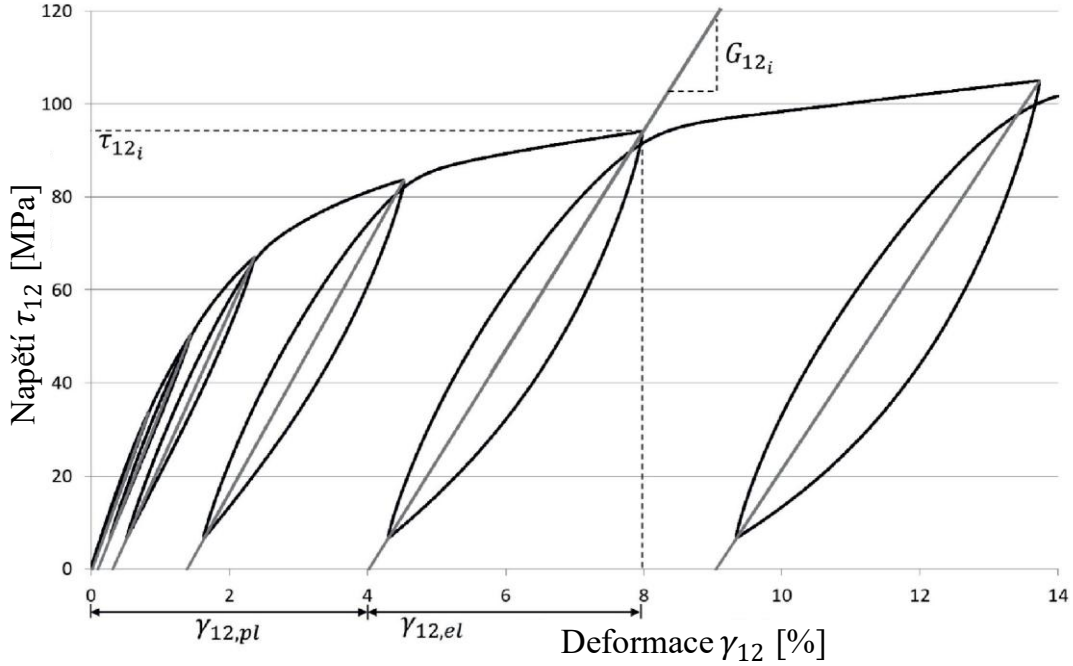
Tab. 2. Identifikované parametry materiálu FLAXPREG T-UD 100 [1].

Parametr	Průměr ± 2×SD (CV)	Jednotka
E_1	29,88 ± 2,71 (4,54 %)	GPa
E_2	4,08 ± 0,33 (4,10 %)	GPa
G_{12}	1,62 ± 0,12 (3,72 %)	GPa
ν_{12}	0,48 ± 0,05 (5,23 %)	-
X^T	330,07 ± 13,65 (2,07 %)	MPa
Y^T	15,81 ± 2,83 (8,94 %)	MPa

S_{12}	38,49 ± 1,70 (2,21 %)	MPa
X^C	60,64 ± 8,93 (7,36 %)	MPa
Y^C	27,60 ± 9,64 (17,47 %)	MPa
$Y_{12\,0}$	0,28 ± 0,07 (13,10 %)	$MPa^{1/2}$
$Y_{12\,c}$	2,17 ± 0,31 (7,13 %)	$MPa^{1/2}$
$Y_{12\,s}$	1,27 ± 0,15 (6,09 %)	$MPa^{1/2}$
$Y_{22\,0}$	0,10 ± 0,05 (26,61 %)	$MPa^{1/2}$
$Y_{22\,c}$	2,86 ± 0,58 (10,18 %)	$MPa^{1/2}$
$Y_{22\,s}$	0,54 ± 0,06 (5,38 %)	$MPa^{1/2}$
a	0,73 ± 0,11 (7,32 %)	-
b_2	1,26 ± 0,53 (22,14 %)	-
b_3	0,86 ± 0,47 (27,67 %)	-
R_0	22,21 ± 2,06 (4,63 %)	MPa
K	294,45 ± 112,44 (19,09 %)	MPa
γ	0,36 ± 0,09 (12,68 %)	-

Pro základní popis ortotropního chování materiálu se využívají skladby vzorků s orientací 0° a 90°, z nichž jsou určeny moduly pružnosti, Poissonovo číslo a meze pevnosti ve směru vláken i v příčném směru. Pro identifikaci smykových vlastností a parametrů popisujících postupné porušení ve smyku je vhodná skladba s orientací ±45°, při níž je tahové zatížení transformováno na dominantně smykové namáhání. Úhlová skladba s orientací ±22,5° pak umožňuje sledovat kombinovanou odezvu materiálu, v níž se současně projevuje příčné i smykové porušení, a je proto vhodná pro identifikaci vazebných parametrů.

Z metodického hlediska je důležité provést zkoušky jak ve standardní monotónní, tak i v cyklické konfiguraci zatížení. Smyslem cyklických zkoušek není pouze zaznamenat hysterezní smyčky, ale oddělit elastickou a plastickou složku deformace a vyhodnotit změnu tuhosti v jednotlivých cyklech, viz Obr. 2. Právě tato změna umožňuje zpětně určit míru porušení a následně odvodit termodynamické síly. Je přitom žádoucí, aby počet cyklů byl nanejvýš 5-8, aby se předešlo tzv. nízkocyklové únavě.

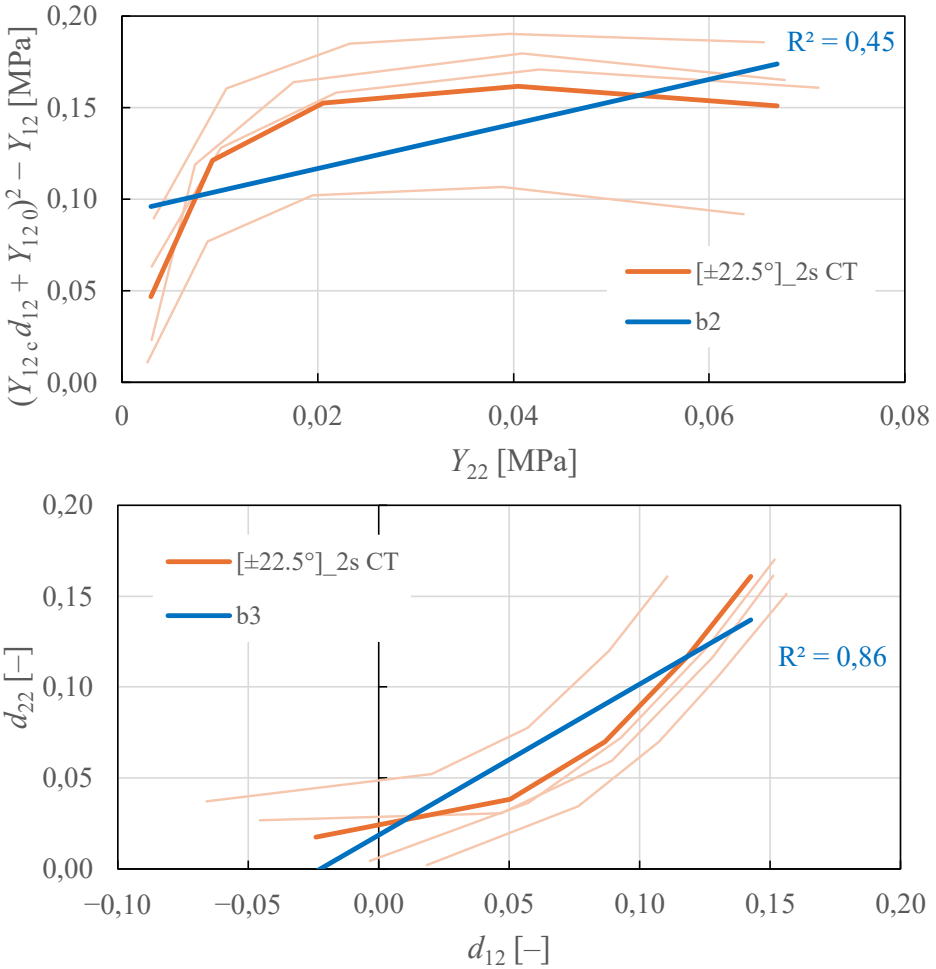


Obr. 2. Způsob vyhodnocení hysterezních smyček.

4. Interpretace identifikovaných parametrů

V inženýrské praxi bývá pozornost často soustředěna na konečné číselné hodnoty parametrů, zatímco jejich fyzikální význam ustupuje do pozadí. U FFRP je však interpretace parametrů stejně důležitá jako jejich samotná identifikace. Již při vyhodnocování základních tahových a tlakových zkoušek se ukazuje, že odezva materiálu není pouze ortotropní, ale zároveň výrazně asymetrická vzhledem k tahu a tlaku, a to zejména ve směru kolmém na vlákna.

Podobně je třeba interpretovat i parametry porušení a plasticity. Parametry identifikované ze skladby s orientací ±45° lze považovat za poměrně robustní, protože dominantní složkou je zde smykové namáhání a vazba na ostatní mechanismy je omezená. Naproti tomu při zpracování dat ze skladby s orientací ±22,5° se ukazuje, že vazebné parametry nejsou pouze technickými koeficienty modelu, ale nesou informaci o tom, jak silně je evoluce příčného porušení ovlivněna probíhajícím smykovým porušením a naopak. Obr. 3 znázorňuje, že lineární aproximace těchto parametrů v celém rozsahu porušení nemusí zachytit pozorovaný experimentální trend; v původní studii [1] byly parametry b_2 a b_3 stanoveny s koeficienty determinace 0,45 a 0,86.



Obr. 3. Identifikace vazebných parametrů b_2 (nahoře) a b_3 (dole) pomocí lineární regrese [1].

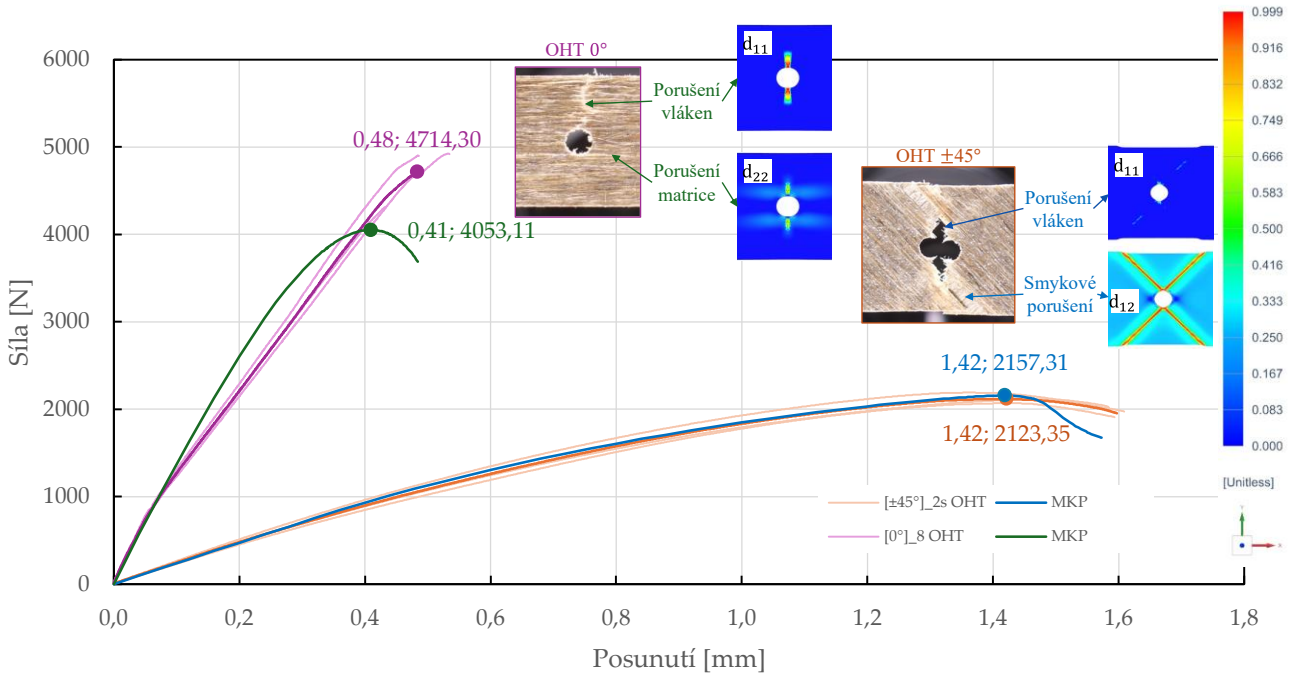
Právě zde se objevuje jeden z nejdůležitějších poznatků pro další rozvoj modelu. Vazebné parametry popisující interakci mezi mechanismy porušení u FFRP vykazují známky nelineárního průběhu. Pokud jsou vyhodnoceny lineární regresí, poskytují sice použitelné efektivní hodnoty pro výpočet, avšak při detailnějším zkoumání experimentálních trendů naznačují změnu směrnice s rostoucí úrovní degradace. To podporuje úvahu, že pro NFC může být vhodnější bilineární nebo obecně nelineární formulace evoluce vazebných parametrů.

5. Validace modelu a aplikační omezení

Po identifikaci parametrů musí následovat jejich ověření v numerické simulaci založené na MKP. V tomto kroku se neukazuje pouze to, zda model konverguje, ale především které parametry jsou pro výslednou napěťově-deformační odezvu skutečně rozhodující a které části formulace představují omezující předpoklad. Na úrovni zjednodušených submodelů je možné dosáhnout velmi dobré shody v tahu a ve smyku, zatímco v některých dalších stavech napjatosti se projevují limity použité formulace; v původní studii [1] byla pro vzorky s orientací 0°, 90°, ±45° a ±22,5° dosažena celková přesnost predikce 99,38 %, 97,89 %, 99,03 % a 32,05 % při tahovém namáhání. Validace na vzorcích s průchozím otvorem (OHT) dále ukázala, že model je schopen při vhodné kalibraci a nastavení řešiče dobře predikovat průběh odezvy i dominantní mechanismy porušení; v původní studii [1] byla pro konfigurace OHT s orientací ±45° a 0° dosažena celková přesnost predikce 97,61 % a 88,98 %, viz srovnání výsledků experimentu a MKP znázorněné na Obr. 4. Tímto způsobem, tj. verifikací identifikovaných parametrů na zkušebních vzorcích a nezávislou validací na vzorcích s koncentrátorem napětí, lze prokázat shodu mezi experimentem a simulací.

Zvláště důležité je, že největší nepřesnosti nevznikají nutně kvůli chybné experimentální identifikaci, ale často kvůli samotným předpokladům modelu. U FFRP se to týká zejména příčného tlakového zatížení, při němž experiment indikuje postupné porušování a ztrátu tuhosti, zatímco intralaminární formulace modelu založená na uzavírání mikrotrhlin má tendenci tuto degradaci podhodnotit nebo ji vůbec nezachytit.

Pro inženýrskou aplikaci je relevantní i numerická stránka problému. Výsledná predikce je citlivá na úroveň diskretizace a na zavedení numerických stabilizačních technik, např. časové prodlevy v materiálovém modelu. Tyto nástroje mohou výrazně pomoci konvergenci nelineární analýzy, současně ale oslabují fyzikální transparentnost výpočtu. Je proto vhodné zdůraznit, že validace parametrů neznamená pouze porovnání závislostí napětí a deformace, ale i kritické posouzení toho, jaké numerické předpoklady byly použity pro dosažení shody.



Obr. 4. Srovnání výsledků experimentu a simulace MKP pro vzorky OHT s orientací ±45° a 0° [1].

6. Diskuse přínosu pro virtuální prototypování

Zachycení postupného porušování má praktický význam především tehdy, pokud umožňuje spolehlivější návrh konstrukčních detailů, u nichž selhávají běžná pevnostní kritéria. Typickým příkladem je konstrukční vrub, např. v podobě průchozího otvoru, kde se lokálně mění stav napjatosti a kde může být rozhodující nikoliv pouze mez pevnosti materiálu, ale i posloupnost aktivace jednotlivých mechanismů porušení.

V tomto směru má experimentální stanovení parametrů kritéria postupného porušování přímý přínos. Umožňuje propojit materiálový model s napěťově-deformační analýzou komponenty a současně lépe interpretovat, proč určité numerické řešení odpovídá experimentu nebo se od něj odchyluje. U FFRP je takový přístup zvlášť důležitý, protože vyšší rozptyl materiálových vlastností může snadno vést k příliš optimistickým nebo naopak příliš konzervativním závěrům, pokud je numerický model redukován pouze na mezní kritérium.

Z širšího pohledu tak příspěvek ukazuje, že přínos experimentální identifikace nespočívá jen ve stanovení konkrétních číselných hodnot, ale i v odhalení limitů standardních modelů při jejich přenosu na kompozity s výztuží ve formě přírodních vláken. To je důležitý krok pro budoucí rozvoj materiálových modelů, které budou schopny nejen reprodukovat základní tahové a tlakové zkoušky, ale i spolehlivěji popsat reálné komponenty s komplexní geometrií a kombinovaným zatížením. V porovnání s klasickými pevnostními kritérii, např. Tsai-Wu [12], Hashin [13] nebo Puck [14], poskytuje přístup CDM výhodu v tom, že sleduje celou nelineární odezvu včetně degradace tuhosti a rozvoje porušení; současně však vyžaduje výrazně pečlivější identifikaci parametrů a lépe připravenou experimentální databázi.

7. Závěr

Příspěvek se zabýval experimentálním stanovením a ověřením parametrů kritéria postupného porušování pro FFRP s důrazem na praktickou využitelnost při virtuálním prototypování. Ukázalo se, že vhodně navržená kombinace kvazistatických a cyklických zkoušek umožňuje identifikovat nejen základní elastické a pevnostní charakteristiky, ale i parametry postupného porušování potřebné pro popis nelineárního chování na intralaminární úrovni. Současně byla na validačních vzorcích v konfiguraci OHT s orientací ±45° a 0° dosažena celková přesnost predikce 97,61 % a 88,98 %, což potvrzuje použitelnost modelu pro inženýrské návrhové úlohy.

Současně bylo potvrzeno, že samotná identifikace parametrů nepředstavuje konečný cíl, ale spíše prostředek k posouzení, nakolik jsou současná kritéria postupného porušování přenositelná na NFC. Za klíčový poznatek lze považovat citlivost vazebných parametrů na úroveň porušení a omezenou schopnost lineární formulace vystihnout některé mechanismy porušení typické pro FFRP, zejména při kombinovaném namáhání a při tlakovém zatížení ve směru kolmém na vlákna.

Z hlediska dalšího vývoje se proto jako perspektivní jeví doplnění současných modelů o nelineární evoluční zákony vazebných parametrů, případně rozšíření o interlaminární porušení a fyzikálně lépe podložené stabilizační postupy pro nelineární numerické simulace. Přínosné by bylo také zohlednit vliv teploty, rychlosti zatěžování a vlhkosti. Takto koncipovaný přístup může být základem pro robustnější virtuální prototypování udržitelných kompozitních konstrukcí v podmínkách inženýrské praxe.

Poděkování

Tato práce byla podpořena projektem SGS-2025-003 – Pokročilé metody konstruování za využití numerických simulací a alternativních materiálů.

Literatura

[1] STEJSKAL, Martin, Frantisek SEDLACEK, Ondrej SPACEK, Nikola BEDNAROVA a Jan KRYSTEK. Towards Sustainable Composite Structures: Experimental Characterisation and Damage Modelling of Unidirectional Flax Fibre-Reinforced Polymers. *Polymers* [online]. 2025, **17**(22), 2985. Dostupné z: doi:10.3390/polym17222985

[2] MAITI, Saptarshi, Md Rashedul ISLAM, Mohammad Abbas UDDIN, Shaila AFROJ, Stephen J EICHHORN a Nazmul KARIM. Sustainable fiber-reinforced composites: a review. *Advanced Sustainable Systems* [online]. 2022, **6**(11), 2200258. Dostupné z: doi:10.1002/adsu.202200258

[3] SKOSANA, Sifiso John, Caroline KHOATHANE a Thomas MALWELA. Driving towards sustainability: A review of natural fiber reinforced polymer composites for eco-friendly automotive light-weighting. *Journal of Thermoplastic Composite Materials* [online]. 2025, **38**(2), 754–780. ISSN 0892-7057. Dostupné z: doi:10.1177/08927057241254324

[4] VERSTRAETE, Sofie, Bart BUFFEL, Dharmjeet MADHAV, Stijn DEBRUYNE a Frederik DESPLENTERE. Short Flax Fibres and Shives as Reinforcements in Bio Composites: A Numerical and Experimental Study on the Mechanical Properties. *Polymers* [online]. 2023, **15**(10), 2239. ISSN 2073-4360. Dostupné z: doi:10.3390/polym15102239

[5] XIONG, Xiaoshuang, Zisheng WANG, Zihao ZHANG, Qiaomin LI, Chen SHEN, Fei FAN, Xiang LI a Mingzhang CHEN. Simulation and Experiment on the Low-Velocity Impact Response of Flax Fabric Reinforced Composites. *Materials* [online]. 2023, **16**(9), 3489. ISSN 1996-1944. Dostupné z: doi:10.3390/ma16093489

[6] LADEVEZE, P. a E. LEDANTEC. Damage modelling of the elementary ply for laminated composites. *Composites Science and Technology* [online]. 1992, **43**(3), 257–267. ISSN 0266-3538. Dostupné z: doi:10.1016/0266-3538(92)90097-M

[7] O'HIGGINS, R. M., C. T. MCCARTHY a M. A. MCCARTHY. Identification of Damage and Plasticity Parameters for Continuum Damage Mechanics Modelling of Carbon and Glass Fibre-Reinforced Composite Materials. *Strain* [online]. 2011, **47**(1), 105–115. ISSN 1475-1305. Dostupné z: doi:10.1111/j.1475-1305.2009.00649.x

[8] ASTM D3039/D3039M-17. *Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2017.

[9] ASTM D3518/D3518M-18. *Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a ±45° Laminate*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2018.

[10] ASTM D5766/D5766M-23. *Standard Test Method for Open-Hole Tensile Strength of Polymer Matrix Composite Laminates*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2023.

[11] ASTM D3410/D3410M-16. *Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2024.

[12] TSAI, Stephen W a Edward M WU. A general theory of strength for anisotropic materials. *Journal of Composite Materials*. 1971, **5**(1), 58–80.

[13] HASHIN, Z. Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites. *Journal of Applied Mechanics* [online]. 1980, **47**(2), 329–334. ISSN 0021-8936. Dostupné z: doi:10.1115/1.3153664

[14] PUCK, A. a H. SCHÜRMANN. Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. *Composites Science and Technology* [online]. 2002, **62**(12), 1633–1662. ISSN 0266-3538. Dostupné z: doi:10.1016/S0266-3538(01)00208-1

TO NEJLEPŠÍ Z APLIKACÍ TĚCH NEJVÝKONNĚJŠÍCH UHLÍKOVÝCH VLÁKEN VE FIRMĚ COMPOTECH

Ing. Ondřej Uher PhD.*

Compo Tech PLUS, spol. s r. o., Nová 1316, 342 01 Sušice

Abstrakt

Dle mého názoru, každého tvůrčího člověka pohání v životě nějaká **Fascinace**, která daného člověka ráno žene z postele do továren, kanceláří, ateliérů, dílen …. tvořit. Ta **Fascinace** se mění s tím, jak jde život a jak přibývají zkušenosti – a v mém případě a v případě mých tvůrčích kolegů, po sobě každá z nich zanechala stopu v podobě konkrétních dílů a výrobků z uhlíkových vláken ve firmě CompoTech.

Na mém začátku byla dětská fascinace technikou a kniha „Už vím proč", ze které se zrodil sen o vlastní továrně, fascinaci ve vodní sporty byla součástí výchovy a fascinace technikou pokračovala studiem na strojní fakultě. Předkládám zjednodušený příběh nejvíce fascinujících aplikací, které vznikli … z těchto fascinací:

Voda a plachtění „ten pocit, když vítr napne plachtu…a energie proteče do kompozitového stěžně": cesta od pádel přes stěžně sportovních a závodních plachetnic a foilujících katamaránů až po díly rigů velkých jachet a nosné konstrukce moderních plachetních pohonů pro nákladní lodě.

Cyklistika a sport: „není nic lepšího než pod sebou zažít tuhost dobře navrženého rámu" trubky na rámy kol i samotné rámy kol vlastní značky C/Duro..

Strojírenství: „co jsem se naučil v pružnosti pevnosti ...převedl jsem do praxe" nosníky a další rotační díly obráběcích a výrobních strojů, kde rozhoduje dynamická tuhost.

Letectví: "vzduch je naše moře!" konstrukční díly i řídicí plochy letounů.

Energie: „green deal is real" větrné elektrárny, kompozitní tlakové nádoby pro vodík, strvačníky

Military. „v každém muži je trochu voják": teleskopické stožáry, žebříky a lehké nosné konstrukce.

Vesmír: „černá díra?" rozměrově stabilní nosné konstrukce pro stratosférické a kosmické aplikace.

Společným jmenovatelem všech těchto aplikací je znalost celého portfolia dnešních vysoce výkonných uhlíkových vláken – od těch nejpevnějších po ty nejtužší – a technologie kladení a navíjení, která je dokáže uložit přesně tam a v takové orientaci, kde odvedou nejvíc práce.

Základem úspěchu našich konstrukcí je princip optimalizace, ve kterém pracujeme s přesností jednoho vlákna. Tloušťku každé vrstvy určuje přesný počet uložených vláken, takže výztuž lze dávkovat spojitě a právě tam, kudy jde tok napětí – včetně plynulé změny tloušťky a cíleného kombinování různých typů vláken v jediné struktuře.

In Carbon (fibre)… we trust.



* e-mail: ondrej@compotech.com

KONCEPT CHEMICKO-TEPELNÉ RECYKLACE HYBRIDNÍHO KOMPOZITNÍHO MATERIÁLU

Tereza Vaňková*, Marek Radvanovský, Jan Krystek

Západočeská univerzita v Plzni, FAV, KME, Technická 8, 30100, Plzeň

Abstrakt

Cílem této práce bylo navrhnout a experimentálně ověřit možné postupy recyklace hybridního kompozitního materiálu tvořeného uhlíkovými a aramidovými vlákny v termoplastické matrici z polyvinylbutyralu. Na základě rešerše a provedených tepelných a chemických experimentů byly navrženy dva postupy recyklace, jimiž byly vyrobeny recyklované kompozitní desky. Tahové vlastnosti obou recyklovaných kompozitních materiálů byly porovnány s referenčním nerecyklovaným kompozitem. Výsledky ukazují, že pomocí navržených postupů je recyklace tohoto hybridního kompozitu proveditelná. Nicméně pro použití v praxi je nutné zejména důkladně zhodnotit ekologické dopady procesu recyklace, analyzovat vliv namáhání materiálu před recyklací a optimalizovat navržené postupy.

1. Úvod

Rostoucí využití vláknových kompozitů vede k nárůstu odpadu vznikajícího při výrobě, zpracování a po ukončení životnosti výrobků. Recyklace těchto materiálů je vzhledem k heterogenní struktuře a vazbě mezi matricí a výztuží technologicky náročnější než u homogenních materiálů. Jednotlivé složky navíc vykazují rozdílnou odolnost vůči mechanickému, tepelnému a chemickému působení. U hybridních kompozitních materiálů je různorodost materiálů ještě významnější.

Recyklační procesy směřují k separaci nebo úpravě jednotlivých složek při zachování jejich co nejvyšší materiálové hodnoty. Recyklace vláknových kompozitů proto spočívá především v možnosti opětovného využití výztužných vláken, jejichž výroba je energeticky náročná [1]. Volba vhodného recyklačního postupu závisí zejména na typu matrice a výztuže, geometrii výrobku a požadovaných vlastnostech recyklátu. Vzhledem k této variabilitě nelze stanovit univerzální metodu a účinnost jednotlivých postupů je nutné ověřovat experimentálně pro konkrétní materiálový systém.

Hybridní kompozity s dlouhými uhlíkovými a aramidovými vlákny v matrici z polyvinylbutyralu (PVB) představují perspektivní materiál s kombinací vysoké tuhosti uhlíkových vláken a houževnatosti aramidové výztuže. Studie Shaker et al. [2] prokázala vhodnost PVB jako matrice pro hybridní uhlík–aramidové tkaniny a potvrdila pozitivní vliv hybridizace zejména na ohybové a rázové vlastnosti. Avšak literatura zaměřená na recyklaci tohoto materiálu je dosud velmi omezená. Vzhledem k termoplastickému charakteru PVB lze uvažovat o několika způsobech recyklace, zejména mechanickém přepracování, tepelném zpracování a chemické separaci [3].

Mechanická recyklace je technologicky jednoduchá, vede však ke zkrácení vláken a tím ke ztrátě výhod kontinuální výztuže. Tepelná recyklace je často využívána pro kompozitní materiály s uhlíkovými vlákny, zejména ve formě pyrolýzy, při níž dochází k odstranění polymerní matrice za vysokých teplot [3]. Pro zvolený hybridní kompozit však má tento způsob recyklace významná omezení. Teploty výrazného tepelného rozkladu PVB jsou sice nižší než teploty uváděné pro degradaci aramidových vláken [5,4]. Při snaze o úplné odstranění PVB však může být nutné zvýšit teplotu nebo prodloužit dobu tepelného zpracování, což zvyšuje riziko poškození aramidové výztuže. Vhodnější se jeví způsob recyklace rozpuštěním matrice při nižších teplotách a opakovaným zpracováním. I při tomto postupu však může docházet k termooxidační degradaci PVB, nicméně vhodná stabilizace může tento proces významně omezit [5]. Další možností je chemická recyklace založená na rozpuštění polymerní matrice. Tato metoda by měla umožnit zachovat dlouhá uhlíková i aramidová vlákna a současně má potenciál získat zpět i polymerní matrici. PVB je rozpustný v řadě organických rozpouštědel, mimo jiné v acetonu, lihu nebo 2-propanolu [6].

Na základě dostupné literatury se proto jako perspektivní směr dalšího výzkumu jeví kombinace chemického rozpouštění PVB s nízkoteplotní separací jednotlivých vrstev tkaniny. Tento postup by měl umožnit zachování kontinuální hybridní výztuže uhlík/aramid a její následné opětovné zpracování do nového laminátu. Další výzkum byl tudíž zaměřen zejména na optimalizaci podmínek separace, zachování mechanických vlastností uhlíkových a aramidových vláken a následné opětovné využití získané výztuže při výrobě nového kompozitu.

2. Experimenty předcházející návrhu postupu recyklace

Před návrhem postupu recyklace bylo provedeno několik experimentů. První z experimentů byly zaměřeny na určení vlastností recyklovaného hybridního kompozitního materiálu při zahřívání a po něm. Druhá série experimentů byla

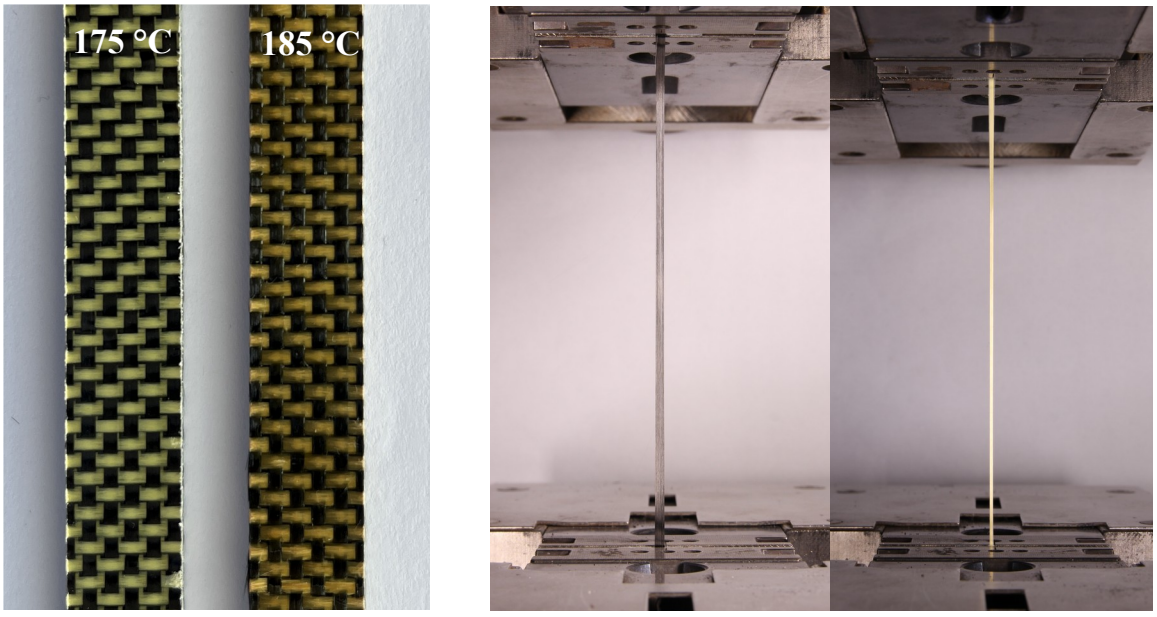
* tel. +420 377 632 356, *e-mail*: vankovat@kme.zcu.cz

věnována pozorování účinků lihu a acetonu na kompozit. Následující experimenty byly soustředěny na kombinaci působení tepla a rozpouštědel. Poslední z experimentů před návrhem postupu recyklace měly za cíl určit vliv teploty a vybraných rozpouštědel na vlastnosti jednotlivých snopků aramidových a uhlíkových vláken.

Postupným zahříváním vzorků hybridního kompozitního materiálu (cca 15 cm² z desky o tloušťce 2,4 mm) bylo pozorováno, že při teplotě 175 °C byl materiál měkký a ohebný. Zároveň bylo při této teplotě možné mechanicky oddělit jednotlivé vrstvy bez výrazného poškození tkaniny. Při teplotě 185 °C zůstával materiál stále měkký a ohebný, ale matrice začínala hnědnout (viz Obr. 1 vlevo). Po vychladnutí byl takto zahřátý materiál tužší než původní nezahřívaný kompozit. Další zvyšování teploty způsobovalo tmavnutí vzorků až po zčernání při teplotě 265 °C. Tím, jak materiál měnil barvu, ztrácel při vyšších teplotách i ohebnost. Při zahřátí na 265 °C byla degradace matrice taková, že po zchladnutí bylo možné od sebe oddělit jednotlivé vrstvy kompozitu.

Možnost oddělení jednotlivých vrstev kompozitu a případné dočištění zbytků matrice na oddělených vrstvách byly posuzovány při experimentech s vybranými rozpouštědly, kterými byly líh, aceton a jejich směsi. Nejprve byly vzorky kompozitního materiálu o přibližných rozměrech 4 cm² z desky o tloušťce 2,4 mm vloženy na 4 hodiny do čistého technického lihu a směsi lihu s acetonem v poměru 9:1. Z experimentu vyplynulo, že směs lihu s acetonem rozpustila matrici účinněji než čistý líh. Jednotlivé vrstvy se po vyjmutí ze směsi oddělily a zbytky matrice byly patrné převážně jen na vnitřních vrstvách kompozitu. Následně byly do lihu, acetonu a tří jejich směsí v různých poměrech vloženy jednotlivé vrstvy oddělené z kompozitu při teplotě 175 °C a jednotlivé vrstvy získané z materiálu zchladlého po zahřátí na 265 °C. Výsledky ukázaly, že zahřátím materiálu na 265 °C došlo k výrazným změnám matrice, které znemožňují její následné rozpuštění v použitých rozpouštědlech. Naopak na vzorkách jednotlivých vrstev získaných při teplotě 175 °C se matrice rozpustila ve všech zkoušených variantách, rozdíl spočíval pouze v rychlosti rozpouštění. Za nejúčinnější byla shledána směs lihu a acetonu v poměru 10:1.

K posouzení změn vlastností aramidových a uhlíkových vláken způsobených teplem a rozpouštědly byla využita tahová zkouška provedená na jednotlivých snopcích (viz Obr. 1 vpravo). Porovnány byly tahové moduly pružnosti a maximální dosažené síly snopků vláken bez tepelného i chemického zatížení se snopky vláken zahřátými na 185 °C a 265 °C a snopky ponořenými na 4 hodiny do lihu, acetonu a směsi lihu s acetonem v poměru 10:1. Vliv zvýšené teploty na pozorované vlastnosti snopků vláken byl zanedbatelný. Největší vliv rozpouštědel byl pozorován na snopcích vystavených působení lihu, kde pro uhlíková vlákna klesl modul pružnosti přibližně o 35 % a maximální síla o 27 %. Vlastnosti aramidových vláken nejvíce ovlivnil aceton, kdy modul pružnosti klesl přibližně o 13 %, avšak maximální síla zůstala srovnatelná s tepelně a chemicky nezatíženými vlákny. Směs lihu a acetonu měla vždy nejmenší vliv na uhlíková i aramidová vlákna ze všech použitých rozpouštědel.



Obr. 1. Experimenty předcházející návrhu postupu recyklace: zahřívání kompozitního materiálu (vlevo), tahové zkoušky snopků uhlíkových vláken (uprostřed) a aramidových (vpravo).

3. Recyklační postupy

Na základě rešerše a provedených experimentů byly navrženy dva recyklační postupy. Hlavním cílem obou postupů bylo zejména získat jednotlivé vrstvy tkaniny méně či více zbavené matrice a s přidáním nové PVB matrice z nich vyrobit nové kompozitní desky o přibližných rozměrech 30 × 25 cm. Vstupním kompozitním materiálem pro recyklaci byla deska o stejných rozměrech vyrobená autoklávovou technologií z 10 vrstev plátnové tkaniny (HP-P167AC) s

aramidovými (Kevlar 49, 158 tex) vlákny v jednom směru a uhlíkovými (3K, 200 tex) v druhém kolmém směru propojenými termoplastickou matricí z 20 vrstev PVB fólie 55 g/m².

Při prvním z recyklačních postupů byl vstupní materiál nejprve vložen do pece a vystaven teplotě 265 °C po dobu šesti hodin, po které došlo k zčernání materiálu a bylo možné oddělit jednotlivé vrstvy. Po aplikaci tohoto postupu zůstala na vrstvách tkaniny degradovaná matrice a prostorové uspořádání všech vlákenných snopků zůstalo v průběhu recyklace nezměněno.

Druhý postup recyklace spočíval v zahřátí vstupního kompozitu na 175 °C, následovaném mechanickým oddělením jednotlivých vrstev, které byly vkládány do směsi lihu s acetonem v poměru 1:10. Vzhledem k rozměrům recyklované desky a rychlému chladnutí materiálu při manipulaci bylo nutné vzorek během procesu ponechávat v peci a jednotlivé vrstvy oddělovat po částech. Častým otevíráním a zavíráním pece tak docházelo ke kolísání teploty uvnitř pece, což se projevilo zejména na posledních vrstvách, které již výrazně změnily barvu, a tudíž se matrice u těchto vrstev následně špatně rozpouštěla. Jednotlivé vrstvy byly v rozpouštědle ponechány 10–15 minut a následně byly na 5–10 minut vloženy do vody. Po oplachu byly vrstvy ponechány vyschnout při pokojové teplotě. Při oddělování vrstev došlo k výrazné změně orientace vláken, kterou se z velké části podařilo vrátit zpět působením rozpouštědla, avšak ne u všech snopků ve všech vrstvách se orientaci podařilo obnovit. K čištění jedné vrstvy od matrice bylo v průměru použito 120 ml lihu a 12 ml acetonu.

Z jednotlivých vrstev recyklované tkaniny získaných prvním a druhým postupem byly vyrobeny recyklované kompozitní desky R1 a R2 (viz Obr. 2). Pro výrobu byla zvolena skladba shodná se skladbou vstupního materiálu pro recyklaci. Tudíž všech deset recyklovaných vrstev tkaniny v každé desce mělo stejnou orientaci a bylo k nim přidáno dvacet vrstev PVB fólie. Skladba recyklovaného kompozitu byla umístěna mezi dvě nerezové desky se separačními fóliemi a rovnoměrně zatížena železnými bloky o celkové hmotnosti 60 kg (viz Obr. 3). Takto připravená a zatížená deska byla vytvrzena v peci při teplotě 170 °C po dobu pěti a půl hodiny.



Obr. 2. Část vzorku z recyklátu R1 a R2.



Obr. 3. Výroba kompozitní desky v peci.

4. Tahové vlastnosti recyklátů

Z vyrobených recyklovaných kompozitních desek byly vyříznuty obdélníkové vzorky o přibližných rozměrech 229 × 13 mm určené na tahové zkoušky. Vyrobené vzorky měly tři různé orientace vláken vzhledem ke směru zatížení 0°, 45° a 90° (orientaci 0° měl vzorek zatěžovaný ve směru aramidových vláken a 90° ve směru uhlíkových). Tahové zkoušky byly provedeny na trhacím stroji Zwick/Roell Z050 s rychlostí zatěžování 2 mm/min. Pomocí raménkového extenzometru bylo měřeno protažení Δl na délce $l = 40$ mm.

Výsledky z tahových zkoušek byly použity k porovnání recyklátů mezi sebou a s referenčním nerecyklovaným kompozitním materiálem. Referenční kompozitní materiál byl vyroben z deseti vrstev doposud nepoužité tkaniny uhlík/aramid a dvaceti vrstev fólie PVB v peci stejným postupem jako recykláty. Tahové vlastnosti takto vyrobeného referenčního materiálu se velmi podobaly vlastnostem vstupního kompozitního materiálu pro recyklaci, který byl vyroben dříve autoklávovou technologií.

Z experimentálně získaných dat závislosti síly F na protažení Δl byla určena závislost napětí na deformaci s užitím vztahů:

$$\varepsilon = \ln\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right) \tag{1}$$

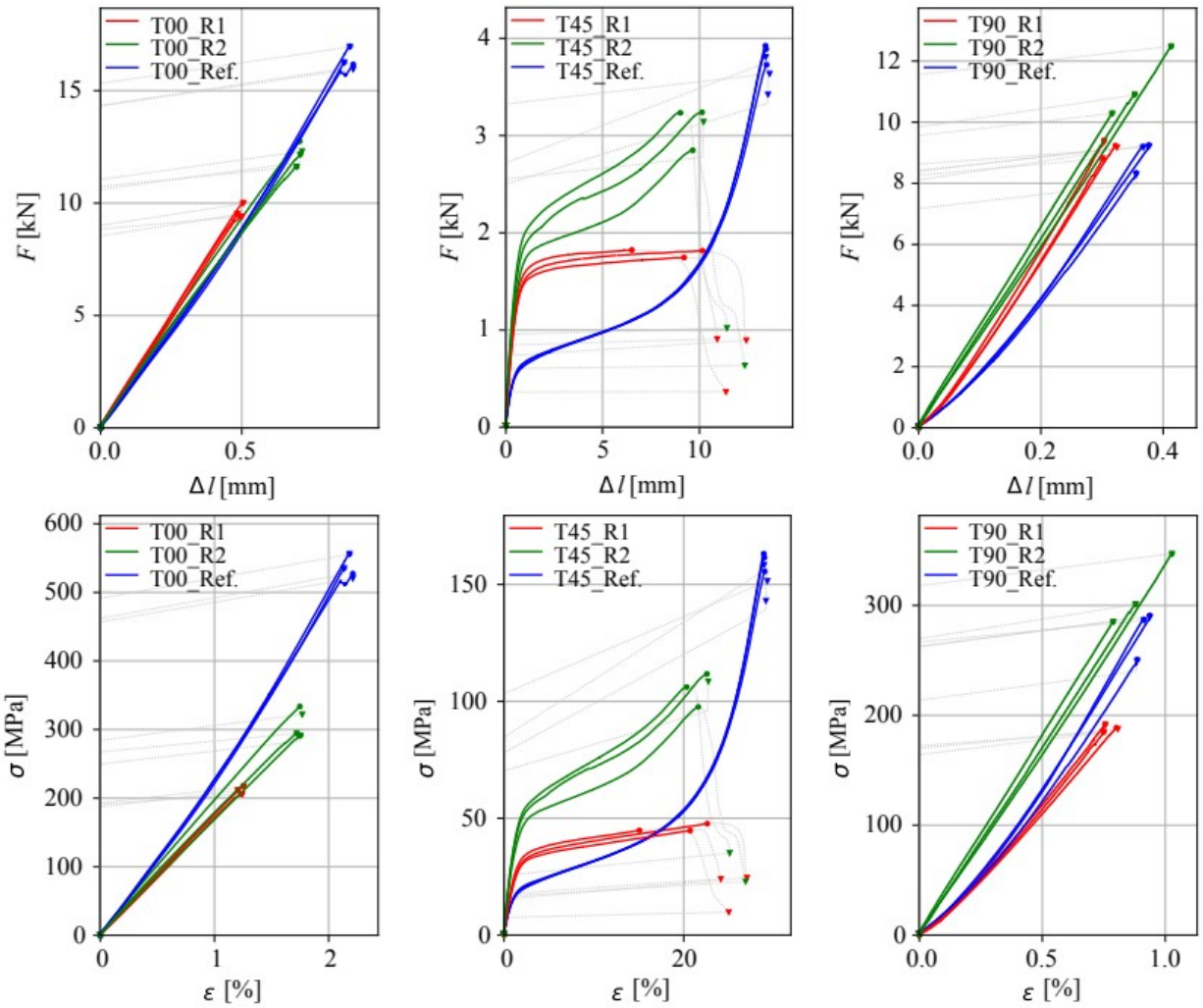
$$\sigma = \frac{F}{A}\left(1+\frac{\Delta l}{l}\right) \tag{2}$$

kde A je počáteční plocha průřezu. Ze závislosti napětí na deformaci byl na intervalu $\varepsilon \in (0{,}001;\ 0{,}003)$ stanoven modul pružnosti v tahu E. Dále byly určeny hodnoty maximální dosažené síly F_u a jim odpovídající hodnoty tahové pevnosti materiálu v daném směru S (viz Tab. 1).

Tab. 1. Tahové vlastnosti recyklátů (R1, R2) a referenčního nerecyklovaného materiálu.

Materiál	Orientace	A [mm^2]	E [GPa]	S [MPa]	F_u [kN]
Ref.	0°	31,08 ± 0,14	21,93 ± 0,16	539,7 ± 12,2	16,47 ± 0,36
R1	0°	46,28 ± 0,45	17,02 ± 0,32	211,8 ± 4,7	9,66 ± 0,26
R2	0°	40,49 ± 1,49	18,44 ± 1,26	306,5 ± 19,3	12,18 ± 0,46
Ref.	45°	32,01 ± 0,10	1,89 ± 0,01	160,1 ± 3,3	3,85 ± 0,09
R1	45°	47,86 ± 0,34	2,56 ± 0,16	45,8 ± 1,4	1,80 ± 0,03
R2	45°	36,70 ± 0,52	4,06 ± 0,20	105,2 ± 5,8	3,11 ± 0,18
Ref.	90°	32,59 ± 0,66	24,11 ± 1,33	276,2 ± 18,1	8,93 ± 0,42
R1	90°	48,87 ± 0,61	23,28 ± 0,88	188,5 ± 2,9	9,15 ± 0,25
R2	90°	36,33 ± 0,04	33,55 ± 1,18	311,2 ± 26,2	11,23 ± 0,92

Pevnost recyklátu R1 byla ve všech orientacích zaznamenána výrazně nižší než pevnost referenční desky. Tento rozdíl je částečně způsoben výrazně větší plochou průřezu, která byla téměř o 50 % větší než u referenčních vzorků. Při porovnání maximální síly je proto pokles méně výrazný než při porovnání pevností. Zvětšená plocha průřezu u recyklátu R1 souvisela nejen s vyšším podílem matrice způsobeným použitým způsobem recyklace, ale také s vyšší pórovitostí tohoto materiálu oproti referenčnímu materiálu i oproti recyklátu R2.



Obr. 4. Porovnání tahových zkoušek recyklátů (R1, R2) a referenčního nerecyklovaného materiálu.

U recyklátu R2 byly poklesy pevností a maximálních dosažených sil oproti referenčnímu materiálu ve směrech 0° a 45° menší než u recyklátu R1. Ve směru 90° byly naopak naměřené hodnoty vyšší než u referenční desky, a to

nejen pro pevnost, ale zejména pro modul pružnosti. Příčinou může být konkrétní umístění vzorků na desce, ze které byly vyříznuty. Vzorky byly vyříznuty z okrajové části desky, kde bylo během recyklace vrstev tkaniny pozorováno výraznější zhnědnutí matrice, což naznačuje, že zde mohlo dojít k tepelné změně PVB matrice. Tomu odpovídá i dříve pozorované zvýšení tuhosti po zahřátí vstupního materiálu na teplotu 185 °C. Při interpretaci těchto výsledků pro recyklát R2 je nutné zohlednit skutečnost, že vrstvy tkaniny použité pro výrobu byly po recyklaci zvlněné a tvarově nepřesné. Při výrobě desky proto nebylo možné přesně zachovat původní orientaci výztuže. Tato skutečnost se mohla výrazněji projevit zejména u vzorků s orientací 45°, u nichž mohlo dojít k lokálnímu natočení vláken směrem k ose zatěžování. Vlákna se tak mohla ve větší míře podílet na přenosu tahového zatížení, což mohlo způsobit vyšší naměřené hodnoty oproti recyklátu R1.

Závislosti napětí na deformaci při tahovém namáhání obou recyklátů v jednotlivých směrech a jejich porovnání s referenční deskou jsou znázorněny na Obr. 4. Vzhledem k výrazně rozdílné tloušťce recyklovaných desek a referenční desky jsou pro porovnání v obrázku uvedeny i závislosti síly na prodloužení. Z obrázku je patrné, že první postup recyklace (viz R1) „zafixoval vlákna na pozici“ a neumožnil, aby při namáhání ve směru 45° došlo k zamykání vláken, jako tomu bylo u referenčního materiálu a recyklátu R2.

5. Závěr

Kompozitní materiál tvořený hybridní tkaninou uhlík/aramid a matricí z PVB byl recyklován dvěma různými postupy. První postup, založený na tepelné degradaci matrice, byl technologicky jednodušší, avšak vedl k výraznějšímu zhoršení mechanických vlastností oproti nerecyklovanému materiálu. Druhý postup, při němž byly odděleny jednotlivé vrstvy tkaniny za nižší teploty s následným odstraněním matrice za použití rozpouštědel, poskytl lepší mechanické vlastnosti recyklovaného materiálu. Jeho nevýhodou je však poměrně vysoká spotřeba rozpouštědel, a lze proto předpokládat vyšší ekonomickou i environmentální náročnost tohoto procesu. U tohoto postupu by zároveň bylo vhodné zajistit oddělení jednotlivých vrstev materiálu uvnitř zavřené pece, aby se omezilo kolísání teploty během procesu recyklace.

Určité zhoršení vlastností recyklovaného materiálu lze očekávat. Z hlediska dalšího využití je však rozhodující, zda jsou jeho výsledné vlastnosti stále přijatelné pro zamýšlenou aplikaci a zda náklady a environmentální dopady recyklačního procesu nepřevyšují přínosy oproti výrobě nového materiálu. Další práce by se proto měla zaměřit především na optimalizaci navržených recyklačních postupů a na komplexní posouzení jejich ekonomických a ekologických dopadů. Současně bude vhodné analyzovat vliv namáhání kompozitu před recyklací na vlastnosti výsledného recyklovaného materiálu.

Poděkování

Organizační výbor konference Mechanika kompozitních materiálů a konstrukcí 2026 Vám děkuje za trpělivost, se kterou připravujete Vaše příspěvky.

Literatura

[1] Meng, F., Olivetti, E. A., Zhao, Y., Chang, J. C., Pickering, S. J., McKechnie, J.: Comparing Life Cycle Energy and Global Warming Potential of Carbon Fiber Composite Recycling Technologies and Waste Management Options. In: ACS Sustainable Chem. Eng., 6(8), pp. 9854-9865, 2018.

[2] Shaker, K., Abbas, A., Nawab, Y., et al.: Impact of weave architecture on the mechanical performance of carbon-aramid/PVB hybrid composites. In: Journal of Engineered Fibers and Fabrics, 19, pp. 1-13, 2024.

[3] Pegoretti, A.: Towards sustainable structural composites: A review on the recycling of continuous-fiber-reinforced thermoplastics. In: Advanced Industrial and Engineering Polymer Research, 4(2), pp. 105–115, 2021.

[4] Li, X. G., Huang, M. R.: Thermal Degradation of Kevlar Fiber by High-Resolution Thermogravimetry. In: Journal of Applied Polymer Science, 71, pp. 565-571, 1999.

[5] Nikitakos, V., Porfyris, A. D., Beltsios, K., Pfaendner, R., Yecora, B., Perez, A., Brkić, F., Miketa, F., Papaspyrides, C. D.: Closed-Loop Recycling of Poly(vinyl butyral) Interlayer Film via Restabilization Technology. In: Polymers, 17(3), pp. 317, 2025.

[6] Królikowski, M., Żach, P., Kalestyński, M.: Selection of Conditions in PVB Polymer Dissolution Process for Laminated Glass Recycling Applications. In: Polymers, 14(23), pp. 5119, 2022.

NÁVRH A OPTIMALIZACE HYBRIDNÍHO KOMPOZITNÍHO KARDANOVÉHO HŘÍDELE

Dominik Vondráček*, David Blaha, Petr David, Bohumil Kropík, Jiří Kuželka, Tomáš Mareš, Martin Matušů, Ctirad Novotný

České vysoké učení technické v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky. Technická 4, 166 07 Praha 6, Česká republika.

Abstrakt

Příspěvek se zabývá návrhem hybridního kompozitního kardanového hřídele určeného jako náhrada konvenčního dvoudílného ocelového hřídele. Hlavním cílem návrhu je snížení hmotnosti při zachování požadované únosnosti, torzní a ohybové tuhosti a dostatečně vysokých kritických otáček. Návrh vychází z analytického modelu založeného na klasické teorii laminátů a vícekriteriální optimalizaci využívající genetické algoritmy. Optimalizovány jsou úhly návinu a tloušťky jednotlivých vrstev laminátu s ohledem na tuhost, hmotnost a dynamické charakteristiky navrhované konstrukce. Výsledky optimalizace jsou prezentovány formou Paretovy množiny, která umožňuje identifikovat kompromisní řešení splňující zadané konstrukční a provozní požadavky.

1. Úvod

Hybridní kompozitní kardanové hřídele nabízejí kompaktní a efektivní způsob odlehčení pohonné soustavy při srovnatelné či vyšší únosnosti a provozní spolehlivosti než konvenční dvoudílné kovové kardany. Současné přístupy k jejich návrhu využívají klasickou laminátovou teorii v kombinaci s optimalizačními algoritmy, které řídí skladbu vrstev, navíjecí úhly a výkonové parametry hřídele, typicky s důrazem na hmotnost nebo tuhost [1]. V předkládané práci je tato koncepce rozšířena na více cílovou optimalizační úlohu, v níž se současně hodnotí hmotnost, statická tuhost, dynamické charakteristiky a pevnostní bezpečnost. Cílem příspěvku není prezentace finálního konstrukčního řešení, ale návrh a analýza optimalizačního postupu včetně diskuse dosažených výsledků a nastínění možných vylepšení.

2. Matematický model

Hřídel je modelován jako navíjená kompozitní trubka délky $L = 2388{,}3$ mm s vnitřním průměrem $d_i = 60$ mm a maximálním možným vnějším průměrem d_o = 73,1 mm. Hřídel přenáší kroutící moment o velikosti 3200 Nm. Laminátová skladba je uvažována ve tvaru $[90° \mid \pm\omega_i \mid 90°]$ pro $i = 1, 2, \dots, N$, kde počet vrstev N a úhel návinu ω jsou návrhovými parametry. Tloušťky jednotlivých vrstev laminátu jsou vyjádřeny v závislosti na technologické tloušťce vrstvy $h_{tech} = 0{,}125$ mm násobené celočíselným koeficientem k_i. Výsledná skladba je definována trojicí podvrstev s navíjecími úhly $[+\omega_i, -\omega_i, +\omega_i]$ a tloušťkami, $[t_i/4,\ t_i/2,\ t_i/4]$, kde $t_i = k_i\, h_{tech}$ je celková tloušťka i-tého bloku. Takto definované bloky odpovídají typickým výrobním sekvencím přesného navíjení vláken a současně je lze přímo použít v klasické laminátové teorii, kde každá podvrstva vstupuje do $\boldsymbol{A}, \boldsymbol{B}, \boldsymbol{D}$ matic jako samostatná ortotropní lamina. Z $\boldsymbol{A}, \boldsymbol{B}, \boldsymbol{D}$ matic jsou následně stanoveny ekvivalentní tuhosti v ohybu E_x a smyku G_{xy}, které ovlivňují statické a dynamické charakteristiky hřídele [2]. Napěťový stav hřídele je hodnocen pomocí Hoffmanova pevnostního kritéria, jež slouží jako indikátor bezpečnosti návrhu. Mechanické vlastnosti laminy jsou definovány z mechanických vlastností použitých vláken a epoxidové pryskyřice pomocí směšovacích vztahů, kde je objemový podíl vláken v_f uvažován jako návrhová proměnná. Analogicky jsou objemovým podílem vláken škálovány i pevnosti laminy.

3. Optimalizace

Více-cílová optimalizační úloha je řešena pomocí genetického algoritmu *gamultiobj* v prostředí MATLAB, který generuje aproximaci Paretovy množiny kompromisních návrhů v prostoru cílových funkcí. Vektor návrhových proměnných *x* je definován jako

$$x = [v_f, k_1, \dots, k_i, \omega_1, \dots, \omega_i], \tag{1}$$

kde i vyjadřuje počet vrstev laminátu. Dolní a horní meze návrhových proměnných jsou voleny tak, aby respektovaly technologické limity navíjecího procesu i požadavky na mechanické vlastnosti, tj. $v_f \in \langle 55\%, 70\% \rangle$, $i \in \langle 1, 10 \rangle$ a $\omega_i \in \langle 1°, 89° \rangle$. Cílové funkce lze formulovat ve tvaru vektoru jako

$$F(x) = [m(x), w(x), \varphi(x), FI_{max}(x), 1/f_{kr}(x)], \tag{2}$$

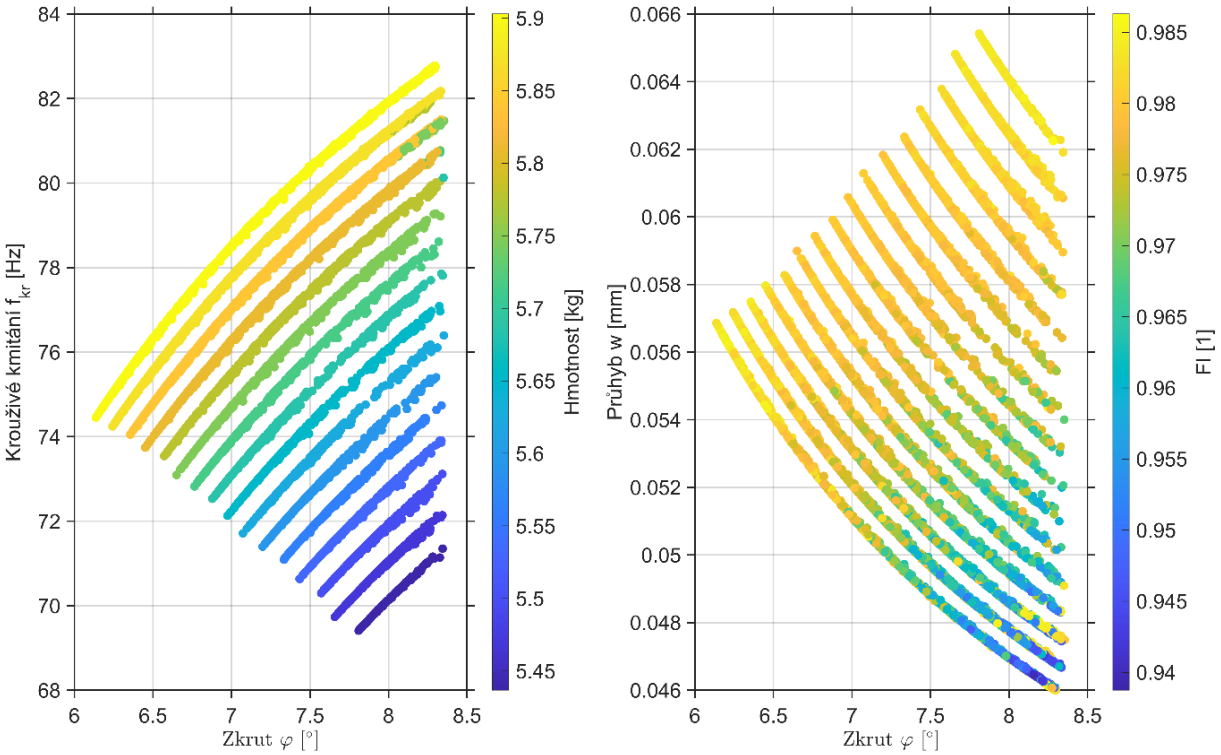
kde m je hmotnost hřídele, w je průhyb hřídele, φ je zkrut, FI_{max} je maximální hodnota Hoffmanova indexu porušení přes všechny vrstvy a f_{kr} je vlastní frekvence krouživého kmitání, které lze stanovit jako

$$f_{kr} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{g}{w}}. \tag{3}$$

V rovnici (2) je uvažována převrácená hodnota f_{kr}, aby bylo možné nastavit všechny cílové funkce na úlohu minimalizace. Rovnice (2) je dále doplněna o nelineární omezení zahrnující požadavek na maximální hmotnost ($m \leq 6$

* tel. +420 224 352 523, *e-mail*: Dominik.Vondracek@cvut.cz

kg), maximální průhyb ($w \leq 0{,}5$ mm), maximální zkrut ($\varphi \leq 8{,}5°$), maximální index porušení ($FI_{max} < 1$) a minimální krouživé frekvence ($f_{kr} > 60$ Hz). Takováto konfigurace zajišťuje, že nalezené návrhy splňují současně požadavky na hmotnost, tuhost i kritické otáčky. Výpočty jsou prováděny s populací o velikosti 35000 jedinců a maximálním počtem 6000 generací, přičemž počáteční populace obsahuje referenční návrh se skladbou $[90° \mid \pm 45° \mid 90°]$ a rozložením tlouštěk $[\, h_{tech} | 46\, h_{tech} \mid h_{tech}]$. Výsledný spojitý vektor návrhových proměnných je převeden na technologicky realizovatelné konfigurace zaokrouhlením koeficientu k_i (celočíselná hodnota) a úhlů návinu ω_i (dvě desetinná místa), pro které je znovu spočtena odezva hřídele. Takto získané výsledky jsou následně analyzovány pomocí Paretových grafů. Příklad Paretových grafů v soustavě zkrut – krouživé kmitání – hmotnost a zkrut – průhyb – index porušení pro materiálovou konfiguraci skládající se z vysoko modulových vláken cn60 a epoxidové pryskyřice je znázorněna na Obr.1.



Obr. 1. Příklad Paretových grafů pro materiálovou konfiguraci cn60/epoxid

V levém grafu je znázorněno krouživé kmitání f_kv závislosti na zkrutu φ, přičemž barevné kódování reprezentuje hmotnost hřídele: žlutě zbarvené body odpovídají těžším, dynamicky příznivějším konfiguracím s vyšší vlastní frekvencí, zatímco modře zbarvené body reprezentují odlehčené návrhy s nižší dynamickou rezervou. V pravém grafu je zobrazen průhyb w v závislosti na zkrutu φ, přičemž barevné kódování reprezentuje hodnotu indexu porušení. Je patrné, že většina optimálních návrhů pracuje v blízkosti mezního poruchového indexu, tedy v oblasti efektivního využití pevnosti kompozitu. To je z hlediska odlehčení žádoucí, ale současně podtrhuje potřebu opatrné volby finální konfigurace s ohledem na výrobní rozptyl materiálových vlastností a modelová zjednodušení.

5. Závěr a diskuse

Studie představuje konzistentní rámec pro více cílový návrh kompozitního kardanového hřídele, v němž je laminátová skladba určována kombinací analytického modelu založeného na klasické laminátové teorii a genetického algoritmu. Hlavní přínos spočívá v tom, že Paretova množina v prostoru cílových funkcí umožňuje konstruktérovi identifikovat kompromisní konfigurace, které současně splňují požadavky mezi několika konfliktními kritérii. Zásadní limitací tohoto modelu je uvažování jedno-materiálového kompozitu bez explicitního zohlednění statistického rozptylu při stanovování mechanických a pevnostních parametrů. V budoucnu je proto žádoucí rozšířit výpočtový rámec o materiálovou knihovnu, která umožní konstruovat laminát z více typů vláken a matric (kombinace vysoko modulových a vysoko pevnostních uhlíkových vláken) [3], a tím otevřít prostor pro multi-materiálové návrhy optimalizované nejen z hlediska mechanických, ale i funkčních vlastností.

Poděkování

Tato studie vznikla v rámci projektu Národní centrum kompetence inženýrství pozemních vozidel Josefa Božka pod projektem číslo TN02000054.

Literatura

[1] Bilalis, EP, Keramidis, MS, Tsouvalis, NG, Structural design optimization of composite materials drive shafts. *Marine Structures* 2022; *284*. 103194.
[2] Kollar LP, Springer GS, *Mechanics of composite structures*. Cambridge University Press, 2003.
[3] Ehrenstein, GW, *Polymerní kompozitní materiály*. Scientia, 2009.

KOMPOZITNÍ LIST TICHÉ VRTULE

Josef Žák*

VZLU AEROSPACE a.s., Beranových 130, Praha -Letňany

Abstrakt

Konstrukční návrh kompozitního listu modelové pětilisté vrtule se sníženou hlučností. Zmenšený model vrtule v měřítku 1:2 bude sloužit k ověření aero-akustických vlastností vyvíjené tiché vrtule. Návrh listu zahrnuje posouzení statické únosnosti s ohledem na zatížení aerodynamickými a setrvačnými účinky a vyšetření modálních vlastností vrtulového listu.

1. Úvod

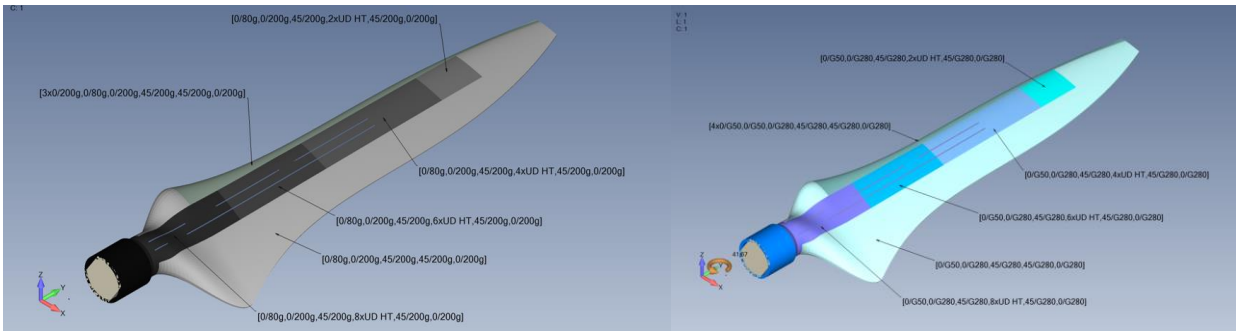
Při návrhu letecké vrtule je nutno respektovat několik vzájemně protichůdných požadavků. Na jedné straně jsou to požadavky na tvar listů, dané aerodynamikou a požadovanými výkony, na druhé straně obvykle stojí požadavky na pevnost a tuhost, přičemž pro letecké konstrukce je důležitá i konečná hmotnost. Překvapivě dlouho dominovalo jako materiál listů leteckých vrtulí dřevo. Jeho nevýhodou je vedle nízké životnosti omezená možnost designu optimálního tvaru z pohledu aerodynamiky (velká tloušťka odtokové hrany, praktická nemožnost složitěji tvarovaných listů). Kovové (duralové) listy tyto nevýhody dřeva odstraňují, jsou však těžší a mají horší frekvenční vlastnosti. Kompozitní materiály odstranily hlavní nevýhody dřeva a umožnily tak od cca šedesátých let přistoupit k vývoji vrtulí s vysokou účinností.

Naším úkolem byly pevnostní a modální analýza, návrh technologie a výroba listu vrtule s nízkou hlučností, určené pro specifické použití v širokém rozsahu letových režimů. Jedná se o neletový model, tudíž požadavek na minimální hmotnost nebyl příliš důležitý. Na druhou stranu, ostatní omezení např. na hodnoty vlastních frekvencí musí být respektována i zde.

Cílem tohoto příspěvku je prezentovat celý postup vývoje, přípravy technologie a výroby relativně jednoduchého kompozitního dílu, včetně rozhodovacího procesu, v prostředí malosériové výroby.

2. Pevnostní a modální výpočet

Z CFD modelu vycházející CAD model byl importován do MKP preprocesoru Femap, pomocí kterého byly navrženy dvě varianty listu, celouhlíková a kombinace uhlíkových pásnic se skleněnými potahy a stojinami nosníku. Při návrhu se vycházelo z předchozích konstrukcí podobných vrtulových listů.



Obr. 1. Celouhlíková (vlevo) a sklouhlíková varianta listu.

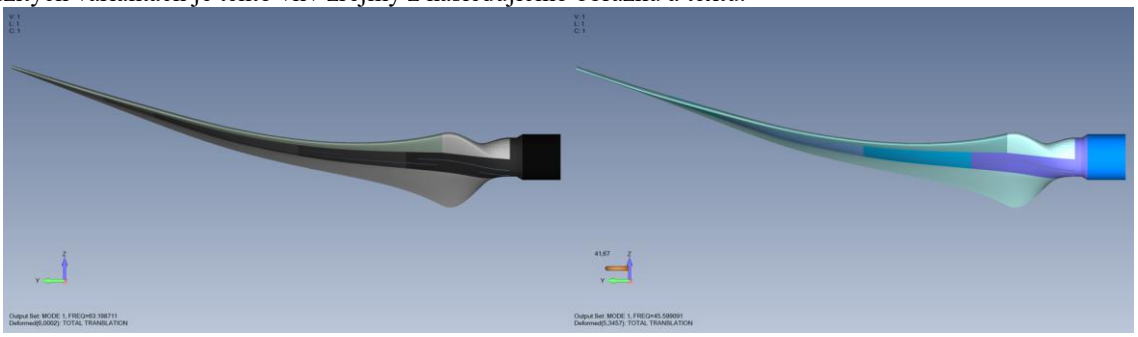
Pro zajímavost, výpočtová hmotnost celouhlíkové varianty vychází 431 gramů, hmotnost sklouhlíkové varianty 519 gramů. Pro pětilistou vrtuli je tak teoretický rozdíl hmotnosti celé vrtule 440 g.

Vlastní výpočet byl proveden v sw NX Nastran. Pro vyhodnocení pevnosti listu bylo použito Tsai-Hillovo kritérium. Pro vrtulové listy nebývá pevnost tím kritickým místem, protože pokud mají splňovat požadavky na hodnoty vlastních frekvencí, bývají z hlediska pevnosti předimenzované. Nejvíce rizikovým místem je oblast kořene, kde může i díky složitému zakřivení ve více rovinách docházet k lokálním koncentracím napětí v „nevhodném“ směru, a tedy k místnímu extrému použitého kritéria.

Harmonicky pulzující zatěžování vrtule vyžaduje důslednou kontrolu jejich vlastních frekvencí. Obecně řečeno, ty jsou úměrné podílu tuhosti a hmotnosti (resp. modulu pružnosti a hustoty), což je i jeden z důvodů pro použití kompozitu s uhlíkovými vlákny v této aplikaci. Vlastní výpočet je třeba provádět nejen „za klidu“, tj. bez předběžného

* tel. +420 225 115 304, *e-mail*: zak@vzlu.cz

zatížení odstředivými silami, ale hlavně „za rotace“, kdy jsou vlastní frekvence i vlastní tvary těmito silami ovlivněny. Na použitých variantách je tento vliv zřejmý z následujícího obrázku a textu.



Obr. 2. První vlastní tvar jednotlivých variant listu

První vlastní frekvence jednotlivých variant bez vlivu rotace je 63,2 Hz pro celouhlíkovou variantu a 45,6 Hz pro sklouhlíkovou variantu. Při rotaci 2500 ot/min je provozní budící frekvence 42 Hz, tudíž pro celouhlíkovou variantu jsme vysoko nad touto frekvencí. Pro sklouhlíkovou variantu jsme nicméně poměrně blízko, bylo tedy nutno provést modální analýzu i s vlivem rotace. První vlastní frekvence pak je 75,0 Hz, vysoko nad budící frekvencí, a ztužující vliv odstředivých sil je zde zřejmý. Tento ztužující vliv rotace je paradoxně tím výraznější, čím větší je hustota, potažmo hmotnost rotujících hmot; pro celohlíkovou variantu by nebyl zdaleka tak výrazný.

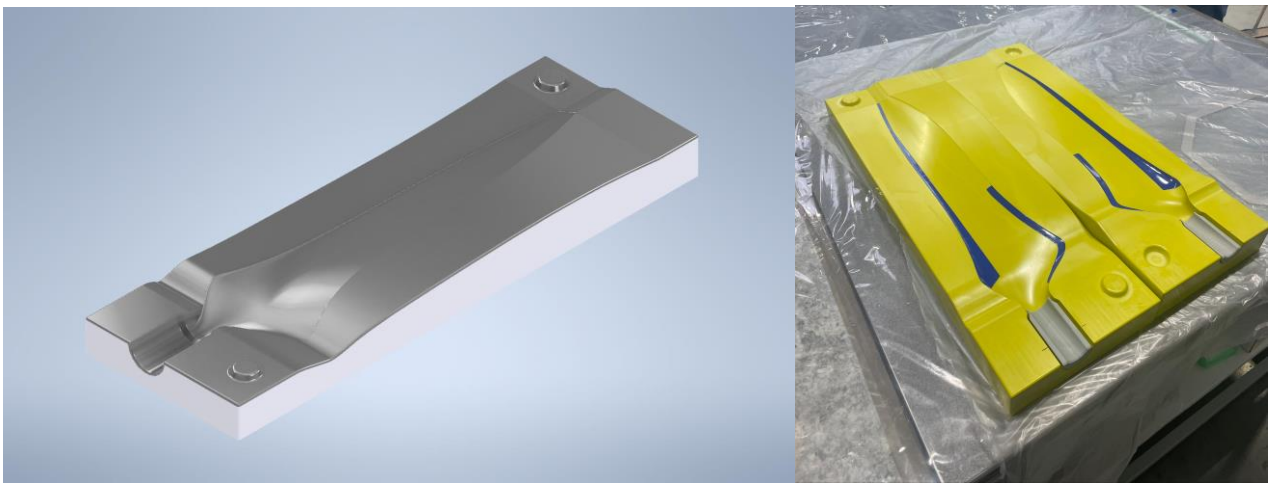
Pro úplnost byl proveden i nelineární statický výpočet. Pro celouhlíkovou variantu byly výsledky maxima průhybu získané z lineárního a nelineárního statického výpočtu po řadě 26 mm a 14 mm, pro sklouhlíkovou to bylo 39 mm a 15 mm. Je zřejmé, že ztužující vliv rotace je v tomto případě ještě výraznější, rozdíl v deformaci celouhlíkového listu a sklouhlíkového listu za rotace je zanedbatelný. Jde samozřejmě o efekt dobře známý z konstrukce rotorových listů vrtulníků, jejichž vlastní ohybová tuhost je kvůli velké štíhlosti relativně nízká, teprve za rotace se výrazně zvyšuje. Tyto výsledky nelineárního statického výpočtu nicméně nijak zpětně neovlivnily konstrukci (skladby) listů.

Spolu s menší důležitostí hmotnosti a samozřejmě výrazně nižší cenou pro nás výsledky výpočtů znamenaly argument pro použití sklouhlíkové varianty. Kombinování uhlíkové jednosměrné tkaniny v pásnicích se skelnou tkaninou na potahy bylo dále usnadněno faktem, že použité pojivo vytvrzuje při teplotě okolí, nebylo tedy třeba obávat se efektu různých teplotních roztažností jednotlivých materiálů.

3. Návrh technologie

V prvním přiblížení bylo zvažováno několik variant, vycházejících z koncepcí již vyráběných vrtulových listů. Vzhledem k extrémně malé tloušťce profilu a tenké odtokové hraně nebylo možné použít technologii běžnou pro listy podobné velikosti, totiž pěnou vyplněný jednodutinový list. Byla zvolena koncepce s dvěma samostatně laminovanými potahy s integrovanými pásnicemi, se stojinou a přelepem náběžné a částečně i odtokové hrany. I tak bylo nutno po dohodě s aerodynamiky zvětšit relativní tloušťku profilu listu v kořenové části.

Pro samotnou výrobu byly s ohledem na požadované, nijak extrémní mechanické vlastnosti voleny běžně používané materiály výztuže a pojiva, umožňující jednoduchou kontaktní laminaci s vytvrzováním při pokojové teplotě. Na základě CAD modelu byly na CNC obráběcím stroji vyrobeny negativní formy z PUR bloků, definující konečný vnější tvar listu.



Obr. 3. CAD model formy tlačné strany potahu a formy pro oba potahy včetně vložek

Tyto formy byly použity jak pro výrobu potahů sací a tlačné strany listu, tak pro konečné lepení celé sestavy. Nosník byl vyroben frézováním z jednoduchého rovinného sendviče z PEI pěny, olaminované skelnou tkaninou v kvaziizotropní skladbě. Náběžná a částečně i odtoková hrana jsou tvořeny samostatnými přelepy, opět v lehké kvaziizotropní skladbě skelné tkaniny, pro něž bylo nicméně třeba vyrobit samostatné formy. Kvaziizotropní skladbu mají ostatně i oba potahy listu. Tato volba usnadňuje proces kladení lamin do formy.

Celkově příprava výroby obnášela čtyři formy z PUR bloků a pro prototyp/technologický vzorek ještě dvě 3D tištěné vložky a dotlačovací pásky ze silikonového kaučuku, použité pro lepší vykopírování formy v oblasti malých rádiusů náběžné a odtokové hrany.

4. Výroba

V uvedených přípravcích byly nejdříve vyrobeny vložky, vymezující tvar přelepů na potazích. Ty byly následně zafixovány do forem. V oblasti kořene byl vnitřní povrch potahů formován pomocí 3D tištěných vložek, které budou nicméně v sérii nahrazeny obráběnými díly z PUR bloků.



Obr. 4. Jednotlivé díly listu před finálním lícováním

Pro výrobu listu byly použity běžně dostupné materiály.

Tab. 1. Pásnice

UD uhlík CCH 330 (UD HT)		
Tloušťka vytvrzené vrstvy	mm	0,33

Tab. 2. Potahy a přelepy

Skleněná tkanina Aeroglass		
Tloušťka vytvrzené vrstvy G280	mm	0,25
Tloušťka vytvrzené vrstvy G50	mm	0,05

Tab. 3. Stojina nosníku

Pěna Airex R82.60		
Hustota	kg/m^3	60

Z důvodu snazší manipulace a urychlení výroby byly v přelepech dvě vnitřní laminy z Aeroglass 48 g/m^2 nahrazeny jednou laminou Aeroglass 100 g/m^2.

Laminování probíhalo kontaktní laminací, vytvrzování pak pod vakuem při okolní teplotě. Po odformování byly výlisky dotvrzeny po dobu 2 hodin při teplotě 60°C.

Dalším krokem je kompletace listu. Sestava jednotlivých dílů je lepena epoxidovým lepidlem 3M Scotch-Weld DP-490 v lepícím přípravku, sestávajícím z již použitých forem pro výrobu potahů. Po lepení následuje povrchová úprava listu. U prezentovaného technologického vzorku nebyl použit gelcoat, bude tudíž nutný první nástřik tmelem/plničem, po kterém bude následovat přebroušení a závěrečné lakování. Pro sérii 5 listů pro první model vrtule se předpokládá použití gelcoatu.

5. Závěr

Na příkladu prezentovaného vrtulového listu je demonstrován vývoj a příprava výroby kompozitních vrtulových listů při snaze o optimální využití dostupných prostředků. Cílem nebylo ani tak dát příklad použití výkonných materiálů nebo technologií, spíše naopak, ukázat, že i jen průměrné kompozity mají v této oblasti jasnou převahu nad ostatními materiály.

Poděkování

Tato publikace vznikla za institucionální podpory na dlouhodobý koncepční rozvoj výzkumné organizace VZLU AEROSPACE, a.s. na léta 2023–2027 poskytnuté Ministerstvem průmyslu a obchodu.



Mechanické testování

Nabízíme spolupráci v oblasti testování materiálů kontaktními a bezkontaktními (optickými, laserovými) metodami.

Dle požadavků jsme schopni provést

- tahové, tlakové a ohybové zkoušky kovových a nekovových materiálů při teplotách od –80 °C do +250 °C dle norem ČSN EN, ISO nebo ASTM,
- tahové a tlakové a ohybové zkoušky kompozitových materiálů dle norem ČSN EN, ISO nebo ASTM,
- měření deformací pomocí tenzometrů, extenzometrů nebo bezkontaktním způsobem (laser, digitální korelace obrazu, stereofotogrammetrie),
- měření průhybů při dynamických jevech např. laserovými vibrometry nebo akcelerometry,
- měření vlastních frekvencí a vlastních tvarů kmitů komponent a struktur,
- analýzy chování širokého spektra materiálů např. kovy, kompozitní materiály, pryže, piezomateriály, biomateriály atd.

Zkušební vzorky testujeme na zkušebních strojích

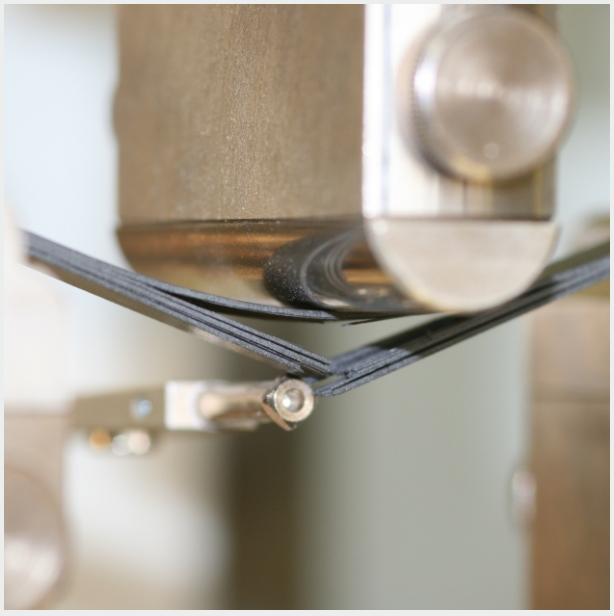
- Zwick/Roell Z050 - maximální tahová síla 50 kN,
  - teplotní rozmezí od –80° do +250°C,
- Instron 8850 - maximální tahová síla 100 kN,
  - maximální kroutící moment 1kNm.

Nabízíme konzultace a pomoc při návrhu a výrobě vzorků, nebo výrobu vzorků odborně zajistíme dle Vámi dodaných materiálů. Také je možná výroba kompozitních vzorků v našem autoklávu.

Materiálové vlastnosti ze statických zkoušek je možné stanovit s ohledem na přání zákazníka podle norem ČSN, EN, ISO nebo ASTM. Ve složitějších případech provedeme identifikaci materiálových konstant nebo parametrů pomocí vybrané optimalizační metody s využitím numerické simulace, přičemž experimentální výsledky jsou porovnávány s výsledky virtuálního modelu.



Porušení uhlíkových vzorků po tahové zkoušce



Zkouška kompozitních vzorků ohybem

Na katedře mechaniky byla vyvinuta metodika modelování a měření rozsáhlých kmitajících systémů, která umožňuje analyzovat kmitání jak vzorků materiálů, tak velkých soustav.

Provedeme modální analýzu a identifikaci významných dynamických vlastností reálných zařízení.

Vybraná měření jsme schopni zajistit přímo na Vašem pracovišti s využitím mobilních měřících zařízení.

Katedra mechaniky, Fakulta aplikovaných věd
Západočeská univerzita v Plzni, Univerzitní 8, 301 00, Plzeň
E-mail: nocarova@kme.zcu.cz
Telefon: +420 377 632 301



Pevnostní a tuhostní výpočty a analýzy porušování

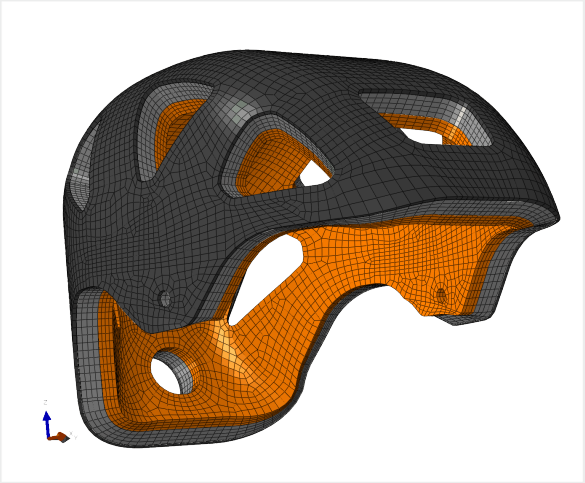
Nabízíme Vám spolupráci v oblasti ověření funkčnosti, bezpečnosti a spolehlivosti konstrukcí. K většině analýz používáme software založený na metodě konečných prvků. V případě nutnosti nabízíme možnost rozšíření software implementací vlastních podprogramů, aby bylo možno plně analyzovat zadaný problém.
V případě potřeby můžeme vytvořit vlastní výpočtové programy pro nestandardní typy úloh.

Dle požadavků jsme schopni provést

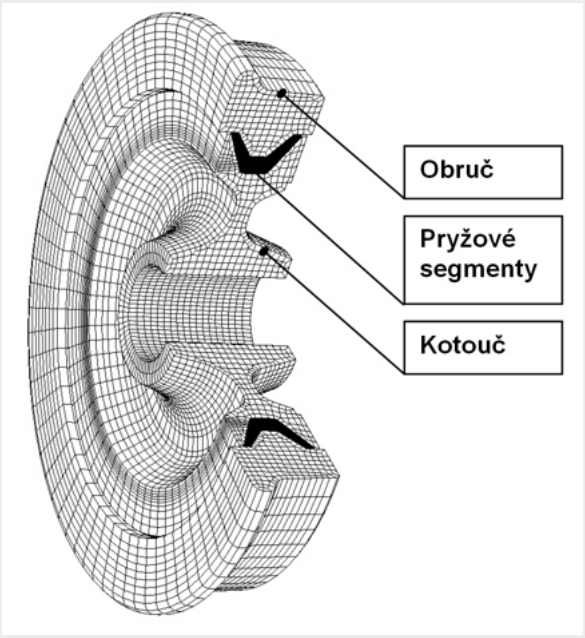
- statické analýzy se zaměřením na výpočet tuhosti a pevnosti konstrukcí a jejich částí,
- analýzy napjatosti a deformace těles při rázovém zatížení (šíření napěťových vln tělesy),
- modální analýzy poddajných těles,
- parametrické a topologické optimalizace a citlivostní analýzy,
- analýzy postupného porušování založené na přístupech lomové mechaniky a mezních stavů napjatosti,
- simulace chování širokého spektra materiálů např. kovy, kompozitní materiály, pryže, piezoelektrické materiály, biomateriály atd.

S využitím nejmodernějších výpočtových systémů založených zejména na metodě konečných prvků jsme schopni ověřit širokou škálu konstrukcí, které mohou být zhotoveny z tradičních (např. kovových) i netradičních materiálů (např. kompozitních materiálů). V případě kompozitních materiálů aplikujeme moderní kritéria vyhodnocující bezpečnost konstrukcí.

Pokud konstrukce nebo její součást nevyhoví zadaným požadavkům, nabízíme možnost provedení detailnějších analýz. V případě potřeby lze vhodným způsobem problém parametrizovat a provést optimalizaci s cílem nalézt takový tvar nebo konfiguraci konstrukce tak, aby vyhověla Vámi zadaným požadavkům. Rovněž je možné provést citlivostní analýzu konstrukce a vyšetřit tak, jak se mění vlastnosti konstrukce se změnou vybraných parametrů. S ohledem na požadavky je možné rovněž provést i citlivostní analýzu vlivu jednotlivých parametrů modelu na jeho chování.



Multifunkční kompozitní helma



Tramvajové kolo s pryžovým tlumením

Provedeme pevností analýzy i za pomoci nejmodernějších teorií.

Optimalizací najdeme takovou konfiguraci struktury, která bude vyhovovat Vámi zadaným požadavkům.

Katedra mechaniky, Fakulta aplikovaných věd
Západočeská univerzita v Plzni, Univerzitní 8, 301 00, Plzeň
E-mail: nocarova@kme.zcu.cz
Telefon: +420 377 632 301

Název:	Mechanika kompozitních materiálů a konstrukcí 2026
Editor:	prof. Ing. Vladislav Laš, CSc., Ing. Jan Krystek, Ph.D.
Grafická úprava:	Ing. Jan Krystek, Ph.D.
Vydavatel:	Západočeská univerzita v Plzni, Vydavatelství
	Univerzitní 8, 301 00 Plzeň
	tel.: +420 377 631 951
Vyšlo:	září 2026
Vydání:	1. vydání
ISBN:	ISBN 978-80-261-1382-9

9. a 10. 9. 2026 Nižbor



ZÁPADOČESKÁ
UNIVERZITA
V PLZNI