

# DISERTAČNÍ PRÁCE

doktorský studijní program: P2301 Strojní inženýrství  
studijní obor: Stavba strojů a zřízení

## **Metodika návrhu pokročilých flexibilních komponent z kompozitních materiálů za využití numerických simulací**

Autor: Ing. František Sedláček

Školitel: prof. Ing. Václava Lašová, Ph.D.  
Konzultant: Ing. Radek Kottner, Ph.D.

V Plzni, 2019

# PROHLÁŠENÍ O AUTORSTVÍ

Předkládám tímto k posouzení a obhajobě písemnou práci ke státní doktorské zkoušce, zpracovanou na Fakultě strojní Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem předloženou práci na téma:

Metodika návrhu pokročilých flexibilních komponent za využití numerických simulací.

vypracoval samostatně, pod odborným dohledem školitele a s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který je součástí této práce.

Datum: .....

Podpis: .....

## **Vyjádření k SZŘ ZČU čl. 98, odst. 3:**

Předložená disertační práce vznikla v rámci dílčích úkolů projektů Centrum kompetence Centrum kompetence – Strojírenská výrobní technika - TE 01020075, RoRTI Development of Regional Technological Institute - LO 1502 při ZČU v Plzni. Student je stoprocentním autorem těchto dílčích úkolů.

## **Upozornění**

Podle zákona o právu autorském č. 35/1965 Sb. (175/1996 Sb. ČR), § 17, a zákona o vysokých školách č. 111/1998 Sb., je využití a společenské uplatnění výsledků této práce, včetně uváděných vědeckých a výrobně technických poznatků, nebo jakékoli nakládání s nimi možné pouze na základě smlouvy se souhlasem autora, autorů citovaných prací a Západočeské univerzity v Plzni.

## PODĚKOVÁNÍ

Touto cestou bych chtěl poděkovat mé školitelce prof. Ing. Václavě Lašové, Ph.D. za cenné rady a trpělivost při vedení disertační práce. Dále si též velmi cením celé řady konzultací, rad a připomínek mého konzultanta práce Ing. Radka Kottnera, Ph.D. a v nemalé míře bych chtěl poděkovat i panu Ing. Janovi Krystkovi, Ph.D. za pomoc s mnoha experimentálními měřeními zkušebních vzorků a Ing. Romanovi Kroftovi za bezdotykové měření vibrací na funkčním vzorku spojky a kolegovi Ing. Michalovi Skovajsovi za pomoc při výrobě funkčních vzorků.

# ANOTACE

<b>AUTOR</b>	Příjmení (včetně titulů) Sedláček, Ing.	Jméno František
<b>STUDIJNÍ OBOR</b>	Stavba strojů a zařízení	
<b>VEDOUcí PRÁCE</b>	Příjmení (včetně titulů) Lašová, prof. Ing., Ph.D.	Jméno Václava
<b>PRACOVISTĚ VEDOUcíHO</b>	Katedra konstruování strojů, Fakulta strojní, ZČU v Plzni	
<b>DRUH PRÁCE</b>	<b>disertační</b>	
<b>NÁZEV PRÁCE</b>	Metodika návrhu pokročilých flexibilních komponent z kompozitních materiálů za využití numerických simulací	

Fakulta:           strojní  
Katedra:           konstruování strojů  
Rok odevzdání:   2019

## Počet stránek (A4 a ekvivalentů A4)

<b>Celkem</b>	<b>185</b>	<b>Textová část</b>	<b>146</b>	<b>Grafická část</b>	<b>39</b>
---------------	------------	---------------------	------------	----------------------	-----------

<b>STRUČNÝ POPIS ZAMĚŘENÍ, TÉMA, CÍL POZNATKY A PŘÍNOSY</b>	<p>Tato práce se zabývá stanovením metodiky konstrukčního návrhu pokročilých kompozitních pružných spojek za využití virtuálního prototypingu a numerických simulací, které jsou podpořeny daty získanými z experimentálních měření na zkušebních a funkčních vzorcích. V rešeršní části této práce jsou uvedeny současně používané výztužné materiály pro kompozity a možné technologie výroby kompozitních dílů. Na tuto část navazuje druhá teoretická část práce, která se zabývá mechanickými vlastnostmi kompozitních materiálů vyztužených dlouhými vlákny a je zejména zaměřena na pevnostní kritéria pro ortotropní materiály. Ve třetí teoretické části této práci je provedena rešerše stávajících pružných komponent z kompozitních materiálů. Další část práce je zaměřena na vlastní výzkumnou část, která se zabývá numerickými simulacemi a experimentálním měřením na vybraných komponentách. Přesněji je zde řešena pokročilá univerzální pružná spojka, která umožňuje přenos tahového, tlakového či ohybového zatížení s požadovanou tuhostí v daných směrech mezi dvěma body. Druhou řešenou komponentou je pokročilá kompozitní vlnovcová spojka umožňující přenos krouticího momentu s požadovanou axiální a úhlovou tuhostí. Ověření navržené metodiky bylo provedeno na dvou funkčních vzorcích. V práci je uvedena celá řada pozitiv, které sebou přináší použití kompozitních materiálů v oblasti pružných spojů a jejich stávající vysoký výzkumně-vědecký potenciál. V závěru práce jsou popsány souhrny jednotlivých oblastí a uvedeny získané poznatky.</p>
<b>KLÍČOVÁ SLOVA</b>	Kompozitní materiály, flexibilní spojky, numerické simulace, intralaminární pevnost, interlaminární pevnost.



# SUMMARY

<b>AUTHOR</b>	Surname (including of Degrees) Sedláček, Ing.	Name František
<b>FIELD OF STUDY</b>	Design of Machines and Equipment	
<b>SUPERVISOR</b>	Surname (including of Degrees) Lašová, prof. Ing., Ph.D.	Name Václava
<b>INSTITUTION</b>	Department of Design Machine and Equipment, Faculty of Mechanical Engineering, UWB Pilsen	
<b>TYPE OF WORK</b>	<b>dissertation</b>	
<b>TITLE OF THE WORK</b>	Methodology for Designing Advanced Flexible Components made from Composite Materials using Numerical Simulation	

Faculty: Mechanical Engineering  
 Department: Design of Machines and Equipment  
 Submitted in: 2019

## **Number of pages (A4 a eq. A4)**

<b>Totally</b>	<b>185</b>	<b>Text part</b>	<b>146</b>	<b>Graphical part</b>	<b>39</b>
----------------	------------	------------------	------------	-----------------------	-----------

<b>BRIEF DESCRIPTION TOPIC, GOAL, RESULTS AND CONTRIBUTIONS</b>	<p>This paper deals with the determination of methodology of design of advanced composite flexible couplings using virtual prototyping and numerical simulations, that are supported by data obtained from experimental measurements and functional test samples. The currently used composite reinforcement materials and possible manufacturing technologies of the composite parts are given in the first part of the theoretical section of this work. The second part of the theoretical section deals with the mechanical properties of long fibre reinforced composites and it is mainly focused on the failure criterions for orthotropic materials. Existing flexible components made from composite materials are described in the third part of the theoretical section. The next part of the thesis is focused on the author's research into composite flexible joints, which deals with numerical simulations and experimental testing of selected components. More specifically, an advanced universal flexible coupling with a specific stiffness in the main directions between two points that is intended for transfer of tensile, compressive and bending loads. The second component is an advanced composite bellows coupling that allows transfer of torque with the desired axial and angular stiffness. The proposed methodology was verified on two functional samples. The paper presents a number of positives that the using of composite materials in the field of the flexible joints and their existing high research and scientific potential brings. At the end of the thesis, the conclusions of the individual areas are described and the acquired knowledge is presented.</p>
<b>KEY WORDS</b>	Composite materials, flexible joints, numerical simulation, intralaminar strength, interlaminar strength.

## ABSTRAKT

Tato práce se zabývá pružnými spoji s využitím kompozitních materiálů. V rešeršní části této práce jsou uvedeny současně používané výztužné materiály pro kompozity a možné technologie výroby kompozitních dílů. Na tuto část navazuje druhá teoretická část práce, která se zabývá mechanickými vlastnostmi kompozitních materiálů vyztužených dlouhými vlákny a je zejména zaměřena na pevnostní kritéria pro ortotropní materiály a dále jsou uvedeny základní typy spojů se kterými se lze setkat u kompozitních materiálů. Ve třetí teoretické části této práci je provedena rešerše stávajících pružných komponent z kompozitních materiálů.

Další část práce je zaměřena na vlastní výzkumnou část, která se zabývá numerickými simulacemi a experimentálním měřením na vybraných komponentách. Jako první je provedeno sestavení základní metodiky návrhu na jednodušším typu kompozitní pružiny, a to ve formě listové pružiny, u které byla sestavena základní myšlenka, jak se při návrhu kompozitních flexibilních prvků ubírat. Přičemž pro nalezení jejího funkčního tvaru byla využita strukturální optimalizace. Validace numerických simulací byla provedena za pomoci experimentálního měření na dvou funkčních vzorcích s velmi dobrou shodou.

Druhou řešenou komponentou je pokročilá univerzální pružná spojka, která umožňuje přenos tahového, tlakového či ohybového zatížení s požadovanou tuhostí v daných směrech mezi dvěma body. Pro nalezení základního tvaru bylo opět využito strukturální optimalizace, která však již zahrnovala víceosé zatížení. U této spojky byla dále ve větší míře řešena problematika vyhodnocení pevnosti oblasti integrovaného spoje, který sloužící pro uložení spojky.

Poslední část práce se zabývá pokročilou kompozitní vlnovcovou spojkou, která umožňuje přenos krouticího momentu s požadovanou axiální a úhlovou tuhostí. Zde bylo též využito strukturální optimalizace, která nejen že zahrnovala, hledání základní geometrie spojky i víceosé zatížení, ale též i optimalizaci rozložení a orientace jednotlivých vrstev laminátu a na závěr i vyhodnocení interlaminární pevnosti laminátu. Pro stanovení základních dynamických vlastností spojky byla provedena experimentální modální analýza za využití bezkontaktního laserového vibrometru. Na základě porovnání hodnot získaných numerickou simulací a experimentálním měřením byla nalezena velmi dobrá shoda. Dále byla provedeno experimentální měření pro stanovení tuhostních a pevnostních parametrů.

V závěru práce jsou popsány souhrny jednotlivých oblastí a uvedeny získané poznatky.

## PŘEDMLUVA

Materiály mají takový vliv na naše životy, že i historická období lidstva byla dominantní a pojmenována podle nich. Slovo „kompozit“ sice zní velmi novodobě a moderně, ale použití pevných vláken v kombinaci s relativně poddajnou maticí pro zvýšení pevnosti a tuhosti dané konstrukce je pravděpodobně starší než objevení kola. Již ve starobylém Babylónu před více jak 4500 lety využívaly jako stavební materiál svých velkolepých staveb bitumen vyztužený spletenou slámou a koňskými žíněmi. Mezi kompozitní materiály patří i papír či beton: obojí bylo velmi dobře známo již ve starověku Římany. A též téměř všechny přírodní materiály, které musí přenášet zatížení, jsou kompozitní – rostliny, kosti či svaly. Přesto všechno je však průmysl s kompozitními materiály relativně mladý. Jeho největší růst lze zaznamenat zejména v posledních 30 letech, kdy se začali hojně využívat kompozitní materiály s výztuží ve formě skelných vláken a následně i vysokopevnostních uhlíkových vláken. Nejdříve byly tyto materiály používány zejména v lodním průmyslu, ale následně přešly i do leteckého průmyslu či motosportu. To znamenalo zrození zcela nové éry upřednostňovaného a v mnoha případech i klíčového konstrukčního materiálu. Dnes se již tyto materiály dostávají v několika oborech mezi standardní materiály a růst jejich použití má exponenciální charakter. K tomu však přispělo i značné rozšíření virtuálního prototypingu, který umožňuje navržení a optimalizaci kompozitních komponent za využití pokročilých numerických simulací. Toho je využíváno zejména u problematických dílů mezi, které patří i pružné prvky.

# OBSAH

<b>1 ÚVOD</b> .....	<b>1</b>
1.1 CÍLE PRÁCE .....	4
1.2 ČLENĚNÍ PRÁCE .....	4
<b>2 KOMPOZITNÍ MATERIÁLY</b> .....	<b>5</b>
2.1 TYPY KOMPOZITNÍCH VLÁKEN .....	5
2.1.1 Skelná vlákna .....	5
2.1.2 Uhlíková a grafitová vlákna.....	6
2.1.3 Aramidová vlákna .....	6
2.2 TYPY VLÁKEN Z HLEDISKA JEJICH GEOMETRIE .....	8
2.3 VÝHODY A NEDOSTATKY KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ.....	9
<b>3 TECHNOLOGIE VÝROBY KOMPOZITNÍCH KOMPONENT</b> .....	<b>10</b>
3.1 TEKUTÉ FORMOVÁNÍ KOMPOZITŮ .....	10
3.1.1 Resin transfer moulding (RTM) .....	11
3.1.2 Vacuum infusion (VI).....	12
3.1.3 Structural reaction injection moulding (SRIM) .....	12
3.2 PRE-IMPREGNOVANÉ TKANINY.....	13
<b>4 MECHANICKÉ VLASTNOSTI KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ</b> .....	<b>16</b>
4.1 MECHANICKÉ VLASTNOSTI JEDNOSMĚROVÉHO KOMPOZITU.....	16
<b>5 KRITÉRIA PORUŠENÍ KOMPOZITNÍHO MATERIÁLU</b> .....	<b>19</b>
5.1 NEINTERAKTIVNÍ KRITÉRIA PEVNOSTI KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ .....	23
5.1.1 Kritérium maximální poměrné deformace.....	23
5.1.2 Kritérium maximálních napětí.....	24
5.2 INTERAKTIVNÍ KRITÉRIA PEVNOSTI KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ.....	25
5.2.1 Hillovo kritérium pevnosti .....	25
5.2.2 Hoffmanovo kritérium pevnosti.....	25
5.2.3 Tsai-Hillovo kritérium pevnosti.....	26
5.2.4 Pevnostní kritérium Tsai-Wu.....	26
5.3 PEVNOSTNÍ KRITÉRIA TYPU „DIRECT MODE“ .....	27
5.3.1 Puckovo kritérium pevnosti .....	27
5.3.2 Pevnostní kritérium LaRC04 .....	27
5.3.2.1 První mód porušení - LaRC #1 .....	27
5.3.2.2 Druhý mód porušení - LaRC #2 .....	28
5.3.2.3 Třetí mód porušení - LaRC #3 .....	29
5.3.2.4 Čtvrtý mód porušení - LaRC #4.....	29
5.3.2.5 Pátý mód porušení - LaRC #5 .....	31
5.3.2.6 Šestý mód porušení - LaRC #6.....	31
<b>6 SPOJE KOMPOZIT-KOMPOZIT A KOMPOZIT-KOV</b> .....	<b>32</b>
6.1 SPOJE S VYUŽITÍM PŘÍDAVNÉHO MATERIÁLU PRO PŘENOS ZATÍŽENÍ.....	32

6.2 TŘECÍ SPOJE.....	34
6.3 SPOJE S POMOCNÝM ELEMENTEM.....	34
6.4 SPOJE VYUŽÍVAJÍCÍ TVARU SPOJOVANÝCH DÍLŮ.....	35
6.5 INTEGROVANÉ SPOJE.....	35
<b>7 SOUČASNÝ STAV V OBLASTI PRUŽNÝCH SPOJEK Z KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ.....</b>	<b>36</b>
<b>8 KOMPOZITNÍ LISTOVÁ PRUŽINA .....</b>	<b>41</b>
8.1 STÁVAJÍCÍ ŘEŠENÍ LISTOVÉ PRUŽINY.....	41
8.1.1 Strukturální analýza stávajícího řešení.....	41
8.1.2 Validace numerické simulace stávajícího řešení.....	43
8.2 KOMPOZITNÍ LISTOVÁ PRUŽINA.....	45
8.2.1 Výpočtový model kompozitní listové pružiny.....	46
8.2.2 Verifikace výsledku strukturální optimalizace kompozitní listové pružiny za využití pokročilého MKP modelu .....	48
8.2.3 Validace numerické simulace kompozitní listové pružiny .....	51
<b>9 UNIVERZÁLNÍ PRUŽNÁ KOMPOZITNÍ SPOJKA.....</b>	<b>54</b>
9.1 PEVNOSTNÍ OBLAST UNIVERZÁLNÍ SPOJKY.....	54
9.1.1 Experimentální vyšetření pevnosti spoje.....	55
9.1.1.1 Experimentální měření vzorků tahem.....	56
9.1.1.2 Experimentální měření vzorků tlakem .....	61
9.1.2 Numerická analýza pevnosti spoje .....	63
9.1.3 Výsledky numerické analýzy spoje .....	65
9.2 VYUŽITÍ ADITIVNÍ TECHNOLOGIE VÝROBY.....	72
9.2.1 Stanovení mechanických vlastností materiálu.....	73
9.2.2 Stanovení pevnosti tištěných integrovaných spojů .....	78
9.3 TUHOSTNÍ OBLAST UNIVERZÁLNÍ SPOJKY .....	82
9.3.1 Geometrická optimalizace tuhostní části univerzální spojky .....	84
9.4 FUNKČNÍ VZOREK UNIVERZÁLNÍ SPOJKY.....	91
9.5 NAVRŽENÝ PROCES KONSTRUKCE UNIVERZÁLNÍ SPOJKY.....	93
<b>10 KOMPOZITNÍ PRUŽNÁ SPOJKA PRO PŘENOS TOČIVÉHO MOMENTU 95</b>	
10.1 NÁVRH KOMPOZITNÍ VLNOVCOVÉ SPOJKY .....	96
10.1.1 Výpočtový model kompozitní vlnovcové spojky .....	97
10.1.2 Strukturální optimalizace kompozitní vlnovcové spojky .....	98
10.1.3 Verifikace výsledku strukturální optimalizace za pomoci pokročilého numerického modelu .....	101
10.2 VYHODNOCENÍ INTERLAMINÁRNÍ PEVNOSTI VLNOVCOVÉ SPOJKY .....	104
10.2.1 Stanovení parametrů porušení rozhraní v módu I.....	109
10.2.2 Stanovení parametrů porušení rozhraní v módu II.....	114
10.2.3 Stanovení interlaminární pevnosti vlnovcové spojky za využití numerické simulace.....	119
10.3 VYHODNOCENÍ PEVNOSTI LEPENÝCH SPOJŮ.....	121

10.3.1 Experimentální měření pevnosti lepidla v módu I .....	122
10.3.2 Experimentální měření pevnosti lepidla v módu II.....	123
10.3.3 Experimentální měření pevnosti lepidla v mix módu/módu III .....	126
10.3.4 Stanovení pevnosti lepených spojů vlnovcové spojky za využití numerické simulace.....	128
10.4 VYHODNOCENÍ VLASTNÍCH FREKVENCÍ A TVARŮ SPOJKY .....	130
10.5 FUNKČNÍ VZOREK VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	133
10.5.1 Stanovení mechanických parametrů PA6 + SCF.....	134
10.5.2 Kontrolní strukturální analýza formy zkušebního vzorku.....	139
10.5.3 Výroba formy pro funkční vzorek vlnovcové spojky .....	142
10.5.4 Výroba funkčního vzorku vlnovcové spojky .....	143
10.6 VALIDACE NUMERICKÝCH SIMULACÍ VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	144
10.6.1 Experimentální modální analýza .....	144
10.6.2 Experimentální měření pevnosti a tuhosti .....	148
10.7 SOUHRN ZÁKLADNÍ METODIKY NÁVRHU VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	152
<b>11 SPLNĚNÍ CÍLŮ DISERTAČNÍ PRÁCE .....</b>	<b>154</b>
<b>12 ZÁVĚR.....</b>	<b>156</b>
<b>13 CITOVANÁ LITERATURA.....</b>	<b>159</b>
<b>14 SEZNAM PRACÍ AUTORA.....</b>	<b>164</b>
14.1 SEZNAM PRACÍ AUTORA VZTAHUJÍCÍCH SE K TÉMATU DISERTACE .....	164
14.2 SEZNAM PRACÍ AUTORA NEVZTAHUJÍCÍCH SE K TÉMATU DISERTACE .....	166

# SEZNAM OBRÁZKŮ

OBR. 1-1 POROVNÁNÍ ZÁKLADNÍCH MATERIÁLŮ Z HLEDISKA JEJICH POMĚRU MODULU PRUŽNOSTI VŮČI SPECIFICKÉ PEVNOSTI [1] .....	2
OBR. 2-1 STRUCTURA AR-(OMATICKÉHO POLY)AMIDU (PPTA) .....	7
OBR. 3-1 SCHÉMA ZÁKLADNÍCH KROKŮ PROCESU TEKUTÉHO FORMOVÁNÍ [4] .....	11
OBR. 3-2 SCHÉMA RTM PROCESU .....	12
OBR. 3-3 SCHÉMA ZAPOJENÍ FORMOVÁNÍ LAMINÁTU ZA POMOCI INFUZE .....	12
OBR. 3-4 AUTOKLÁV 4X12M OD FIRMY ASC .....	13
OBR. 3-5 SCHÉMA FORMOVÁNÍ KOMPOZITNÍHO DÍLU V AUTOKLÁVU [4] .....	13
OBR. 3-6 SCHÉMA FORMOVÁNÍ LAMINÁTU Z PREPREGU .....	14
OBR. 3-7 SCHÉMA FORMOVÁNÍ LAMINÁTU METODOU SPRINT™ .....	15
OBR. 4-1 SCHÉMA JEDNOSMĚRNÉHO KOMPOZITU .....	16
OBR. 5-1 HLAVNÍ MATERIÁLOVÉ SMĚRY .....	19
OBR. 5-2 ZÁVISLOST NAPĚTÍ NA DEFORMACI (PRO PŘÍPAD $X_{ef} < X_{em}$ ) .....	20
OBR. 5-3 ZÁVISLOST NAPĚTÍ NA DEFORMACI (PRO PŘÍPAD $X_{ef} > X_{em}$ ) .....	21
OBR. 5-4 ČETNOST POUŽITÍ PEVNOSTNÍCH KRITÉRIÍ PRO VYHODNOCENÍ PEVNOSTI KOMPOZITNÍCH DÍLŮ V PRŮMYSLVÉM ODVĚTVÍ DLE PRŮZKUMU AIAA .....	23
OBR. 5-5 GRAFICKÉ POROVNÁNÍ JEDNOTLIVÝCH KRITÉRIÍ PEVNOSTI (ŠEDĚ VYZNAČEN TZV. „KONZERVATIVNÍ REGION“). .....	25
OBR. 5-6 PRVNÍ MÓD PORUŠENÍ – LARC #1 .....	27
OBR. 5-7 DRUHÝ MÓD PORUŠENÍ – LARC #2 .....	28
OBR. 5-8 SCHÉMA NORMÁLOVÉHO A TEČNÝCH NAPĚTÍ V ROVINĚ PORUŠENÍ [22] .....	29
OBR. 5-9 TŘETÍ MÓD PORUŠENÍ – LARC #3 .....	29
OBR. 5-10 ČTVRTÝ MÓD PORUŠENÍ – LARC #4 .....	29
OBR. 6-1 TYPICKÉ GEOMETRIE A KONFIGURACE LEPENÝCH SPOJŮ. (A) JEDNOSTRANNÝ SPOJ. (B) JEDNOSTRANNÝ ZKOSENÝ SPOJ. (C) JEDNOSTRANNĚ PŘEPLÁTOVANÝ SPOJ. (D) OBOUSTRANNÝ SPOJ. (E) OBOUSTRANNĚ PŘEPLÁTOVANÝ SPOJ. (F) OBOUSTRANNĚ PŘEPLÁTOVANÝ ZKOSENÝ SPOJ. (G) TUPÝ ZKOSENÝ SPOJ [25] .....	32
OBR. 6-2 ZÁKLADNÍ TYPY NAMÁHÁNÍ LEPENÝCH SPOJŮ. (A), (B) A (C) VE SMYKU. (D) KLÍNOVÝ VE SMYKU – GEOMETRIE ZAJIŠŤUJÍCÍ ROVNOMĚRNÉ ROZLOŽENÍ NAPĚTÍ (TZV. <i>SCARF</i> ). (E) V TAHU. (F) V ODLUPU [25]. .....	33
OBR. 6-3 ZÁKLADNÍ DRUHY PORUŠENÍ ŠROUBOVÝCH SPOJŮ U SPOJENÍ KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ S DLOUHÝMI VLÁKNY. (A) PORUŠENÍ TAHEM. (B) PORUŠENÍ SMYKEM. (C) PORUŠENÍ OTLAČENÍM. (D) KOMBINACE TAHOVÉHO A SMYKOVÉHO POŠKOZENÍ. .....	34
OBR. 6-4 SCHÉMA INTEGROVANÝCH SPOJŮ [26]. .....	35
OBR. 7-1 ZADNÍ NÁPRAVA S KOMPOZITNÍ LISTOVOU PRUŽINOU VOZU VOLVO XC90 [34] .....	36
OBR. 7-2 PŘEDNÍ NÁPRAVA VOZU AUDI A6 (2015) S KOMPOZITNÍ VINUTOU PRUŽINOU (DETAIL: POROVNÁNÍ KOMPOZITNÍ A PŘEDCHOZÍ OCELOVÉ KONVENČNÍ VINUTÉ PRUŽINY; VLEVO KOMPOZITNÍ PRUŽINA S VÝZTUŽÍ VE FORMĚ SKELNÝCH VLÁKEN, VPRAVO KONVENČNÍ OCELOVÁ PRUŽINA) [42] .....	37
OBR. 7-3 TALÍŘOVÁ KOMPOZITNÍ PRUŽINA OD SPOLEČNOSTI HYPERCO; ŘEZ (VPRAVO) DETAIL ZAJIŠTĚNÍ JEDNOTLIVÝCH SEGMENTŮ PRUŽINY V RADIÁLNÍM SMĚRU. .....	37
OBR. 7-4 PROJEKT LIFT OD SPOLEČNOSTI SIMPACT ENGINEERING LTD A UNIVERZITY WARWICK .....	38
OBR. 7-5 KOLEJOVÝ PODVOZEK EFWING OD SPOLEČNOSTI KAWASAKI S LISTOVÝMI KOMPOZITNÍMI PRUŽINAMI (CFRP) [47] .....	39
OBR. 7-6 PŘEDNÍ VIDLICE S KOMPOZITNÍMI BŘITOVÝMI PRUŽINAMI LAUF FORK A DETAILEM ULOŽENÍ PRUŽNÝCH BŘITŮ .....	39
OBR. 8-1 STÁVAJÍCÍ ŘEŠENÍ LISTOVÉ PRUŽINY .....	41
OBR. 8-2 MKP MODEL STÁVAJÍCÍHO ŘEŠENÍ LISTOVÉ PRUŽINY .....	42
OBR. 8-3 VÝSLEDNÉ POSUVY VE VERTIKÁLNÍM SMĚRU (OSA Z) PRO ZÁKLADNÍ ZÁTĚŽNÉ STAVY: (A) ZATÍŽENÍ OD PRÁZDNÉHO VOZU; (B) ZATÍŽENÍ OD PLNĚ ZATÍŽENÉHO VOZU; (C) ZATÍŽENÍM OD PLNĚ ZATÍŽENÉHO VOZU S DYNAMICKÝM PŘÍRŮSTKEM. .....	42
OBR. 8-4 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ STÁVAJÍCÍ OCELOVÉ PRUŽINY V ZAŘÍZENÍ INOVA FU-O-250. .....	43
OBR. 8-5 VÝSLEDKY EXPERIMENTÁLNÍHO MĚŘENÍ JEDNOTLIVÝCH ZÁTĚŽNÝCH STAVŮ .....	44
OBR. 8-6 ZÁKLADNÍ TYPY SPOJŮ UČENÝCH PRO PŘIPEVNĚNÍ KOMPOZITNÍ PRUŽINY K PODVOZKU VOZU: (A) VE FORMĚ OCELOVÉHO OKA, KTERÉ JE PŘIŠROUBOVÁNO NEBO PŘINÝTOVÁNO K PRUŽINĚ; (B) OKO PRO UCHYCENÍ JE SOUČÁSTÍ LISTU PRUŽINY; (C) KONEC PRUŽINY MÁ KÓNICKÝ NEBO (D) KONKÁVNÍ UKONČENÍ PROFILU [28]. .....	45

OBR. 8-7 KONSTRUKČNÍ PROMĚNNÉ GEOMETRICKÉ OPTIMALIZACE KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY. ....	47
OBR. 8-8 POKROČILÝ MKP MODEL KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY.....	48
OBR. 8-9 VÝSLEDNÉ POSUVY NAVRŽENÉ KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY VE VERTIKÁLNÍM SMĚRU (OSA Z) PRO ZÁKLADNÍ ZÁTĚŽNÉ STAVY: (A) ZATÍŽENÍ OD PRÁZDNÉHO VOZU; (B) ZATÍŽENÍ OD PLNĚ ZATÍŽENÉHO VOZU; (C) ZATÍŽENÍM OD PLNĚ ZATÍŽENÉHO VOZU S DYNAMICKÝM PŘÍRŮSTKEM.....	48
OBR. 8-10 VÝSLEDKY KRITICKÝCH NORMÁLOVÝCH NAPĚTÍ PRO MAXIMÁLNÍ ZÁTĚŽNÝ STAV KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY: (VLEVO) VE SMĚRU 1 – PRO CELÝ MODEL A PRO KRITICKOU VRSTVU Č.1 (MPA); (VPRAVO) VE SMĚRU 3 – PRO CELÝ MODEL A KRITICKÁ VRSTVA Č.1 (MPA).....	49
OBR. 8-11 VÝSLEDKY KRITICKÝCH SMYKOVÝCH NAPĚTÍ PRO MAXIMÁLNÍ ZÁTĚŽNÝ STAV KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY: (VLEVO) V ROVINĚ 12 – PRO CELÝ MODEL A KRITICKÁ VRSTVA Č.1 (MPA – ABS); (VPRAVO) V ROVINĚ 31 – PRO CELÝ MODEL A KRITICKÁ VRSTVA Č.41 (MPA – ABS). ....	49
OBR. 8-12 INDEX PORUŠENÍ DLE PEVNOSTNÍHO KRITÉRIA MAXIMÁLNÍCH NAPĚTÍ PRO KRITICKÝ ZÁTĚŽNÝ STAV.....	50
OBR. 8-13 INDEX PORUŠENÍ DLE PEVNOSTNÍHO KRITÉRIA TRANSVERSE SHEAR PRO KRITICKÝ ZÁTĚŽNÝ STAV.....	50
OBR. 8-14 PŘÍPRAVA NA KOMPLETACI FUNKČNÍCH VZORKŮ KOMPOZITNÍCH LISTOVÝCH PRUŽIN.....	51
OBR. 8-15 FUNKČNÍ VZORKY NAVRŽENÉ KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY. ....	51
OBR. 8-16 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY.....	52
OBR. 8-17 VÝSLEDKY EXPERIMENTÁLNÍHO MĚŘENÍ KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY. ....	52
OBR. 8-18 VÝSLEDKY EXPERIMENTÁLNÍHO MĚŘENÍ KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY – ZÁVISLOST ZMĚNY PODDAJNOSTI V ZÁVISLOSTI NA POČTU USKUTEČNĚNÝCH CYKLŮ.....	53
OBR. 9-1 SCHÉMA UNIVERZÁLNÍ PRUŽNÉ SPOJKY .....	54
OBR. 9-2 SPECIÁLNÍ PŘÍPRAVEK PRO NAVÍJENÍ VZORKŮ (TZV. NA TRNY).....	55
OBR. 9-3 GEOMETRICKÉ PARAMETRY NAVÍJENÉHO OČKA .....	55
OBR. 9-4 EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKY TAHOVÝCH VZORKŮ .....	56
OBR. 9-5 SCHÉMA PEVNÉHO UCHYCENÍ VZORKU (VLEVO) A VOLNÉHO UCHYCENÍ VZORKU (VPRAVO).....	56
OBR. 9-6 PROCES PORUŠENÍ VZORKU (V2_Z7_004) SE SEDMI NÁVINY TAHEM.....	57
OBR. 9-7 PRŮBĚH PORUŠENÍ VOLNĚ UPNUTÝCH NAVÍJENÝCH OČEK SE ČTYŘMI NÁVINY.....	58
OBR. 9-8 PRŮBĚH PORUŠENÍ VOLNĚ UPNUTÝCH NAVÍJENÝCH OČEK SE SEDMI NÁVINY .....	58
OBR. 9-9 PRŮBĚH PORUŠENÍ PEVNĚ UPNUTÝCH NAVÍJENÝCH OČEK SE ČTYŘMI NÁVINY.....	59
OBR. 9-10 VÝSLEDKY PORUŠENÍ PEVNĚ UPNUTÝCH NAVÍJENÝCH OČEK SE SEDMI NÁVINY.....	59
OBR. 9-11 PRŮBĚH PORUŠENÍ VOLNĚ I PEVNĚ UPNUTÝCH VZORKŮ SE ČTYŘMI A SEDMI NÁVINY SKELNÉHO VLÁKNA. (FF - 04) VOLNĚ UPNUTÉ VZORKY SE ČTYŘMI NÁVINY. (FF - 07) VOLNĚ UPNUTÉ VZORKY SE SEDMI NÁVINY. (TF - 04) PEVNĚ UPNUTÉ VZORKY SE ČTYŘMI NÁVINY. (TF - 07) PEVNĚ UPNUTÉ VZORKY SE SEDMI NÁVINY.....	60
OBR. 9-12 SCHÉMA VZORKŮ PRO EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKY TLAKEM. ....	61
OBR. 9-13 EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKY TLAKEM. ....	61
OBR. 9-14 DIAGRAM PRŮBĚHU ZATÍŽENÍ-DEFORMACE ZKUŠEBNÍCH VZORKŮ V TLAKU.....	62
OBR. 9-15 ZOBRAZENÍ PRŮŘEZU ČTYŘ VZORKŮ PO ZKOUŠCE TLAKEM S VYZNAČENÝM ÚHLEM, POD KTERÝM DOŠLO K PORUŠENÍ MATRICE VLIVEM TLAKU VE SMĚRU PŘÍČNÉM VŮČI VLÁKNŮM.....	62
OBR. 9-16 MKP MODEL OČKA VČETNĚ ZNÁZORNĚNÍ MATERIÁLOVÉ ORIENTACE LAMINÁTU.....	63
OBR. 9-17 SCHÉMA MKP MODELU OČKA VČETNĚ ZNÁZORNĚNÍ VRSTEV ELEMENTŮ A JEJICH ROVIN.....	64
OBR. 9-18 HLAVNÍ NORMÁLOVÁ NAPĚTÍ U NUMERICKÉ ANALÝZY VOLNĚ UPNUTÉHO OČKA SE ČTYŘMI NÁVINY ( $F_{FF4\_AVG} = 5008 \text{ N}$ ).....	65
OBR. 9-19 VÝSLEDKY PEVNOSTNÍHO KRITÉRIA MAXIMÁLNÍCH NAPĚTÍ VE STŘEDOVÉ ROVINĚ PRVNÍ VRSTVY VOLNĚ UPNUTÉHO OČKA SE ČTYŘMI NÁVINY ( $F_{FEA-FF4\_MS-MID} = 4802 \text{ N}$ ).....	66
OBR. 9-20 VÝSLEDKY PEVNOSTNÍHO KRITÉRIA MAXIMÁLNÍCH NAPĚTÍ VE STŘEDOVÉ ROVINĚ PRVNÍ VRSTVY PEVNĚ UPNUTÉHO OČKA SE ČTYŘMI NÁVINY ( $F_{FEA-TF4\_MS-MID} = 4890 \text{ N}$ ).....	67
OBR. 9-21 VÝSLEDKY HILLOVA PEVNOSTNÍHO KRITÉRIA U PRVNÍ VRSTVY OČKA SE ČTYŘMI NÁVINY (VLEVO: PORUŠENÍ VOLNĚ UPNUTÉHO OČKA ( $F_{FEA-FF4\_HILL-MID} = 4790 \text{ N}$ ), VPRAVO: PORUŠENÍ PEVNĚ UPNUTÉHO OČKA ( $F_{FEA-TF4\_HILL-MID} = 4708 \text{ N}$ )).....	68
OBR. 9-22 VÝSLEDKY HOFFMANOVA PEVNOSTNÍHO KRITÉRIA U PRVNÍ VRSTVY OČKA SE ČTYŘMI NÁVINY (VLEVO: PORUŠENÍ VOLNĚ UPNUTÉHO OČKA ( $F_{FEA-FF4\_HOFF-MID} = 4164 \text{ N}$ ), VPRAVO: PORUŠENÍ PEVNĚ UPNUTÉHO OČKA ( $F_{FEA-TF4\_HOFF-MID} = 5158 \text{ N}$ )).....	69
OBR. 9-23 VÝSLEDKY PEVNOSTNÍHO KRITÉRIA TSAI-WU U PRVNÍ VRSTVY OČKA SE ČTYŘMI NÁVINY (VLEVO: PORUŠENÍ VOLNĚ UPNUTÉHO OČKA ( $F_{FEA-FF4\_TW-MID} = 4996 \text{ N}$ ), VPRAVO: PORUŠENÍ PEVNĚ UPNUTÉHO OČKA ( $F_{FEA-TF4\_TW-MID} = 5080 \text{ N}$ )).....	69
OBR. 9-24 POROVNÁNÍ MKP ANALÝZY A EXPERIMENTÁLNÍCH ZKOUŠEK VOLNĚ UPNUTÝCH VZORKŮ SE 4 A 7 NÁVINY SKELNÉHO ROVINGU. (EXP) VÝSLEDKY EXPERIMENTÁLNÍCH ZKOUŠEK. (FEA) VÝSLEDKY MKP ANALÝZ. ....	70



OBR. 9-25 POROVNÁNÍ MKP ANALÝZY A EXPERIMENTÁLNÍCH ZKOUŠEK PEVNĚ UPNUTÝCH VZORKŮ SE 4 A 7 NÁVINY SKELNÉHO ROVINGU. (EXP) VÝSLEDKY EXPERIMENTÁLNÍCH ZKOUŠEK. (FEA) VÝSLEDKY MKP ANALÝZ.	71
OBR. 9-26 3D TISKÁRNA MARKFORGED MARK TWO.....	72
OBR. 9-27 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF TAHEM S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 0°: (VLEVO) POČÁTEK ZKOUŠKY, (VPRAVO) KONEC ZKOUŠKY.....	73
OBR. 9-28 TAHOVÝ DIAGRAM TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 0°: (VLEVO) TAHOVÝ DIAGRAM SÍLA-POSUNUTÍ, (VPRAVO) TAHOVÝ DIAGRAM NAPĚTÍ-DEFORMACE.....	73
OBR. 9-29 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF TAHEM S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 45°: (VLEVO) POČÁTEK ZKOUŠKY, (VPRAVO) KONEC ZKOUŠKY. ....	74
OBR. 9-30 TAHOVÝ DIAGRAM TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 45°: (VLEVO) TAHOVÝ DIAGRAM SÍLA-POSUNUTÍ, (VPRAVO) TAHOVÝ DIAGRAM NAPĚTÍ-DEFORMACE.....	74
OBR. 9-31 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF TAHEM S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 90°: (VLEVO) POČÁTEK ZKOUŠKY, (VPRAVO) KONEC ZKOUŠKY. ....	75
OBR. 9-32 TAHOVÝ DIAGRAM TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 90°: (VLEVO) TAHOVÝ DIAGRAM SÍLA-POSUNUTÍ, (VPRAVO) TAHOVÝ DIAGRAM NAPĚTÍ-DEFORMACE.....	75
OBR. 9-33 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF TLAKEM S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 0°: (VLEVO) POČÁTEK ZKOUŠKY, (VPRAVO) KONEC ZKOUŠKY.....	76
OBR. 9-34 TLAKOVÝ DIAGRAM TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 0°: (VLEVO) TAHOVÝ DIAGRAM SÍLA-POSUNUTÍ, (VPRAVO) TAHOVÝ DIAGRAM NAPĚTÍ-DEFORMACE.....	76
OBR. 9-35 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF TLAKEM S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 0°: (VLEVO) POČÁTEK ZKOUŠKY, (VPRAVO) KONEC ZKOUŠKY.....	77
OBR. 9-36 TLAKOVÝ DIAGRAM TIŠTĚNÝCH VZORKŮ TYPU PA6+GF S VÝZTUŽÍ VE SMĚRU 90°: (VLEVO) TAHOVÝ DIAGRAM SÍLA-POSUNUTÍ, (VPRAVO) TAHOVÝ DIAGRAM NAPĚTÍ-DEFORMACE.....	77
OBR. 9-37 TRAJEKTORIE TISKU ZKUŠEBNÍCH VZORKŮ OČEK: (A) VARIANTA SE DVĚMA NÁVINY – $Q = 2,8\text{MM}$ , (B) VARIANTA SE TŘEMI NÁVINY – $Q = 3,8\text{MM}$ .....	78
OBR. 9-38 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ PEVNĚ UCHYCENÝCH OČEK NA ZAŘÍZENÍ ZWICK ROELL Z050. ....	79
OBR. 9-39 ZKUŠEBNÍ VZORKY OČEK SE DVĚMA NÁVINY PO ZKOUŠCE TAHEM. ....	79
OBR. 9-40 DIAGRAM TAHOVÉ ZKOUŠKY ZATÍŽENÍ-POSUVU OČEK SE DVĚMA NÁVINY. ....	80
OBR. 9-41 DIAGRAM TAHOVÉ ZKOUŠKY ZATÍŽENÍ-POSUVU OČEK SE TŘEMI NÁVINY.....	80
OBR. 9-42 POROVNÁNÍ MKP ANALÝZY A EXPERIMENTÁLNÍCH ZKOUŠEK TIŠTĚNÝCH PEVNĚ UPNUTÝCH VZORKŮ SE 2 A 3 NÁVINY SKELNÉHO ROVINGU: (EXP) VÝSLEDKY EXPERIMENTÁLNÍCH ZKOUŠEK. (FEA) VÝSLEDKY MKP ANALÝZ.....	81
OBR. 9-43 ZÁTĚŽNÉ STAVY UNIVERZÁLNÍ SPOJKY: (A) NAMÁHÁNÍ TLAKEM, (B) NAMÁHÁNÍ TAHEM, (C) KARDANICKÝ POHYB, (D) BOČNÍ VYBOČENÍ. ....	82
OBR. 9-44 SCHÉMA ZÁKLADNÍCH GEOMETRICKÝCH PARAMETRŮ UNIVERZÁLNÍ SPOJKY. ....	82
OBR. 9-45 ZÁKLADNÍ KONCEPCE UNIVERZÁLNÍ SPOJKY S VYZNAČENÍM OBLASTÍ S VYSOKOU KONCENTRACÍ NAPĚTÍ.83	83
OBR. 9-46 ZVÝŠENÍ TUHOSTI PŘECHODOVÝCH OBLASTÍ VNITŘNÍ OBLASTI SPOJKY. ....	83
OBR. 9-47 UNIVERZÁLNÍ SPOJKA S PROGRESIVNÍ CHARAKTERISTIKOU TUHOSTI PŘI ZATÍŽENÍ V TLAKU.....	84
OBR. 9-48 UNIVERZÁLNÍ SPOJKA SE SPOJITOU CENTRÁLNÍ ČÁSTÍ: (A) VARIANTA TYPU C, (B) VARIANTA TYPU I.....	84
OBR. 9-49 SCHÉMA MATERIÁLOVÉ ORIENTACE VLÁKEN PRVNÍHO NÁVINU. ....	84
OBR. 9-50 SCHÉMA VSTUPNÍCH GEOMETRICKÝCH PROMĚNNÝCH PRO STRUKTURÁLNÍ OPTIMALIZACI UNIVERZÁLNÍ SPOJKY.....	85
OBR. 9-51 MKP MODEL UNIVERZÁLNÍ SPOJKY: (ZELENÁ) SEGMENTY SPOJKY TYPY C, (ŽLUTÁ) SEGMENT SPOJKY TYPY I, (MODRÁ) POMOCNÁ POUZDRA PRO ULOŽENÍ. ....	85
OBR. 9-52 CELKOVÉ POSUNUTÍ UNIVERZÁLNÍ SPOJKY: (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU. ....	86
OBR. 9-53 POSUV V PODÉLNÉM SMĚRU – OSA X (MM): (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU. ....	86
OBR. 9-54 POSUV VE VERTIKÁLNÍM SMĚRU – OSA Y (MM): (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU.....	87
OBR. 9-55 POSUV V PŘÍČNÉM SMĚRU – OSA Z (MM): (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU. ....	87
OBR. 9-56 HLAVNÍ NORMÁLOVÉ NAPĚTÍ VE SMĚRU 11: (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU. ....	88
OBR. 9-57 HLAVNÍ NORMÁLOVÉ NAPĚTÍ VE SMĚRU 22: (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU. ....	88
OBR. 9-58 HLAVNÍ NORMÁLOVÉ NAPĚTÍ VE SMĚRU 33: (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU. ....	89

OBR. 9-59 HLAVNÍ SMYKOVÉ NAPĚTÍ V ROVINĚ 12: (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU. ....	89
OBR. 9-60 FI – TSAI WU: (A) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TAHU, (B) KRITICKÉ KOMBINOVANÉ ZATÍŽENÍ V TLAKU. ....	90
OBR. 9-61 POROVNÁNÍ ORIENTACE VÝZTUŽE: (A) NUMERICKÁ SIMULACE V SOFTWARU SIEMENS NX SIMCENTER, (B) G-KÓD PRO 3D TISK VYGENEROVANÝ V SOFTWARU EIGER A (C) PRŮBĚH 3D TISKU NA ZAŘÍZENÍ MARKFORGED MARKTWO. ....	91
OBR. 9-62 VYTIŠTĚNÁ UNIVERZÁLNÍ PRUŽNÁ KOMPOZITNÍ SPOJKA. ....	92
OBR. 9-63 NAVRŽENÁ ZÁKLADNÍ METODIKA NÁVRHU KONSTRUKCE UNIVERZÁLNÍ SPOJKY. ....	94
OBR. 10-1 ROZDĚLENÍ SPOJEK URČENÝCH PRO PŘENOS TOČIVÉHO MOMENTU. ....	95
OBR. 10-2 VARIANTY ZÁKLADNÍHO TVARU VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	96
OBR. 10-3 SCHÉMA MOŽNÝCH ZÁTĚŽNÝCH STAVŮ PŮSOBÍCÍCH NA VLNOVCOVOU SPOJKU. ....	96
OBR. 10-4 2D MKP MODEL KOMPOZITNÍ VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	97
OBR. 10-5 ROZMÍSTĚNÍ JEDNOTLIVÝCH ZÓN V PRŮŘEZU MKP MODELU VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	98
OBR. 10-6 PRŮBĚH OBJEKTIVNÍ FUNKCE GEOMETRICKÉ OPTIMALIZACE NAPŘÍČ JEDNOTLIVÝMI ITERACEMI. ....	99
OBR. 10-7 PRŮBĚH GEOMETRICKÉ OPTIMALIZACE VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	99
OBR. 10-8 POKROČILÝ MKP MODEL VLNOVCOVÉ KOMPOZITNÍ SPOJKY. ....	101
OBR. 10-9 NASTAVENÍ MATERIÁLOVÉ ORIENTACE LAMINÁTU ZA POMOCI FUNKCE ‚DRAPING‘. ....	101
OBR. 10-10 VÝSLEDKY STRUKTURÁLNÍ ANALÝZY VLNOVCOVÉ KOMPOZITNÍ SPOJKY – PRVNÍ ZÁTĚŽNÝ STAV. ....	102
OBR. 10-11 VÝSLEDKY STRUKTURÁLNÍ ANALÝZY VLNOVCOVÉ KOMPOZITNÍ SPOJKY – DRUHÝ ZÁTĚŽNÝ STAV. ....	103
OBR. 10-12 NEJČASTĚJŠÍ OBLASTI GEOMETRICKÝCH A MATERIÁLOVÝCH NESPOJITOSTÍ ZPŮSOBUJÍCÍ DELAMINACI LAMINÁTU (INTERLAMINÁRNÍHO POŠKOZENÍ STRUKTURY). ....	104
OBR. 10-13 PRVNÍ INTERLAMINÁRNÍ MÓD PORUŠENÍ ( <i>OPENING MODE</i> ) [70]. ....	105
OBR. 10-14 DRUHÝ INTERLAMINÁRNÍ MÓD PORUŠENÍ ( <i>SLIDING MODE</i> ) [70]. ....	106
OBR. 10-15 TŘETÍ INTERLAMINÁRNÍ MÓD PORUŠENÍ ( <i>TEARING MODE</i> ). ....	106
OBR. 10-16 ZÁKLADNÍ TYPY ZÁKONŮ VÝVOJE POŠKOZENÍ ROZHŘANÍ (ZLEVA: POLYNOMIÁLNÍ, BI-TRIANGULÁRNÍ A EXPONENCIÁLNÍ) [74]. ....	107
OBR. 10-17 ZÁKLADNÍ GEOMETRICKÉ PARAMETRY VZORKŮ PRO DCB TEST. ....	109
OBR. 10-18 VYROBENÉ ZKUŠEBNÍ VZORKY PRO DCB TEST. ....	109
OBR. 10-19 PRŮBĚH EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKY DCB VZORKU (VLEVO: POČÁTEK ZKOUŠKY, STŘED: POČÁTEK PORUŠENÍ ROZHŘANÍ, VPRAVO: KONEC ZKOUŠKY). ....	110
OBR. 10-20 VÝSLEDNÉ KŘIVKY (ZATÍŽENÍ-POSUV) DCB TESTU. ....	110
OBR. 10-21 MKP MODEL DCB TESTU. ....	111
OBR. 10-22 PROCES FITOVÁNÍ MÓDU I: (A) SCHÉMA OBLASTÍ FITOVÁNÍ, (B) KONSTITUTIVNÍ MODEL ROZHŘANÍ PRO MÓD I. ....	112
OBR. 10-23 VÝSLEDKY NUMERICKÉ SIMULACE DCB TESTU: (A) PRŮBĚH PORUŠENÍ ROZHŘANÍ, (B) POČÁTEK ZATĚŽOVÁNÍ, (C) POČÁTEK PORUŠENÍ ROZHŘANÍ, (D) KONEC SIMULACE. ....	112
OBR. 10-24 KŘIVKA ZATÍŽENÍ-DEFORMACE DCB TESTU. ....	113
OBR. 10-25 ZÁKLADNÍ GEOMETRICKÉ PARAMETRY ENF TESTU. ....	114
OBR. 10-26 VYTVOŘENÉ ZKUŠEBNÍ VZORKY PRO ENF TEST. ....	114
OBR. 10-27 EXPERIMENTÁLNÍ ENF ZKOUŠKA (VLEVO: POČÁTEK ZKOUŠKY, VPRAVO: KONEC ZKOUŠKY). ....	115
OBR. 10-28 VÝSLEDNÉ KŘIVKY (PRŮBĚHU ZATÍŽENÍ-POSUV) ENF TESTU. ....	115
OBR. 10-29 MKP MODEL ENF TESTU. ....	116
OBR. 10-30 PROCES FITOVÁNÍ MÓDU II: (A) SCHÉMA OBLASTÍ FITOVÁNÍ, (B) KONSTITUTIVNÍ MODEL ROZHŘANÍ PRO MÓD II. ....	117
OBR. 10-31 VÝSLEDKY NUMERICKÉ SIMULACE ENF VZORKU: (A) VÝSLEDNÝ PRŮBĚH PORUŠENÍ ROZHŘANÍ, (B) POČÁTEK ZATĚŽOVÁNÍ, (C) POČÁTEK PORUŠENÍ ROZHŘANÍ, (D) KONEC SIMULACE. ....	117
OBR. 10-32 KŘIVKA PRŮBĚHU ZATÍŽENÍ-PUSUNUTÍ ENF TESTU. ....	118
OBR. 10-33 MKP MODEL VLNOVCOVÉ SPOJKY S IMPLEMENTOVANÝM KOHEZIVNÍM ROZHŘANÍM. ....	119
OBR. 10-34 VÝSLEDKY INTERLAMINÁRNÍ PEVNOSTI VLNOVCOVÉ SPOJKY, ZOBRAZEN INDEX PORUŠENÍ <b>FIII</b> . ....	120
OBR. 10-35 MODEL VLNOVCOVÉ SPOJKY DOPLNĚNÉ O OCELOVÉ INSERTY A PŘÍRUBY. ....	121
OBR. 10-36 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ DCB VZORKŮ: (VLEVO) POČÁTEK ZKOUŠKY; (VPRAVO) KONEC ZKOUŠKY. ....	122
OBR. 10-37 KŘIVKA PRŮBĚHU ZATÍŽENÍ-PUSUNUTÍ LEPENÝCH VZORKŮ U DCB TESTU. ....	122
OBR. 10-38 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ LEPENÝCH ENF VZORKŮ: (VLEVO) POČÁTEK ZKOUŠKY; (VPRAVO) KONEC ZKOUŠKY. ....	123
OBR. 10-39 KŘIVKA PRŮBĚHU ZATÍŽENÍ-PUSUNUTÍ LEPENÝCH VZORKŮ U ENF TESTU. ....	123
OBR. 10-40 MKP MODEL LEPENÝCH VZORKŮ S KOHEZIVNÍMI ELEMENTY: (VLEVO) DCB TEST, (VPRAVO) ENF TEST. ....	124

OBR. 10-41 VÝSLEDKY PORUŠENÍ ROZHŘANÍ V NUMERICKÉ SIMULACI: (VLEVO) DCB TEST; (VPRAVO) ENF TEST. .....	124
OBR. 10-42 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ (ZATÍŽENÍ-POSUNUTÍ) NUMERICKÉ SIMULACE LEPENÝCH DCB VZORKŮ VŮČI EXPERIMENTÁLNÍMU MĚŘENÍ. ....	124
OBR. 10-43 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ (ZATÍŽENÍ-POSUNUTÍ) NUMERICKÉ SIMULACE LEPENÝCH ENF VZORKŮ VŮČI EXPERIMENTÁLNÍMU MĚŘENÍ. ....	125
OBR. 10-44 EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠKA TAHEM CYLINDRICKÝCH LEPENÝCH VZORKŮ.....	126
OBR. 10-45 KŘIVKA PRŮBĚHU ZATÍŽENÍ-PUSUNUTÍ CYLINDRICKÝCH LEPENÝCH VZORKŮ. ....	127
OBR. 10-46 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ (ZATÍŽENÍ-PUSUNUTÍ) NUMERICKÉ SIMULACE CYLINDRICKÝCH LEPENÝCH VZORKŮ VŮČI EXPERIMENTÁLNÍMU MĚŘENÍ.....	128
OBR. 10-47 HODNOTY INDEXU PORUŠENÍ KOHEZIVNÍHO ROZHŘANÍ LEPENÝCH INSERTŮ V PŘÍPOJNÝCH OTVORECH VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	129
OBR. 10-48 HODNOTY INDEXU PORUŠENÍ KOHEZIVNÍHO ROZHŘANÍ LEPENÉHO SPOJE MEZI BOČNÍMI PŘÍRUBAMI A BOČNICEMI VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	129
OBR. 10-49 MKP MODEL PRO MODÁLNÍ ANALÝZU VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	130
OBR. 10-50 CHARAKTERISTICKÉ VLASTNÍ FREKVENCE A TVARY SPOJKY V ROZSAHU 200 – 500 Hz.....	131
OBR. 10-51 CHARAKTERISTICKÉ VLASTNÍ FREKVENCE A TVARY SPOJKY V ROZSAHU 500 – 1200 Hz.....	132
OBR. 10-52 NAVRŽENÁ FORMA PRO VÝROBU FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	133
OBR. 10-53 NAVRŽENÁ FORMA PRO VÝROBU FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY – POHLED V ŘEZU. ....	133
OBR. 10-54 GEOMETRICKÉ PARAMETRY ZKUŠEBNÍCH VZORKŮ (NAPRAVO). ....	134
OBR. 10-55 EXPERIMENTÁLNÍ MĚŘENÍ VZORKŮ PA6+SCF. ....	134
OBR. 10-56 VZORKY TYPU HPS Z MATERIÁLU PA6 A PA6+SCF.....	135
OBR. 10-57 TAHOVÉ KŘIVKY (NAPĚTÍ-DEFORMACE) VZORKŮ TYPU HPS (SMĚR 11). ....	135
OBR. 10-58 VZORKY TYPU VPS Z MATERIÁLU PA6 A PA6+SCF. ....	136
OBR. 10-59 TAHOVÉ KŘIVKY (NAPĚTÍ-DEFORMACE) VZORKŮ TYPU VPS (SMĚR 22). ....	136
OBR. 10-60 PORUŠENÝ HPS VZOREK Z MATERIÁLU PA6+SCF PO ZKOUŠCE TAHEM. ....	137
OBR. 10-61 LOMOVÁ OBLAST HPS VZORKŮ Z MATERIÁLU PA6+SCF ZKOUMANÁ ZA VYUŽITÍ SEM (VLEVO: MAG=200x; VPRAVO MAG=500x). ....	137
OBR. 10-62 PORUŠENÝ VPS VZOREK Z MATERIÁLU PA6+SCF PO ZKOUŠCE TAHEM.....	137
OBR. 10-63 LOMOVÁ OBLAST VPS VZORKŮ Z MATERIÁLU PA6+SCF ZKOUMANÁ ZA VYUŽITÍ SEM (VLEVO: MAG=200x; VPRAVO MAG=500x). ....	137
OBR. 10-64 SEM FRAKTOGRAFIE VZORKŮ V PODÉLNÉM SMĚRU (11).....	138
OBR. 10-65 SEM FRAKTOGRAFIE VZORKŮ V PŘÍČNÉM SMĚRU (22). ....	138
OBR. 10-66 MKP MODEL FORMY FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	139
OBR. 10-67 MATERIÁLOVÁ ORIENTACE SEGMENTU SKLÁDANÉHO JÁDRA FORMY FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	139
OBR. 10-68 PRŮBĚH TEPLOTNÍ ÚLOHY FORMY FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	140
OBR. 10-69 CELKOVÉ POSUNUTÍ FORMY FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY PŘI ZATÍŽENÍ MAXIMÁLNÍ PRACOVNÍ TEPLOTOU A PŘETLAKEM.....	141
OBR. 10-70 PRŮBĚH MAXIMÁLNÍCH SLOŽEK NAPĚTÍ: (VLEVO) NORMÁLOVÉ NAPĚTÍ VE SMĚRU 11, (UPROSTŘED) NORMÁLOVÉ NAPĚTÍ VE SMĚRU 22, (VPRAVO) SMYKOVÉ NAPĚTÍ V ROVINĚ 12. ....	141
OBR. 10-71 VÝROBA SEGMENTU JÁDRA VLNOVCOVÉ SPOJKY NA FDM TISKÁRNĚ MARKFORGED MARKTWO. ....	142
OBR. 10-72 DÍLY SKLÁDANÉ FORMY PRO VÝROBU FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	142
OBR. 10-73 PŘÍPRAVA FORMY PRO VÝROBU FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	143
OBR. 10-74 VÝROBA FUNKČNÍHO VZORKU VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	143
OBR. 10-75 ULOŽENÍ A BUZENÍ SPOJKY PŘI MODÁLNÍ ANALÝZE.....	144
OBR. 10-76 ROZLOŽENÍ MĚŘENÝCH BODŮ NA PRÁVÉ PŘÍRUBĚ SPOJKY.....	145
OBR. 10-77 ODEZVY NAMĚŘENÉ NA SPOJCE VE FREKVENČNÍM ROZSAHU 100 AŽ 1300Hz (LEVÁ PŘÍRUBA = AXIAL I, PRÁVÁ PŘÍRUBA = AXIAL II, STŘEDOVÁ ČÁST = RADIAL).....	145
OBR. 10-78 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ NUMERICKÉ SIMULACE A EXPERIMENTÁLNÍHO MĚŘENÍ VLASTNÍCH FREKVENCÍ A TVARŮ SPOJKY V ROZSAHU 200 – 500 Hz. ....	146
OBR. 10-79 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ NUMERICKÉ SIMULACE A EXPERIMENTÁLNÍHO MĚŘENÍ VLASTNÍCH FREKVENCÍ A TVARŮ SPOJKY V ROZSAHU 500 – 1200 Hz.....	147
OBR. 10-80 FUNKČNÍ VZOREK OPATŘENÝ PŘÍRUBAMI A VLOŽKAMI PRO PEVNOSTNÍ A TUHOSTNÍ EXPERIMENTÁLNÍ TESTOVÁNÍ. ....	148
OBR. 10-81 ULOŽENÍ VLNOVCOVÉ SPOJKY V TESTOVACÍM ZAŘÍZENÍ INOVA.....	148
OBR. 10-82 DIAGRAM SÍLA – AXIÁLNÍ POSUNUTÍ VLNOVCOVÉ SPOJKY ZATĚŽOVANÉ TLAKEM. ....	149
OBR. 10-83 DIAGRAM MOMENT – ÚHLOVÉ NATOČENÍ VLNOVCOVÉ SPOJKY ZATĚŽOVANÉ KRUTEM.....	150

OBR. 10-84 DIAGRAM MOMENT – ÚHLOVÉ NATOČENÍ VLNOVCOVÉ SPOJKY ZATĚŽOVANÉ KRUTEM DO PORUŠENÍ..	150
OBR. 10-85 PORUŠENÁ VLNOVCOVÁ SPOJKA PO EXPERIMENTÁLNÍ ZKOUŠCE TLAK-TORZE. ....	151
OBR. 10-86 NAVRŽENÝ PROCES KONSTRUKCE A OPTIMALIZACE KOMPOZITNÍ VLNOVCOVÉ SPOJKY.....	153

# SEZNAM TABULEK

TAB. 1-1 PŘEHLED ROZSAHŮ ELASTICKÉ DEFORMAČNÍ ENERGIE MATERIÁLU NA JEDNOTKU HMOTNOSTI.....	2
TAB. 2-1 ZÁKLADNÍ ROZDĚLENÍ SKELNÝCH VLÁKEN DLE OBLASTI POUŽITÍ .....	6
TAB. 2-2 ROZDĚLENÍ KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ NA ZÁKLADĚ GEOMETRICKÉHO POMĚRU VLÁKEN .....	8
TAB. 3-1 ZÁKLADNÍ METODY POUŽÍVANÉ PŘI TEKUTÉM FORMOVÁNÍ KOMPOZITŮ.....	10
TAB. 8-1 MECHANICKÉ PARAMETRY PRUŽINOVÉ OCELI 1.7106 (56SiCr7 – EN 10089).....	41
TAB. 8-2 POROVNÁNÍ POSUVŮ NUMERICKÉ SIMULACE A EXPERIMENTÁLNÍHO MĚŘENÍ OCELOVÉ LISTOVÉ PRUŽINY. ....	44
TAB. 8-3 MECHANICKÉ VLASTNOSTI POUŽITÉHO JEDNOSMĚRNÉHO SKELNÉHO ROVINGU TYPU E-GLASS S EPOXIDOVOU PRYSKYŘICÍ.....	45
TAB. 8-4 PEVNOSTNÍ PARAMETRY POUŽITÉHO JEDNOSMĚRNÉHO SKELNÉHO ROVINGU TYPU E-GLASS S EPOXIDOVOU PRYSKYŘICÍ.....	47
TAB. 8-5 PARAMETRY CYKLICKÉHO ZATĚŽOVÁNÍ FUNKČNÍCH VZORKŮ KOMPOZITNÍ LISTOVÉ PRUŽINY. ....	53
TAB. 9-1 GEOMETRICKÉ A PEVNOSTNÍ PARAMETRY VZORKŮ PRO ZKOUŠKY TLAKEM.....	61
TAB. 9-2 MECHANICKÉ A PEVNOSTNÍ PARAMETRY VZORKŮ (JEDNOSMĚRNÁ SKELNÁ VLÁKNA AEROGLOSS 2400 TEX S EPOXIDOVOU PRYSKYŘICÍ LH289).....	63
TAB. 9-3 MECHANICKÉ A PEVNOSTNÍ PARAMETRY TIŠTĚNÝCH VZORKŮ (PA + SKELNÁ VLÁKNA).....	81
TAB. 9-4 ZÁKLADNÍ SPECIFIKOVANÉ GEOMETRICKÉ PARAMETRY (LIMITY) UNIVERZÁLNÍ SPOJKY.....	83
TAB. 10-1 FYZIKÁLNÍ A PEVNOSTNÍ PARAMETRY UHLÍKOVÉHO LAMINY VLNOVCOVÉ SPOJKY. ....	97
TAB. 10-2 FINÁLNÍ PARAMETRY LAYOUTU LAMINÁTU GEOMETRICKÉ OPTIMALIZACE. ....	100
TAB. 10-3 ZÁKLADNÍ GEOMETRICKÉ PARAMETRY VZORKŮ PRO DCB TEST.....	109
TAB. 10-4 ZÁKLADNÍ GEOMETRICKÉ PARAMETRY VZORKŮ PRO ENF TEST.....	114
TAB. 10-5 PARAMETRY ROZHRAŇÍ UHLÍKOVÉHO PREPREGU GG200T. ....	119
TAB. 10-6 MECHANICKÉ PARAMETRY LEPIDLA 3M™ SCOTCH-WELD™ DP490.....	121
TAB. 10-7 MECHANICKÉ VLASTNOSTI CFRP DESEK (T300). ....	121
TAB. 10-8 MECHANICKÉ VLASTNOSTI UHLÍKOVÉHO ROVINGU STS40 A TORAY T700. ....	126
TAB. 10-9 GEOMETRICKÉ PARAMETRY CYLINDRICKÝCH VZORKŮ LEPENÝCH SPOJŮ.....	126
TAB. 10-10 PARAMETRY LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI A TUHOSTI ROZHRAŇÍ LEPIDLA 3M™ SCOTCH-WELD™ DP490. .....	128
TAB. 10-11 NASTAVENÍ FDM 3D TISKÁRNY PRO TISK ZKUŠEBNÍCH VZORKŮ.....	134
TAB. 10-12 PARAMETRY HPS VZORKŮ MATERIÁLŮ PA6 A PA6+SCF. ....	135
TAB. 10-13 PARAMETRY HPS VZORKŮ MATERIÁLŮ PA6 A PA6+SCF. ....	136
TAB. 10-14 POROVNÁNÍ VÝSLEDKŮ NUMERICKÉ SIMULACE A EXPERIMENTÁLNÍHO MĚŘENÍ Z HLEDISKA TUHOSTI A PEVNOSTI.....	151

## SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ A ZKRATEK

$A$	(m <sup>2</sup> )	Obsah plochy
$d$	(m)	Průměr vlákna
$d_i$	(-)	Proměnná poškození
$E$	(MPa)	Youngův modul pružnosti v tahu
$E_{11}$	(MPa)	Youngův modul pružnosti ve směru 11
$E_{22}$	(MPa)	Youngův modul pružnosti ve směru 22
$E_{33}$	(MPa)	Youngův modul pružnosti ve směru 33
$E_{f11}$	(MPa)	Modul pružnosti vlákna v tahu ve směru 11
$E_{f22}$	(MPa)	Modul pružnosti vlákna v tahu ve směru 22
$E_{f22}$	(MPa)	Modul pružnosti vlákna v tahu ve směru 33
$E_m$	(MPa)	Modul pružnosti matrice v tahu
$F_{12}^*$	(-)	Koeficient interakce
$F_a$	(N)	Axiální síla
$FI_F$	(-)	Hodnota indexu porušení vláken
$F_{ij}$	(-)	Koeficient pevnosti ortotropního materiálu
$FI_M$	(-)	Hodnota indexu porušení matrice
$g$	(-)	Konstanta poměru energií nutných k inicializaci trhliny
$G_{12}$	(MPa)	Modul pružnosti ve smyku ve směru 12
$G_{13}$	(MPa)	Modul pružnosti ve smyku ve směru 13
$G_{23}$	(MPa)	Modul pružnosti ve smyku ve směru 23
$G_{cl}^p (G_{cII}^p, G_{cIII}^p)$	(N/m)	Kritická hodnota uvolňovací energie pro Mód I (II, III)
$G_f$	(MPa)	Modul pružnosti vláken ve smyku
$G_m$	(MPa)	Modul pružnosti matrice ve smyku
$K$	(m/s)	Koeficient filtrace (Darcyho koeficient)
$k$	(-)	Číslo vrstvy
$k_i^0$	(N/mm <sup>3</sup> )	Tuhost rozhraní
$l$	(m)	Délka vlákna
$m_c$	(kg)	Hmotnost kompozitů
$m_f$	(kg)	Hmotnost vláken
$M_k$	(N/m)	Kroutící moment
$m_m$	(kg)	Hmotnost matrice
$N$	(-)	Celkový počet vrstev laminátu
$p$	(Pa)	Tlak
$Q_k$	(m <sup>3</sup> /s)	Průtok kapaliny
$S$ nebo $S_{12}$	(MPa)	Maximální napětí ve smyku v rovině 12
$S_{12} (S_{23}, S_{13})$	(MPa)	Mezní hodnota smykového napětí kompozitu
$S_{12}^y (S_{23}^y, S_{13}^y)$	(mm/mm)	Mezní hodnota deformace kompozitu ve smyku ve směru 12 (23,
$S_{13}$	(MPa)	Maximální napětí ve smyku v rovině 13
$S_{23}$	(MPa)	Maximální napětí ve smyku v rovině 23
$S_{ILSS}$	(MPa)	Interlaminární smyková pevnost
$S^L$	(MPa)	Mez pevnosti kompozitu ve smyku v rovině vláken
$S_{TS}$	(MPa)	Pevnost ve smyku
$S_{TP}$	(DaN/cm)	Pevnost v odlupu
$t$	(s)	Čas
$T$	(°C)	Teplota
$U$	(KJ/kg)	Elastická deformační energie materiálu na jednotku hmotnosti
$v_c$	(m <sup>3</sup> )	Objem kompozitu
$V_f$	(-)	Objemový podíl vláken
$v_f$	(m <sup>3</sup> )	Objem vláken
$V_m$	(-)	Objemový podíl matrice

$v_m$	(m <sup>3</sup> )	Objem matrice
$W$	(N/m)	Povrchová hustota energie
$x$	(m)	Vzdálenost toku
$X_C$	(MPa)	Maximální napětí v tlaku ve směru 11
$X^C$	(MPa)	Mez pevnosti kompozitu v tlaku ve směru vláken
$X^f$	(MPa)	Mez pevnosti v tahu vláken
$X^m$	(MPa)	Mez pevnosti v tahu matrice
$X_T$	(MPa)	Maximální napětí v tahu ve směru 11
$X^T$	(MPa)	Mez pevnosti kompozitu v tahu ve směru vláken
$X_\varepsilon^f$	(mm/mm)	Mezní poměrná tahová deformace vláken
$X_\varepsilon^m$	(mm/mm)	Mezní poměrná tahová deformace matrice
$X_\varepsilon^T, X_\varepsilon^C$	(mm/mm)	Mezní tahová, tlaková poměrná deformace v podélném směru
$Y_C$	(MPa)	Maximální napětí v tlaku ve směru 22
$Y^C$	(MPa)	Mez pevnosti kompozitu v tahu ve směru kolmém na vlákna
$Y_T$	(MPa)	Maximální napětí v tahu ve směru 22
$Y^T$	(MPa)	Mez pevnosti kompozitu v tahu ve směru kolmém na vlákna
$Y_\varepsilon^T, Y_\varepsilon^C$	(mm/mm)	Mezní tahová, tlaková poměrná deformace v příčném směru
$Y_{Os}$	(N/m)	Termodynamická síla inicializace poškození
$Z_C$	(MPa)	Maximální napětí v tlaku ve směru 33
$Z_T$	(MPa)	Maximální napětí v tahu ve směru 33
$Z_\varepsilon^T, Z_\varepsilon^C$	(mm/mm)	Mezní tahová, tlaková poměrná deformace v příčném směru
$\alpha_0$	(°)	Úhel porušení matrice působením tlaku ve směru příčném vůči
$\alpha_f$	(K <sup>-1</sup> )	Koeficient teplotní roztažnosti vláken
$\alpha_m$	(K <sup>-1</sup> )	Koeficient teplotní roztažnosti matrice
$\beta$	(-)	Útlumová konstanta
$\gamma_{12} (\gamma_{23}, \gamma_{13})$	(mm/mm)	Poměrná deformace kompozitu ve smyku ve směru 12 (23, 13)
$\varepsilon_{11} (\varepsilon_{22}, \varepsilon_{33})$	(mm/mm)	Poměrná deformace kompozitu ve směru 11 (22, 33)
$\nu_{12}$	(-)	Poissonovo číslo ve směru 12
$\nu_{23}$	(-)	Poissonovo číslo ve směru 23
$\nu_{31}$	(-)	Poissonovo číslo ve směru 31
$\sigma_1 (\sigma_2, \sigma_3)$	(MPa)	Normálové napětí v kompozitu ve směru 11 (22, 33)
$\sigma_{11} (\sigma_{22}, \sigma_{33})$	(MPa)	Normálové napětí ve směru 11 (22, 33)
$\sigma_{11f} (\sigma_{22f}, \sigma_{33f})$	(MPa)	Normálové napětí ve vláknech ve směru 11 (22, 33)
$\sigma_{1m}$	(MPa)	Normálové napětí v matrici ve směru 11
$\sigma_f$	(MPa)	Maximální napětí materiálu
$\sigma_{lf}$	(MPa)	Průměrné napětí ve vláknech
$\sigma_{Lm}$	(MPa)	Průměrné napětí v matrici
$\sigma_m$	(MPa)	Průměrné napětí v matrici, u kterého je dosažena mezní hodnota
$\delta_i$	(mm)	Průhyb
$\tau_{12} (\tau_{23}, \tau_{13})$	(MPa)	Smykové napětí v rovině 12 (23, 13)
$\tau_c$	(-)	Delay time (zpoždění)
$\varphi^C$	(°)	Úhel vychýlení vláken při porušení čistým tlakem
$\chi$	(-)	Konstanta pro šestý mód porušení larc04
$\rho$	(kg/m <sup>3</sup> )	Hustota hmotnosti
$\sigma$	(MPa)	Napětí
$\nu_f$	(-)	Poissonovo číslo vláken
$\nu_m$	(-)	Poissonovo číslo matrice

# 1 ÚVOD

Vývoj moderních průmyslových odvětví je stále rychlejší, s čímž se zároveň zvyšují i nároky na samotné produkty. Zejména v oblastech leteckého, kosmického, automobilového, železničního, lékařského či sportovního průmyslu dochází k vysokým požadavkům na nízkou hmotnost, vysokou životnost, útlumové a vibro-akustické vlastnosti materiálu, ad. Díky těmto aspektům se využití kompozitních materiálů za posledních několik desítek let vyzdvihlo téměř mezi standardní materiály.

Kompozitní materiály jsou díky svým unikátním vlastnostem (vynikajícímu poměru mezi tuhostí (pevností) a hmotností, výborným tlumícím vlastnostem, únavovým vlastnostem, nízkému součiniteli teplotní roztažnosti a mnoho dalších) velmi hojně využívány v již dříve zmíněných průmyslových odvětvích.

Samozřejmě je zde základní otázka proč využít právě kompozitní materiály v konstrukci pružin. Hlavním faktorem, který je třeba brát při návrhu pružiny v úvahu, je elastická deformační energie na jednotku hmotnosti zvoleného materiálu pružiny  $U$ , která může být obecně vyjádřena jako

$$U = \frac{1}{2} \frac{\sigma_f^2}{\rho E} \quad (1-1)$$

odkud vyplývá, že materiál s nižším modulem pružnosti  $E$  nebo hustotou  $\rho$  bude mít relativně vyšší měrnou deformační energii na jednotku hmotnosti v rámci stejné pevnosti daného materiálu  $\sigma_f$  [1]. Na obr. 1-1 lze vidět grafické porovnání modulů pružností na jednotku hmotnosti vůči specifické pevnosti na jednotku hmotnosti pro jednotlivé skupiny inženýrských materiálů.

Na obrázku lze vidět, že mezi nejhodnější materiály patří elastomery, které však mají značný ztrátový faktor a může u nich docházet k rychlé degradaci mechanických vlastností vlivem okolních vlivů (UV záření, teplota, ad.) nebo pokud jsou vystaveny vířivým proudům (to je velmi často hlavním důvodem nízké životnosti flexibilních spojek u trakčních jednotek kolejových vozidel).

Další v řadě jsou polymery, které jsou na tom z hlediska ztrátového faktoru velmi podobně jako elastomery a navíc u nich dochází při vyšších vibracích k disipaci energie či možnému tečení (*creep*) vlivem dlouhodobého působení stacionárního zatížení.

Následují kompozitní materiály s uhlíkovou výztuží (*Carbon Fiber Reinforced Polymer - CFRP*), které dosahují až sedmkrát vyšší elastické deformační energie na jednotku hmotnosti než standardní pružinová ocel (viz obr. 1-1).

O něco hůře jsou na tom kompozitní materiály se skelnou výztuží (*Glass Fiber Reinforced Polymer - GFRP*), které však stále dosahují více jak dvojnásobně vyšší elastické deformační energie na jednotku hmotnosti než pružinová ocel.

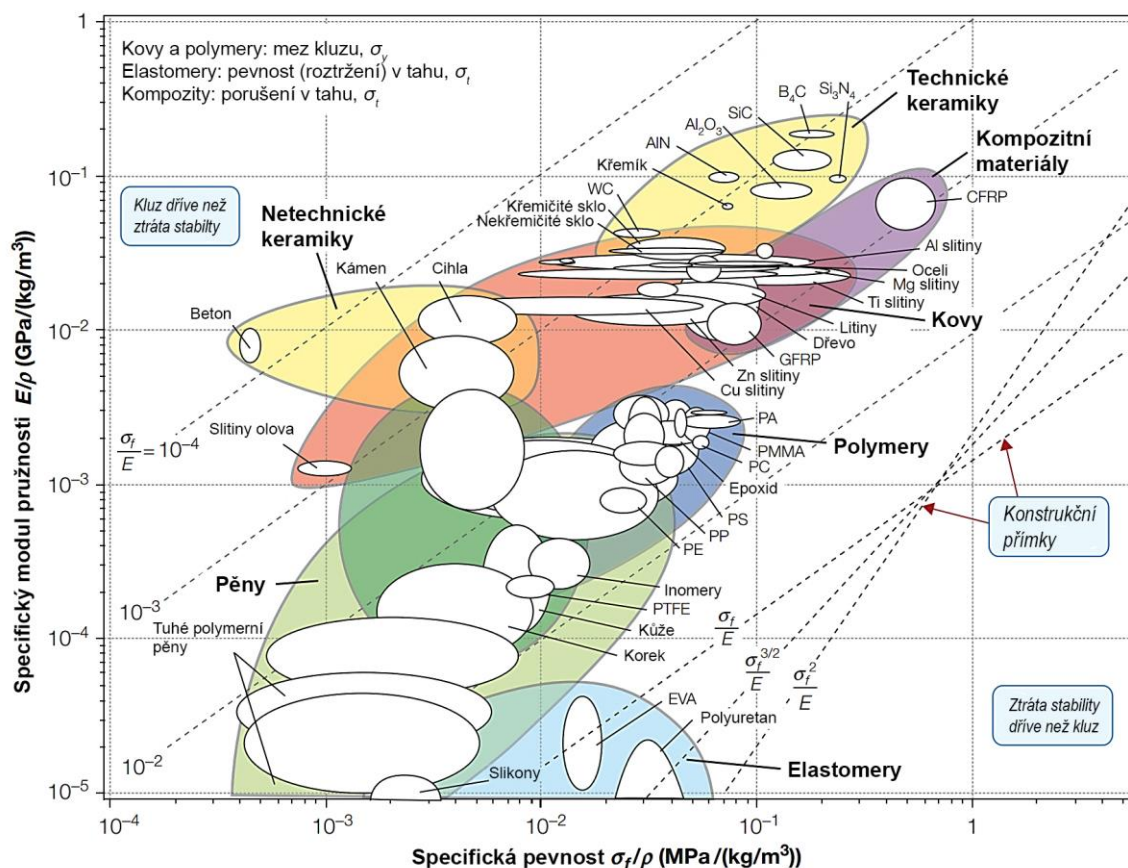
Kromě vysoké pevnosti a nízké hmotnosti (oproti klasickým ocelovým pružinám až o 80%) jsou pružiny z kompozitních materiálů navíc schopny odolávat kyselinám,



povětrnostním vlivům, dále vynikají nízkým třením, vysokou únavovou pevností, vynikající odolností vůči korozi, vyššími vlastními frekvencemi, ad.

Materiál	Elastická deformační energie materiálu na jednotku hmotnosti $U$ (kJ/kg)
Přez	18 – 45
CFRP	3,9 – 6,5
Slitiny titanu	0,9 – 2,6
Nylon	1,3 – 2,1
GFRP	1,0 – 1,8
Pružinová ocel	0,4 – 0,9
Dřevo	0,3 – 0,7

Tab. 1-1 Přehled rozsahů elastické deformační energie materiálu na jednotku hmotnosti.



Obr. 1-1 Porovnání základních materiálů z hlediska jejich poměru modulu pružnosti vůči specifické pevnosti [1].

Z výše uvedených informací je patrné, že kompozitní materiály jsou vynikajícím materiálem pro výrobu pružin. Zde logicky vyplývá druhá zásadní otázka: proč se kompozitní materiály již nyní běžně nepoužívají pro výrobu pružných prvků?

Je zde hned několik důvodů, které lze rozdělit do dvou základních skupin na technologické a konstrukční. Z hlediska technologie výroby zde dochází k běžnému problému, který se nachází u všech kompozitních dílů, a tím je vysoká složitost a časová náročnost výroby kompozitních komponent. K tomu je velmi často přihlíženo při sériové výrobě. Avšak díky značnému pokroku v pokročilých technologiích výroby (například využití aditivní technologie výroby) je ohled na tuto problematiku stále více potlačován.

Druhou problematikou je samotná konstrukce kompozitních pružných prvků. Zde je možné pohlížet na pružné kompozitní prvky jako na relativně tvarově jednoduché a malé díly, které dnes vedle standardně vyráběných kompozitních dílů jako jsou kompozitní trupy letadel, díly karosérií vozů či závodní plachetnice vypadá velmi triviálně, opak je však pravdou. Jelikož každá komponenta je nejčastěji navrhována z hlediska dvou základních mechanických vlastností, kterými jsou pevnost a tuhost konstrukce. Všechny výše zmíněné (nyní již standardně vyráběné) kompozitní komponenty mají společné jedno, a tím je požadavek na vysokou tuhost jejich konstrukce. Dimenzuje-li se kompozitní díl na vysokou tuhost, společně s tím jsou většinou automaticky splněny i pevnostní požadavky. Protože je v případě pružných prvků požadována vysoká poddajnost, je v tomto případě nutné věnovat velkou pozornost pevnostním vlastnostem, přičemž věrohodné posouzení pevnosti kompozitu je značně složité. Pružné kompozitní prvky lze rozdělit na dvě základní skupiny, a to na standardní a pokročilé.

Standardní pružné spojky z kompozitních materiálů jsou pružiny, které jsou namáhány zejména v jednom směru, pro který je zvolena orientace vláken ve směru jejich dominantní pevnosti. Mezi tyto komponenty se řadí například kompozitní listové pružiny, které jsou s úspěchem vyráběny a používány již několik desítek let (více v kapitole 7).

Pokročilé pružné kompozitní spojky jsou komponenty s definovanou tuhostí (poddajností) avšak pro kombinované namáhání (více směrů zatížení), při kterém je napětí velmi blízko pevnosti. Obecně lze říci, že se jedná o víceose zatěžované pružné kompozitní komponenty. V tomto případě je velmi problematické sestavit jednotlivé vrstvy laminátu (tzv. layup) tak, aby výsledkem byl díl s požadovanou tuhostí ve více směrech, při které je navíc zajištěna i dostatečná pevnost. Tento typ komponent není možné navrhnout za pomoci běžných analytických přístupů, ale je zapotřebí využít pokročilých numerických simulací, které jsou již schopny na základě korektních dat (geometrie modelu, mechanických parametrů, okrajových podmínek, aj.) získat adekvátní výsledky řešené anizotropní struktury.

Navrhnout tyto komponenty s vhodným rozložením kompozitní struktury není však jediným úkolem, jelikož je zcela nezbytné při samotném návrhu brát ohled na korektnost z hlediska samotné technologie výroby. Velmi často dochází ke střetu nevhodnějšího rozložení materiálu a jeho orientace s možnou technologií výroby, a tudíž je důležité, aby samotný konstruktér znal veškeré detaily spojené s následnou výrobou, a technologiemi, které jsou mu k dispozici.

Vlivem široké problematiky konstrukce víceose namáhaných kompozitních pružných dílů existuje dnes jen málo takovýchto komponent. Avšak vysoký nátlak trhu z hlediska nároků na mechanické, fyzikální a chemické vlastnosti komponent, které mnohdy splňují pouze kompozitní materiály, a to v kombinaci se stále pokročilejšími numerickými simulacemi, zcela jistě znamená jejich budoucí rozmach a dnes velmi perspektivní oblast výzkumu a vývoje.

## 1.1 Cíle práce

Tato práce má za cíl zmapovat stávající stav konstrukcí kompozitních pružných dílů a následně vytvořit vhodnou základní metodiku konstrukčního návrhu pro dva zástupce pokročilých kompozitních pružných spojek, a to vše za využití virtuálního prototypingu a numerických simulací, které budou podpořeny daty získanými z experimentálních měření na zkušebních a funkčních vzorcích.

Prvním zástupcem je univerzální pružná spojka, která umožňuje přenos tahového, tlakového a ohybového zatížení s požadovanou tuhostí v daných směrech mezi dvěma body. V této práci je cílem vytvořit základní metodiku návrhu této spojky prioritně s ohledem na její přípojnou oblast, která patří k nejvíce problematickým oblastem, a to za využití pokročilých numerických simulací a experimentálních měření.

Druhým zástupcem je kompozitní spojka umožňující přenos krouticího momentu s požadovanou axiální a úhlovou tuhostí. V této práci je cílem stanovit základní metodiku návrhu tohoto typu kompozitní spojky, a to za využití pokročilých numerických simulací a strukturálních optimalizací s ohledem na intra- i interlaminární pevnost konstrukce.

## 1.2 Členění práce

Práce je rozdělena do jedenácti základních částí. V první části jsou obecně popsány základní vlastnosti kompozitních materiálů a nejčastěji využívaných výztuží a matric, které se využívají u kompozitních materiálů s výztuží ve formě dlouhých vláken, protože jejich použití je pro výrobu pružných komponent nejčastější.

V další kapitole jsou popsány základní technologie výroby kompozitních dílů, jelikož je zcela nezbytné, aby samotný návrh komponent z kompozitních materiálů bral ohled na možnou či dostupnou technologii výroby daného dílu.

V následujících dvou kapitolách jsou uvedeny základní mechanické vztahy pro jednosměrné kompozity a prostorová pevnostní kritéria pro kompozitní materiály, které jsou potřebné pro stanovení pevnosti u víceose namáhaných komponent z kompozitních materiálů.

V sedmé kapitole je uvedena základní problematika spojů u kompozitních dílů, u kterých jsou spoje na rozdíl od kovových materiálů jednou z nejvíce stěžejních oblastí při návrhu komponenty. Stejně jako tomu je u technologie výroby, je zcela nezbytné, aby výběr spoje byl brán v potaz již v prvních fázích konstrukčního návrhu.

Následující kapitola se zabývá pružnými prvky z kompozitních materiálů, které se v současnosti používají a základní problematikou použití kompozitních materiálů u pružných spojů.

Osmá kapitola se již zaměřuje na základy návrhu flexibilních kompozitních dílů. K tomu byl v této počáteční fázi vybrán běžný typ kompozitní pružiny ve formě náhrady za konvenční jednoose zatěžované ocelové listové pružiny.

Další kapitola je již zaměřena na první z vybraných pokročilých pružných prvků z kompozitních materiálů, kterým je univerzální kompozitní pružná spojka pro přenos tahového, tlakového, ohybového a kardanického zatížení. V této práci je prioritně analyzována pevnost přípojných oblastí této spojky, a to včetně experimentálních měření na zjednodušených elementech, které jsou určeny pro validaci numerických simulací.

Předposlední kapitola se zabývá druhým z vybraných typů pokročilých kompozitních spojek, a to kompozitní pružnou spojkou určenou pro přenos točivého momentu. Tento typ spojky byl navržen za pomoci pokročilých numerických simulací, a to včetně využití strukturálních optimalizací. Přičemž byla provedena i detailní analýza interlaminární pevnosti této komponenty.

V poslední kapitole této práce jsou shrnuty hlavní výsledky práce a získané poznatky v oblasti této problematiky.

# 2 KOMPOZITNÍ MATERIÁLY

## Kompozitní

*První záznam slova: starofrancouzština ,composite', polovina 14. století*

*Latina ,compositus'; ekvivalent slov com- (sloučit) a -positus (umístit), konec 14. století*

*Střední angličtina ,composite'; com-pos-ite ['kām-pə-zit'], konec 14. století*

*Definice* Kompozitní materiál je materiál složený ze dvou nebo více odlišných složek s rozdílnými vlastnostmi, které spolu nejsou v kapalném stavu mísitelné, přičemž dodávají výslednému materiálu nové vlastnosti, které nemá sama o sobě žádná z jeho složek (synergický efekt).

### 2.1 Typy kompozitních vláken

Samotná výztuž kompozitních dílů je nejčastěji tvořena tzv. vlákny, která lze rozdělit do tří základních skupin:

- I. Přírodní a syntetická vlákna
- II. Organická a anorganická vlákna
- III. Dlouhá a krátká vlákna

*Přírodní vlákna* je možné získat z celé řady přírodních zdrojů, jako jsou rostliny, minerály nebo zvířata (např. konopí, hedvábí, bavlna, len, banánovník, sisal, bambus, dřevo, palmyra, kenaf, juta, cukrová třtina, kokosový ořech, palmový olej, vlákna ramie, ananas, čedič, aj.).

*Syntetická vlákna* jsou produkována v průmyslu. Jsou levnější a mnohem jednodušší než přírodní vlákna. Průměr těchto vláken se pohybuje okolo 10 až 100  $\mu\text{m}$ . Mezi nejznámější patří např. sklo, uhlík, boron, grafit či kevlar.

*Organická vlákna*, stejně jako uhlík a grafit, jsou lehká, pružná a citlivá na teplo. Komerční uhlíková vlákna jsou k dispozici pod následujícími obchodními názvy: grafil, hyfil, fortafil, thornel, polyakrylonitril, ad.

*Anorganická vlákna* mají vysokou pevnost, nízkou odolnost proti únavě a dobrou teplotní odolnost. Mezi ně patří např. sklo, keramika nebo wolfram.

Obecně se dnes ve většině průmyslových odvětví nejčastěji využívá kompozitních materiálů s výztuží ve formě skelných, uhlíkových či aramidových vláken.

#### 2.1.1 Skelná vlákna

Skelná vlákna se vyrábějí protlačováním roztaveného skla skrz velmi malé otvory a poté jsou jednotlivá vlákna prodlužována proudem vzduchu. Nejpoužívanějším typem skelných vláken pro kompozitní materiály jsou vlákna typu E-glass (borosilikátový typ skla) s průměrem vláken od 5 do 25  $\mu\text{m}$ , přičemž pevnost v tahu dosahuje až 5 GPa. Tento typ skelných vláken sestává z 55% oxidu křemičitého, 20% oxidu vápenatého, 15% oxidu hlinitého a 10% oxidu boritého. Dalším z nejvíce využívaných skelných vláken jako výztuže je tzv. S-Glass, které bylo vyvinuto pro aplikace s vysokou pevností v tahu (zejména pro letecký průmysl; pevnost v tahu oproti E-Glass je cca. o 30% vyšší). Tento typ vláken dosahuje průměru od 3 do 20  $\mu\text{m}$  a je tvořeno ze 65% oxidu křemičitého, 25% oxidu

hlinitého a 10% oxidu hořečnatého. Celkový souhrn základních typů skelných vláken z hlediska pole použití je uveden v tab. 2-1.

Označení	Vlastnost
A-Glass	Skelná vlákna s odolností vůči kyselinám
C-Glass	Skelná vlákna se zvýšenou odolností vůči kyselinám
D-Glass	Skelná vlákna určená pro elektronické aplikace
E-Glass	Skelná vlákna určená jako elektrický izolant
S-Glass	Vysoko-pevnostní vlákna

Tab. 2-1 Základní rozdělení skelných vláken dle oblasti použití

### 2.1.2 Uhlíková a grafitová vlákna

Uhlíková vlákna (CF – *Carbon Fibres*) jsou technická vlákna s extrémně vysokou pevností a tuhostí, ale s nízkou tažností. Výchozí organické suroviny ve vláknitém tvaru jsou nejprve karbonizovány. Přitom se odštěpí téměř všechny prvky až na uhlík. Se stoupající teplotou, a tím se zvyšující grafitizací, se zlepšují mechanické vlastnosti. Při teplotě 1800 °C je tvorba grafitové struktury ukončena, i když vzdálenost vrstev ve vláknech zůstává vždy větší než u vrstev v čistém grafitu [2].

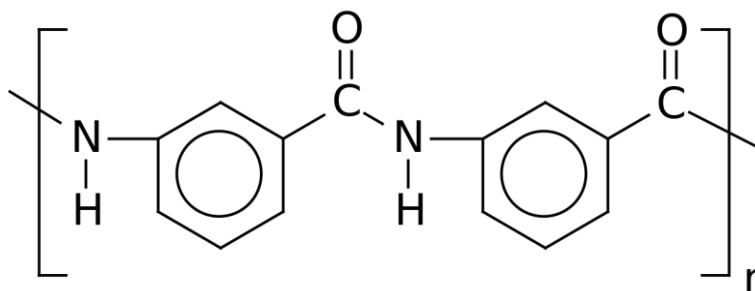
Uhlík je nekovový prvek. Použití termínu uhlík a grafit je velmi často zaměňováno. Nicméně byla mezi nimi vymezena linie demarkace, a to z hlediska obsahu uhlíku a modulu pružnosti: uhlíková vlákna mají obvykle modul pružnosti nižší než 345 GPa a obsah uhlíku mezi 80% až 95%. Grafitová vlákna mají modul vyšší než 345 GPa a obsah uhlíku vyšší než 99%. Dalším charakteristickým znakem jsou hodnoty pyrolýzy (tepelného rozkladu polymeru): u uhlíku se jedná o teploty okolo 1315 °C a u grafitu přibližně 1900 °C až 2480 °C. Uhlíková vlákna mají oproti syntetickým vláknům progresivní deformační chování (hodnota modulu pružnosti v tahu se zvyšuje se zvyšujícím se zatížením), nízkou hustotu  $\rho = 1,6$  až  $2,0 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ , mimořádně vysokou korozní odolnost (neodolávají pouze silně oxidačnímu prostředí), vysokou odolnost proti dlouhodobému dynamickému namáhání a dobrou elektrickou a tepelnou vodivost. Dále však mají uhlíková vlákna i několik záporných vlastností: oproti skelným vláknům mají uhlíková vlákna silně anizotropní vlastnosti, jsou velmi křehká a při zpracování se snadno lámou (proto se velmi často povrchově upravují apretací směsí na bázi epoxidové pryskyřice), jsou hořlavá a finančně mnohem nákladnější.

### 2.1.3 Aramidová vlákna

Aramidová vlákna (AF – *Aramid Fibres*) jsou vlákna na bázi lineárních organických polymerů, jejichž kovalentní vazby jsou orientovány podle osy vlákna; předností těchto vláken je vysoká pevnost a tuhost. Molekuly jsou navzájem spojeny vazbami vodíkových můstků. Aromatická jádra v řetězcích jsou nositeli vysoké tuhosti. Odhadovaná teoretická pevnost se pohybuje okolo  $200\,000 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$  (jediná dosud komerčně dosažitelná vlákna blízká se svými vlastnostmi těmto hodnotám jsou vlákna na bázi aromatických polyamidů, která dosahují při průměru vlákna  $12 \mu\text{m}$  hodnot pevnosti v tahu  $3600 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$  a modulu pružnosti v tahu  $125\,000 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-2}$ ) [2].

Pravidelné uspořádání fenylenových jader a amidových skupin s vazbami vodíkových můstků propůjčuje řetězcům vysokou tuhost a způsobuje současně vysokou strukturu uspořádání. Orientace krystalických nadstruktur a z nich složených fibril kolísá podle

modelových představ více nebo méně kolem osy vláken. To odůvodňuje značný rozdíl hodnot skutečného a teoretického modulu pružnosti v tahu [3].



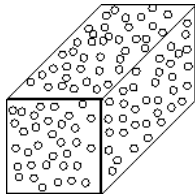
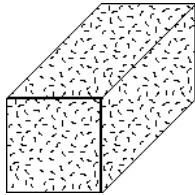
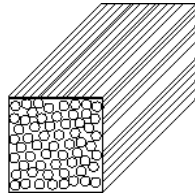
Obr. 2-1 Structura ar-(omatického poly)amidu (PPTA)

Aramidová vlákna se vyrábějí v celé škále různých typů, které se mezi sebou liší v modulech pružnosti a jejich tažností (typy s nižším modulem pružnosti v tahu a vyšší tažností jsou schopny pojmout vyšší deformační energii než vlákna s vyšším modulem pružnosti v tahu a nižší tažností).

Aramidová vlákna patří mezi nejlehčí výztužná vlákna ( $\rho = 1,45 \text{ g}\cdot\text{cm}^{-3}$ ) s velmi vysokou měrnou pevností v tahu. Nevýhodou těchto vláken jsou silně anizotropní vlastnosti (vlastnosti měřené ve směru vláken se liší od vlastností v jejich příčném směru). Aramidová vlákna jsou též velmi citlivá na zatížení tlakem, jsou tedy vhodné zejména pro lehké konstrukce, které jsou zatěžovány tahem. Aramidová vlákna jsou hydrofilní (tzn. absorbují vlhkost a to až do 7% a musí být před použitím vysušena). Adheze aramidových vláken k samotné matici je velmi často nižší než je tomu u ostatních vláken.

## 2.2 Typy vláken z hlediska jejich geometrie

Kompozitní materiály s výztuží ve formě vláken se dále dělí do tří základních skupin (kompozitní materiály s částicovou výztuží, kompozitní materiály s krátkými vlákny a kompozitní materiály s dlouhými vlákny), a to na základě poměru délky vlákna  $l$  a průměru vlákna  $d$ :

Poměr	Typ	
$\frac{l}{d} \approx 1$	Kompozitní materiály s výztuží ve formě částic	
$\frac{l}{d} \approx 10 - 1000$	Kompozitní materiály s výztuží ve formě krátkých vláken	
$\frac{l}{d} \approx \infty$	Kompozitní materiály s výztuží ve formě dlouhých (nepřerušovaných) vláken	

**Tab. 2-2 Rozdělení kompozitních materiálů na základě geometrického poměru vláken**

## 2.3 Výhody a nedostatky kompozitních materiálů

Kompozitní materiály se vyznačují celou řadou pozitivních vlastností, avšak trpí i několika značnými omezeními a nedostatky:

### Výhody kompozitních materiálů

1. Disponují kombinací vynikajících mechanických, chemických, konstrukčních, elektrických, optických aj. vlastností.
2. Jsou z hlediska hmotnosti velmi lehkým konstrukčním materiálem o vyšší měrné pevnosti a specifickým modulem pružnosti než konvenční materiály.
3. Z hlediska *power-by-weight* poměru dosahují např. u leteckého průmyslu hodnoty okolo 5, což je více jak třikrát méně v porovnání s konvenčními materiály, které dosahují hodnot okolo 16. Díky tomu je vyžadován nižší potřebný výkon prostředku, což má za následek úsporu paliva (snížení emisí CO<sub>2</sub>) nebo vyšší užité zatížení (kapacitu).
4. Kompozitní materiály mohou být formovány do libovolného tvaru a velikosti dle požadované specifikace (vysoká tvarová komplexnost).
5. Mají vynikající anti-chemické a anti-korozní vlastnosti.
6. Výroba a opravy kompozitů je v mnoha případech jednodušší než u kovů.
7. Montáž a demontáž komponent je snadná a rychlá.
8. Efektivní využití materiálu: vlákna mohou být orientovaná takovým způsobem, aby poskytla co nejvyšší pevnost a tuhost v požadovaném směru.
9. Vysoká odolnost vůči nasákavosti a povětrnostním vlivům.
10. Layup vrstev kompozitního dílu může být sestaven tak aby dosahoval estetického vzhledu.
11. Vysoká odolnost vůči únavovému namáhání.
12. Minimální ztráty elektromagnetického záření.
13. Dobré elektrické a tepelné izolační vlastnosti (nízký součinitel teplotní délkové roztažnosti).
14. Široký rozsah kombinací matric a vláken, umožňující složení materiálů „na míru“.

### Omezení kompozitních materiálů

1. Vysoká cena materiálu.
2. Mají nízký bod vzplanutí a hoření.
3. Náklady na výrobu kompozitních materiálů jsou stále vyšší než u mnoha konvenčních materiálů.
4. Degradace barvy (u některých kompozitů i vlastnosti) při delším vystavení slunečnímu světlu (UV záření).
5. Polymerní kompozitní materiály nejsou vhodné pro vysokoteplotní aplikace.
6. Vyšší náročnost návrhu komponent složitějšího tvaru (vysoké náklady při dimenzování náročných konstrukcí).
7. Kritické oblasti v místech spojů.
8. Zhoršená detekce skrytých vad (obtížné nedestruktivní zkoušení materiálu).
9. Omezené způsoby recyklace kompozitních materiálů.



# 3 TECHNOLOGIE VÝROBY KOMPOZITNÍCH KOMPONENT

Při samotném návrhu komponenty z kompozitních materiálů s tzv. dlouhými vlákny (z textilních tkanin) je nezbytné již od samotného začátku koncipovat geometrii a složení laminátu dle možné či požadované výroby samotného dílu. V dnešní době již existuje celá řada možných technologií výroby kompozitních dílů a je zcela nezbytné, aby konstruktér daného dílu znal možnosti, které jsou s tím spojené. Obecně lze tyto technologie rozdělit do dvou základních skupin: tekuté formování a pre-impregnované tkaniny.

## 3.1 Tekuté formování kompozitů

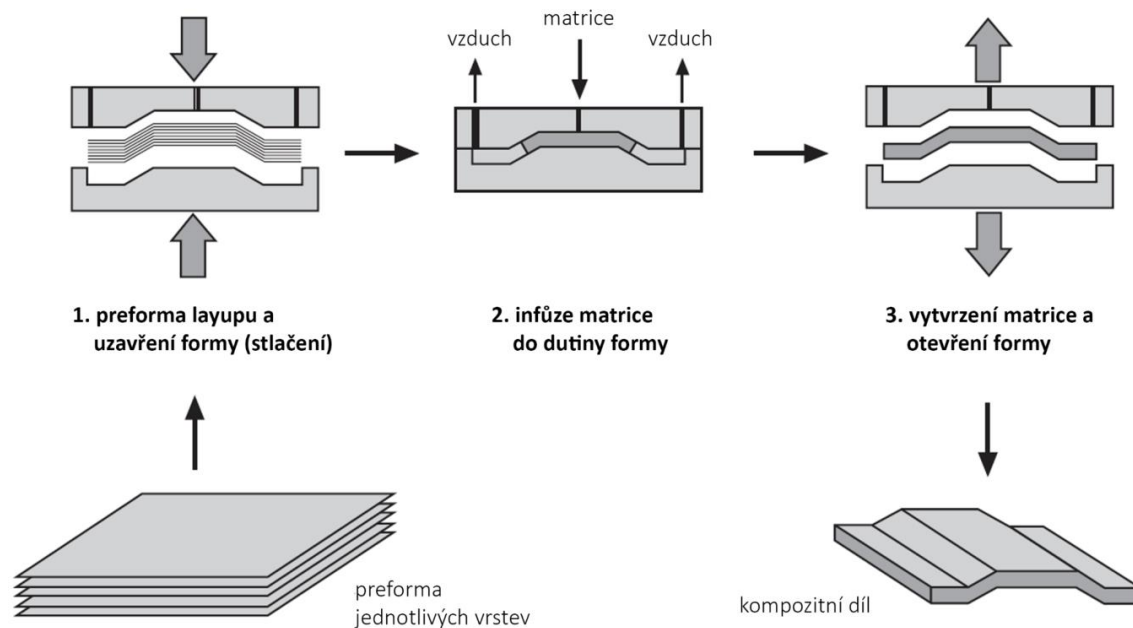
Nejčastěji pod zkratkou LCM (tzv. *Liquid Composite Moulding*). Tekuté formování kompozitních dílů je pravděpodobně nejvíce flexibilní technologie výroby kompozitních textilních materiálů, které umožňuje i malosériovou výrobu s nízkými výrobními emisemi, krátkými výrobními cykly a relativně vysokou kvalitou dílů bez nutnosti investice do technologií spojených s výrobou z prepregů.

Tekuté formování lze popsat jako proces, při kterém dochází k prosycení výztuže ve formě vláken, tkanin či jader maticí (epoxidovou, polyesterovou, aj.), která je následně vytvrzována teplem. Souhrn nejpoužívanějších metod je uveden viz **Chyba! Nenalezen zdroj odkazů..**

<b>RTM</b>	<i>Resin transfer moulding</i> – přetlak, uzavřená varianta formy, zejména polymerové pryskyřice.
<b>VARI</b>	<i>Vacuum assisted resin injection</i> – adaptace RTM s využitím vakua pro zvýšení tlakového gradientu.
<b>SRIM</b>	<i>Structural reaction injection moulding</i> – adaptace RTM s využitím reaktivního technologického zpracování; obvykle pro uretany.
<b>RFI</b>	<i>Resin film infusion</i> – matrice aplikována ve formě filmů, které jsou stohovány v kombinaci s klasickými suchými tkaninami.
<b>VI, VARTM, SCRIMP, RIFT</b>	Vakuové impregnační procesy, které využívají jednu pevnou formu a vakuovací membránu. Těchto typů procesů existuje celá řada – obvykle jsou patentově chráněny.

Tab. 3-1 Základní metody používané při tekutém formování kompozitů.

Základní proces tekutého formování lze shrnout do tří základních kroků: v prvním kroku dojde k nařezání layupu jednotlivých vrstev výztuže, které se umístí do lisu, který je následně utěsněn a uzavřen (do dvoudílné formy nebo jednodílné formy, která je opatřena vakuovací vrstvou s membránou); následně je provedeno vstřikování matrice, při kterém dochází k postupnému vytlačování vzduchu preformou až do odvodňovacích otvorů; dále dochází k vytvrzení matrice (po stanovenou dobu a teplotu) s následným vyjmutím kompozitního dílu.



Obr. 3-1 Schéma základních kroků procesu tekutého formování [4].

### 3.1.1 Resin transfer moulding (RTM)

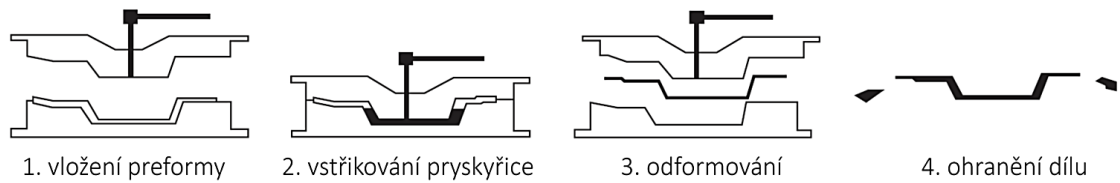
Základní proces RTM se skládá z využití dvou forem (pozitivní a negativní) mezi které jsou vloženy tkaniny (tzv. preforma), následně dochází k sevření forem a vstřikování pryskyřice o přetlaku 2-20 bar. Pro stanovení potřebného času pro impregnaci tkaniny, který závisí zejména na tlakovém spádu, viskozitě pryskyřice, hydraulické vodivosti nebo propustnosti vláken, lze použít Darcyho zákonu:

$$Q_k = \frac{KA}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x} \quad (3-1)$$

Kde:

$Q_k$	...	průtok pronikající kapaliny (m <sup>3</sup> /s),
$K$	...	koeficient filtrace neboli Darcyho koeficient (m/s),
$A$	...	plocha (m <sup>2</sup> ), kterou proudící médium protéká,
$p$	...	tlak [Pa],
$x$	...	vzdálenost toku [m].

Doba impregnace se obvykle pohybuje v rozmezí od několika minut až do několika hodin. Schéma procesu je uvedeno na obr. 3-2.



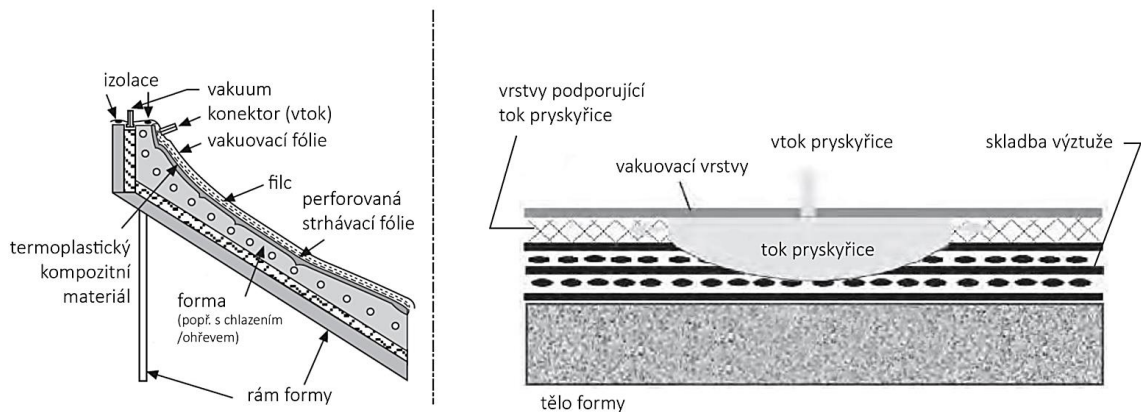
Obr. 3-2 Schéma RTM procesu.

### 3.1.2 Vacuum infusion (VI)

Tato technologie výroby patří mezi tzv. nízkotlaké technologie formování kompozitních materiálů. Při tomto procesu je horní část formy nahrazena vakuovací membránou. To snižuje náklady potřebné na nástroje/formy a snadněji umožňuje zhotovení velmi rozměrných dílů.

Mezi hlavní výhody této metody patří snadná kontrola: tloušťky, objemového podílu vláken laminy  $V_f$  a spotřeby pryskyřice. Základní technologie procesu je více jak 60 let stará, ale stále velmi často používaná a zdokonalovaná.

Proces technologie se skládá ze tří hlavních kroků: vložení suchých tkanin (příp. preformy) do pozitivní či negativní formy opatřené separátorem, položení pomocných vrstev pro rovnoměrný tok pryskyřice (strhávací tkanina nebo perforovaná strhovací fólie, rozváděcí vrstva nebo filc, to vše vzduchotěsně uzavřeno za pomoci vakuovací fólie s izolací), v posledním kroku dochází k připojení vývěvy a po odsátí veškerého vzduchu z jednotlivých vrstev se otevírá vstupní kanál s pryskyřicí) po nasycení celého dílu pryskyřicí jsou oba vstupy uzavřeny a díl se nechává dle typu pryskyřice vytvrdnout (u vysoce-pevnostních epoxidových pryskyřic nejčastěji za pokojové teploty s následným dotvrzením v peci). Samotné schéma layupu jednotlivých vrstev je uveden na obr. 3-3.



Obr. 3-3 Schéma zapojení formování laminátu za pomoci infuze.

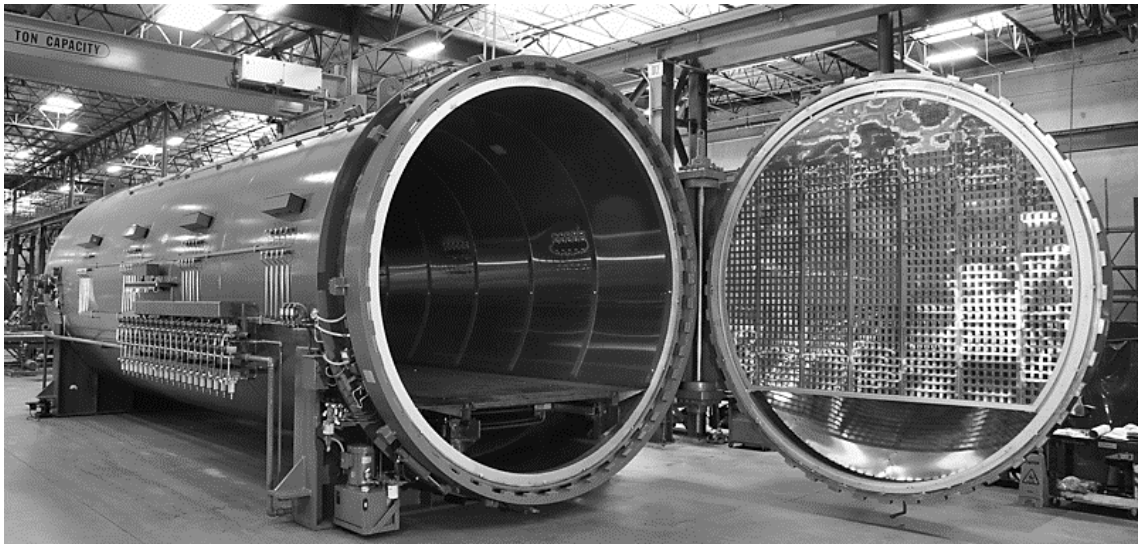
### 3.1.3 Structural reaction injection moulding (SRIM)

SRIM technologie je v podstatě kombinace vstřikovaného formování a RTM. Hlavním znakem SRIM technologií je použití monomerů (nejčastěji na bázi polyuretanů, polyesterů, polyfenolů či PA6) místo tepelně vytvrditelných polymerů. Díky tomu je umožněna výroba s velmi krátkými vytvrzovacími cykly. Tento typ technologie výroby se využívá zejména v automobilovém průmyslu (nárazníky, interiérové panely, apod.).

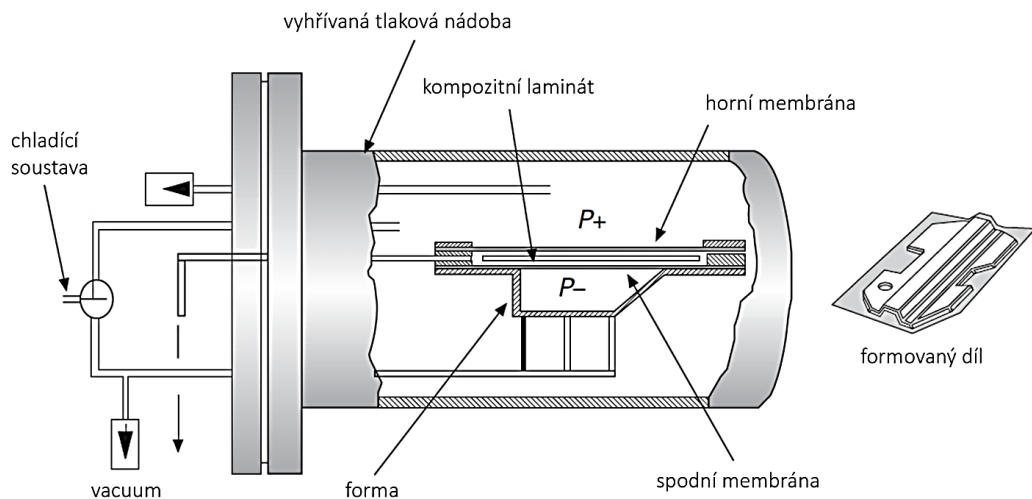
### 3.2 Pre-impregnované tkaniny

U většiny procesů výroby kompozitních dílů je matrice přidána k vláknům až v okamžiku samotné výroby. Tento způsob výroby je zcela běžný u základního typu výroby kompozitních dílů a to ručním kladením tkaniny do formy s následnou infuzí či manuálním sycením tkaniny matricí, nebo u tzv. RTM procesů (resin transfer moulding). Alternativním přístupem je využití tzv. pre-impregnovaných tkanin (tzv. prepregů), které jsou dodávány již předsycené od samotného výrobce. První prepregy byly vytvořeny již v šedesátých letech minulého století pro letecký průmysl a následně až zhruba za dvě desetiletí se tento typ výroby začal uplatňovat i v motosportu (zejména u vozů Formule 1), závodního jachtingu, či u sportovních potřeb vrcholových sportovců.

Nevýhodou těchto materiálů je zejména jejich životnost a nutný způsob skladování před vytvrzením. Běžná doba spotřeby se pohybuje okolo 12 měsíců, přičemž materiál musí být skladován v mrazících boxech při teplotách okolo  $-18$  až  $-22$  °C. Stejně jako ostatní kompozitní materiály na bázi termosetů, vyžadují prepregy pro vytvrzení určitou teplotu, která se pohybuje až okolo  $200$  °C a dále tlak 2-10 bar. Toho je možné docílit pouze ve speciálních tlakových pecích; tzv. autoklávech, viz obr. 3-4 a obr. 3-5. Pořízení tohoto zařízení je však značně finančně nákladné.



Obr. 3-4 Autokláv 4x12m od firmy ASC.



Obr. 3-5 Schéma formování kompozitního dílu v autoklávu [4].

Avšak v posledních letech přední výrobci kompozitních materiálů (například Advanced Composites Group, SP Systems, ad.) vyvinuly novou rodinu prepregů, které zajišťují vysokou kvalitu povrchu již od pouhého zavakuování dílu (bez nutnosti dodatečného okolního přetlaku) a to i za velmi nízkých teplot (od 50 °C) čímž zpřístupili možnost využití těchto technologií i pro „střední průmyslové odvětví“.

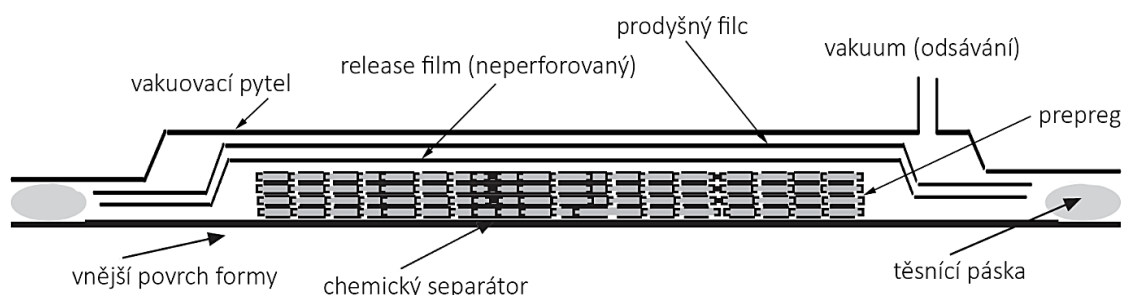
### Výhody pre-impregnovaných kompozitních materiálů (prepregů)

Prepregy v podstatě kombinují vlastnosti výztužných vláken, které mohou být ve formě tkanin nebo netkaných textilií s vysoce pevnostními epoxidovými pryskyřicemi, a to v ideálním (příp. přesně požadovaném) objemovém poměrem. Mezi jejich hlavní výhody patří:

- Optimální objemový podíl vláken,
- minimální variabilita,
- kontrolovatelná adhezivita během zpracování (zajištění přesného umístění během výroby, zajištění požadovaného umístění vůči hlavním směrům vláken),
- snadná tvorba nástřihů (manuálními i strojovými metodami),
- jednoduché metody vakuování a technologie výroby, které jsou stále více dostupnější,
- snadná kontrola tvorby layapu.

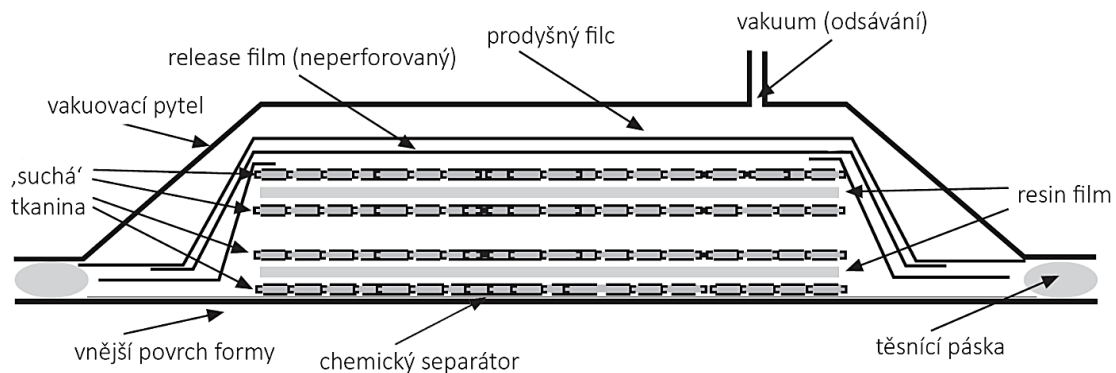
### Technologie výroby z pre-impregnovaných materiálů

Jak již bylo uvedeno dříve, první generace prepregů byly formovány při vysokých teplotách okolo 200 °C a tlacích okolo 6 bar. Nyní se tyto hodnoty používají pouze v leteckém, vojenském či automobilovém průmyslu, a to díky zajištění velmi vysoké pevnosti komponent, vysoké estetické jakosti a nízkým formovacím časům. Moderní prepregy již umožňují díky potřebné nízké formovací teplotě (od 50°C) a nízkým tlakům (1 bar) použití i u rozměrnějších dílů, jako jsou například jachty apod. Díky těmto materiálům se otevřely cesty i pro nové technologie výroby, které zahrnují: vakuové balení, lisování, formování za pomoci vnitřního jádra/pytle nebo membránové lisování. Samotné schéma základního procesu formování je uvedeno na obr. 3-6. Jednotlivé vrstvy prepregu jsou kladeny na formu, která je opatřena chemickým separátorem zajišťujícím následně snadné vyjmutí dílu z formy a dále může obsahovat látky pro vyplnění mikrotrhin ve formě a tím zajistit vyšší pohledovou jakost povrchu. Následně je na finálním *layupu* laminátu aplikován neperforovaný *release* film, který zajišťuje snadné odtržení pomocných vrstev a dále rovnoměrný pohyb pryskyřice v dílu. V další vrstvě je umístěna prodyšná tkanina (tzv. filc), která zajišťuje rovnoměrné odsávání vzduchu a následně při samotném cyklu v autoklávu nasává přebytečnou pryskyřici. To vše je hermeticky uzavřeno ve vakuovací fólii za pomoci speciální těsnící pásky.



Obr. 3-6 schéma formování laminátu z prepregu

Další z metod, které se řadí do této kategorie, je použití metody SPRINT™, u které je použita kombinace klasické suché tkaniny a adhezivních fólií z epoxidové pryskyřice (tzv. *resin film*), která se působením vyšší teploty a tlaku rozpustí mezi jednotlivé tkaniny [4]. Okolní vrstvy jsou zcela totožné jako u klasické metody.



Obr. 3-7 schéma formování laminátu metodou SPRINT™

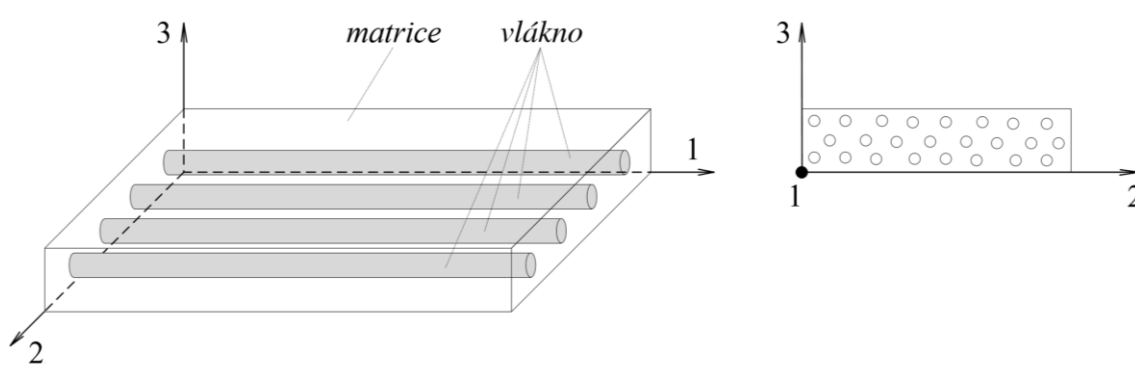
Ve shrnutí lze říci, že ze strukturálního hlediska nabízí prepregy možnost výroby konzistentních dílů ve velmi vysoké kvalitě. Mezi negativní stránky patří vyšší finanční náročnost, od samotných počátečních nákladů až po skladování či vytvrzování.

# 4 MECHANICKÉ VLASTNOSTI KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ

*Skutečná pevnost materiálu je podstatně nižší než pevnost vypočítaná teoreticky (F. Zwicky).*

## 4.1 Mechanické vlastnosti jednosměrového kompozitu

Jedním z nejstarších a nejvíce používaných složených materiálů – kompozitů je kompozit vyztužený vlákny. Velké použití je dáno zejména možností obměny jejich struktury a vlastností. Lamináty vytvořené z vláknových kompozitů se většinou skládají z několika vrstev jednorozměrných lamin. Každá vrstva je obvykle tvořena z matrice (např. pryskyřice) a výtuzných vláken [5].



**Obr. 4-1 Schéma jednosměrného kompozitu**

Za předpokladu, že lamina je lineárně elastický materiál až do okamžiku porušení a platí princip superpozice, je pro znalost závislosti napětí na deformaci nutné znát 9 materiálových konstant:

$E_{f11}, E_{f22}$	...	modul pružnosti vlákna v tahu (ve směru 11, 22),
$E_m$	...	modul pružnosti matrice v tahu,
$\nu_f, \nu_m$	...	Poissonovo číslo (vlákna, matrice),
$G_f, G_m$	...	modul pružnosti ve smyku (vláken, matrice),
$\alpha_f, \alpha_m$	...	koefficient teplotní roztažnosti (vláken, matrice).

Dále je nutné zavést označení objemových podílů vláken a matrice:

$v_f, v_m, v_c$	...	objem (vláken, matrice, kompozitu),
$m_f, m_m, m_c$	...	hmotnost (vláken, matrice, kompozitu).



Za předpokladu, že v kompozitu nejsou žádné kavity ani nečistoty, pak platí:

$$v_c = v_f + v_m, \quad (4-1)$$

$$m_c = m_f + m_m. \quad (4-2)$$

Objemový podíl vláken a matrice lze potom vyjádřit jako:

$$V_f = \frac{v_f}{v_c}, \quad (4-3)$$

$$V_m = \frac{v_m}{v_c}. \quad (4-4)$$

Při součtu objemových podílů pak platí:

$$V_f + V_m = 1. \quad (4-5)$$

Vlákna kompozitu (laminy) mají často příčně izotropní vlastnosti, ale vzhledem k jejich geometrii je rozlišováno pouze  $E_{f11}$  a  $E_{f22}$ . U matrice jsou uvažovány izotropní vlastnosti. S těmito předpoklady a se znalostí dříve uvedených materiálových vlastností lze vypočítat materiálové konstanty kompozitu jako homogenizovaného materiálu. Přesněji moduly pružnosti v tahu ve směrech 11, 22, 33:

$$E_{11} = V_f E_{f11} + V_m E_m, \quad (4-6)$$

$$E_{22} = \frac{E_{f22} E_m}{V_m E_{f22} + V_f E_m}, \quad (4-7)$$

$$E_{33} = E_{22}. \quad (4-8)$$

Poissonova čísla ve směrech 12, 23, 31:

$$\nu_{12} = V_f \nu_f + V_m \nu_m, \quad (4-9)$$

$$\nu_{12} = \nu_{31}, \quad (4-10)$$

$$\nu_{23} = V_m \left( \frac{1 + \eta V_f}{1 - \eta V_f} \right), \quad (4-11)$$

kde:

$$\eta = \left( \frac{\frac{V_f}{V_m} - 1}{\frac{V_f}{V_m} + 1} \right). \quad (4-12)$$



Moduly pružnosti ve smyku ve směrech 12, 23, 31:

$$G_{12} = \frac{G_f G_m}{V_m G_f + V_f G_m}, \quad (4-13)$$

$$G_{23} = \frac{E_T}{2(1 + V_{TT'})}, \quad (4-14)$$

$$G_{12} = G_{31}. \quad (4-15)$$

Koeficienty teplotní roztažnosti ve směrech 11, 22, 33:

$$\alpha_{11} = \frac{V_f \alpha_f E_f + V_m \alpha_m E_m}{V_f G_f + V_m G_m}, \quad (4-16)$$

$$\alpha_{22} = V_f \alpha_f + V_m \alpha_m + \frac{V_m E_f - V_f E_m}{\frac{E_f}{V_m} + \frac{E_m}{V_f}} (\alpha_m - \alpha_f), \quad (4-17)$$

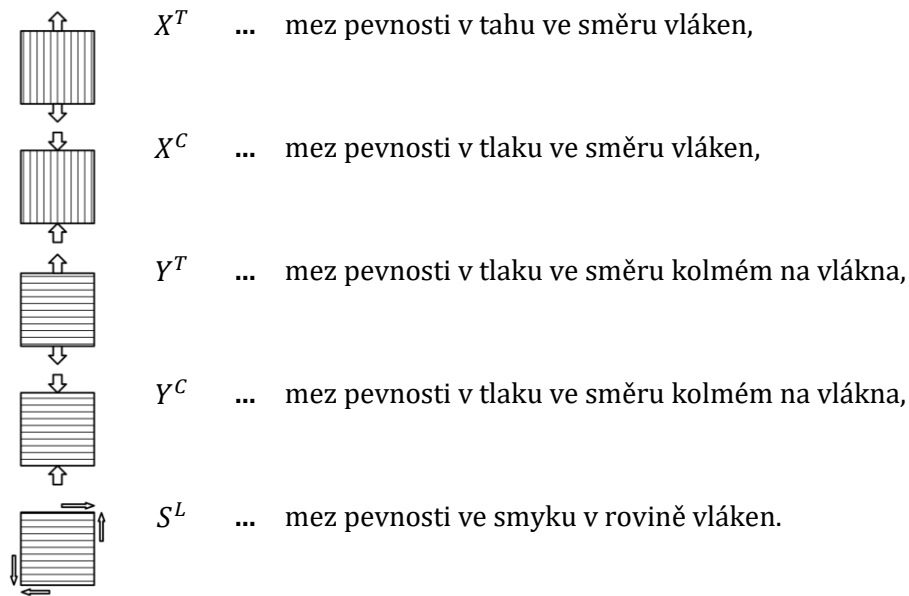
$$\alpha_{33} = \alpha_{22}. \quad (4-18)$$

# 5 KRITÉRIA PORUŠENÍ KOMPOZITNÍHO MATERIÁLU

*„Kompozitní materiál jako celek může převzít napětí, které by jeho slabší složku porušilo. Od pevnější složky kompozitu může převzít vyšší podíl její teoretické pevnosti, než kdyby byla namáhána samostatně“ (G. Slayter).*

Na rozdíl od izotropních materiálů, u kterých je náskok ve snaze jejich popisu porušování již téměř dvě století (Coulomb, Mohr, aj. [6], [7]) jsou kritéria pevnosti pro kompozitní materiály relativně na začátku. Jelikož predikce porušování těchto materiálů je velmi komplexní. Porušování je ovlivněno typem zatížení, skladbou vrstev, druhem materiálových složek (vlákna a matrice) a jejich podíly, či vazbou mezi nimi, a mnoho dalšími.

Při vytváření podmínek pevnosti pro kompozitní materiály se vycházelo z podmínek pevnosti pro homogenní izotropní materiály, které byly rozšířeny a upraveny. Většina těchto podmínek předpokládá, že materiál je homogenní (není rozlišeno vlákno a matrice) a napětí je lineární až do okamžiku porušení. Všechny teorie mohou být vyjádřeny pomocí základních pevnostních parametrů určených v hlavních materiálových směrech, jak je znázorněno na obr. 5-1. Oproti izotropnímu materiálu, u kterého o jeho porušení rozhodují tři parametry napětí (pevnost v tahu, pevnost v tlaku a pevnost ve smyku), je zde zapotřebí pěti hodnot kritických napětí:



Obr. 5-1 Hlavní materiálové směry.

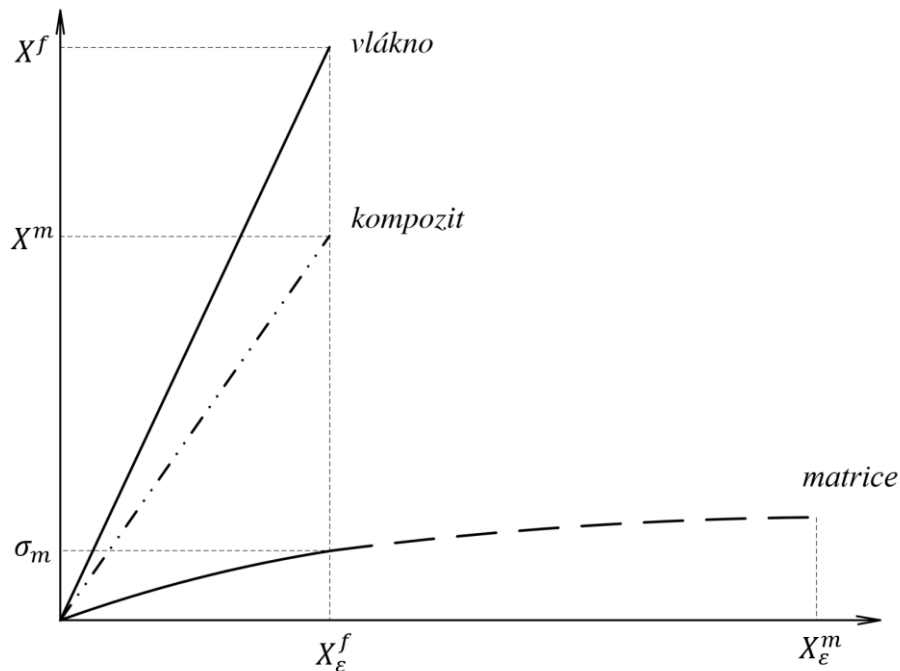
Z mikromechanického hlediska platí při namáhání jednosměrného kompozitu tahem ve směru vláken (za předpokladu, že vlákna i matrice se chovají až do okamžiku porušení lineárně elasticky) a napětí je rovno:

$$\sigma_{11} = \sigma_{11f}V_f + \sigma_{11m}V_m, \quad (5-1)$$

kde  $\sigma_{Lf}$  a  $\sigma_{Lm}$  jsou průměrná napětí ve vláknech a matrici. Při tomto druhu zatěžování lze rozeznat dva případy, které jsou závislé na mezní hodnotě složek poměrné deformace vlákna a matrice. V případě, kdy je mezní tahová poměrná deformace vlákna menší než matrice, tj.

$$X_\varepsilon^f < X_\varepsilon^m, \quad (5-2)$$

nastane porušení, pokud podélná poměrná deformace vlákna dosáhne mezní hodnoty, viz obr. 5-2.



Obr. 5-2 Závislost napětí na deformaci (pro případ  $X_\varepsilon^f < X_\varepsilon^m$ )

Potom lze podélnou tahovou pevnost kompozitu vyjádřit pomocí výrazu:

$$X^T = X^f V_f + (\sigma_m)_{X_\varepsilon^f} (1 - V_f), \quad (5-3)$$

kde  $X^f$  je mez pevnosti vláken v tahu a  $(\sigma_m)_{X_\varepsilon^f}$  je průměrné napětí v matrici, u kterého je dosažena mezní hodnota deformace vláken, přesněji

$$(\sigma_m)_{X_\varepsilon^f} = E_m X_\varepsilon^f = \frac{E_m}{E_f} X^f. \quad (5-4)$$

Pokud objemový podíl

$$V_f < V_{fmin}, \quad (5-5)$$

potom je objemový podíl vláken takový, při kterém má kompozit minimální pevnost, a tudíž dochází sice k porušení vláken, ale matrice se neporušuje. Posuzujeme-li pevnost kompozitu přenášet zatížení (nikoliv neporušenost dílčích složek), je pevnost kompozitu dána vztahem:

$$X^T = X^m(1 - V_f). \quad (5-6)$$

Pro druhý případ, kdy je mezní tahová poměrná deformace matrice menší než vláken, tj.

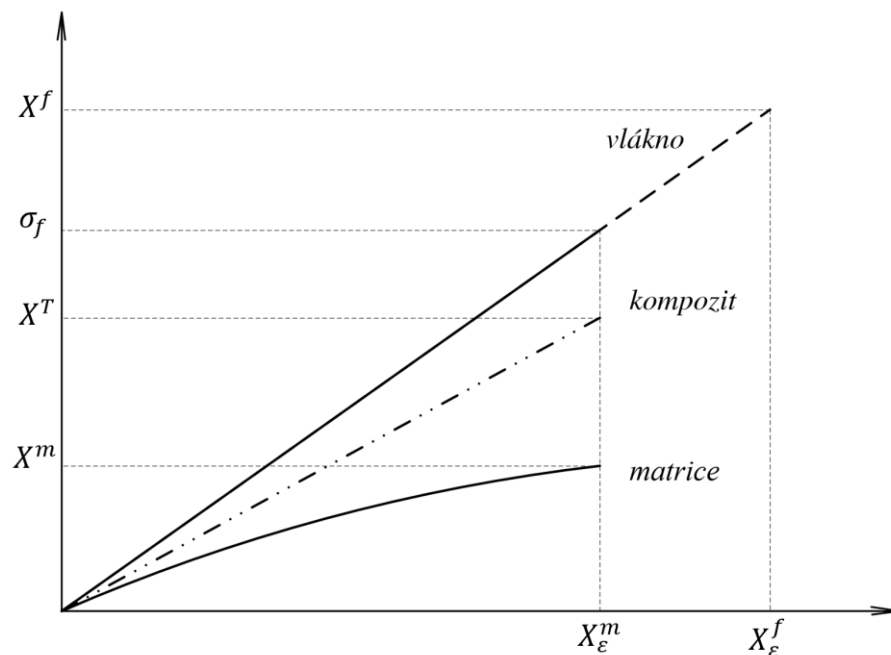
$$X_\varepsilon^f > X_\varepsilon^m, \quad (5-7)$$

nastane porušení kompozitu dle obr. 5-3, přičemž pevnost kompozitu je dána vztahem

$$X^T = (\sigma_f)_{X_\varepsilon^m} V_f + X^m(1 - V_f), \quad (5-8)$$

kde  $(\sigma_f)_{X_\varepsilon^m}$  je napětí ve vláknech při dosažení mezní hodnoty deformace matrice, tj.

$$(\sigma_f)_{X_\varepsilon^m} = E_f X_\varepsilon^m = \frac{E_f}{E_m} X^m. \quad (5-9)$$



Obr. 5-3 Závislost napětí na deformaci (pro případ  $X_\varepsilon^f > X_\varepsilon^m$ )

V dnešní době existuje již několik desítek makromechanických pevnostních kritérií pro stanovení porušení kompozitních materiálů. Obecně lze tyto pevnostní kritéria rozdělit do tří základních skupin. Na tzv. *neinteraktivní pevnostní kritéria*, u kterých neexistuje vazba mezi složkami normálových napětí a ani mezi složkami normálových a smykových napětí.

Druhou skupinou jsou tzv. *interaktivní pevnostní kritéria* u nichž k iteraci mezi jednotlivými složkami napětí dochází.

Poslední skupinou jsou pevnostní kritéria typu *direct mode*, u kterých je rozlišováno porušení kompozitů za pomoci několika tzv. *módů porušení*, které jsou popsány nezávislou podmínkou.

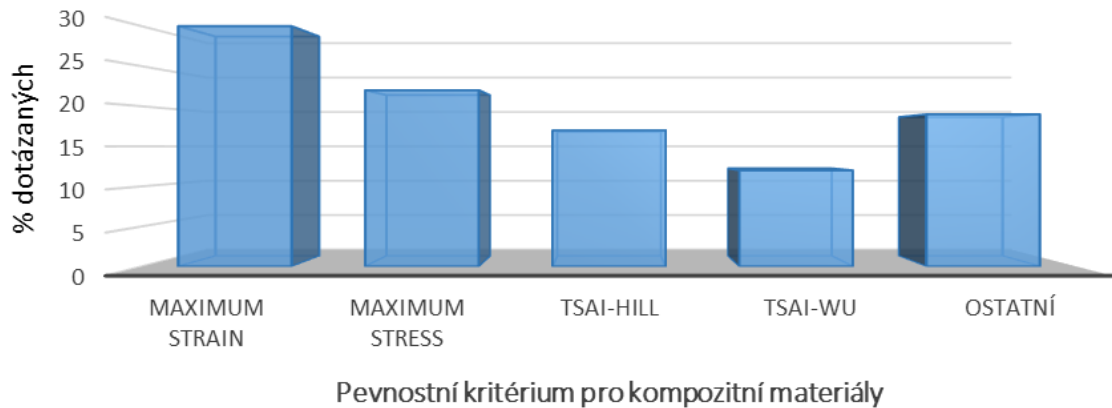
Mezi nejznámější a nejčastěji používaná pevnostní kritéria pro kompozitní materiály patří:

- I. Neinteraktivní pevnostní kritéria**
  - Kritérium maximálního napětí (*maximum stress*)
  - Kritérium maximální poměrné deformace (*maximum strain*)
  
- II. Interaktivní pevnostní kritéria**
  - Hillovo kritérium pevnosti
  - Hoffmanovo kritérium pevnosti
  - Tsai-Hillovo kritérium pevnosti
  - Tsai-Wu kritérium pevnosti
  
- III. Pevnostní kritéria typu „Direct mode“**
  - Kritérium Hashin
  - Puckovo kritérium pevnosti
  - Kritérium LaRC04

## 5.1 Neinteraktivní kritéria pevnosti kompozitních materiálů

Těž nazývány jako „limitní“ pevnostní kritéria. U těchto kritérií neexistuje vazba mezi jednotlivými složky normálových napětí a to ani mezi normálovými a smykovými složkami napětí [5].

Přesto se jedná v dnešní době v inženýrské praxi o nejvíce používaná pevnostní kritéria v oblasti ortotropních materiálů (viz srovnání dle průzkumu AIAA [8] uvedené na obr. 5-4). Zejména z důvodů jednoduchosti interpretace těchto kritérií, ale též i díky potřebné znalosti minimálního počtu potřebných pevnostních parametrů analyzovaného materiálu.



Obr. 5-4 Četnost použití pevnostních kritérií pro vyhodnocení pevnosti kompozitních dílů v průmyslovém odvětví dle průzkumu AIAA.

### 5.1.1 Kritérium maximální poměrné deformace

Tato teorie byla poprvé představena v roce 1967 Waddoupsem [9], který ji vytvořil jako rozšíření teorie maximálního normálového přetvoření (Saint Venantův princip) pro izotropní materiály [4].

Podle této teorie dojde k porušení materiálu tehdy, pokud jedna ze složek poměrné deformace  $(\varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \gamma_{12})$  dosáhne příslušné mezní hodnoty deformace. V praxi toto kritérium patří mezi jedno z nejpoužívanějších, jelikož se jedná o nejjednodušší pevnostní kritérium pro kompozitní materiály.

Při výpočtu je uvažována homogenizace materiálu/laminátu složeného z vláken a matrice na ekvivalentní ortotropní materiál o totožné maximální pevnosti v hlavních normálových a smykových směrech materiálu.

Pro každou normálovou a smykovou složku přetvoření je vyhodnocován koeficient pevnosti:

$$\begin{aligned}
 F_{11} &= \begin{cases} \varepsilon_{11}/X_{\varepsilon}^T & \text{pokud } \varepsilon_{11} > 0, \\ \varepsilon_{11}/X_{\varepsilon}^C & \text{pokud } \varepsilon_{11} < 0, \end{cases} \\
 F_{22} &= \begin{cases} \varepsilon_{22}/Y_{\varepsilon}^T & \text{pokud } \varepsilon_{22} > 0, \\ \varepsilon_{22}/Y_{\varepsilon}^C & \text{pokud } \varepsilon_{22} < 0, \end{cases} \\
 F_{33} &= \begin{cases} \varepsilon_{33}/Z_{\varepsilon}^T & \text{pokud } \varepsilon_{33} > 0, \\ \varepsilon_{33}/Z_{\varepsilon}^C & \text{pokud } \varepsilon_{33} < 0, \end{cases} \\
 F_{12} &= |\gamma_{12} / S_{12}^Y|, \\
 F_{23} &= |\gamma_{23} / S_{23}^Y|, \\
 F_{13} &= |\gamma_{13} / S_{13}^Y|,
 \end{aligned} \tag{5-10}$$

kde:

$X_{\varepsilon}^T, X_{\varepsilon}^C$	...	mezní tahová, tlaková poměrná deformace v podélném směru,
$Y_{\varepsilon}^T, Y_{\varepsilon}^C$	...	mezní tahová, tlaková poměrná deformace v příčném směru,
$Z_{\varepsilon}^T, Z_{\varepsilon}^C$	...	mezní tahová, tlaková poměrná deformace v příčném směru,
$S_{12}^Y, S_{23}^Y, S_{13}^Y$	...	mezní hodnota poměrné deformace ve smyku.

Přičemž toto kritérium uvažuje, že k porušení kompozitu dojde pokud:

$$F_{ij} \geq 1. \quad (5-11)$$

### 5.1.2 Kritérium maximálních napětí

Pevnostní kritérium maximálních napětí (*maximum stress criterion*) pro ortotropní lamináty bylo prvně požito C.F. Jenkinsem [4] v roce 1920, který ho vytvořil na základě W. J. M. Rankinovy teorie „maximálních normálových napětí pro izotropní materiály“ [10].

Podle této teorie dojde k porušení materiálu tehdy, pokud některá ze složek napětí dosáhne příslušné meze pevnosti daného materiálu (zcela analogické kritérium s předchozím). Detailněji je toto pevnostní kritérium popsáno v [11], [12].

Pro prostorový model platí následující indexy porušení:

$$\begin{aligned}
 F_{11} &= \begin{cases} \sigma_{11}/X^T & \text{pokud } \sigma_{11} > 0, \\ \sigma_{11}/X^C & \text{pokud } \sigma_{11} < 0, \end{cases} \\
 F_{22} &= \begin{cases} \sigma_{22}/Y^T & \text{pokud } \sigma_{22} > 0, \\ \sigma_{22}/Y^C & \text{pokud } \sigma_{22} < 0, \end{cases} \\
 F_{33} &= \begin{cases} \sigma_{33}/Z^T & \text{pokud } \sigma_{33} > 0, \\ \sigma_{33}/Z^C & \text{pokud } \sigma_{33} < 0, \end{cases} \\
 F_{12} &= |\tau_{12}/S_{12}|, \\
 F_{23} &= |\tau_{23}/S_{23}|, \\
 F_{13} &= |\tau_{13}/S_{13}|,
 \end{aligned} \quad (5-12)$$

kde:

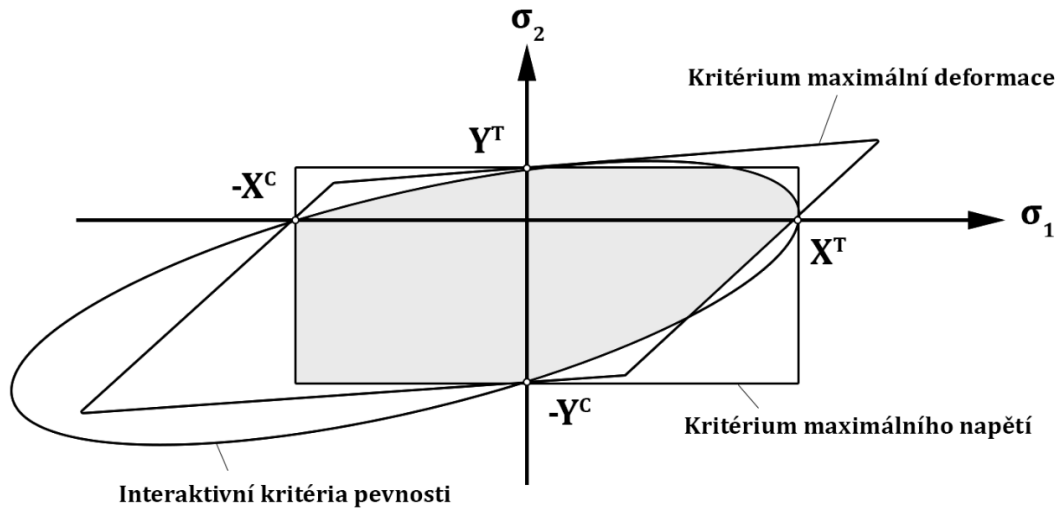
$X^T, X^C$	...	mezní tahové, tlakové napětí v podélném směru,
$Y^T, Y^C$	...	mezní tahové, tlakové napětí v příčném směru,
$Z^T, Z^C$	...	mezní tahové, tlakové napětí v příčném směru,
$\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$	...	normálová napětí v podélném (příčném) směru,
$S_{12}, S_{23}, S_{13}$	...	mezní hodnota smykového napětí,
$\tau_{12}, \tau_{23}, \tau_{13}$	...	smykové napětí v rovině 12, 23 nebo 13.

Přičemž k porušení kompozitu dojde pokud:

$$F_{ij} \geq 1. \quad (5-13)$$

## 5.2 Interaktivní kritéria pevnosti kompozitních materiálů

Interaktivní pevnostní kritéria na rozdíl od neinteraktivních zahrnují vazby mezi normálovými složkami napětí a mezi normálovými a smykovými složkami napětí. U jednoosého namáhání neinteraktivita není příliš podstatná, ale při víceosém namáhání může mít značný vliv na porušení laminy.



Obr. 5-5 Grafické porovnání jednotlivých kritérií pevnosti (šedě vyznačen tzv. „konzervativní region“).

### 5.2.1 Hillovo kritérium pevnosti

Hillovo kritérium vychází z von Misesovy podmínky pro izotropní materiál. Hill tuto podmínku rozšířil pro ortotropní materiály, přičemž v podmínce uvažoval stejné pevnosti v tahu a v tlaku ( $X^T = X^C$  atd.) [13], [14].

Za předpokladu rovinné napjatosti (tj.  $\sigma_{33} = \sigma_{13} = \sigma_{23} = 0$ ) je možno Hillovu podmínku pevnosti zapsat ve tvaru

$$\left(\frac{\sigma_1}{X^T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y^T}\right)^2 - \left(\frac{1}{(X^T)^2} + \frac{1}{(Y^T)^2} - \frac{1}{(Z^T)^2}\right)\sigma_1\sigma_2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S^T}\right)^2 = 1, \quad (5-14)$$

kde  $X^T, Y^T$  a  $Z^T$  jsou meze pevnosti v tahu v hlavních materiálových směrech.

### 5.2.2 Hoffmanovo kritérium pevnosti

Pro případ rozdílných mezí pevností v tahu a tlaku bylo Hillovo kritérium pevnosti upraveno Hoffmanem. Kdy pro rovinnou napjatost lze Hofmanovu podmínku porušení zapsat ve tvaru

$$\frac{\sigma_1^2}{X^T X^C} + \frac{\sigma_2^2}{Y^T Y^C} - \frac{\sigma_1 \sigma_2}{X^T X^C} + \frac{X^C - X^T}{X^T X^C} \sigma_1 + \frac{Y^C - Y^T}{Y^T Y^C} \sigma_2 + \frac{\sigma_{12}^2}{(S^L)^2} = 1. \quad (5-15)$$

kde  $X^T, Y^T$  a  $Z^T$  jsou meze pevnosti v tahu v hlavních materiálových směrech.



### 5.2.3 Tsai-Hillovo kritérium pevnosti

Též nazýváno jako pevnostní kritérium ‚Azzi-Hill‘ nebo ‚Hill-Tsai‘. Tsai zjednodušil Hillovu podmínku pevnosti pro rovinnou napjatost, a to pro případ jednosměrových kompozitů. Uvažoval, že  $Y^T = Z^T$ , čímž se podmínka zjednoduší na tvar

$$\left(\frac{\sigma_1}{X^T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y^T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S^L}\right)^2 - \frac{\sigma_1\sigma_2}{X^T} = 1, \quad (5-16)$$

kde  $X^T$ ,  $Y^T$  a  $Z^T$  jsou opět meze pevnosti v hlavních materiálových směrech.

### 5.2.4 Pevnostní kritérium Tsai-Wu

První pokus vyvinout obecnou teorii poškození anizotropních materiálů, kromě dříve uvedené provedli Gol'denblat a Kopnov. Teorie jimi vytvořená má snahu předpovědět porušení materiálu při obecném stavu napjatosti. Je zde zaveden pojem tenzor pevnosti, který bere v úvahu transformaci z jednoho souřadnicového systému do druhého. Má tvar invariantu tvořeného ze složek tenzoru napětí a deformace a je důležité, že je schopen vysvětlit rozdíl mezi pevností v tahu a tuku.

Tsai a Wu tak navrhli kritérium pevnosti ve tvaru polynomu [5], [15], [16]:

$$f_i\sigma_i + f_{ij}\sigma_i\sigma_j = 1; \quad i, j = 1, 2, \dots, 6, \quad (5-17)$$

kde  $f_i$  a  $f_{ij}$  jsou tenzory pevnosti prvního a druhého řádu, které se určují pomocí experimentů. Pevnostní podmínku Tsai-Wu lze zapsat ve tvaru (pro rovinnou napjatost)

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{X^T} - \frac{1}{X^C}\right)\sigma_1 + \left(\frac{1}{Y^T} - \frac{1}{Y^C}\right)\sigma_2 + \frac{\sigma_1^2}{X^T X^C} + \frac{\sigma_2^2}{Y^T Y^C} + \frac{\sigma_{12}^2}{(S^L)^2} \\ + 2F_{12}^* \frac{\sigma_1\sigma_2}{X^T X^C} = 1, \end{aligned} \quad (5-18)$$

kde  $F_{12}^*$  je koeficient interakce. Může být zapsán ve tvaru

$$F_{12}^* = \frac{1}{2\sigma^2} \left\{ 1 - \left[ X^C - X^T + \frac{X^T X^C}{Y^T Y^C} (Y^C - Y^T) \right] \sigma + \left( 1 + \frac{X^T X^C}{Y^T Y^C} \right) \sigma^2 \right\}, \quad (5-19)$$

kde  $\sigma$  je napětí při kterém dojde k porušení při biaxiální zkoušce. Bez tohoto experimentálního měření není možné koeficient interakce ( $F_{12}^*$ ) stanovit. Avšak tímto koeficientem se zabývá celá řada prací, z nichž většina usuzuje, že hodnota tohoto koeficientu je v drtivé většině téměř rovna nule (například Narayanaswami a Adelman [17] nebo Cui a kol. [18]), a tudíž pro inženýrské aplikace  $F_{12}^* = 0$  zajišťuje více než dostatečnou přesnost.

## 5.3 Pevnostní kritéria typu „Direct mode“

### 5.3.1 Puckovo kritérium pevnosti

Puckovo pevnostní kritérium se skládá ze dvou nezávislých pevnostních kritérií, která jsou však aplikována současně. Přesněji:

- I. Pevnostní kritérium pro porušení vláken (tzv. FF – fibre failure),
- II. Pevnostní kritérium pro porušení mezi vlákny (tzv. IFF – inter-fibre failure).

Puckovo pevnostní kritérium patří v současné době k nejlepším kritériím porušení pro jednosměrné kompozity pro rovinnou napjatost, ale jeho značnou nevýhodou je nutnost určení parametrů, které však nemají fyzikální podstatu. Z tohoto důvodu bylo v této práci použito moderního pevnostního kritéria LaRC, které umožňuje popis porušení kompozitů s nízkým počtem potřebných materiálových konstant, avšak s velmi vysokou přesností.

Z těchto důvodů a dále z důvodu značné rozsáhlosti tohoto kritéria zde není uvedeno, ale jeho přesný popis je uveden [5], [19], [20].

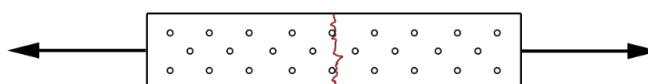
### 5.3.2 Pevnostní kritérium LaRC04

Pevnostní kritérium LaRC04 (Laminates and Reinforced Composites, které bylo vytvořeno v roce 2004 – v NASA Langley Research Center [21]) patří k novodobým kritériím pro jednosměrové kompozitní materiály. Toto kritérium je navrženo pro plně prostorový případ napjatosti se zahrnutou korekcí pro nelineární chování kompozitních materiálů ve smykové oblasti.

Kritérium LaRC04 rozeznává celkem 6 módů poškození.

#### 5.3.2.1 První mód porušení - LaRC #1

Pro tento mód dojde k porušení matrice vlivem tahu v příčném směru vůči vláknům viz obr. 5-6.



Obr. 5-6 První mód porušení - LaRC #1

První mód porušení pro  $\sigma_T \geq 0$  je dán vztahem

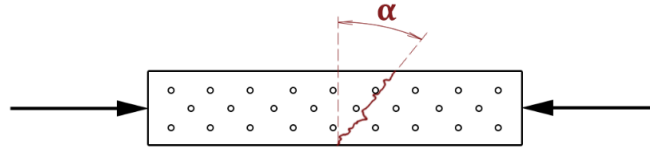
$$FI_M = (1 - g) \left( \frac{\sigma_2}{Y_T} \right) + g \left( \frac{\sigma_2}{Y_T} \right)^2 + \chi, \quad (5-20)$$

kde  $FI_M$  je hodnota indexu porušení matrice pro rozsah  $FI_M \in \langle 0,1 \rangle$  (pokud je tento index roven 1, dojde k porušení materiálu). Konstanta  $g$  vyjadřuje poměr energií nutných k iniciaci šíření trhliny. Pokud není tato konstanta a dále funkce  $\chi = \chi(\tau_{2m2\psi}, \gamma_{1m2m}, S_L)$  známa (více o této funkci v [21]), je nutné použít první přiblížení módu LaRC#1 ve tvaru

$$FI_M = \left( \frac{\sigma_2}{Y_T} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_L} \right)^2. \quad (5-21)$$

### 5.3.2.2 Druhý mód porušení - LaRC #2

Dle tohoto módu dochází vlivem tlaku působícího příčně vůči vláknům k porušení matrice pod určitým úhlem (viz obr. 5-7).



Obr. 5-7 Druhý mód porušení - LaRC #2

Pro druhý mód porušení je hodnota indexu porušení matrice  $FI_M$  pro  $\sigma_2 < 0$  nebo  $\sigma_3 < 0$ ;  $\sigma_1 \geq -Y^C$  dána vztahem

$$FI_M = \left( \frac{\tau^T}{S^T - \eta^T \sigma_n} \right)^2 + \left( \frac{\tau^L}{S^L - \eta^L \sigma_n} \right)^2, \quad (5-22)$$

kde  $S^T$  je pevnost ve smyku, pro kterou platí

$$S^T = Y^C \cos(\alpha_0) \left( \sin(\alpha_0) + \frac{\cos(\alpha_0)}{\tan(2\alpha_0)} \right), \quad (5-23)$$

kde  $\alpha_0$  je úhel, pod kterým dojde k porušení matrice pouze působením tlaku ve směru příčném vůči vláknům. Pro většinu jednosměrových kompozitů je  $\alpha_0 = 53^\circ \pm 2^\circ$  [13]. Díky tomuto úhlu je dále možné určit i koeficient příčného tření materiálu  $\eta^T$

$$\eta^T = -\frac{1}{\tan(2\alpha_0)}, \quad (5-24)$$

v případě nedostatečných experimentálních dat lze koeficient podélného tření materiálu  $\eta^L$  uvažovat ve tvaru:

$$\eta^L = S^L \frac{\eta^T}{S^T}. \quad (5-25)$$

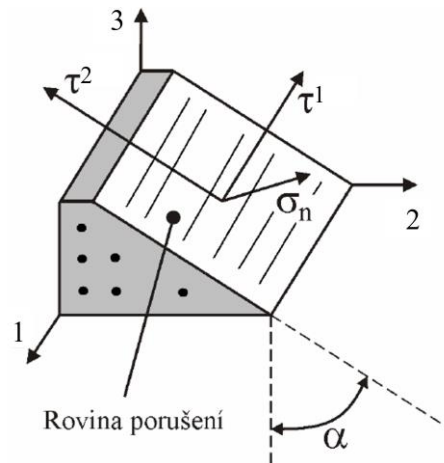
Dále je nutné stanovit jednotlivá napětí v rovině porušení, která se určí nalezením  $\alpha \in (0, \pi)$ , pro která je hodnota indexu porušení matrice  $FI_M$  maximální:

$$\sigma_n = \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} \cos(2\alpha) + \sigma_{TT} \sin(2\alpha), \quad (5-26)$$

$$\tau^T = -\frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} \sin(2\alpha) + \sigma_{TT} \cos(2\alpha), \quad (5-27)$$

$$\tau^L = \sigma_{12} \cos(\alpha) + \sigma_{12} \sin(\alpha). \quad (5-28)$$

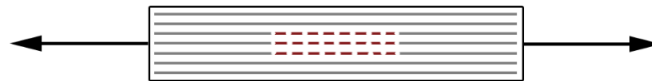
Schéma těchto napětí včetně úhlu  $\alpha$  viz obr. 5-8.



Obr. 5-8 Schéma normálového a tečných napětí v rovině porušení [22]

### 5.3.2.3 Třetí mód porušení - LaRC #3

Pro tento mód dojde k porušení vláken vlivem tahu v jejich podélném směru, viz obr. 5-9.



Obr. 5-9 Třetí mód porušení - LaRC #3

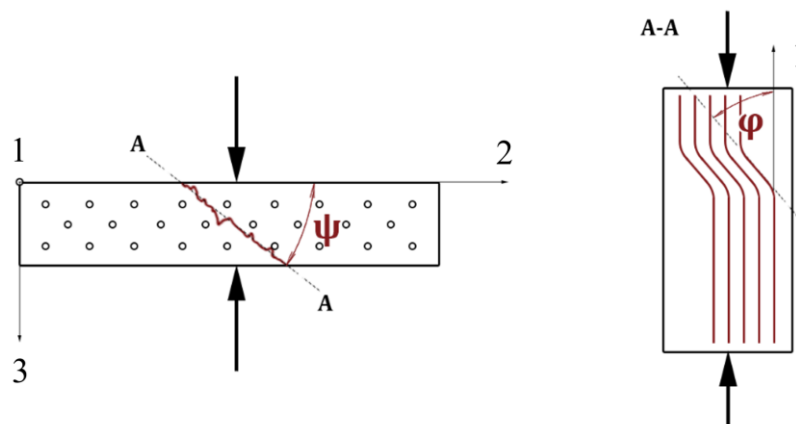
Třetí mód porušení pro  $\sigma_L \geq 0$  je dán vztahem

$$FI_F = \frac{\sigma_1}{X^T}, \quad (5-29)$$

kde  $FI_F$  je hodnota indexu porušení vláken pro rozsah  $FI_F \in (0,1)$ .

### 5.3.2.4 Čtvrtý mód porušení - LaRC #4

Působením tlaku v podélném a v příčném směru vůči vláknům dojde k vybočení vláken ze směru 11 o úhel  $\varphi$  a následně k jejich porušení, viz obr. 5-10.



Obr. 5-10 Čtvrtý mód porušení - LaRC #4

Čtvrtý mód porušení pro  $\sigma_L < 0, \sigma_{2m2m} < 0$

$$FI_F = \left( \frac{\tau_{1m2m}}{S^L - \eta^L \sigma_{2m2m}} \right)^2, \quad (5-30)$$

kde  $FI_F$  je hodnota indexu porušení vláken pro rozsah  $FI_F \in (0,1)$ .

Pro stanovení potřebných parametrů je nejprve nutné stanovit úhel  $\varphi^0$ , při kterém se inicializuje vychýlení vláken ze směru 11 (tzv. *initial misalignment angle*) a dále úhel  $\psi$ .

$$\varphi^0 = \varphi^C - \gamma_{1m2m}^c, \quad (5-31)$$

kde pro úhel vychýlení vláken při porušení čistým tlakem  $\varphi^C$ , který působí ve směru vláken a pro zkos při porušení materiálu čistým tlakem ve směru vláken  $\gamma_{1m2m}^c$  platí vztahy

$$\varphi^C = \arctan \left[ \frac{1 - \sqrt{1 - 4 \left( \frac{S^L}{X^C} + \eta^L \right) \frac{S^L}{X^C}}}{2 \left( \frac{S^L}{X^C} + \eta^L \right)} \right], \quad (5-32)$$

$$\gamma_{1m2m}^c = \frac{\varphi^C X^C}{G_{LT}}. \quad (5-33)$$

a pro úhel  $\psi$  platí

$$\psi = \frac{1}{2} \arctan \left( \frac{2\sigma_{TT'}}{\sigma_T - \sigma_{T'}} \right). \quad (5-34)$$

Dále pro napětí v rovině, ve které dojde k vychýlení vláken ze směru  $L$ , která je určena úhlem  $\psi$ , platí vztahy

$$\begin{aligned} \sigma_{2\psi 2\psi} &= \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{2} + \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2} \cos(2\psi) + \sigma_{23} \sin(2\psi), \\ \sigma_{3\psi 3\psi} &= \sigma_2 + \sigma_3 - \sigma_{2\psi 2\psi}, \\ \tau_{12\psi} &= \sigma_{12} \cos(\psi) + \sigma_{13} \sin(\psi), \\ \tau_{2\psi 3\psi} &= 0, \\ \tau_{31\psi} &= \sigma_{13} \cos(\psi) + \sigma_{12} \sin(\psi). \end{aligned} \quad (5-35)$$

Následně lze stanovit úhel, o který se vychýlí vlákna ze směru 11

$$\varphi = \frac{\tau_{12\psi}}{|\tau_{12\psi}|} (\varphi^0 + \gamma_{1m2m}), \quad (5-36)$$

kde  $\gamma_{1m2m}$  je zkos v souřadném systému, který je dán směrem vychýlení vláken. Lze určit vztahem

$$\gamma_{1m2m} = \frac{\varphi^0 G_{12} + |\tau_{12\psi}|}{G_{12} + \sigma_1 - \sigma_{2\psi 2\psi}} - \varphi^0, \quad (5-37)$$

Následně je možné vyčíslit napětí v souřadném systému, jenž je dáno úhlem vychýlení vláken laminy  $\varphi$

$$\begin{aligned} \sigma_{2m2m} &= \frac{\sigma_1 + \sigma_{2\psi 2\psi}}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_{2\psi 2\psi}}{2} \cos(2\varphi) + \tau_{12\psi} \sin(2\varphi), \\ \sigma_{2m2m} &= \sigma_1 + \sigma_{2\psi 2\psi} - \sigma_{1m1m}, \\ \tau_{1m2m} &= \frac{\sigma_1 + \sigma_{2\psi 2\psi}}{2} \sin(2\varphi) + \tau_{12\psi} \cos(2\varphi), \\ \tau_{2m3\psi} &= \tau_{2\psi 3\psi} \cos(2\varphi) - \tau_{3\psi 1} \sin(2\varphi), \\ \tau_{3\psi 1m} &= \tau_{3\psi 1} \cos(\varphi). \end{aligned} \quad (5-38)$$

### 5.3.2.5 Pátý mód porušení - LaRC #5

Vlivem tlaku ve směru vláken a tlaku ve směru příčném na vlákna dojde k vychýlení vláken a k porušení matrice pod určitým úhlem [14].

Pátý mód porušení pro  $\sigma_2 < 0$  nebo  $\sigma_3 < 0$ ;  $\sigma_1 < -Y^C$  je dán vztahem

$$FI_M = \left( \frac{\tau^{Tm}}{S^T - \eta^T \sigma_n^m} \right)^2 + \left( \frac{\tau^{Lm}}{S^L - \eta^L \sigma_n^m} \right)^2, \quad (5-39)$$

Následně je možné vyčíslit napětí v rovině porušení, která je dána úhlem  $\alpha$ , ze vztahů

$$\begin{aligned} \sigma_n^m &= \frac{\sigma_{2m2m} + \sigma_{3\psi 3\psi}}{2} + \frac{\sigma_{2m2m} - \sigma_{3\psi 3\psi}}{2} \cos(2\alpha) + \tau_{2m3\psi} \sin(2\alpha), \\ \tau^{Tm} &= -\frac{\sigma_{2m2m} + \sigma_{3\psi 3\psi}}{2} \sin(2\alpha) + \tau_{2m3\psi} \sin(2\alpha), \\ \tau^{Lm} &= \tau_{1m2m} \cos(2\alpha) - \tau_{3\psi 1m} \sin(\alpha). \end{aligned} \quad (5-40)$$

### 5.3.2.6 Šestý mód porušení - LaRC #6

Vlivem tlaku ve směru vláken a tahu ve směru příčném na vlákna dojde k vychýlení vláken a jejich následnému porušení a posléze následuje porušení matrice mezi vlákny [14].

Šestý mód porušení pro  $\sigma_1 < 0$  nebo  $\sigma_{2m2m} \geq 0$  je dán vztahem

$$FI_{FM} = (1 - g) \left( \frac{\sigma_{2m2m}}{Y^T} \right)^2 + g \left( \frac{\sigma_{2m2m}}{Y^T} \right)^2 + \chi. \quad (5-41)$$

Zde je stejně jako u prvního módu nutná znalost konstanty  $\chi$  (více o této funkci v [21]). Pokud tato konstanta není známa, je nutné použít první přiblížení módu LaRC#6 ve tvaru

$$FI_{FM} = \left( \frac{\sigma_{2m2m}}{Y^T} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{1m2m}}{S^L} \right)^2 \quad (5-42)$$

# 6 SPOJE KOMPOZIT-KOMPOZIT A KOMPOZIT-KOV

Obecně lze používané typy spojů kompozitních materiálů s kompozity či s kovy rozdělit do pěti základních skupin [23], [24]:

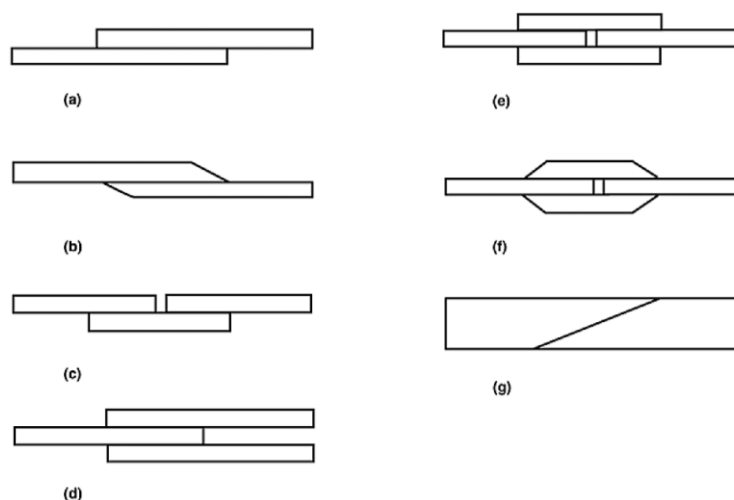
1. Spoje s využitím přídavného materiálu pro přenos zatížení
2. Třecí spoje
3. Spoje s pomocným elementem
4. Spoje s využitím tvaru spojovaných dílů
5. Integrované spoje

## 6.1 Spoje s využitím přídavného materiálu pro přenos zatížení

**Lepené spoje** (*adhesive bonded joints, glued joints*) patří mezi nejpoužívanější metody pro spojování kompozitních materiálů (kompozit-kompozit a kompozit-kov). Lepené spoje mají celou řadu výhod [22], [25], [26]: nedochází k přerušení vláken z důvodů potřeby dodatečných otvorů určených pro připojení (nedochází k vytváření vrubů), malé množství součástí, relativně rovnoměrné zatížení na relativně velké spojovací ploše, nízká časová náročnost pro vytvoření spoje, nízké finanční náklady, minimální nárůst hmotnosti konstrukce, nedochází ke korozi (vlivem přídavného kovového elementu), lepený spoj může fungovat jako výborný elektrický izolátor, velký sortiment a dostupnost lepidel.

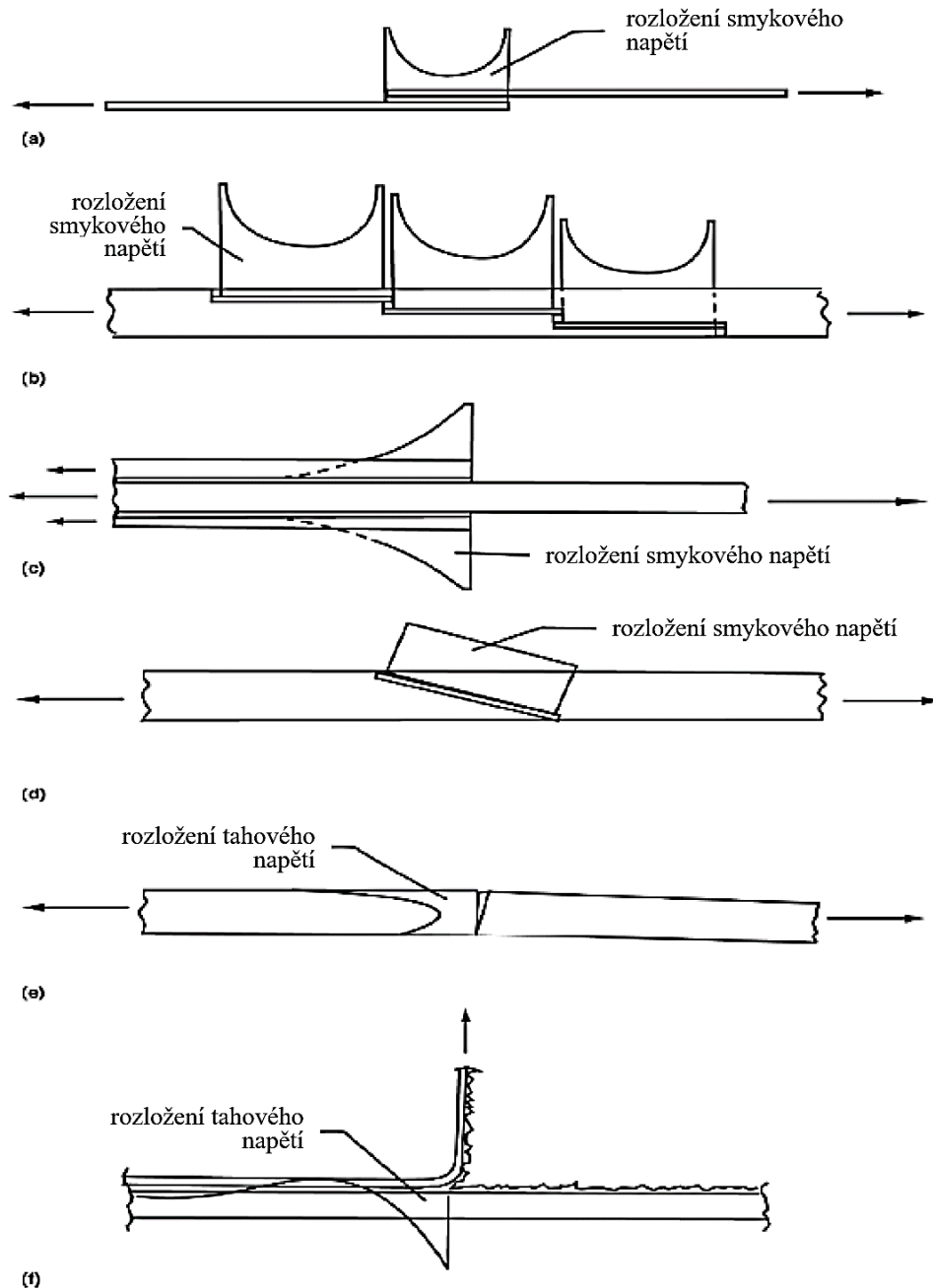
Mezi nevýhody tohoto typu spoje je možné zařadit: možná degradace lepeného spoje vlivem okolního prostředí (UV záření, vlhkost, teplota, aj.), obtížná predikce životnosti lepeného spoje (nemožnost demontáže a kontroly spoje/opravy).

U lepených spojů je dále velmi důležitá metodika lepení a konfigurace/geometrie spojovaných dílů. Základní typy lepených spojů jsou uvedeny na obr. 6-1.



Obr. 6-1 Typické geometrie a konfigurace lepených spojů. (a) jednostranný spoj. (b) jednostranný zkosený spoj. (c) jednostranně přeplátovaný spoj. (d) oboustranný spoj. (e) oboustranně přeplátovaný spoj. (f) oboustranně přeplátovaný zkosený spoj. (g) tupý zkosený spoj [25].

Na základě lepené geometrie a konfigurace lepených prvků a hlavních směrů jejich zatížení rozeznáváme čtyři základní typy namáhání lepených spojů: ve smyku, v tahu, v tlaku a v odlupu (*peel*). Jejich schématické zobrazení (včetně rozložení napětí na základě volby geometrie) je uvedeno na obr. 6-2.



Obr. 6-2 Základní typy namáhání lepených spojů. (a), (b) a (c) ve smyku. (d) klínový ve smyku - geometrie zajišťující rovnoměrné rozložení napětí (tzv. *scarf*). (e) v tahu. (f) v odlupu [25].

**Svarové spoje** (*welded joints*) materiálů kompozit-kov je možné aplikovat při dosažení kombinace vhodných metalurgických, teplotních a tlakových podmínek. Mezi hlavní principy patří laserové, ultrazvukové a odporové svařování. Tato metoda umožňuje vytvořit velmi rychlým způsobem pevný spoj. Mezi další klady této technologie patří: relativní jednoduchost spojování, možnost automatizace, nenáročnost na povrchovou úpravu, neporušení skladby materiálu. Avšak tento způsob spojování má i několik nevýhod. Mezi tu



největší patří možnost svařování pouze určitých typů materiálů, u kterých navíc vlivem vysokých teplot může docházet k poškození, zhroucení vláken či delaminaci.

## 6.2 Třecí spoje

**Nalisované spoje** nejsou u kompozitních materiálů příliš často používané, i když mají celou řadu výhodných vlastností: nízká cena spoje, nízká náročnost, vysoká spolehlivost, absence vrubů, velmi malé teplotní ovlivnění spojovaných dílů (pro vytvoření spoje se využívá např. vakuování), nenavyšování hmotnosti konstrukce.

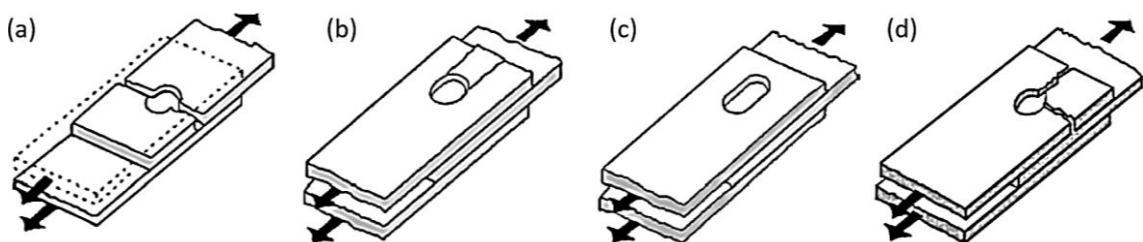
Mezi zápory patří: obtížná demontáž spoje, při spojování materiálů s rozdílnou tepelnou roztažností může dojít k uvolnění/poruše spoje.

## 6.3 Spoje s pomocným elementem

**Šroubové spoje** (*bolded joints*) jsou používány zejména díky možnosti snadné montáže/demontáže spoje, rychlosti spojení, nízké technologické náročnosti, nízkým nákladům spojených s vytvořením spoje a možnosti snadné kontroly.

Velkou nevýhodou těchto spojů je, že při vrtání či frézování otvorů dochází k porušení vláken, a tím dochází k tvorbě značných koncentrátorů napětí (mnohem větších než je tomu u kovových dílů). To je zapříčiněno tím, že kompozitní materiály nemohou plasticizovat (nedochází k poklesu napětí u koncentrátorů napětí plasticitou). Obecně platí, že pevnost oblasti s otvory je ponížena v tahu o 40 až 60% a v tlaku o cca 15% [27]. Mezi další nevýhody se řadí vysoká hmotnost konstrukce, možnost tepelného ovlivnění konstrukce, značná rozdílnost teplotní roztažnosti (kompozit × kov) nebo možnost galvanické koroze.

Z hlediska samotného porušení spoje rozeznáváme čtyři základní druhy porušení (viz obr. 6-3): porušení tahem (*tensile fracture*), ke kterému dochází nejčastěji vlivem nedostatečného počtu  $0^\circ$  vrstev. Porušení smykem (*shear fracture*) pro jehož zabránění je doporučováno použití dostatečného počtu vrstev pod úhlem  $\pm 45^\circ$ . Porušení otlačením (*bearing failure*), ke kterému dochází vlivem nedostatečné tloušťky spojovaného laminátu. Posledním typem porušení je kombinace předchozích tří druhů.



Obr. 6-3 Základní druhy porušení šroubových spojů u spojení kompozitních materiálů s dlouhými vlákny. (a) porušení tahem. (b) porušení smykem. (c) porušení otlačením. (d) kombinace tahového a smykového poškození.

**Nýtové spoje** (*riveted joints*) jsou používány zejména v leteckém průmyslu (např. u letounu Boeing 787 je použito nýtů pro spojení celého trupu). Výhodou těchto spojů je nízká hmotnost spojení, krátký čas potřebný k provedení spoje, nízké finanční náklady a díky menším průměrům nýtů dochází k nižšímu porušení vláken. Dále je možné v kombinaci s lepeným spojem zvýšit únosnost spoje o více jak 20%.

Mezi nevýhody patří zejména zhoršená možnost demontáže spoje a nemožnost zajištění požadovaného předepnutí spoje.

## 6.4 Spoje využívající tvaru spojovaných dílů

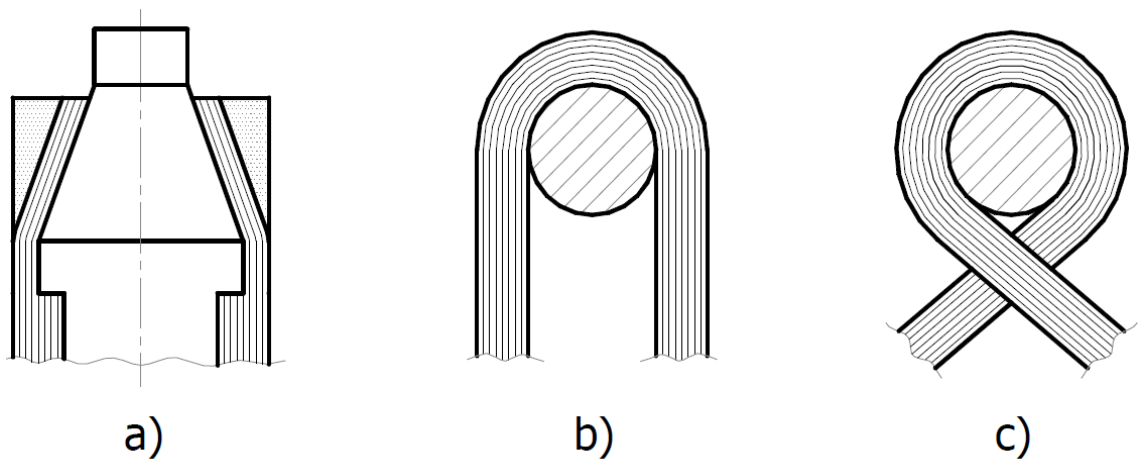
Tento typ spojů využívá pro přenos zatížení vhodně tvarovaných částí spojovaných dílů. Díky nenarušení struktury spojovaných částí je zajištěna vysoká pevnost spoje, která zajišťuje vysokou životnost a spolehlivost.

Nevýhodou je značná technologická náročnost výroby, vyšší náklady na výrobu spoje a hmotnost přidružených prvků. Z tohoto důvodu se tento typ spoje používá pouze ve speciálních případech.

## 6.5 Integrované spoje

Integrované spoje (*IHPJ – Integrated High Performance Joints*) patří mezi speciální skupinu spojů, u kterých je otvor vytvořen přímo při výrobě. Takto vytvořený otvor zajišťuje nenarušení kompozitu v oblasti spoje čímž lze vytvořit spoj o vysoké pevnosti s možností budoucí demontáže čímž je zajištěna vysoká spolehlivost a životnost.

Nevýhodou těchto spojů je vysoká technologická náročnost na výrobu komponent s integrovanými spoji a nemožnost použití u všech typů kompozitů vyztužených dlouhými vlákny. Několik základních typů integrovaných spojů je uvedeno na obr. 6-4.



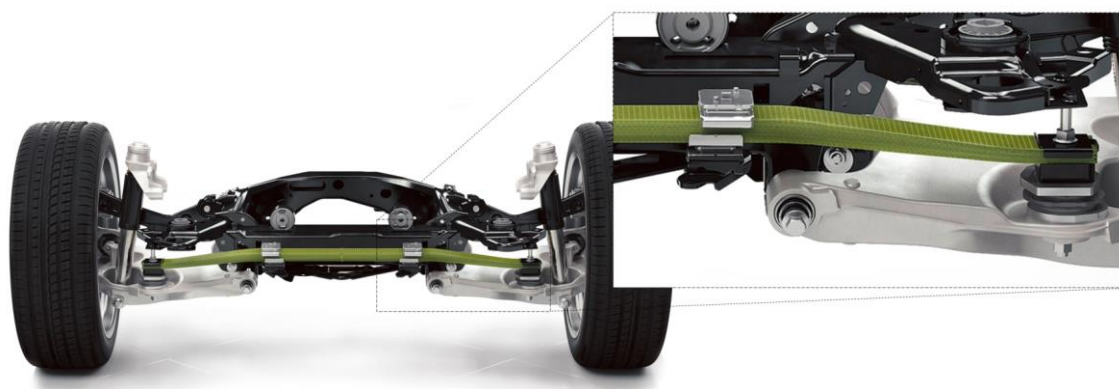
Obr. 6-4 Schéma integrovaných spojů [26].

# 7 SOUČASNÝ STAV V OBLASTI PRUŽNÝCH SPOJEK Z KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ

Kompozitní materiály jsou v dnešní době v průmyslovém odvětví stále více používaným materiálem a to zejména v letecké, automobilové či železniční oblasti. Z hlediska použití kompozitních materiálů jako pružného prvku jsou nejvíce dotčenou oblastí klasické podvozkové pružiny a to zejména pro osobní a nákladní vozidla.

Kompozitní materiály jsou nejčastěji využívány pro pružné prvky, které jsou namáhány pouze v jednom dominantním směru, jenž respektuje i materiálová orientace. Hlavním zástupcem jsou listové pružiny, které jsou z hlediska návrhu potřebné skladby laminy méně náročné. Samotným návrhem tohoto typu pružin od skládané konstrukce pružiny až po celistvou se již věnovala celá řada prací [28]–[32]. Též i několik automobilových producentů je již řadu let využívá v sériové výrobě (např. Rover-GB, Nissan-JAP, General Motors-USA, Renault-FRA, Volvo, Daimler, ad. [33]), ale až v posledních letech projevili rostoucí zájem. Důvodů je hned několik, zejména je to způsobeno nátlakem ze strany nových legislativ na snížení emisí oxidu uhličitého (výrobci automobilů a v leteckém průmyslu se snaží ušetřit každý gram).

Poslední, nejvíce propracovaná listová pružina s výztuží ve formě jednosměrných skelných vláken v kombinaci s matricí ve formě polyuretanové pryskyřice Loctite MAX 2 byla vyvinuta firmou Benteler-SGL ve spolupráci s firmou Henkel pro vůz Volvo XC90, viz obr. 7-1. Oproti konvenční ocelové pružině je snížena hmotnost o více jak 4,5 kg na nápravě. Tento typ pružiny je vyráběn za pomoci RTM technologie v produkci více jak 100 000 kusů ročně.

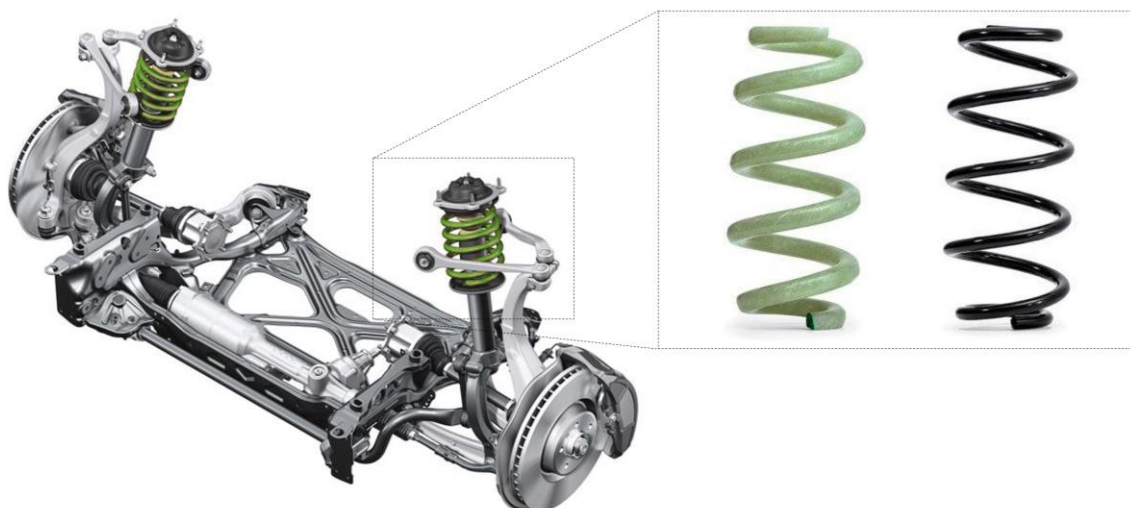


Obr. 7-1 Zadní náprava s kompozitní listovou pružinou vozu Volvo XC90 [34]

Pozadu nezůstává automobilový a motocyklový průmysl ani z hlediska dnes nejpoužívanějších pružin, a to vinutých. Zde je snaha o snížení hmotnosti těchto prvků

podvozku o to vyšší, že se jedná čistě o neodpružené hmoty, které mají značný vliv na jízdní dynamiku vozu.

Samotným vývojem vinutých pružin se již dříve zabývala i celá řada výzkumných prací a patentů (např. [35]–[40]). Avšak samotné nasazení do sériové výroby se povedlo až v roce 2015 společnosti Sogefi, která je oficiálním výrobcem kompozitních vinutých pružin pro automobilku Audi [41]. Jedná se o vinuté pružiny, jejichž výztuž je ve formě jednosměrných skelných vláken; jádro je tvořeno jednosměrnými vlákny umístěnými ve směru osy závitů šroubovice. Toto jádro je následně obaleno totožným typem vláken, která jsou však zapletena pod úhlem  $\pm 45$ , přičemž zajišťují rovnoměrné rozložení napětí při propružení vozu. Jako matrice je v tomto případě využito speciální vysokopevnostní epoxidové pryskyřice. Tento typ pružin, jenž se od konvenčních ocelových liší z hlediska geometrie pouze v o něco větším průměru a počtu závitů, je o více jak 40% lehčí a navíc zajišťuje lepší dynamické/vibrační vlastnosti, vyšší životnost, a to vše výrobce podtrhuje i dokonce nižšími emisními náklady i při jejich samotné výrobě, než je tomu u konvenčních ocelových vinutých pružin [41]–[43].



**Obr. 7-2** Přední náprava vozu Audi A6 (2015) s kompozitní vinutou pružinou (detail: porovnání kompozitní a předchozí ocelové konvenční vinuté pružiny; vlevo kompozitní pružina s výztuží ve formě skelných vláken, vpravo konvenční ocelová pružina) [42]

Dalším typem náhrady konvenčních automobilových, motocyklových ale též i cyklistických pružin jsou kompozitní pružiny od jednoho z předních výrobců pro motosport, společnosti Hyperco. Jejich řešení je ve formě kompozitních talířových pružin s výztuží ve formě tkaniny z uhlíkových vláken a matrice ve formě epoxidové pryskyřice (viz obr. 7-3).

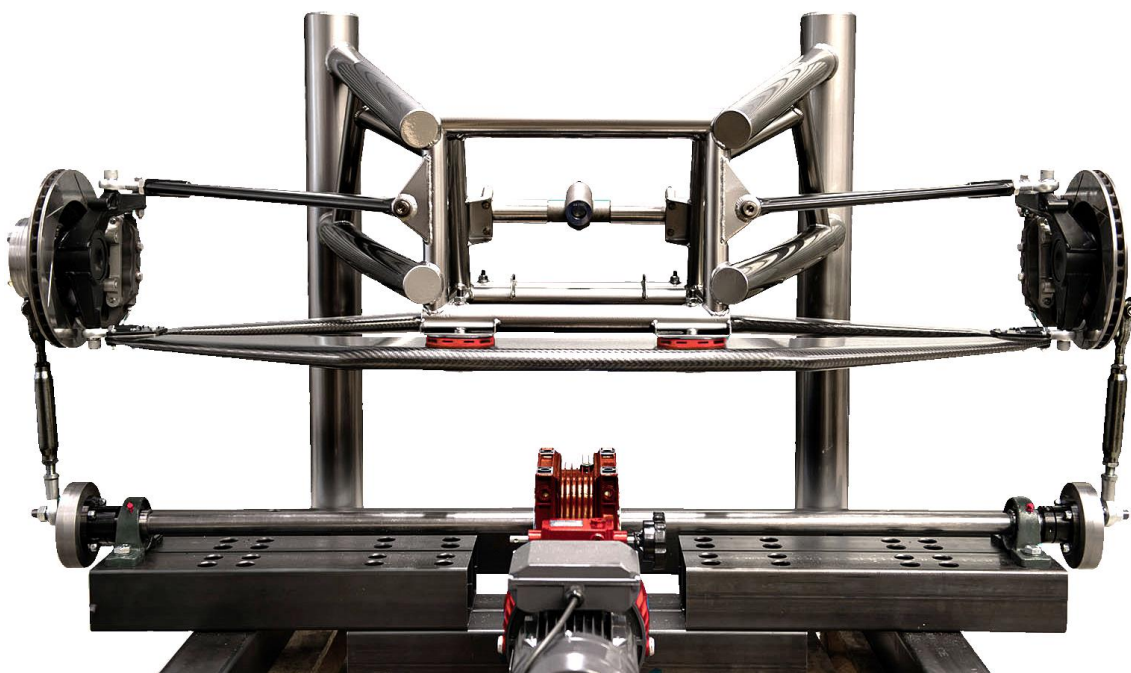


**Obr. 7-3** Talířová kompozitní pružina od společnosti Hyperco; řez (vpravo) detail zajištění jednotlivých segmentů pružiny v radiálním směru.

Výroba těchto pružin probíhá za pomoci lisování preforem z prepregů ve skládané formě. Pro radiální zajištění jednotlivých talířků pružiny jsou jednotlivé pružné segmenty opatřeny po obvodu speciálními drážky, které do sebe navzájem zapadají.

Tento typ pružin nezajišťuje pouze značné snížení neodpružených hmot, ale navíc pružiny vynikají oproti vinutým pružinám tím, že u nich díky rotační symetrii nedochází při stlačení k dodatečným nežádoucím bočním reakčním silám. Mezi další klady patří redukce hystereze a možnost snadné změny nastavení tuhosti pružin, a to přidáním či odebráním jednotlivých segmentů pružiny [44].

Asi nejvíce propracovanou technologií odpružení z kompozitních materiálů v automobilovém průmyslu je v dnešní době projekt LIFT (*Lightweight Innovative Flexible Technology*), na kterém pracuje průmyslová společnost Simpac Engineering Ltd a univerzita Warwick ve spolupráci s automobilovou společností Ariel [45]. Přesněji se jedná o náhradu celé nápravy vozu párem pod sebou uložených flexibilních ramen, které jsou vyrobeny z uhlíkových tkanin prosycených epoxidovou pryskyřicí. Výhodou tohoto typu zavěšení není pouze rapidní snížení hmotnosti odstraněním odpružení, ale též i celé řady prvků nápravy tím je snížena hmotnost o více jak 40%. Díky absenci pohyblivých prvků, čepů a pouzder uvádí výrobce rapidní zvýšení životnosti systému zavěšení, a to až na závratný jeden milion kilometrů. Poslední revoluční vlastností je úplná absence tlumičů, které jsou zde nahrazeny jednak mechanickými vlastnostmi samotného kompozitního zavěšení, tak též i piezoelektrickými články, které jsou integrovány přímo do kompozitní struktury. Tím je za pomoci elektrického proudu umožněno velice rychle měnit charakteristiku odpružení/tlumení a dále při běžném provozu (pružení) zpětně generovat elektrický proud, kterým mohou být dobíjeny baterie u elektrických či hybridních vozů. Nyní existuje pouze prototyp tohoto zavěšení, který je aplikován na vozu Ariel Atom, ale díky několika grantům a sponzorům, které tyto společnosti získali, je velice pravděpodobné očekávat rychlý pokrok a brzké plné aplikování na sériové sportovní a osobní vozy.

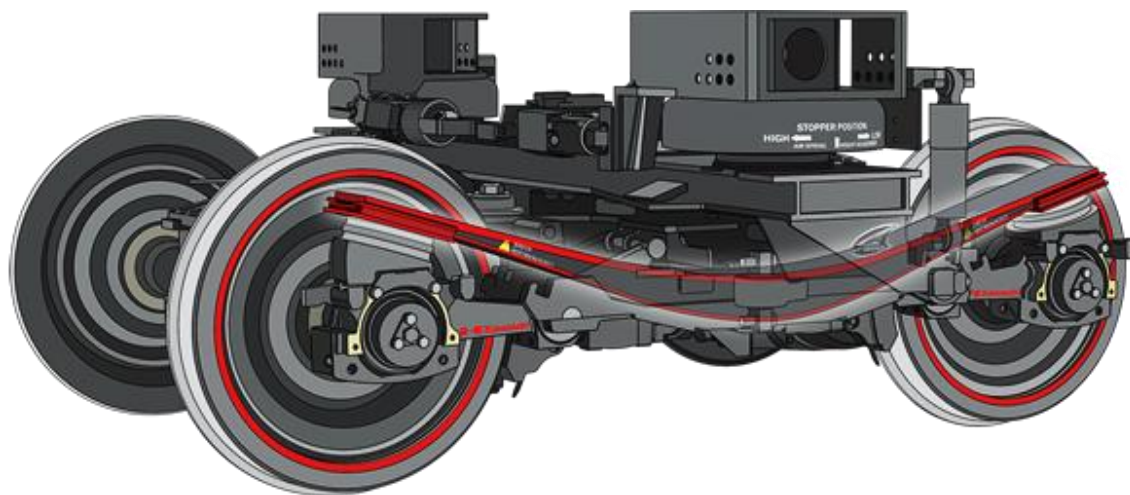


Obr. 7-4 Projekt LIFT od společnosti Simpac Engineering Ltd a univerzity Warwick.

Využití kompozitních materiálů v oblasti konstrukce pružných prvků nachází uplatnění i v železniční dopravě. Přičemž největší aplikace byla provedena u podvozku efWING od japonské společnosti Kawasaki ve spolupráci s Toho Tenax Co., Ltd. [46]–[48], viz obr. 7-5.



Tento typ podvozku využívá pro obě dvoukolí pouze dvě listové pružiny z uhlíkových vláken. Díky odstranění běžně využívaných vinutých pružin a bočních rámců podvozku zajišťuje tato konstrukce snížení celkové hmotnosti podvozku o více jak 40% (cca. 700 kg). Tím je zajištěno snížení jízdních nákladů a s tím spojených emisí CO<sub>2</sub>. Navíc testy prokázaly zvýšení jízdního komfortu i samotné bezpečnosti s minimální predikovanou životností pružiny 40 let. Z těchto důvodů je tento podvozek aplikován od roku 2014 již u více jak 120 železničních jednotek (JR Shikoku řady 7200), které jsou již běžně provozovány na železničních sítích v Japonsku (zejména na trase JR Shikoku's Yosano Line) [49].



Obr. 7-5 Kolejový podvozek efWING od společnosti Kawasaki s listovými kompozitními pružinami (CFRP) [47]

Další zajímavou aplikací je využití kompozitních listů ve formě paralelogramu jako odpružení přední vidlice u závodních kol. S touto myšlenkou jako první přišla společnost Lauf z Islandu viz obr. 7-6 [50].



Obr. 7-6 Přední vidlice s kompozitními břitovými pružinami Lauf Fork a detailem uložení pružných břitů.

Celá přední vidlice kola s odpružením ve formě listů je vyrobena z uhlíkových tkanin v kombinaci s vysokopevnostní epoxidovou pryskyřicí a její celková hmotnost nepřesahuje 900g (konvenční vidlice dosahují hmotnosti okolo 1750g).

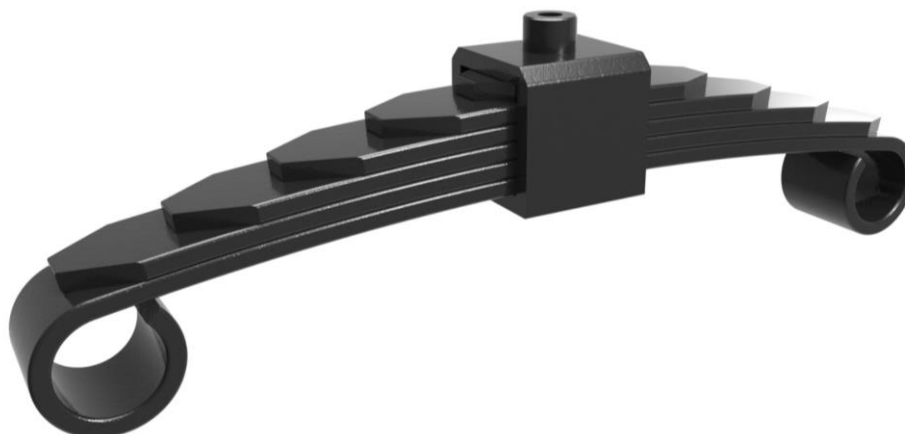
Takto uložené listy ve formě břitů umožňují požadované vertikální propružení, přičemž zajišťují dostatečnou boční tuhost a tím přesné vedení kola. Tento typ odpružení však nezajišťuje pouze odlehčení konstrukce, ale umožňuje absorbovat mnohem rychleji malé nárazy od nerovností vozovky. Dále nedochází k podstatné ztrátě energie vlivem tření v tlumícím mechanismu.

# 8 KOMPOZITNÍ LISTOVÁ PRUŽINA

Pro vytvoření základní metodiky návrhu pokročilých kompozitních pružin bylo v prvním kroku zvoleno navržení konvenčního typu pružiny, který je zatěžován pouze v jednom hlavním směru. K tomu byla vybrána náhrada konvenční listové ocelové pružiny pro železniční podvozek.

## 8.1 Stávající řešení listové pružiny

Stávající řešení je konvenční ocelová listová pružina, která je tvořena z šesti ocelových listů, které jsou spojeny centrálním domkem v kombinaci s osovým vertikálním čepem. Uložení pružiny je zajištěno dvěma oky, která jsou součástí spodního listu sestavy pružiny.



Obr. 8-1 Stávající řešení listové pružiny.

Pro umožnění vytvoření kompozitní náhrady bylo zapotřebí stanovit základní mechanické parametry stávajícího řešení. K tomu byla vytvořena MKP numerická simulace stávajícího řešení.

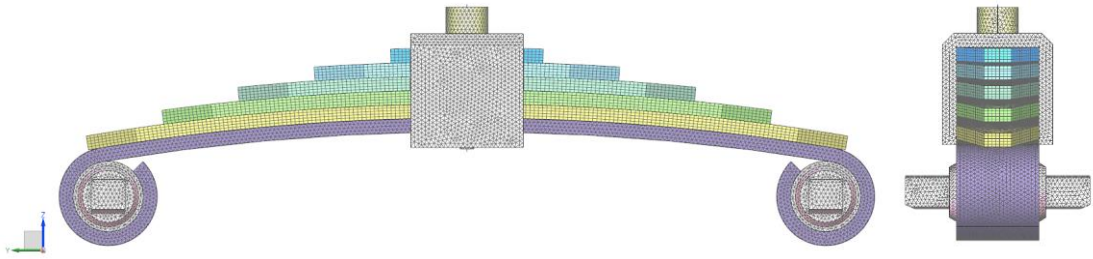
### 8.1.1 Strukturální analýza stávajícího řešení

MKP model pružiny byl vytvořen kombinací prvků CHEXA8 a CTETRA4 v pre-procesoru Siemens Simcenter 3D 11. Síti byl přiřazen materiál pružiny 1.7106 (56SiCr7 dle normy EN10089 – jedná se o jednu z nejčastěji používaných pružinových ocelí pro listové pružiny). Mechanické vlastnosti byly přiřazeny bilineárním materiálovým modelem, viz tab. 8-1.

$E$ [GPa]	207	Modul pružnosti oceli
$E_2$ [GPa]	12,8	Modul pružnosti oceli za mezí kluzu
$R_{p0.2}$ [MPa]	1350	Mez kluzu
$R_m$ [MPa]	1520	Mez pevnosti
$\nu$ [-]	0,3	Poissonovo číslo
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	7850	Hustota materiálu
$A$ [%]	6	Tažnost

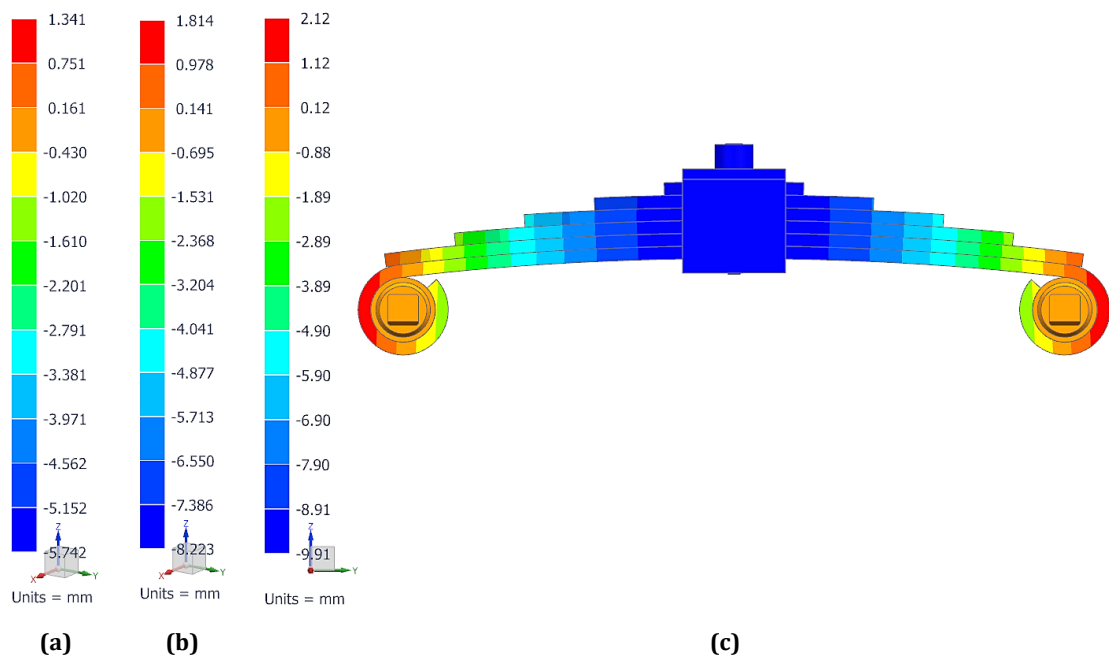
Tab. 8-1 Mechanické parametry pružinové oceli 1.7106 (56SiCr7 – EN 10089).





Obr. 8-2 MKP model stávajícího řešení listové pružiny.

Numerická simulace byla řešena nelineárním řešičem NX Nastran 11 – Advanced Nonlinear 601. Mezi jednotlivé listy pružiny, domek a čepy byla aplikována podmínka kontaktu (typu *Surface-to-Surface Contact*). Na vnější válcovou plochu středícího čepu byla aplikována podmínka odebrání stupňů volnosti v podélném a příčném směru (v ose  $x$  a  $y$ ) a na vnější hranolové části čepů sloužících pro uložení byla aplikována podmínka odebrání stupňů volnosti ve svislém a příčném směru (osa  $x$  a  $z$ ). Na oblast středícího čepu bylo následně aplikováno zatížení. Celkem byl výpočet proveden pro tři základní zátěžné stavy: zatížení od prázdného vozu  $F_I = 10.6$  kN; zatížení od plně zatíženého vozu  $F_{II} = 16.1$  kN a zatížení od plně zatíženého vozu s dynamickým přírůstkem  $F_{III} = 19.7$  kN. Výsledky deformace pro jednotlivé zátěžné stavy ve svislém směru jsou uvedeny na obr. 8-3.

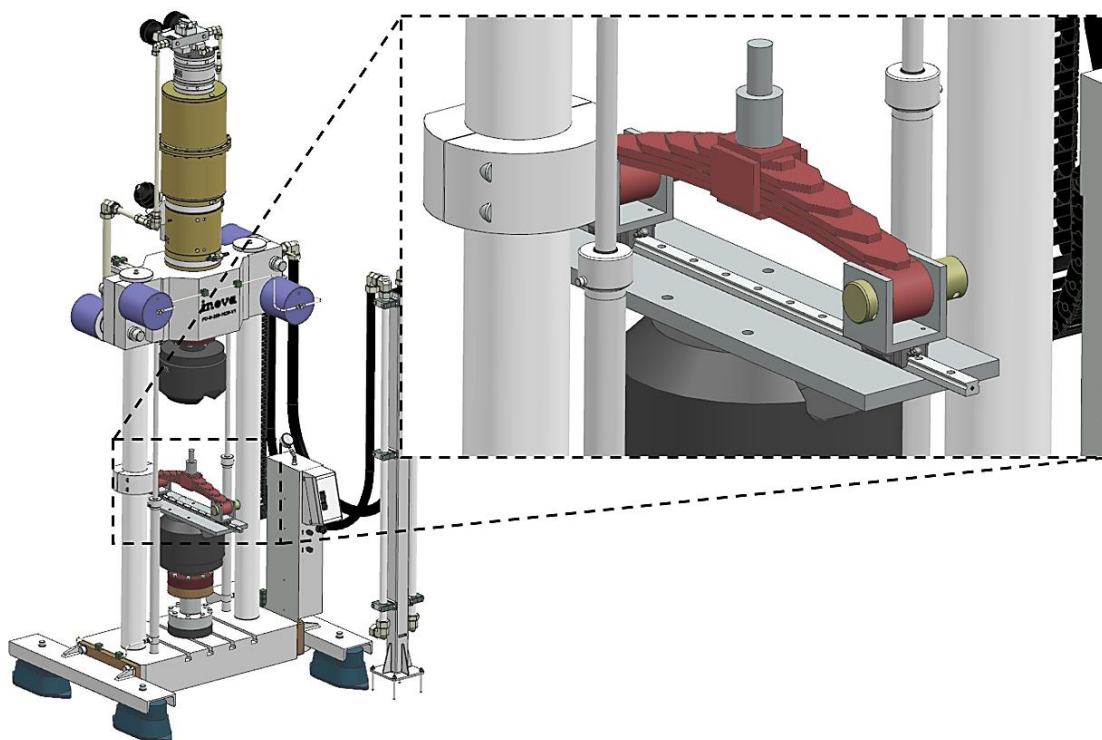


Obr. 8-3 Výsledné posuvy ve vertikálním směru (osa  $z$ ) pro základní zátěžné stavy: (a) zatížení od prázdného vozu; (b) zatížení od plně zatíženého vozu; (c) zatížením od plně zatíženého vozu s dynamickým přírůstkem.

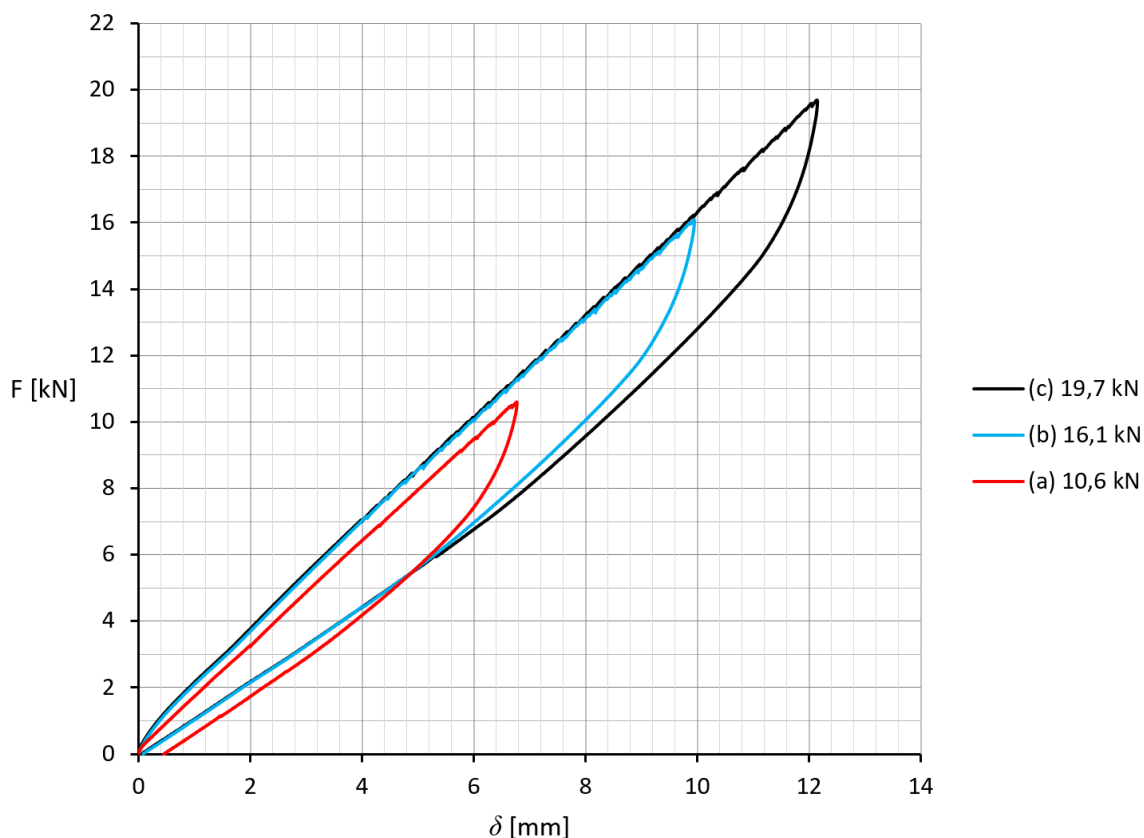
### 8.1.2 Validace numerické simulace stávajícího řešení

Pro ověření získaných parametrů z numerické simulace stávajícího řešení listové ocelové pružiny bylo provedeno experimentální měření. Měření bylo provedeno na zkušebním hydraulickém zařízení Inova FU-O-250. Pružina byla uložena do speciálního přípravku zajišťujícímu díky lineárnímu vedení volný pohyb úchytných čepů v podélném směru (v ose  $y$ ), viz obr. 8-4.

Na pružinu byly postupně aplikovány všechny tři zátěžné stavy (zatížení od prázdného vozu, zatížení od plně zatíženého vozu a zatížení od plně zatíženého vozu s dynamickým přírůstkem). Měření probíhalo při teplotě 23 °C se snímkovací frekvencí 50Hz. Výsledná posunutí však obsahovala též i složku poddajnosti přípravku sloužícího pro uložení pružiny. Tato „parazitní“ posunutí byla simultánně měřena pomocí horizontálního číselného testovacího indikátoru a následně bylo provedeno odečtení od celkového posunutí. Výsledky naměřených jednotlivých zátěžných stavů (před odečtením parazitních posuvů od přípravku) jsou uvedeny v obr. 8-5.



Obr. 8-4 Experimentální měření stávající ocelové pružiny v zařízení Inova FU-O-250.



Obr. 8-5 Výsledky experimentálního měření jednotlivých zátěžných stavů.

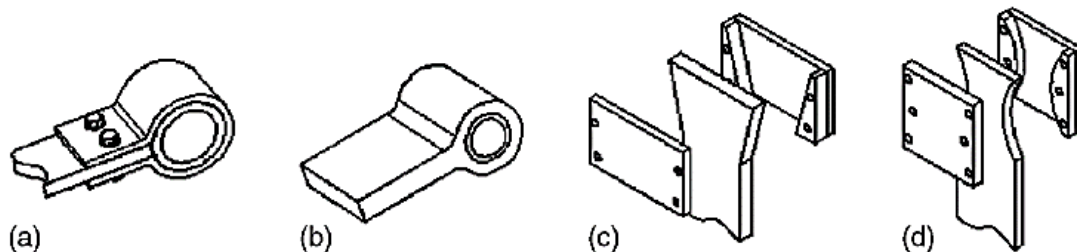
Porovnání získaných dat z numerické simulace a experimentálního měření (s korekcí posuvů od přípravku je uvedeno v tab. 8-4. Odchylka se pohybuje mezi 15–18 % což je částečně způsobeno uvažováním zcela perfektního kontaktu mezi jednotlivými listy pružiny a není uvažováno dalších výrobních či montážních nepřesností.

Zátěžný stav (kN)		Numerická simulace (mm)	Experimentální měření (mm)			Rozdíl (%)
			Max. posuv vč. přípravku pro uložení	Parazitické max. posuv přípravku pro uložení	Max. posuv listové pružiny	
Prázdný vůz	$F_I = 10,6$	5,742	6,76	0,218	6,542	15
Plně zatížený vůz	$F_{II} = 16,1$	8,223	9,94	0,342	9,598	17
Plně zatížený vůz s dynamickým přírůstkem zatížení	$F_{III} = 19,7$	9,91	12,14	0,419	11,721	18

Tab. 8-2 Porovnání posuvů numerické simulace a experimentálního měření ocelové listové pružiny.

## 8.2 Kompozitní listová pružina

V první fázi byl proveden rozbor volby typu uložení kompozitní listové pružiny. Základní volba byla mezi integrální nebo montovanou konstrukcí uložení. Základní typy uložení jsou uvedeny na obr. 8-6.



Obr. 8-6 Základní typy spojů učených pro připevnění kompozitní pružiny k podvozku vozu: (a) ve formě ocelového oka, které je přišroubováno nebo přinýtováno k pružině; (b) oko pro uchycení je součástí listu pružiny; (c) konec pružiny má kónický nebo (d) konkávní ukončení profilu [28].

Integrální konstrukce oblasti sloužící k uložení listové pružiny byla zvolena jako nejvhodnější. Přesněji byla zvolena varianta ve tvaru neuzavřeného oka, která na rozdíl od varianty uzavřené zajišťuje snadnější výrobu a odstraňuje část koncentrací napětí (zejména v rozhraní vrstev). Další výhodou této varianty je, že při větších hodnotách průměru dochází vlivem částečného rozevření oka k rovnoměrnějšímu rozložení kontaktního napětí. Nevýhodou je však vyšší poddajnost konstrukce oproti variantě s uzavřeným okem.

S ohledem na poměr cena/hmotnost/mechanické vlastnosti byl zvolen jako materiál výztuže jednosměrný skelný roving typu E-Glass v kombinaci s vysokopevnostní epoxidovou pryskyřicí. Mechanické parametry zvoleného materiálu jsou uvedeny v tab. 8-3.

$V_f$ (%)	58	Objemový podíl vláken
$V_m$ (%)	42	Objemový podíl pryskyřice
$t$ (mm)	0.78	Tloušťka vrstvy
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	1870	Hustota
$E_1$ (GPa)	43	Modul pružnosti v podélném směru
$E_2$ (GPa)	7	Modul pružnosti v příčném směru
$G_{12}$ (GPa)	4,1	Modul pružnosti ve smyku
$\nu_{12}$ (-)	0,28	Poissonovo číslo v rovině 12

Tab. 8-3 Mechanické vlastnosti použitého jednosměrného skelného rovingu typu E-Glass s epoxidovou pryskyřicí.

## 8.2.1 Výpočtový model kompozitní listové pružiny

Pro vytvoření numerické simulace byl zvolen řešič na principu konečných prvků NX Nastran s pre- a post-procesorem Siemens Simcenter. Model listové pružiny byl vytvořen jako generický s definovanými veškerými parametry geometrie.

Fyzikální vlastnosti kompozitní struktury modelu byly definovány za pomoci speciálního modulu NX Laminate Composites (dále pouze NX LC), který je přímo implementován v preprocesoru Siemens Simcenter. Modul NX LC je založen na principu smykové deformační teorie prvního řádu (tzv. *First-order Shear Deformation Theory*; dále pouze FSDT) [51]. Jedná se o rozšíření Reissnerovi, [52], a Mindlinovi, [53], teorie desek na úlohu vrstvených anizotropních desek. Tato teorie je velmi podobná klasické teorii laminátů (tzv. *Classical Lamination Theory*; dále pouze CLT) [54], [55], která je rozšířením klasické teorie desek na základě Kirchhoff-Love předpokladech. Rozdílnost CLT a FSDT je zejména v následujících aspektech: CLT zanedbává smykovou deformaci v tloušťce laminátu, přičemž FSDT vypočítává smykové deformace a síly napříč tloušťkou laminy [56]. FSDT vyžaduje pro kalkulaci kontinuitu v rovině mezi příčnými posunutími a rotačními stupni volnosti. Na druhou stranu, CLT vyžaduje kontinuitu příčného posunutí a jeho první derivace napříč oběma směry roviny [57].

Mezi předpoklady FSDT patří:

- malé deformace a posunutí,
- jednotlivé vrstvy jsou mezi sebou dokonale spojeny,
- při deformaci roviny kolmé k referenční rovině zůstávají rovinami,
- každá vrstva laminy je řešena za předpokladu rovinné napjatosti.

Matici tuhosti laminátu  $[ABD]$  ( $6 \times 6$ ) pro výpočet deformací z výsledků plošného napětí lze na základě této teorie zapsat jako:

$$[ABD] = \begin{bmatrix} [A] & [B] \\ [B] & [D] \end{bmatrix}, \quad (8-1)$$

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^N \bar{Q}_{ij}^{(k)} (z_k - z_{k-1}), \quad (8-2)$$

$$B_{ij} = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^N \bar{Q}_{ij}^{(k)} (z_k^2 - z_{k-1}^2), \quad (8-3)$$

$$D_{ij} = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^N \bar{Q}_{ij}^{(k)} (z_k^3 - z_{k-1}^3), \quad (8-4)$$

kde:

- |                      |     |   |
|----------------------|-----|---|
| <b>[A]</b>           | ... | membránová matice tuhosti,  |
| <b>[B]</b>           | ... | membránová matice tuhosti v ohybu,                                  |
| <b>[D]</b>           | ... | matice tuhosti v ohybu,   |
| $\bar{Q}_{ij}^{(k)}$ | ... | redukovaná konstitutivní matice tuhosti spojená s $k$ -tou vrstvou, |
| $i, j$               | ... | osy souřadného systému,   |
| $N$                  | ... | celkový počet vrstev laminátu,                                      |
| $k$                  | ... | číslo vrstvy,   |
| $z$                  | ... | koresponduje s pozicí vrstvy s ohledem k referenční rovině.         |

Pro nalezení nejvhodnějšího tvaru listové pružiny s ohledem na požadovanou tuhost a omezení z hlediska zástavbového prostoru byla použita geometrická optimalizace.

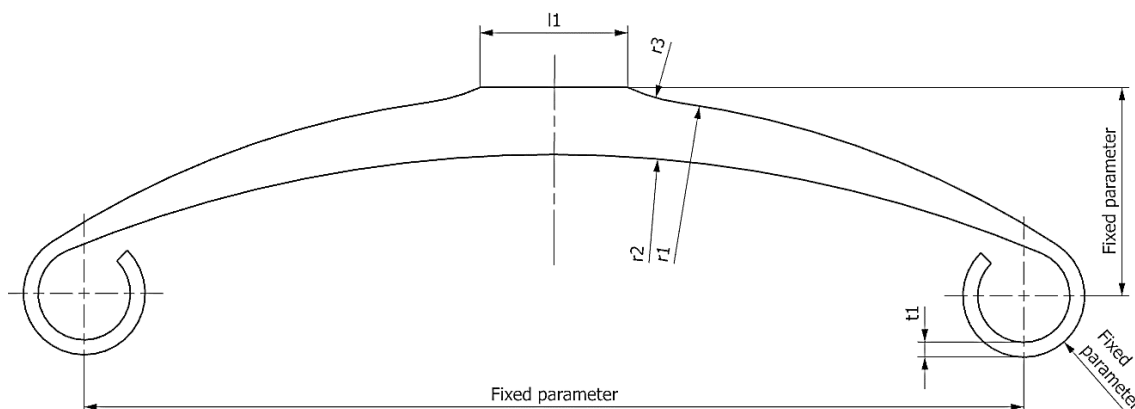
Optimalizační algoritmus, který je implementovaný v NX Nastran, patří do třídy tzv. gradientních optimalizačních metod [58]. Proces hledání nejvhodnějšího řešení lze zjednodušeně popsat následovně: Gradienty objektivní funkce a omezení jsou určeny v konkrétních bodech ve stanoveném rozsahu. Tyto gradienty následně stanovují směr hledání. Výpočet v tomto směru pokračuje, dokud není nalezen kritický bod, který je v oblasti zadaných omezení. Tento bod je následně zkontrolován z hlediska optimality. V případě, že bod není optimální, proces se opakuje, dokud není dosaženo bodu, kdy již není možné další přiblížení k cíli a přičemž není porušeno překročení stanoveného omezení [57].

Jako objektivní funkce optimalizace bylo zvoleno hledání konstrukce o minimální hmotnosti. Z hlediska omezení optimalizace bylo aplikováno omezení z hlediska maximálního přípustného posuvu ve svislém směru (v ose z). Tento typ omezení zajišťuje v kombinaci s nastaveným typem objektivní funkce nalézt tvar zajišťující požadovanou poddajnost konstrukce. Jako druhé omezení bylo zvoleno omezení maximálního přípustného napětí v hlavních normálových i smykových směrech laminátu (s nastaveným koeficientem bezpečnosti  $k = 1,65$ ). Pevnostní parametry použitého materiálu jsou uvedeny v tab. 8-4.

<b>X<sup>T</sup> (MPa)</b>	900	Maximální napětí v tahu ve směru 11
<b>Y<sup>T</sup> (MPa)</b>	30	Maximální napětí v tahu ve směru 22
<b>Z<sup>T</sup> (MPa)</b>	30	Maximální napětí v tahu ve směru 33
<b>X<sup>C</sup> (MPa)</b>	800	Maximální napětí v tlaku ve směru 11
<b>Y<sup>C</sup> (MPa)</b>	150	Maximální napětí v tlaku ve směru 22
<b>Z<sup>C</sup> (MPa)</b>	150	Maximální napětí v tlaku ve směru 33
<b>S<sub>12</sub> (MPa)</b>	55	Maximální napětí ve smyku v rovině 12

Tab. 8-4 Pevnostní parametry použitého jednosměrného skelného rovingu typu E-Glass s epoxidovou pryskyřicí.

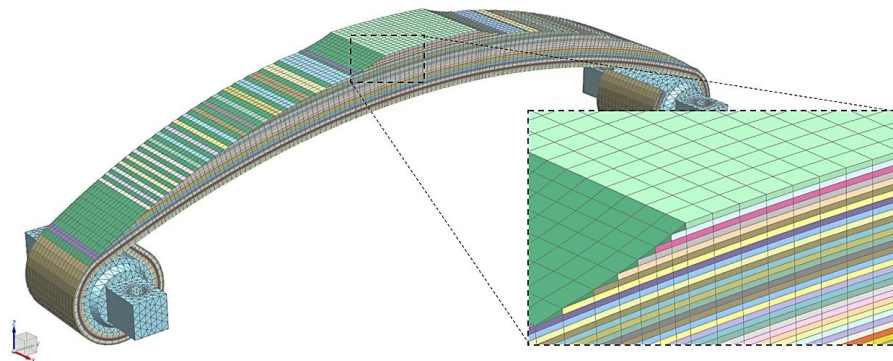
Poslední skupinou bylo nastavení konstrukčních proměnných. Jejich rozsahy byly specifikovány dle zástavbových parametrů a hlavní přípojné oblasti dle stávající ocelové konstrukce. Celkem bylo specifikováno pět konstrukčních proměnných ( $l_1$ ,  $r_3$ ,  $r_1$ ,  $r_2$  a  $t_1$ ) a dále výška mezi osou úložných čepů a horní dosedací plochou. Pro průměry dosedacích čepů byly použité neměnné parametry (funkcí *fixed parameter*) viz obr. 8-7.



Obr. 8-7 Konstrukční proměnné geometrické optimalizace kompozitní listové pružiny.

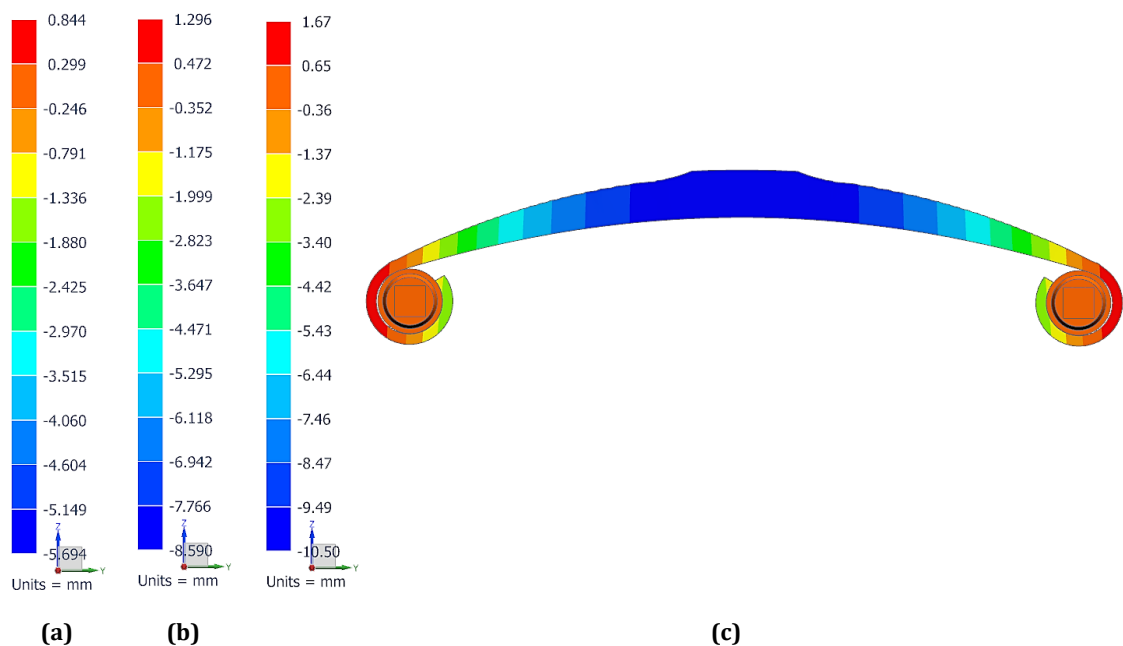
## 8.2.2 Verifikace výsledku strukturální optimalizace kompozitní listové pružiny za využití pokročilého MKP modelu

Pro ověření získané varianty z geometrické optimalizace z hlediska pevnosti byl vytvořen pokročilý MKP model kompozitní listové pružiny. K tomu byl nejdříve vytvořen pomocný 2D MKP model, na který bylo aplikováno rozložení vrstev (layup) získaný z geometrické optimalizace. Tento model byl následně v modulu *NX Laminate Composite* za využití funkce *extrude laminate* vytažen do 3D MKP modelu, který respektuje individuální vrstvy laminátu (výška elementu je rovna výšce vrstvy laminátu). Tento 3D MKP model zajišťuje možnost vyhodnocení i třetího směru normálového napětí v lamině a dále zahrnuje doteky pryskyřice a vyhodnocení interlaminárních vlastností laminátu, jak lze vidět na obr. 8-8.



Obr. 8-8 Pokročilý MKP model kompozitní listové pružiny.

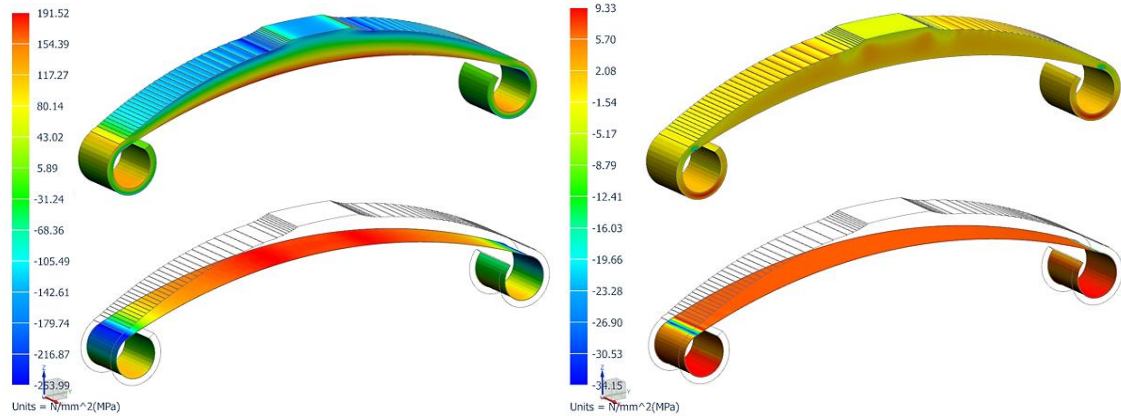
Strukturální analýza byla taktéž jako u analýzy stávajícího řešení provedena za využití nelineárního řešiče *NX Nastran – Advanced Nonlinear 601*, a to pro všechny tři základní zátěžné stavy. Výsledky posunutí ve vertikálním směru u numerické simulace kompozitní listové pružiny se shodují vůči výsledkům numerické simulace stávajícího řešení pro všechny tři zátěžné stavy do 5% (do 1% pro první a druhý zátěžný stav a do 5% pro třetí zátěžný stav). Výsledky posunutí kompozitní listové pružiny pro všechny tři zátěžné stavy jsou uvedeny na obr. 8-9.



Obr. 8-9 Výsledné posuvy navržené kompozitní listové pružiny ve vertikálním směru (osa z) pro základní zátěžné stavy: (a) zatížení od prázdného vozu; (b) zatížení od plně zatíženého vozu; (c) zatížením od plně zatíženého vozu s dynamickým přírůstkem.

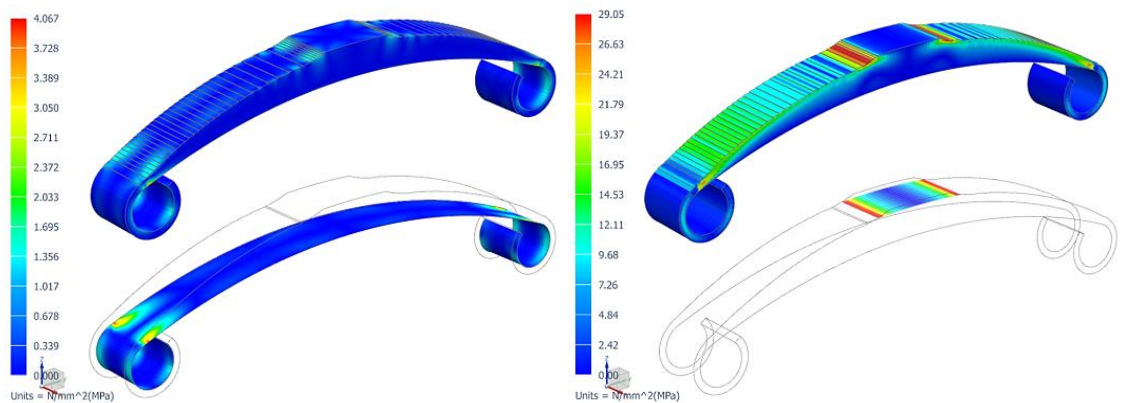


Z hlediska hlavních normálových složek napětí bylo maximum nalezeno ve směru 1 (v první (zcela spodní) vrstvě laminy). Druhým kritickým stavem bylo normálové radiální napětí ve směru 3 v oblasti kontaktu úložného čepu s horní oblastí úložného oka.



**Obr. 8-10** Výsledky kritických normálových napětí pro maximální zátěžný stav kompozitní listové pružiny: (vlevo) ve směru 1 – pro celý model a pro kritickou vrstvu č.1 (MPa); (vpravo) ve směru 3 – pro celý model a kritická vrstva č.1 (MPa).

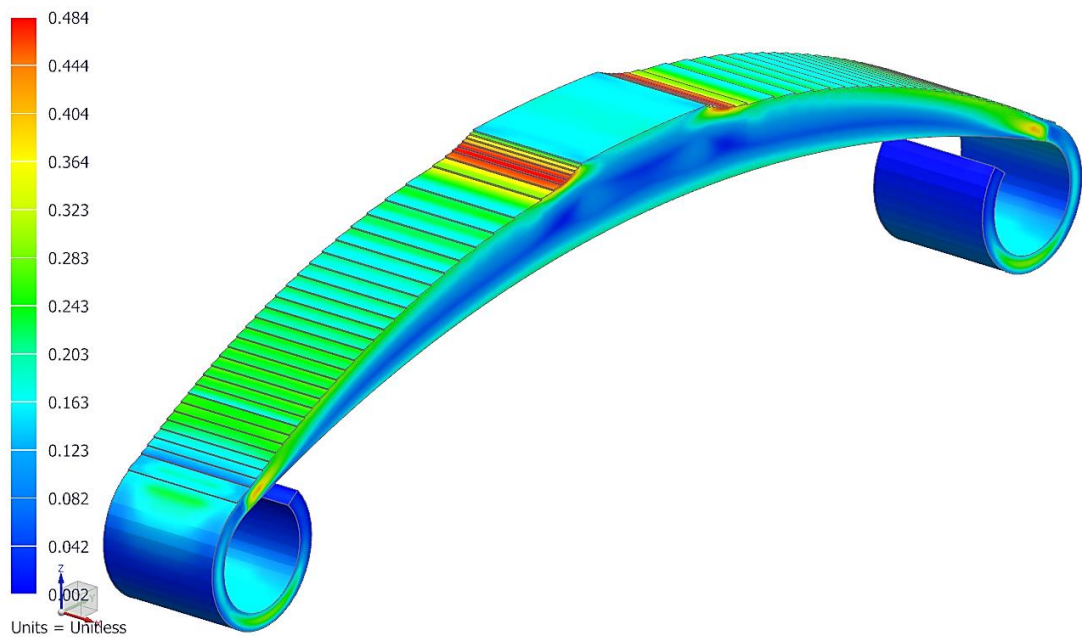
Maximální smykové napětí bylo nalezeno v rovině 12, a to u první (spodní) vrstvy listové pružiny. Druhé kritické napětí bylo nalezeno v rovině 31 u vrstvy 41 viz obr. 8-11.



**Obr. 8-11** Výsledky kritických smykových napětí pro maximální zátěžný stav kompozitní listové pružiny: (vlevo) v rovině 12 – pro celý model a kritická vrstva č.1 (MPa – ABS); (vpravo) v rovině 31 – pro celý model a kritická vrstva č.41 (MPa – ABS).

Pro vyhodnocení pevnosti bylo využito prostorové pevnostní kritérium maximálních napětí, u kterého je uvažováno, že k porušení komponenty dojde při dosažení maximálního napětí jedné z jeho hlavních šesti složek. Detailně je toto pevnostní kritérium popsáno v kapitole 5.1.2.



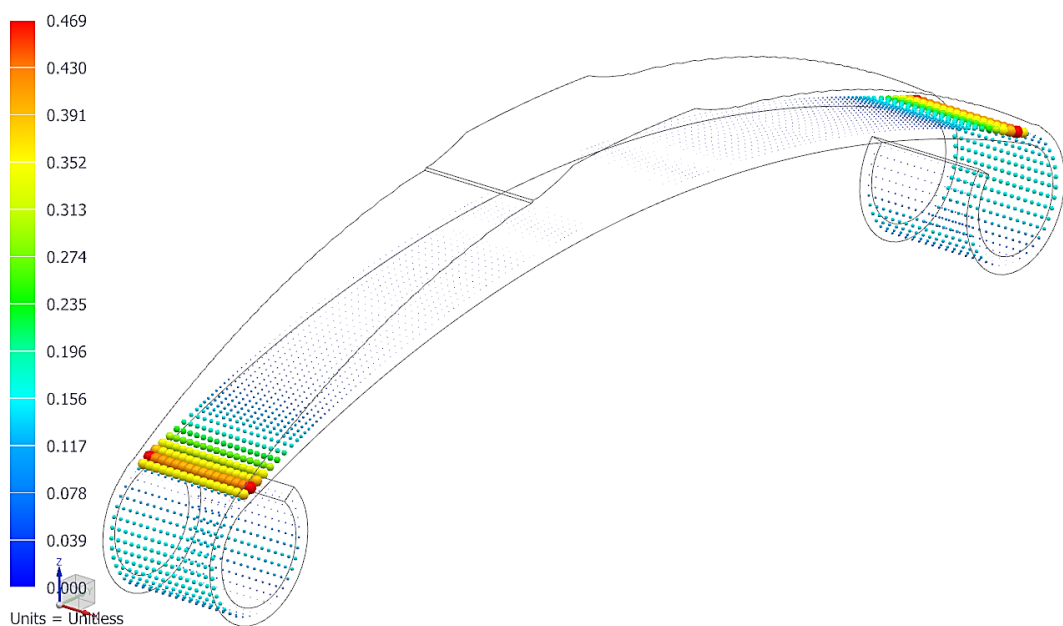


Obr. 8-12 Index porušení dle pevnostního kritéria maximálních napětí pro kritický zátěžný stav.

Pevnostní kritérium maximálních napětí bylo dále doplněno interlaminárním pevnostním kritériem *transverse shear*, které lze popsat rovnicí

$$F_{IL} = \sqrt{\left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{23}}{S_{23}}\right)^2}, \quad (8-5)$$

kde  $\tau_{13}$  ( $\tau_{23}$ ) jsou složky smykových napětí v rovině 13 (31), a  $S_{13}$  ( $S_{23}$ ) je pevnost ve smyku v rovině 13 (23). Výsledek pevnostního kritéria pro kritický zátěžný stav je uvedeno na obr. 8-13.



Obr. 8-13 Index porušení dle pevnostního kritéria transverse shear pro kritický zátěžný stav.

### 8.2.3 Validace numerické simulace kompozitní listové pružiny

Pro ověření navržené konstrukce kompozitní listové pružiny byla provedena validace za využití experimentálního měření. K tomuto účelu byly vytvořeny dva funkční vzorky ve společnosti LA Composite, s.r.o.

Pro zajištění uložení navržené kompozitní listové pružiny do stávající zástavby podvozku (příp. totožného přípravku pro experimentální testování) byl navržen kompatibilní centrální domek pružiny z hliníkové slitiny EN AW 7075, který byl uchycen k pružině za pomoci čtyř šroubů M8 x 50 (DIN912 – 10.9) a vysokopevnostního flexibilního lepidla 3M DP490 Scotch-Weld™.



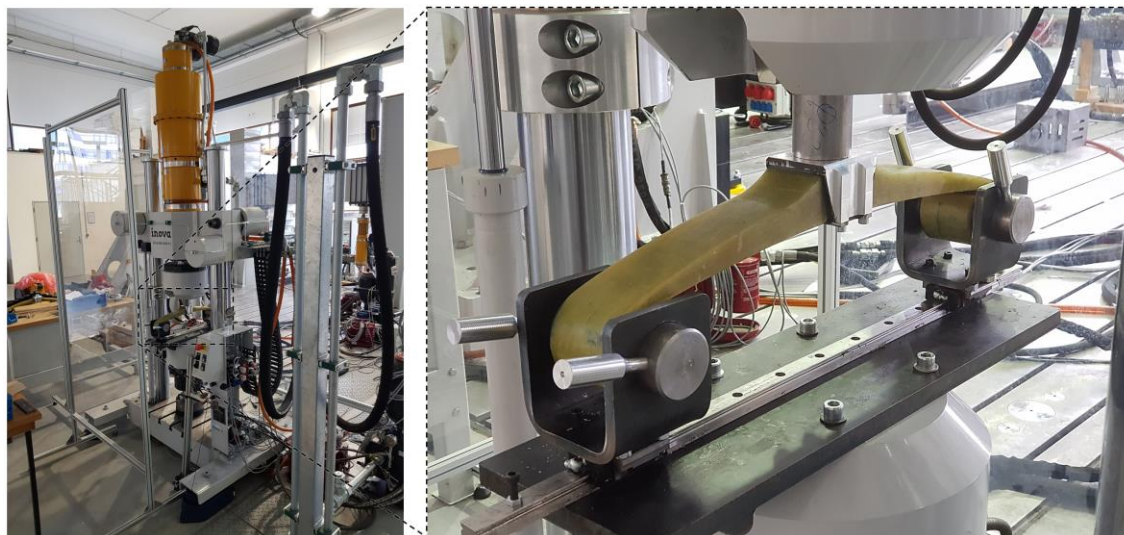
Obr. 8-14 Příprava na kompletaci funkčních vzorků kompozitních listových pružin.

Pro lepený spoj byla zvolena tloušťka lepidla 0,3 mm. Před samotnou aplikací byl povrch zdrsňen brusným papírem (dle odborné literatury drsností 160) a bylo provedeno odmaštění čističem Loctite SF 7063.



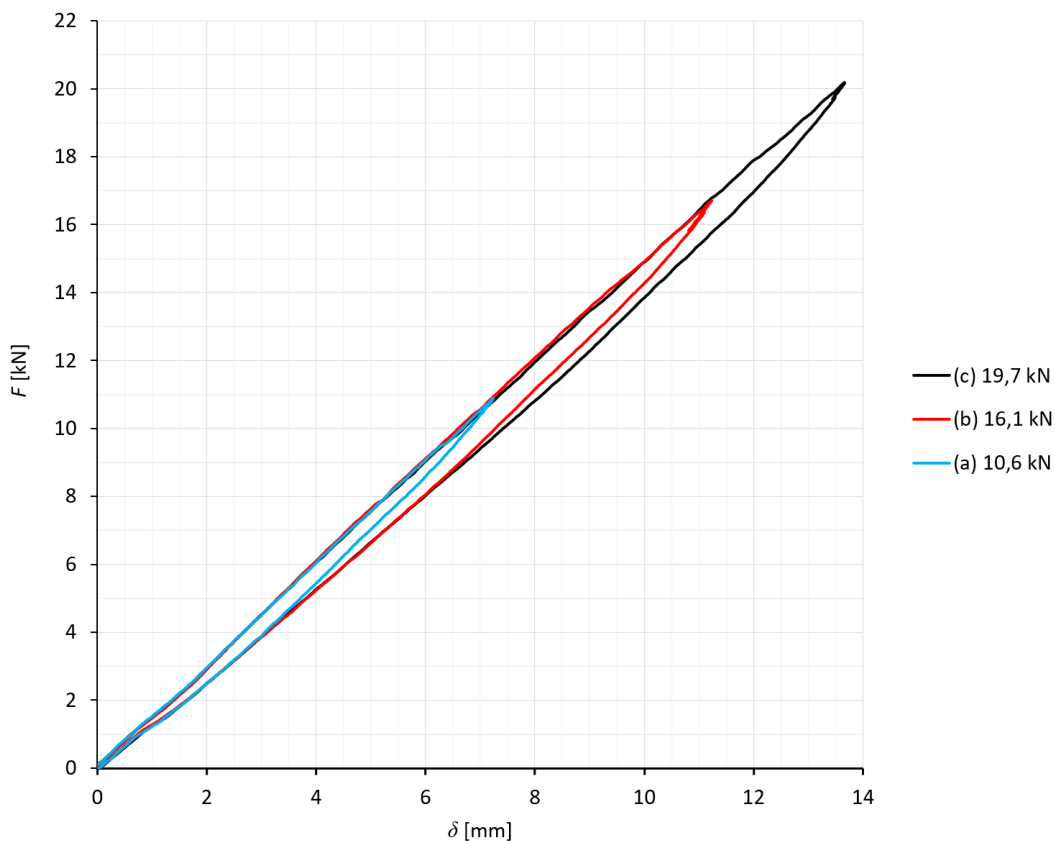
Obr. 8-15 Funkční vzorky navržené kompozitní listové pružiny.

Experimentální měření bylo provedeno na zkušebním hydraulickém zařízení Inova FU-O-250 pro všechny tři základní zátěžné stavy rychlostí 1mm/min při teplotě 21 °C. Pružina byla během zkoušky uložena do totožného typu přípravku jako tomu bylo u experimentálního měření stávajícího řešení (ocelové listové pružiny) viz kapitola 0. Proces měření je uveden na obr. 8-16 [A6].



Obr. 8-16 Experimentální měření kompozitní listové pružiny.

Na grafu níže jsou uvedeny průměrné výsledky experimentálního měření (shoda tuhosti se pro všechny tři zátěžné stavy se u obou pružin nacházela do 2%).



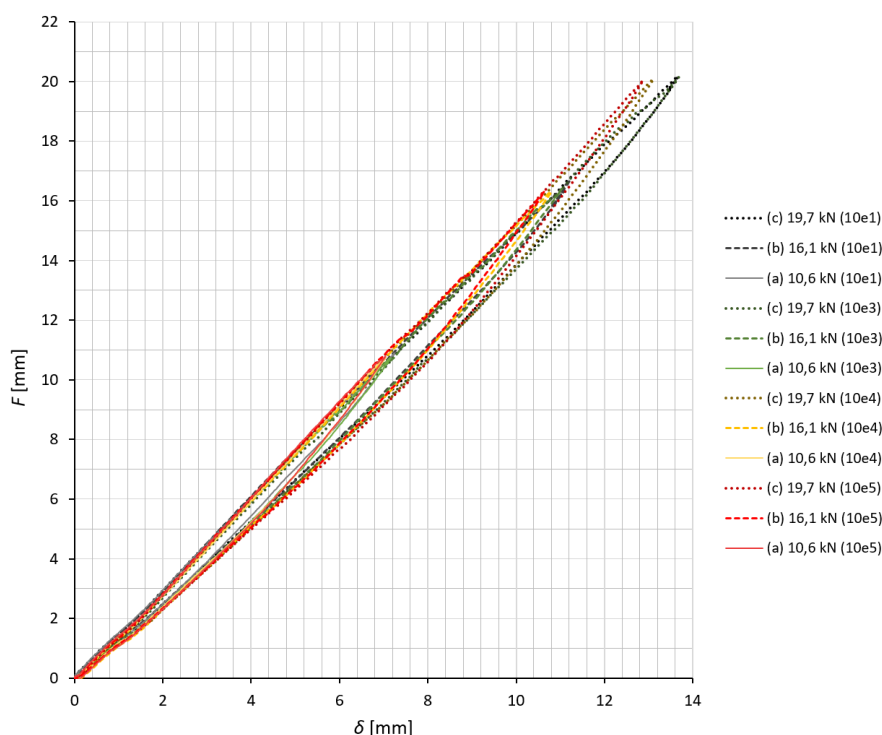
Obr. 8-17 Výsledky experimentálního měření kompozitní listové pružiny.

V další fázi bylo provedeno měření cyklickým zatěžováním nejvíce kritickým zátěžným stavem. Přesněji pulzujícím zatížením, které simulovalo kritický stav mezi minimálním (stálým) zatížením od prázdného vozu  $F_I = 10,6$  kN a maximálním zatížením vozu s dynamickým přírůstkem  $F_{III} = 19,7$  kN. Veškeré parametry aplikovaného zátěžného stavu jsou uvedeny v tab. 8-5.

$F_m$ (kN)	15,15	Střední zatížení
$F_a$ (kN)	4,55	Amplituda zatížení
$\Delta F$ (kN)	9,1	Rozkmit zatížení
$F_{max} = F_{III}$ (kN)	19,7	Maximální zatížení
$F_{min} = F_I$ (kN)	10,6	Minimální zatížení
$t$ (Hz)	0,5	Časový krok

Tab. 8-5 Parametry cyklického zatěžování funkčních vzorků kompozitní listové pružiny.

Měření bylo provedeno celkem třikrát, a to pro  $10^3$ ,  $10^4$  a  $10^5$  cyklů. Přičemž po každé zkoušce bylo provedeno kontrolní měření quasi-statickým zatížením pro základní tři zátěžné stavy, tak aby mohla být stanovena i případná změna tuhosti systému. Na obr. 8-18 je uveden diagram výsledné tuhosti pružiny po jednotlivých cyklických zkouškách. Z výsledků bylo zjištěno, že tuhost pružiny se vlivem cyklického zatěžování zvyšuje. Přesněji z původní tuhosti  $k_{IS} = 1427$  N/mm vzrostla po  $10^5$  testovaných cyklech o 5,8 % na  $k_{IS\_c10e5} = 1520$  N/mm.



Obr. 8-18 Výsledky experimentálního měření kompozitní listové pružiny – závislost změny poddajnosti v závislosti na počtu uskutečněných cyklů.

Ohledně samotné pevnosti nebylo během ani po provedených zkouškách sponzorován jakýkoliv typ poškození (vláken ani matrice).

Na základě naměřených informací lze prohlásit navrženou konstrukci a k tomu použitou metodiku jako zcela vyhovující. Nalezené řešení dosahuje hmotnosti pouhých 1,87 kg oproti stávajícímu řešení o hmotnosti 12,6 kg hmotnost pružiny byla snížena o více jak 85 % (tzn. snížení hmotnosti podvozku o celých 42,92 kg).

# 9 UNIVERZÁLNÍ PRUŽNÁ KOMPOZITNÍ SPOJKA

Cílem bylo navržení univerzální flexibilní spojky umožňující přenos tahového, tlakového, ohybového či kardanického zatížení s požadovanou tuhostí v daných směrech mezi dvěma body.

Z hlediska konstrukce samotných flexibilních spojovacích elementů z kompozitních materiálů lze říci, že díl se skládá z dvou základních oblastí: základní „pružné oblasti“, která u flexibilních spojovacích komponent slouží pro přenos daného zatížení s požadovanou ohybovou tuhostí a druhé pevnostní, která slouží pro připojení k navazujícím komponentám s možností snadné montáže/demontáže.

Právě spoje patří u kompozitních dílů k nejvíce problematickým. Z toho důvodu byla pozornost zaměřena nejprve na tuto oblast.



Obr. 9-1 Schéma univerzální pružné spojky

## 9.1 Pevnostní oblast univerzální spojky

Univerzální spojka má za úkol přenášet zatížení pouze mezi dvěma body (vysoké nároky na pevnost, životnost a spolehlivost spoje) a dále musí její konstrukce umožňovat snadnou montáž či demontáž. Z tohoto důvodu byl vybrán integrovaný typ spoje (viz kapitola 6.5).

Z hlediska technologie výroby byla zvolena navíjená konstrukce z jednosměrných sklených vláken s manuálním prosycením epoxidovou pryskyřicí.

Pro umožnění provedení návrhu požadované konstrukce bylo nezbytné stanovit pevnost spoje. K tomuto účelu je vhodné použít numerických simulací v kombinaci s pevnostními kritérii určenými pro kompozitní materiály, které byly uvedeny v kapitole 5.

Pro ověření těchto pevnostních kritérií bylo zapotřebí vytvořit zjednodušený prvek; tím bylo zvoleno „navíjené očko“ z jednosměrných sklených vláken.



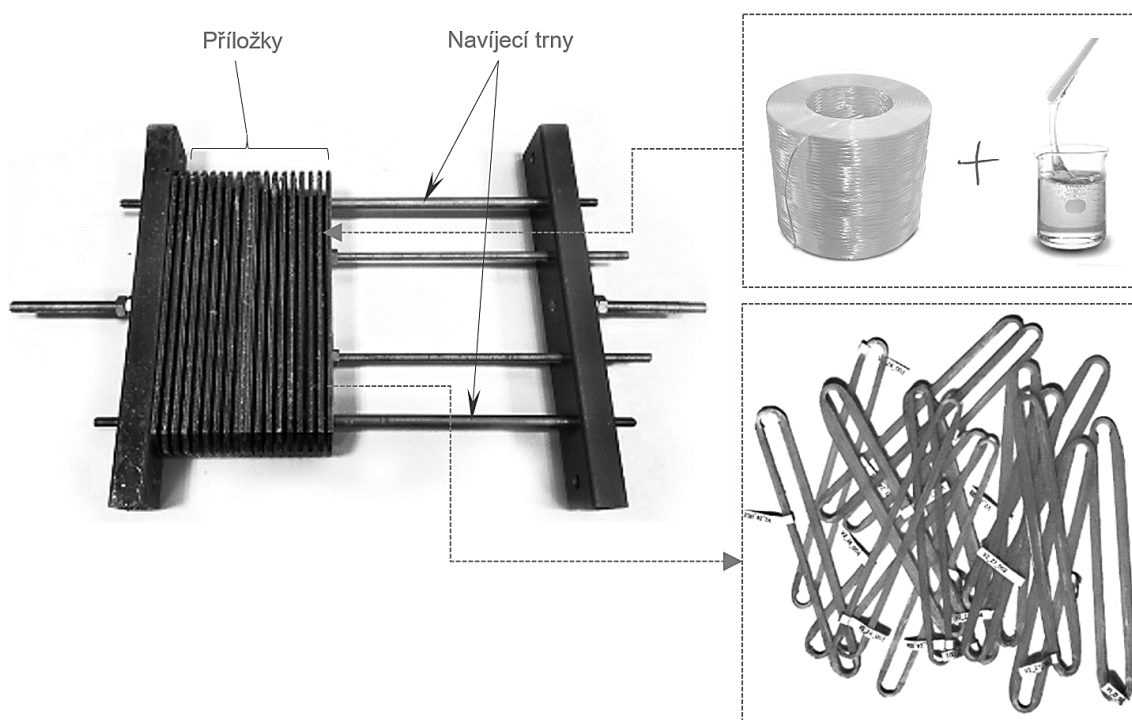
### 9.1.1 Experimentální vyšetření pevnosti spoje

Pro umožnění validace numerických analýz byla vytvořena série několika variant vzorků určených pro experimentální zkoušky.

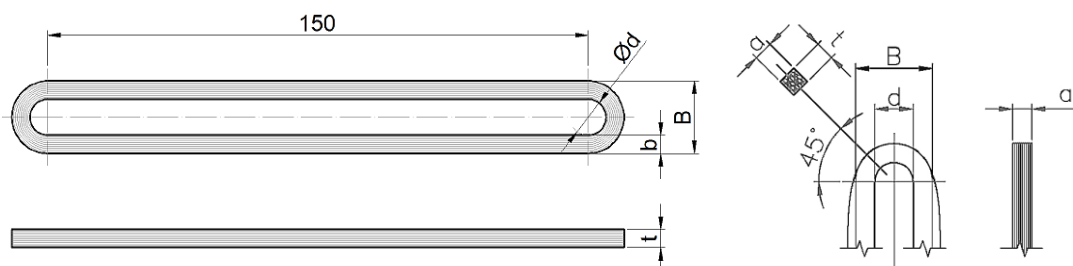
Pro zkoušky tahem byly vytvořeny vzorky navíjením skelného rovingu na trny, které udávaly vnitřní průměr oček a dále příložky, které zajistily tloušťku vzorků. Pro navíjení na trny byl vytvořen speciální přípravek [22], [59], [60], který je uveden na obr. 9-2.

Vzorky byly vytvářeny navíjením E-Glass skelného rovingu, Aeroglass 2400 tex', který byl kontinuálně prosycován nízko-viskózní epoxidovou pryskyřicí LH289 (v poměru 100:23 s tvrdidlem H512), z které bylo předtím za pomoci vývěvy odsány vzduchové bubliny. Následně byly vzorky vytvrzeny v peci při teplotě 60°C po dobu 120 minut pro zajištění maximálních pevnostních vlastností použité matrice.

Dohromady bylo tímto způsobem vytvořeno dvaatřicet vzorků (šestnáct se sedmi návinů a šestnáct se čtyřmi návinů skelného rovingu). Průřezy vzorků byly následně změřeny v oblasti otvorů pod úhlem 45°, kde nejčastěji dochází k porušení vzorku (dle prací [22], [26]).



Obr. 9-2 Speciální přípravek pro navíjení vzorků (tzv. na trny)

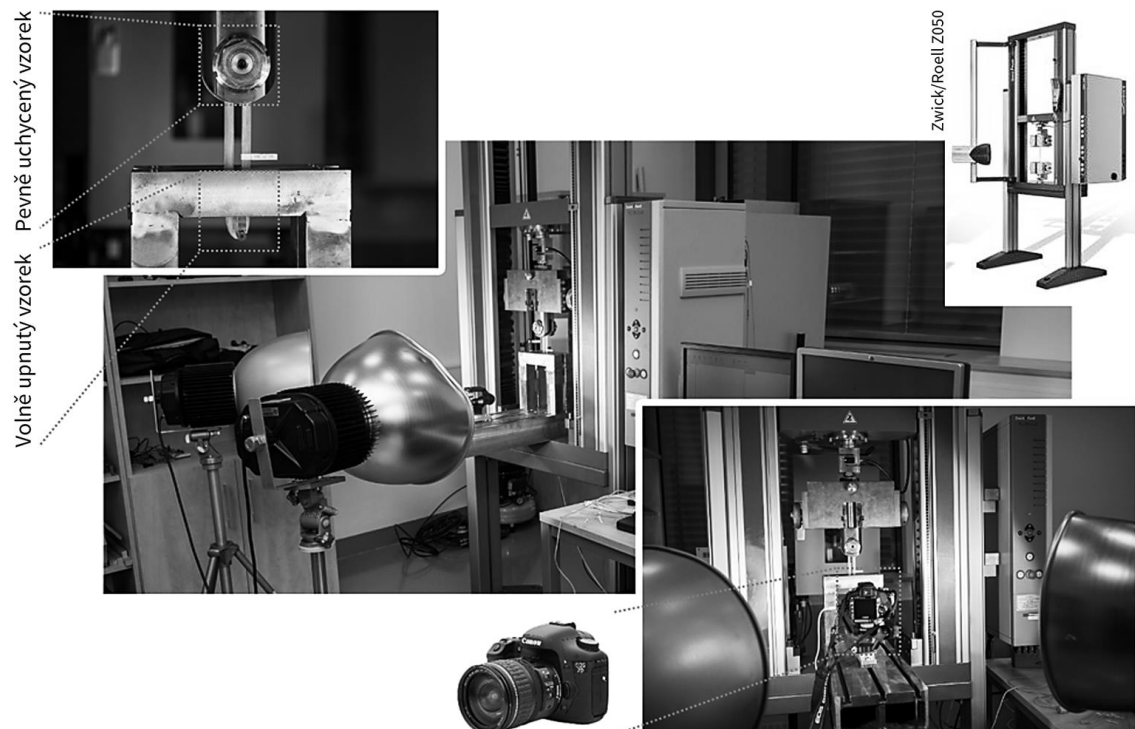


Obr. 9-3 Geometrické parametry navíjeného oka

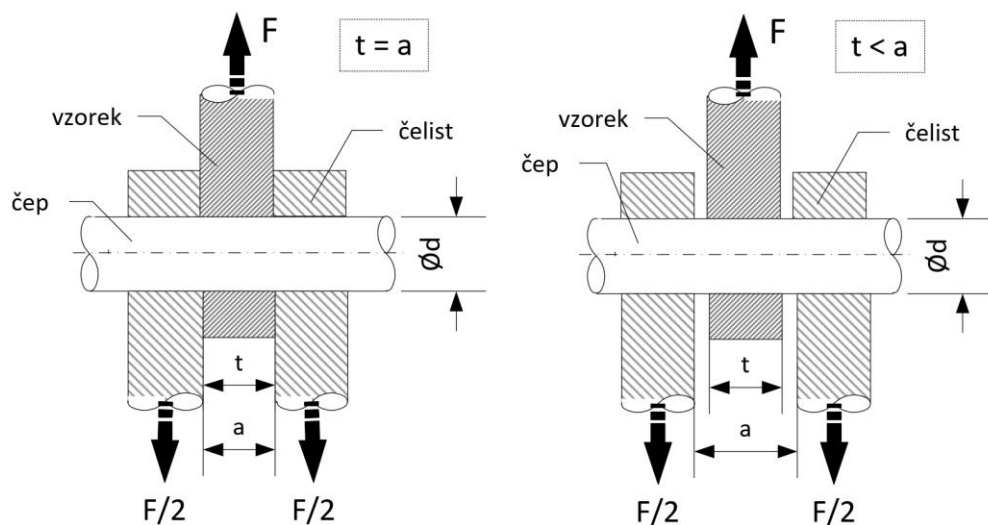
### 9.1.1.1 Experimentální měření vzorků tahem

Zkoušky tahových vzorků byly provedeny pro stanovení pevnosti quasi-statickým zatížením (0,5 mm/s) na testovacím zařízení Zwick/Roell Z050 (viz obr. 9-4). Na horní straně byly vzorky ‚pevně‘ uchyceny do speciálních čelistí, které byly vytvořeny přímo pro tento typ testu. Jedna polovina vzorků byla na spodní straně uložena volně, též za pomoci speciálního přípravku, který navíc umožňuje plnou viditelnost celé smyčky oka, a díky tomu je možné sledovat porušení od první inicializace trhlin v matrici až po úplné porušení vzorku. Tento průběh poškozování byl zaznamenán za pomoci DSLR kamery, která byla synchronizovaná s měřeními daty [A1, A3].

Druhá polovina vzorků byla uložena pevně, a to za pomoci příložek, které vymezovaly axiální vůli ve speciálních čelistech jejichž schéma je uvedeno na obr. 9-5.



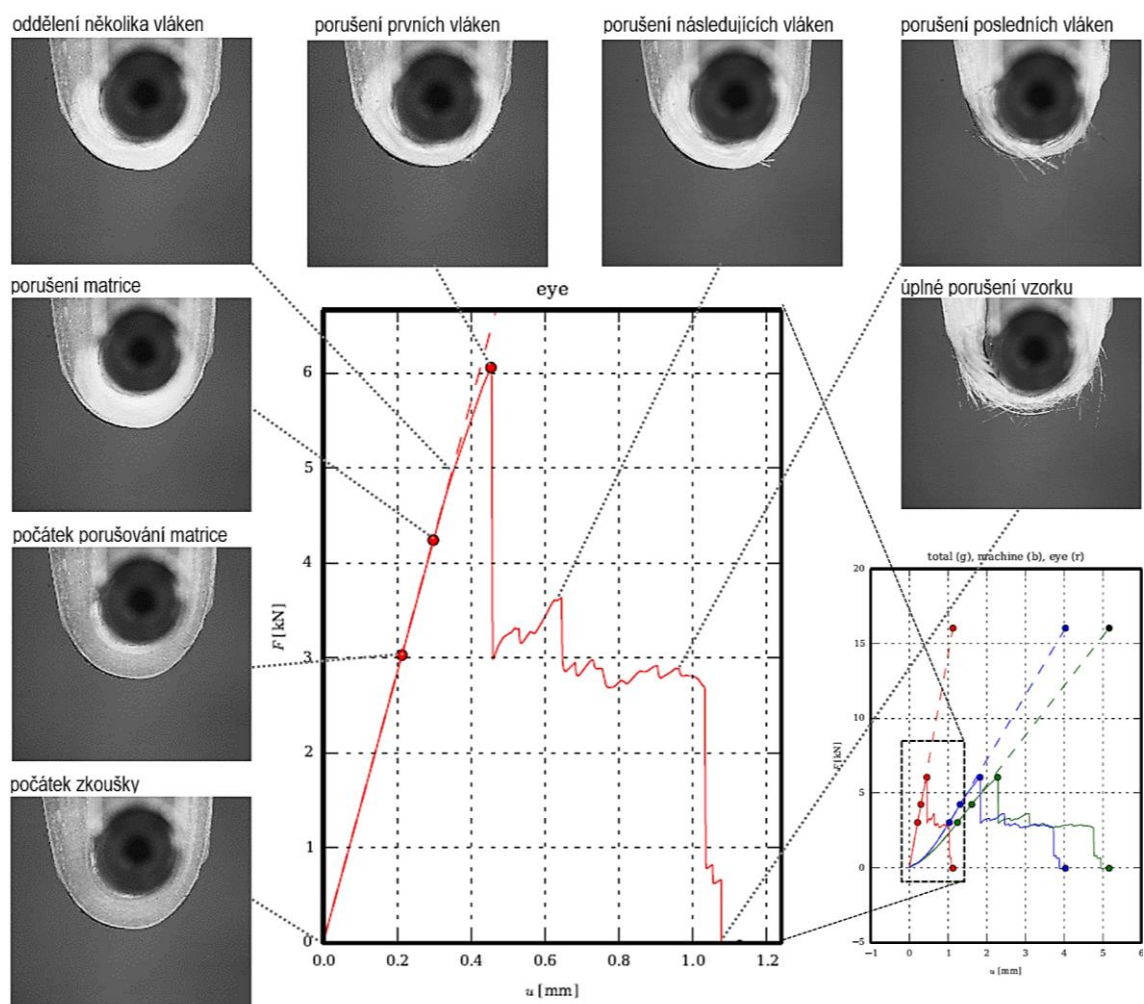
Obr. 9-4 Experimentální zkoušky tahových vzorků



Obr. 9-5 Schéma pevného uchycení vzorku (vlevo) a volného uchycení vzorku (vpravo)

## Analýza porušení volně upnutých vzorků

Výsledná data jednotlivých vzorků byla porovnána s video záznamy, z kterých byly odečteny okamžiky počátků porušení matrice a vláken u zkušebních vzorků viz obr. 9-6. Ze získaných dat vyplývá, že u volně uchycených vzorků se sedmi náviny vlákna (dále pouze FF) je sled porušení s postupně narůstajícím zatížením následující: U vzorků nejdříve docházelo k inicializaci porušení matrice v kontaktní ploše oka s čepem, které se postupně rozvíjelo v radiálním směru od prvního náviny vláken skrz celý průřez smyčky; následně díky volnému pohybu vláken v axiálním směru (směr 3 - příčný směr vůči vláknům) došlo k oddělení několika krajních vláken, čímž došlo k nárůstu podélného napětí u zbylých vláken ( $\sigma_{11}$ ), u kterých posléze došlo k porušení (v tomto okamžiku došlo k maximálnímu nárůstu zatížení). V dalších krocích již postupně docházelo k porušování jednotlivých vláken ‚vlákno po vlákně‘ nejčastěji pod úhlem  $45^\circ \pm 10^\circ$  vůči kolmé rovině vůči rovině ležící mezi osy otvorů vzorků procházející osou upínacího čepu.

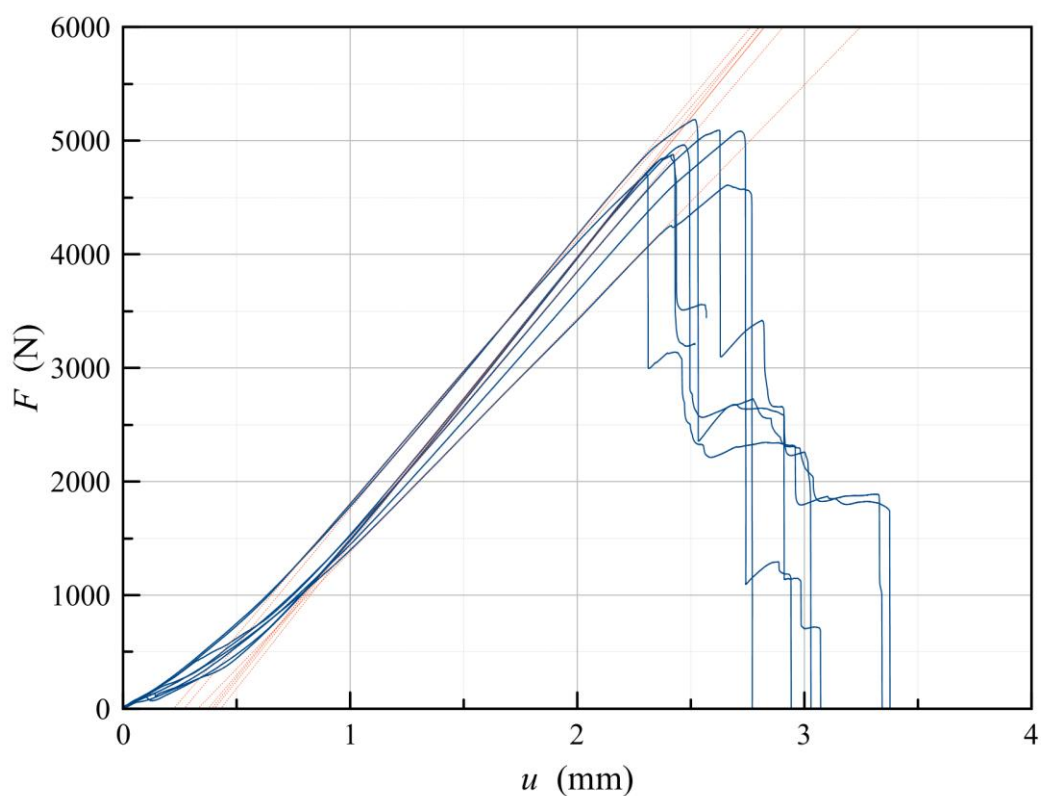


Obr. 9-6 Proces porušení vzorku (V2\_Z7\_004) se sedmi náviny tahem.

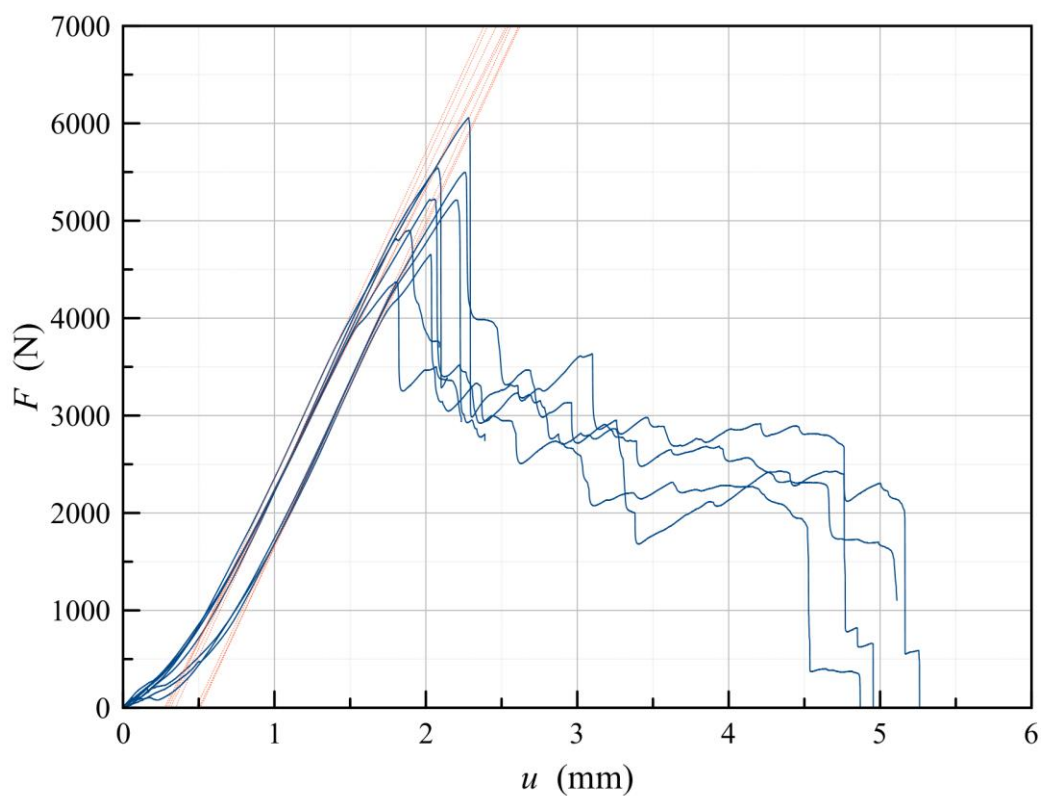
U zkušebních vzorků o menší tloušťce (počtu vláken) se čtyřmi náviny skelného rovingu docházelo k velmi podobnému sledu porušování až do okamžiku porušení prvního vlákna, s kterým ve většině případů došlo ke křehkému porušení všech vláken (celého průřezu vzorku) najednou.

Výsledky tahové zkoušky volně upnutých vzorků se čtyřmi a sedmi náviny rovingu jsou uvedeny obr. 9-7 a obr. 9-8.





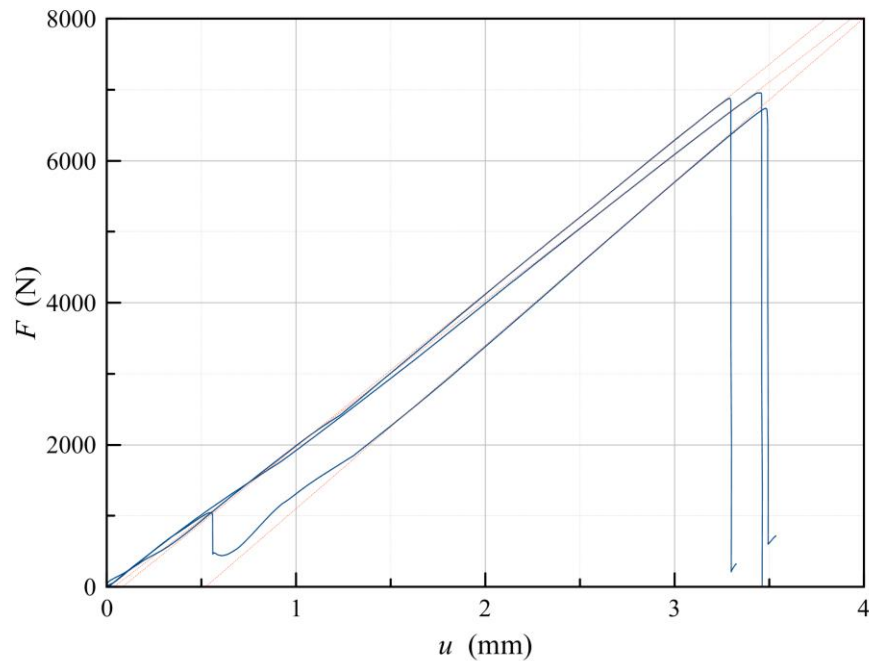
Obr. 9-7 Průběh porušení volně upnutých navíjených oček se čtyřmi náviny



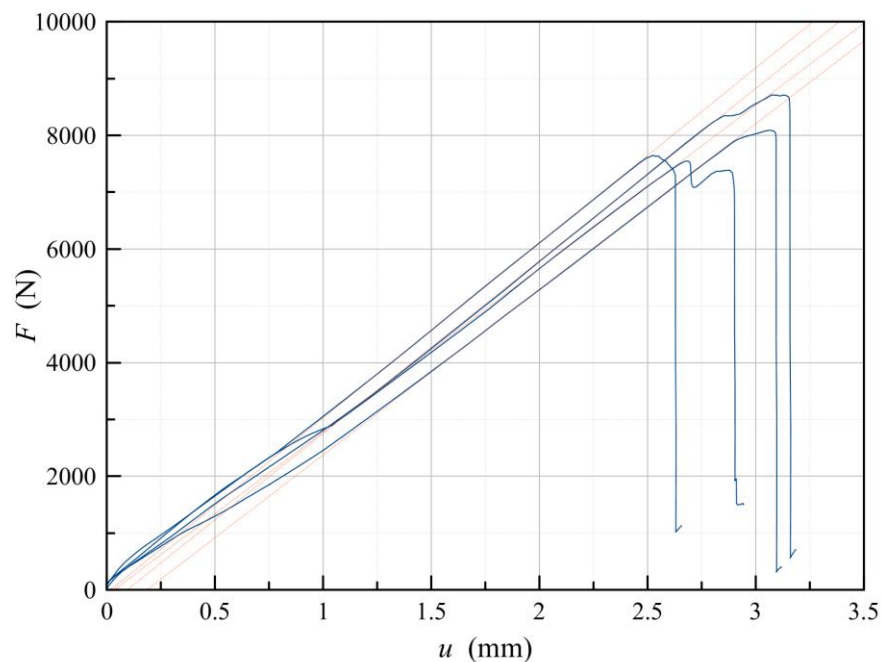
Obr. 9-8 Průběh porušení volně upnutých navíjených oček se sedmi náviny

## Analýza porušení pevně upnutých vzorků

U tohoto typu vzorků docházelo z důvodu nemožnosti pohybu vláken v axiálním směru k porušení v následujícím sledu: po dosažení kritického zatížení došlo k poškození matrice a následně bez oddělení vnitřní smyčky ke křehkému porušení všech vláken najednou – to je možné pozorovat i na výsledných datech zanesených v grafech (viz obr. 9-9 a obr. 9-10), u kterých nedochází k poklesu podélného napětí vláken ( $\sigma_1$ ) před samotným porušením (až na několik vzorků, které byly nevhodně upnuté/navinuté). Díky tomuto typu uložení zajišťuje spoj zvýšení celkové pevnosti o více jak 30%.



Obr. 9-9 Průběh porušení pevně upnutých navíjených oček se čtyřmi náviny.

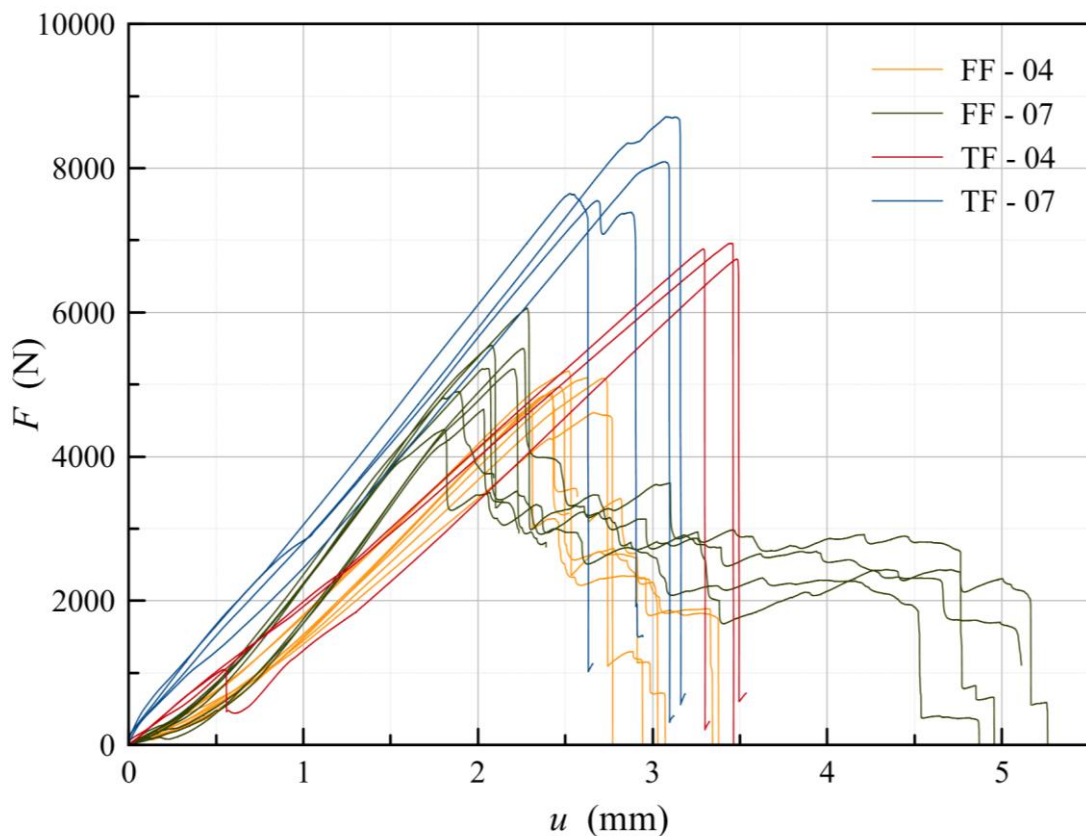


Obr. 9-10 Výsledky porušení pevně upnutých navíjených oček se sedmi náviny.

## Porovnání měření volně a pevně upnutých vzorků

Z porovnání vzorků je patrné, že průběh tuhosti volně a pevně upnutých vzorků je velmi podobný. Rozdílnost a nelinearity v náběhové části grafů jsou zapříčiněny vlivem nepřesné technologie výroby (zakřivení vláken vlivem ručního navíjení, nedokonalého prosycení vláken, mírným překřížením vláken, aj.) a přesností upnutí vzorků (vůle mezi čepem a vzorkem, nesouosostí, nečistoty, apod.).

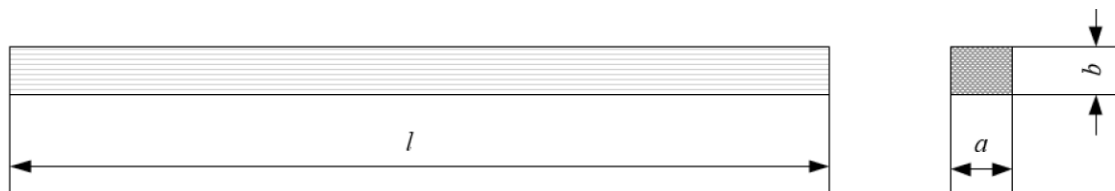
Maximální zatížení u volně upnutých vzorků se čtyřmi náviny dosahovalo až 5100 N (průměrně se pohybovalo okolo 4950 N). Pevnost u totožných vzorků s pevným upnutím vzrostla o více jak 39%. Maximální zatížení u těchto vzorků dosahovalo hodnot až 6995 N (průměrně se pohybovalo okolo 6970 N). Boční vedení u pevně upnutých vzorků zajišťuje nemožnost axiální deformace (oddělení) vláken v kontaktní ploše očka s čepem. U oček se sedmi náviny lze v porovnání s očky se čtyřmi náviny pozorovat nárůst pevnosti o zhruba 11%. Maximální zatížení u volně upnutých oček se sedmi náviny dosahovalo hodnot až 6020 N (průměrně se však pohybovalo okolo 5400 N). A totožně jako u vzorků se čtyřmi náviny došlo u těchto vzorků při pevném upnutí ke vzrůstu pevnosti o více jak 41%. Maximální zatížení dosahovalo hodnot až 8720 N (průměrně okolo 7850 N). Hlavní rozdíl mezi vzorky se čtyřmi a sedmi náviny lze logicky pozorovat v tuhosti vzorků.



Obr. 9-11 Průběh porušení volně i pevně upnutých vzorků se čtyřmi a sedmi náviny skelného vlákna. (FF - 04) volně upnuté vzorky se čtyřmi náviny. (FF - 07) volně upnuté vzorky se sedmi náviny. (TF - 04) pevně upnuté vzorky se čtyřmi náviny. (TF - 07) pevně upnuté vzorky se sedmi náviny.

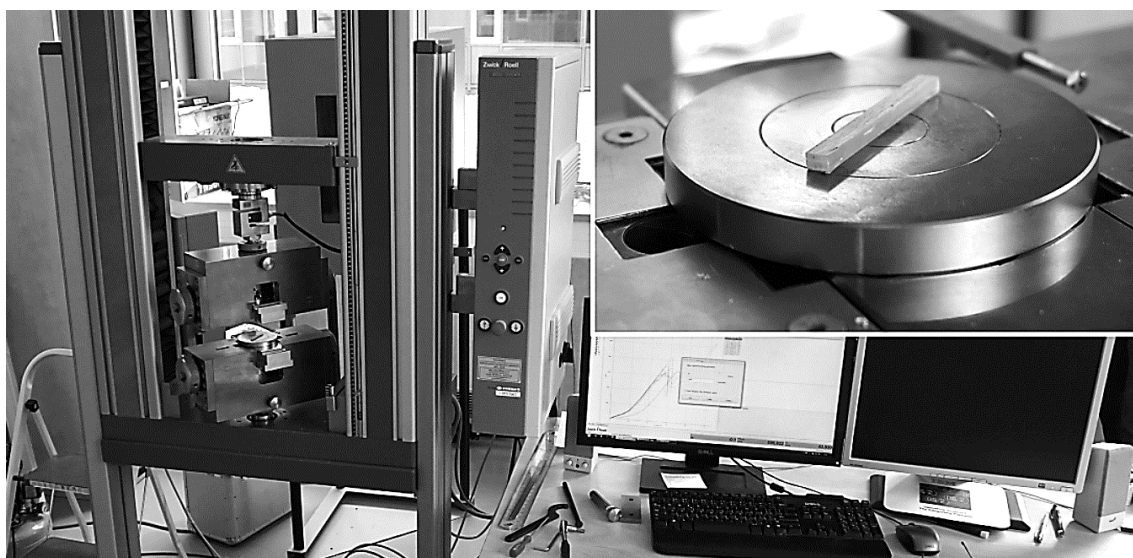
### 9.1.1.2 Experimentální měření vzorků tlakem

Pro zjištění pevnosti v tlaku  $Y^C$  a stanovení úhlu pod kterým dojde k rozdělení vzorku  $\alpha_0$  byly provedeny zkoušky tlakem na experimentálních vzorcích, které byly vytvořeny stejně jako vzorky pro zkoušky tahem; navíjením jednosměrného skelného rovingu do speciální formy s následným rozřezáním na několik elementů, viz obr. 9-12.



Obr. 9-12 Schéma vzorků pro experimentální zkoušky tlakem.

Měření probíhalo na totožném testovacím zařízení Zwick/Roell Z050 quasi-statickým zatížením (0,5 mm/s). Vzorky byly volně položeny na tuhých ocelových podložkách, viz obr. 9-13.

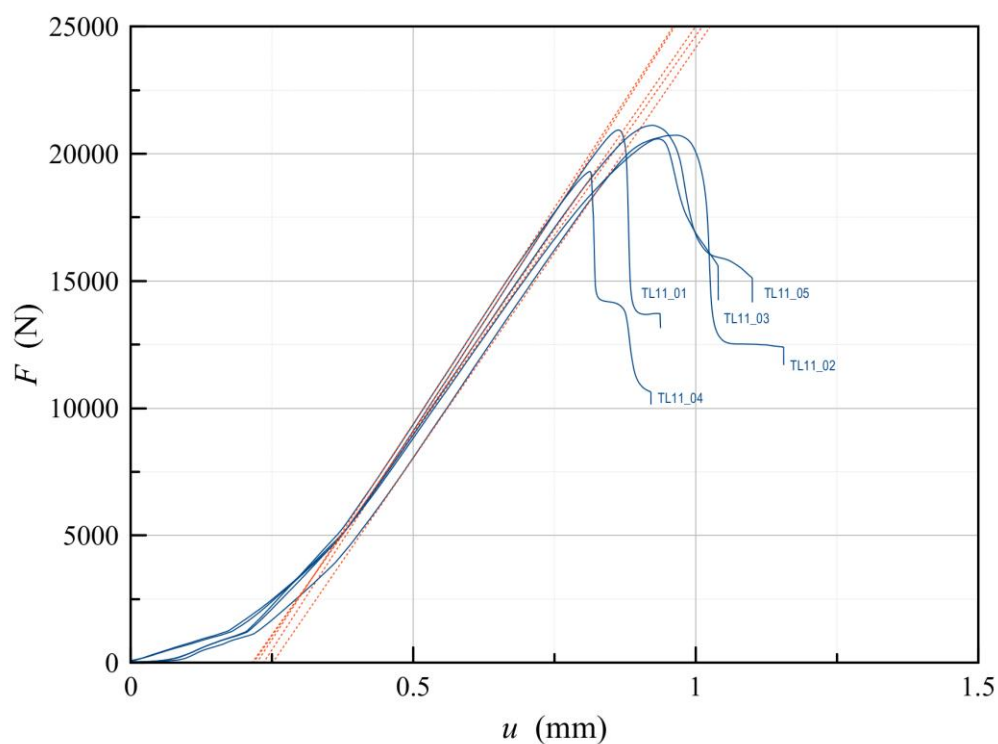


Obr. 9-13 Experimentální zkoušky tlakem.

Z výsledků měření bylo zjištěno, že pevnost laminátu v tlaku ve směru kolmém na směr vláken dosahuje hodnoty  $Y^C = 82$  MPa (viz obr. 9-14). Jednotlivé parametry zkoušky tlakem jsou uvedeny v tab. 9-1.

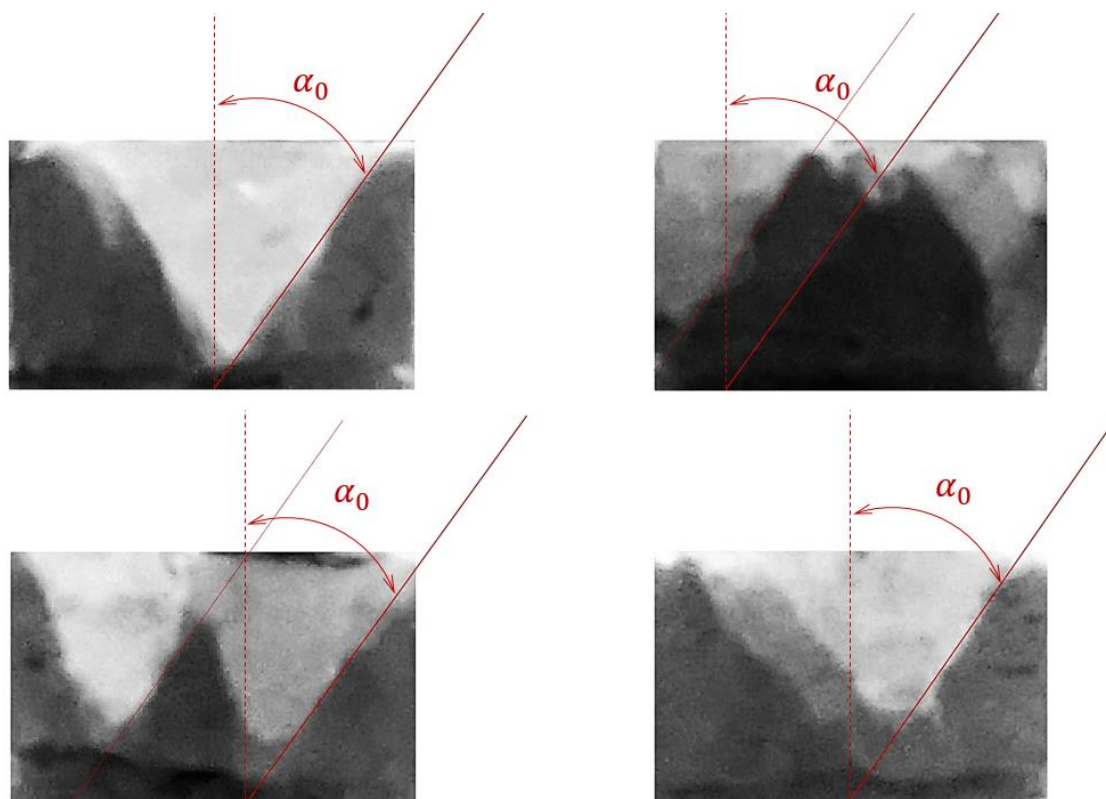
ID vzorku	$F_{max}$ (kN)	$l$ (mm)	$b$ (mm)	$a$ (mm)	$A$ (mm)	$Y^C$ (MPa)	$\alpha_0$ (°)
TL11_01	21,05	49,73	3,51	5,00	248,7	84,7	36
TL11_02	20,73	49,52	3,50	5,04	249,6	83,1	34
TL11_03	21,32	48,94	3,60	5,09	249,1	85,6	38
TL11_04	20,59	48,90	3,45	5,08	248,4	82,9	35
TL11_05	21,12	49,60	3,59	4,99	247,5	85,3	33

Tab. 9-1 Geometrické a pevnostní parametry vzorků pro zkoušky tlakem.



Obr. 9-14 Diagram průběhu zatížení-deformace zkušebních vzorků v tlaku.

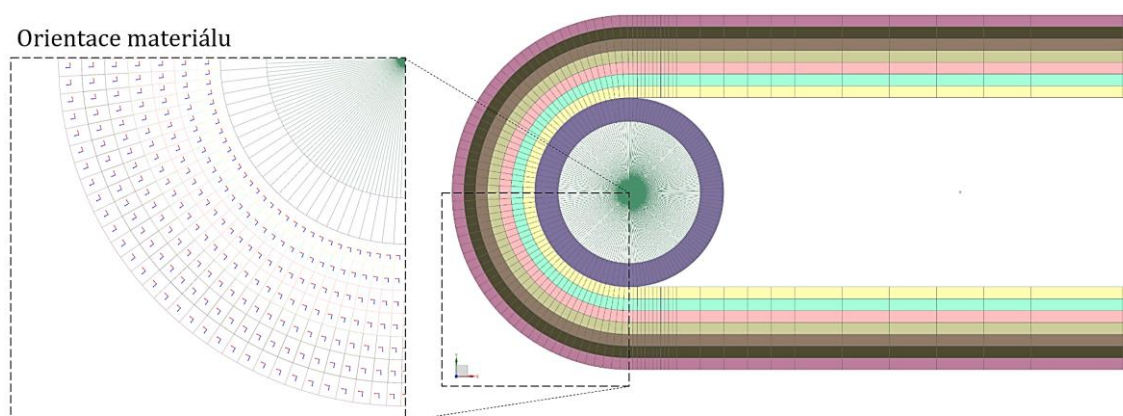
Následně byl ze vzorků odečten úhel, pod kterým dojde k porušení matrice pouze působením tlaku ve směru příčném vůči vláknům  $\alpha_0 = 36^\circ$  (viz obr. 9-15).



Obr. 9-15 Zobrazení průřezu čtyř vzorků po zkoušce tlakem s vyznačeným úhlem, pod kterým došlo k porušení matrice vlivem tlaku ve směru příčném vůči vláknům.

## 9.1.2 Numerická analýza pevnosti spoje

Numerická simulace byla provedena za pomoci softwaru na bázi metody konečných prvků Siemens NX 11 (řešič NX Nastran 11). Na generické modely oček byla aplikována 2D síť se šestistěnnými izoparametrickými elementy s osmi uzly typu CQUAD8. Tato síť byla následně vytažena do 3D sítě (se šestistěnnými kvadratickými elementy s dvaceti uzly typu CHEXA20) za pomoci speciální funkce *extruded mesh*. Tento způsob je sice komplikovanější, ale umožňuje vytvoření jednotlivých vrstev elementů, u kterých je možné vyhodnocovat individuálně (v jednotlivých vrstvách laminy) napětí a následné porušení ve spodní, horní a střední rovině vrstvy. Elementům byla nastavena adekvátní materiálová orientace (v oblasti oblouku očka – cylindrický systém), viz obr. 9-16.



Obr. 9-16 MKP model očka včetně znázornění materiálové orientace laminátu.

MKP modelu byly zadány mechanické parametry získané z předchozích experimentálních měření či analyticky dopočtené parametry, za pomoci vztahů které byly uvedeny v kapitole 4.1. Jednotlivé parametry jsou uvedeny v tab. 9-2.

$V_f$	(-)	0,60	Objemový podíl vláken
$V_m$	(-)	0,40	Objemový podíl matrice
$E_1$	(MPa)	46400	Youngův modul pružnosti ve směru 11
$E_2$	(MPa)	12700	Youngův modul pružnosti ve směru 22
$E_3$	(MPa)	12700	Youngův modul pružnosti ve směru 33
$G_{12}$	(MPa)	3490	Modul pružnosti ve smyku ve směru 12
$G_{23}$	(MPa)	3770	Modul pružnosti ve smyku ve směru 23
$G_{13}$	(MPa)	3460	Modul pružnosti ve smyku ve směru 13
$\nu_{12}$	(-)	0,262	Poissonovo číslo, rovina 12
$\nu_{23}$	(-)	0,350	Poissonovo číslo, rovina 23
$\nu_{13}$	(-)	0,262	Poissonovo číslo, rovina 13
$X_T$	(MPa)	1240	Maximální napětí v tahu ve směru 11
$X_C$	(MPa)	774	Maximální napětí v tlaku ve směru 11
$Y_T$	(MPa)	43,9	Maximální napětí v tahu ve směru 22
$Y_C$	(MPa)	82	Maximální napětí v tlaku ve směru 22
$Z_T$	(MPa)	43,9	Maximální napětí v tahu ve směru 33
$Z_C$	(MPa)	82	Maximální napětí v tlaku ve směru 33
$S_{12}$	(MPa)	55,8	Maximální napětí ve smyku v rovině 12
$S_{13}$	(MPa)	54,4	Maximální napětí ve smyku v rovině 13
$S_{23}$	(MPa)	45,6	Maximální napětí ve smyku v rovině 23
$\alpha_0$	(°)	36	Úhel porušení matrice působením tlaku ve směru příčném vůči vláknům

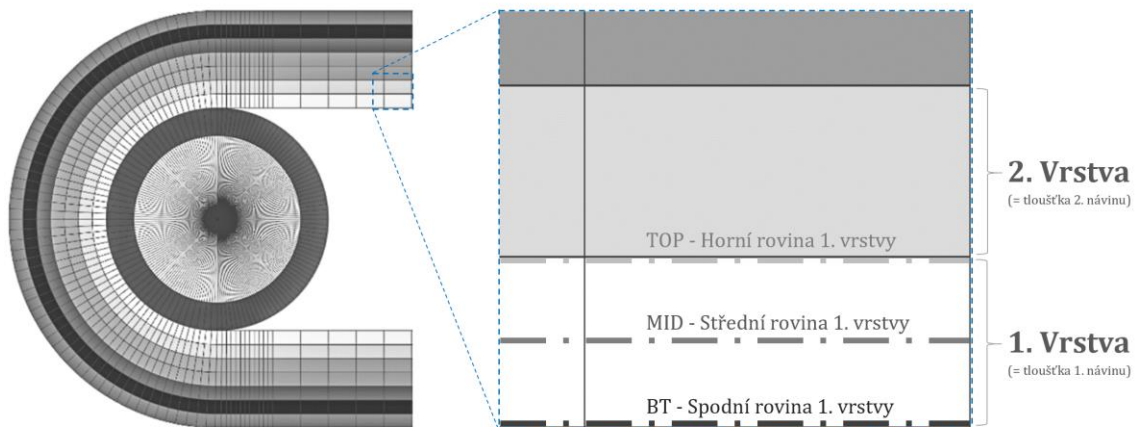
Tab. 9-2 Mechanické a pevnostní parametry vzorků (jednosměrná skelná vlákna Aeroglass 2400 TEX s epoxidovou pryskyřicí LH289).



Analýza byla řešena za využití nelineárního strukturálního řešiče NX Nastran Multiphysics (SOL401). 3D model byl díky své geometrické symetrii zjednodušen na  $\frac{1}{4}$  a na jednotlivé stěny řezů (roviny symetrie) byly aplikovány podmínky symetrie (odebráním adekvátních stupňů volnosti; 1 posuvného ve směru normály na rovinu symetrie a 2 rotačních). Tím bylo dosaženo korektního uložení očka v prostoru.

Namáhání bylo aplikováno ve formě nuceného posunutí (s lineárním náběhem) zátěžného ocelového čepu. Na závěr byly mezi jednotlivé styčné plochy očko-čep aplikovány podmínky plošného kontaktu. U pevně upnutých vzorků byly navíc přidány boční kontaktní plochy (simulující boční uložení vzorku).

Analýzy byly provedeny na dvou MKP modelech. První se čtyřmi vrstvami o celkové tloušťce očka  $Q = 2,3$  mm (4 vrstvy po 0.575 mm), který reprezentuje očko se čtyřmi návinu skelného rovingu zaujímajícího 60% objemový podíl laminátu. Druhý se sedmi vrstvami o celkové tloušťce  $Q = 3,5$  mm (7 vrstev po 0.575 mm), který reprezentuje očko se sedmi návinu skelného rovingu zaujímajícího 60% objemový podíl laminátu.



Obr. 9-17 Schéma MKP modelu očka včetně znázornění vrstev elementů a jejich rovin.

### 9.1.3 Výsledky numerické analýzy spoje

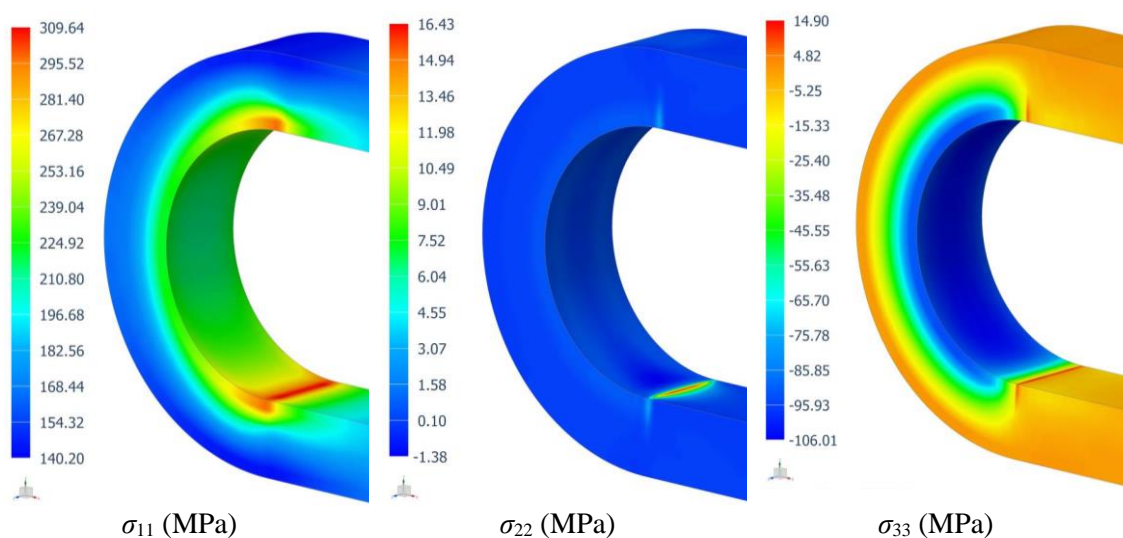
Strukturální analýzy oček byly vyhodnoceny v systému Siemens NX za využití post-procesoru v modulu NX Laminate Composite. Celkem byly použity čtyři plně prostorová pevnostní kritéria a to: pevnostní kritérium maximálních napětí, Hillovo, Hoffmanovo a Tsai-Wu pevnostní kritérium. Všechna tato pevnostní kritéria pro kompozitní (ortotropní) materiály byly popsány dříve, viz kapitola 5.

Příčemž pevnost byla vyhodnocována v první vrstvě (vnitřní) laminátu oka, jejíž tloušťka je rovna jednomu návinu skelného rovingu. Vyhodnocení bylo provedeno ve spodní a střední rovině. Základní myšlenkou tohoto způsobu vyhodnocení je, že porušení ve spodní rovině první vrstvy laminátu je považováno za počátek porušení oka ( $\cong$  porušení matrice první vrstvy) a porušení ve střední rovině je považováno za porušení první vrstvy ( $\cong$  porušení vláken první vrstvy).

Spoj byl vždy vyhodnocován až do dosažení indexu porušení  $FI = 1$  ve spodní (BT) a střední rovině (MID). Hodnoty namáhání z numerické simulace (reakční složky síly v čepu) byly následně porovnávány s průměrnými hodnotami počátku porušení oček z experimentálních zkoušek, jejichž objemový podíl vláken byl  $V_f = 60\%$  (přesněji:  $F_{FF4\_M} = 4220$  N pro volně upnutá oka se čtyřmi návinu,  $F_{FF7\_M} = 3950$  N pro volně upnutá oka se sedmi návinu, u pevně upnutých oček nemohlo být porovnání provedeno, jelikož nebylo možné odečíst okamžik počátku porušení z důvodu upnutí v uzavřených čelistech) a dále s průměrnými hodnotami porušení prvního návinu oček (maximální únosnosti oka) z experimentálních zkoušek, jejichž objemový podíl vláken byl  $V_f = 60\%$  (přesněji:  $F_{FF4\_F} = 5010$  N pro volně upnutá oka se čtyřmi návinu,  $F_{FF7\_F} = 5120$  N pro volně upnutá oka se sedmi návinu,  $F_{TF4\_F} = 6300$  N pro pevně upnutá oka se čtyřmi návinu,  $F_{TF7\_F} = 7280$  N pro pevně upnutá oka se sedmi návinu).

Na obr. 9-18 jsou uvedeny výsledky hlavních normálových napětí volně upnutého oka se čtyřmi návinu pro namáhání, při kterém docházelo k porušení oček při experimentálních zkouškách ( $F_{FF4\_AVG} = 5008$  N).

Výsledky analýzy potvrzují, že kritická napětí se nacházejí zejména v tečném (11) a radiálním (33) směru a k porušení docházelo zejména vlivem těchto dvou složek napětí (špička napětí ve směru 22 je způsobena singularitou MKP analýzy v přechodu mezi válcovou plochou a dříkem oka).

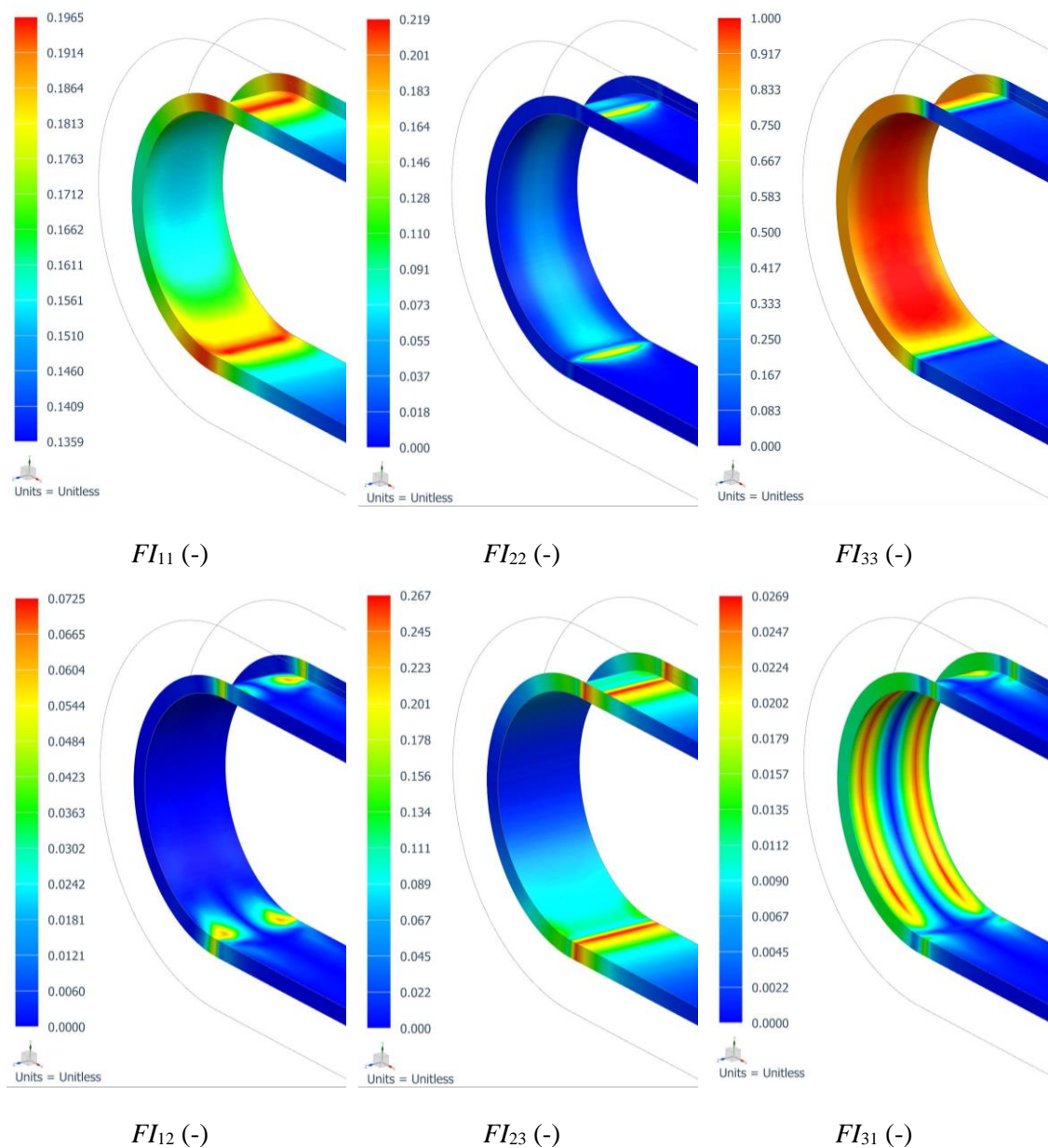


Obr. 9-18 Hlavní normálová napětí u numerické analýzy volně upnutého oka se čtyřmi návinu ( $F_{FF4\_AVG} = 5008$  N).



**Pevnostní kritérium maximálních napětí** bylo jediné použité pevnostní kritérium ze skupiny neinteraktivních pevnostních kritérií, a jak již bylo popsáno v kapitole 5.1.2, umožňuje vyhodnotit celkem šest koeficientů pevnosti: tři pro hlavní normálová napětí ( $F_{11}$ ,  $F_{22}$ ,  $F_{33}$ ) a tři pro hlavní smyková napětí ( $F_{12}$ ,  $F_{21}$ ,  $F_{31}$ ). Přičemž uvažuje, že k porušení dojde, pokud je překročena jedna z hlavních složek napětí. Díky triviální interpretaci tohoto kritéria je možné vyhodnotit laminát pouze za pomoci znalosti pevnostních složek napětí laminátu (viz tab. 9-2). V tomto případě se nachází kritické napětí u volně upnutých oček v oblasti spoje v radiálním směru válcové části oka (33). Kritická oblast se nachází cca pod  $60^\circ$  vůči podélné rovině oka. Při porovnání s experimentálním měřením se výsledky MKP analýzy s tímto pevnostním kritériem shodují do 10% (do 7% u počátku porušení oka a do 10% při porovnání porušení první vrstvy oka).

Výsledky tohoto pevnostního kritéria pro volně upnuté oko se čtyřmi náviny ve středové rovině jsou uvedeny na obr. 9-19.

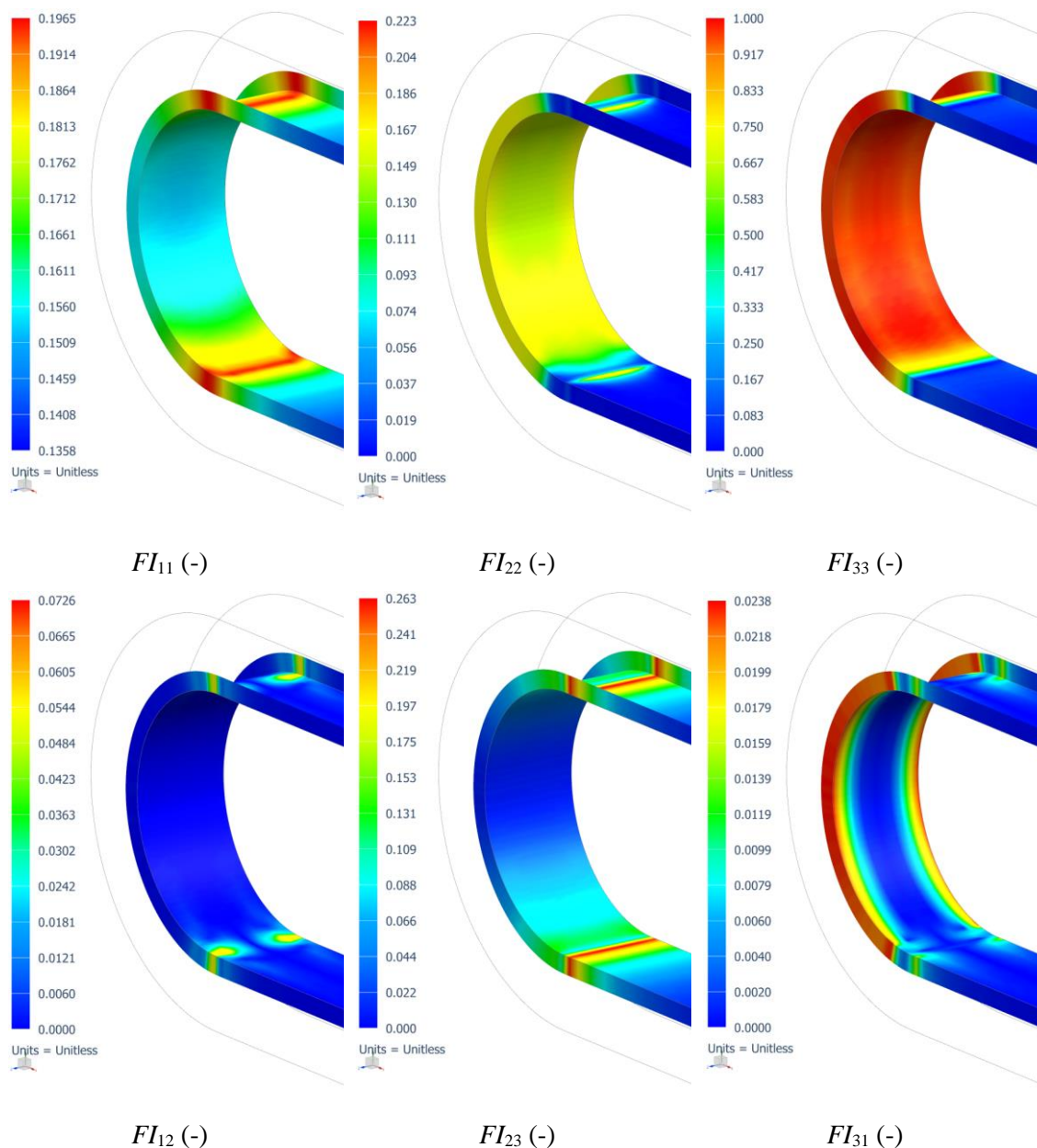


Obr. 9-19 Výsledky pevnostního kritéria maximálních napětí ve středové rovině první vrstvy volně upnutého oka se čtyřmi náviny ( $F_{FEA-FF4\_MS-MID}=4802$  N).

Mnohem větší rozdíl byl však zjištěn u porovnání výsledků numerické simulace pevně upnutých oček vůči experimentálnímu měření. Jak již bylo uvedeno dříve, u tohoto typu měření nemohl být z důvodu bočních přílohek pořízen video záznam, z kterého by bylo možné stanovit počátek porušení oka (matrice), a tudíž jsou pouze porovnávány hodnoty maximálního zatížení, které jsou rovny hodnotě porušení prvního návinu oka (viz obr. 9-4 a obr. 9-17) s výsledky první vrstvy numerické analýzy oka ve středové rovině.

Z výsledků je patrné, že vlivem bočního vedení došlo k zamezení možné deformace oka v příčném (axiálním) směru, a tím došlo k nárůstu napětí ve směru 22. Dále však došlo k rovnoměrnějšímu rozložení radiálního napětí ve válcové části oka, a tím i k nárůstu celkové pevnosti. Výsledky však ukazují, že pevnost oka se čtyřmi návinu je dle numerické simulace o 29% nižší, než tomu bylo u experimentálního měření (u oka se sedmi návinu je rozdíl 27%).

Výsledky tohoto pevnostního kritéria pro pevně upnutá oka se čtyřmi návinu ve středové rovině první vrstvy jsou uvedeny na obr. 9-20.

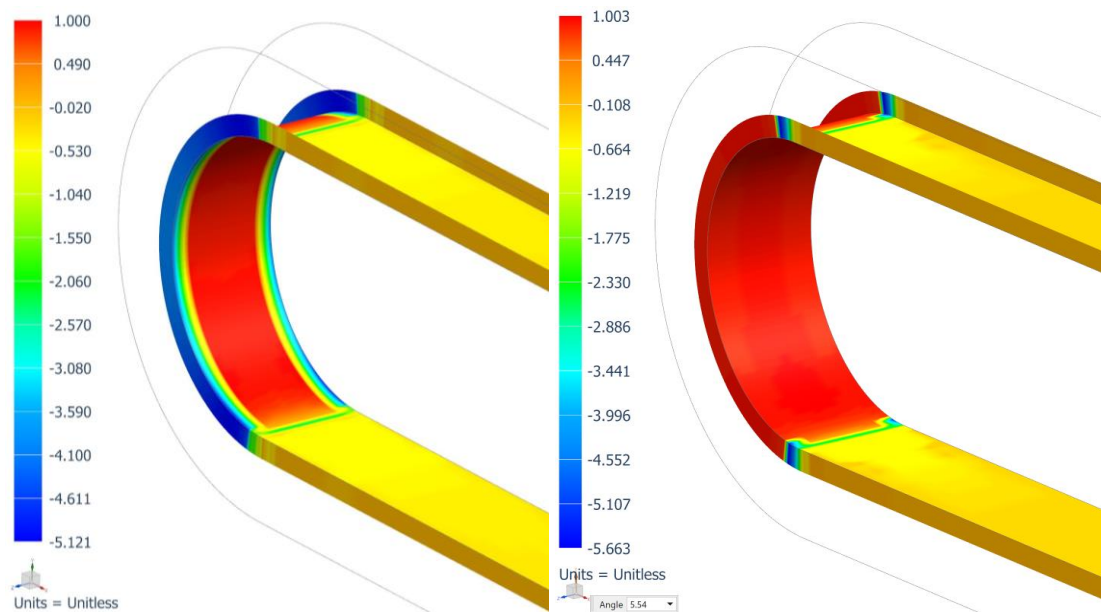


Obr. 9-20 Výsledky pevnostního kritéria maximálních napětí ve středové rovině první vrstvy pevně upnutého oka se čtyřmi návinu ( $F_{FEA-TF4\_MS-MID} = 4890$  N).

**Hillovo pevnostní kritérium** vychází z von Misesovy podmínky pro izotropní materiály a tudíž výsledkem je jeden pevnostní parametr, který může dosahovat i záporných hodnot. V tomto případě se u volně upnutých oček nachází kritická oblast mezi 15° až 70° vůči podélné rovině viz obr. 9-21 (charakter kritických oblastí je ve spodní i středové rovině téměř totožný). Podrobněji je toto pevnostní kritérium popsáno v kapitole 5.2.1.

Při porovnání s průměrnými hodnoty z experimentálních zkoušek se toto pevnostní kritérium shoduje u volně upnutých vzorků s odchylkou do 7% (do 4% u počátku porušení oka a do 7% při porovnání pevnosti prvního návinu oka).

U pevně upnutých vzorků je totožně jako u pevnostního kritéria maximálních napětí shoda mnohem nižší, a dosahuje okolo 29%. Opět je zde možné sledovat vliv napětí ve směru 22, který způsobuje rozšíření kritické oblasti i na kraje kontaktní válcové plochy.

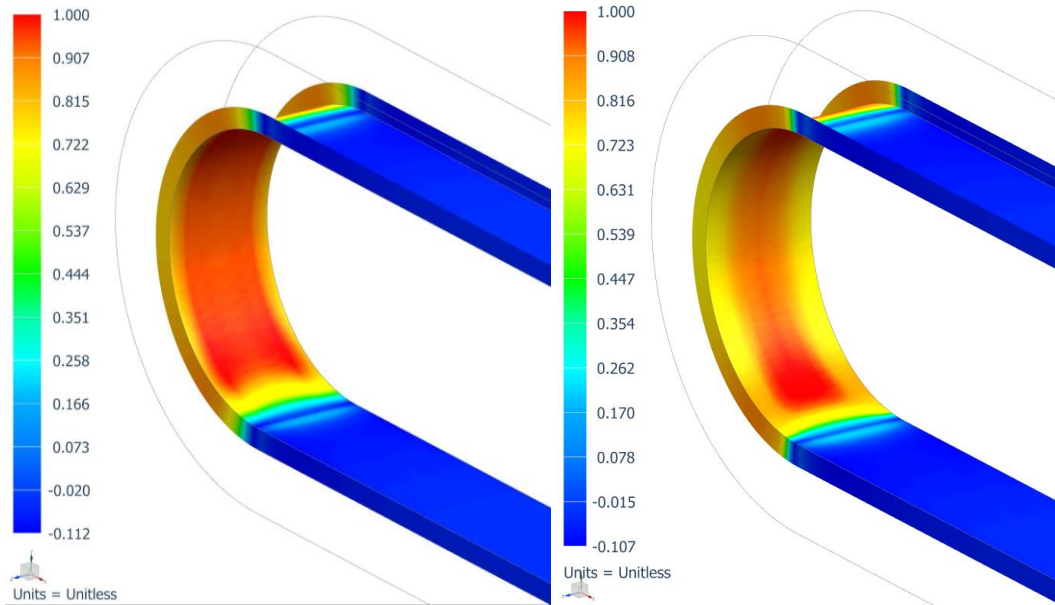


**Obr. 9-21** Výsledky Hillova pevnostního kritéria u první vrstvy oka se čtyřmi návinu (vlevo: porušení volně upnutého oka ( $F_{FEA-FF4\_HILL-MID} = 4790$  N), vpravo: porušení pevně upnutého oka ( $F_{FEA-TF4\_HILL-MID} = 4708$  N)).

**Hoffmanovo pevnostní kritérium** je rozvinuté Hillovo pevnostní kritérium, které narozdíl od něj umožňuje vyhodnotit pevnost s rozdílnými hodnotami meze pevnosti v tahu a tlaku. Podrobněji je toto kritérium popsáno v kapitole 5.2.2. Při porovnání s experimentálním měřením se výsledky MKP analýzy volně upnutých oček s tímto pevnostním kritériem shodují do 9% (do 9% u počátku porušení oka a do 3% při porovnání pevnosti prvního návinu oka). Kritická oblast se nachází u tohoto kritéria mezi 55° až 65° vůči podélné rovině oka.

U pevně upnutých vzorků dosahuje toto pevnostní kritérium nejbližší schodu ze všech použitých pevnostních kritérií, a to s odchylkou do 21% vůči experimentálnímu měření. Kritická oblast je koncentrována ve stejné oblasti, jako tomu bylo u volně upnutých vzorků, avšak na rozdíl od všech ostatních použitých kritérií zde nedochází k rozšíření kritické oblasti ke krajům kontaktní plochy oka s čepem (viz obr. 9-22).

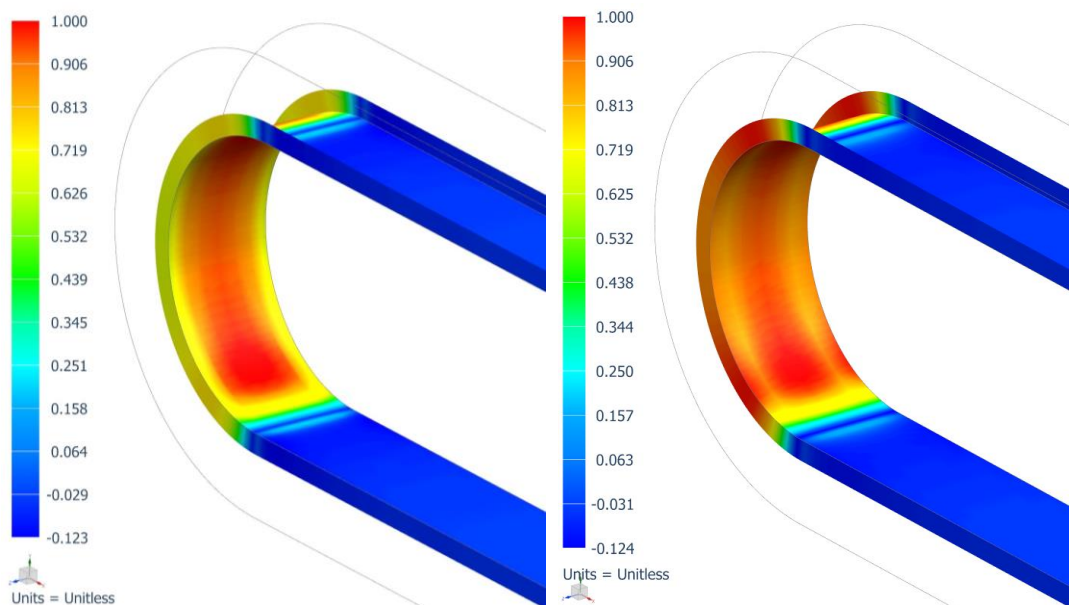




**Obr. 9-22** Výsledky Hoffmanova pevnostního kritéria u první vrstvy očka se čtyřmi návinu (vlevo: porušení volně upnutého očka ( $F_{FEA-FF4\_Hoff-MID} = 4164$  N), vpravo: porušení pevně upnutého očka ( $F_{FEA-TF4\_Hoff-MID} = 5158$  N)).

**Pevnostní kritérium Tsai-Wu** je jedním z nejčastěji používaných interaktivních pevnostních kritérií. Podrobněji je toto pevnostní kritériem popsáno v kapitole 5.2.4. Při porovnání výsledků z experimentálního měření se toto pevnostní kritérium shoduje u volně upnutých oček nejlépe, a to do 7% (do 5,5% u počátku porušení očka a do 7% při porovnání pevnosti prvního návinu očka). Nejvíce odpovídá vůči experimentálním testům i kritická oblast porušení, která se pohybuje mezi 50°- 60° vůči podélné rovině očka.

U pevně upnutých vzorků byla v tomto případě dosažena shoda s odchylkou 24%, ale i přes nepřilíživě vysokou shodu se nachází kritická oblast nejlépe porušení, ke kterému docházelo při experimentálních zkouškách (těž mezi 50°- 60° vůči podélné rovině očka).

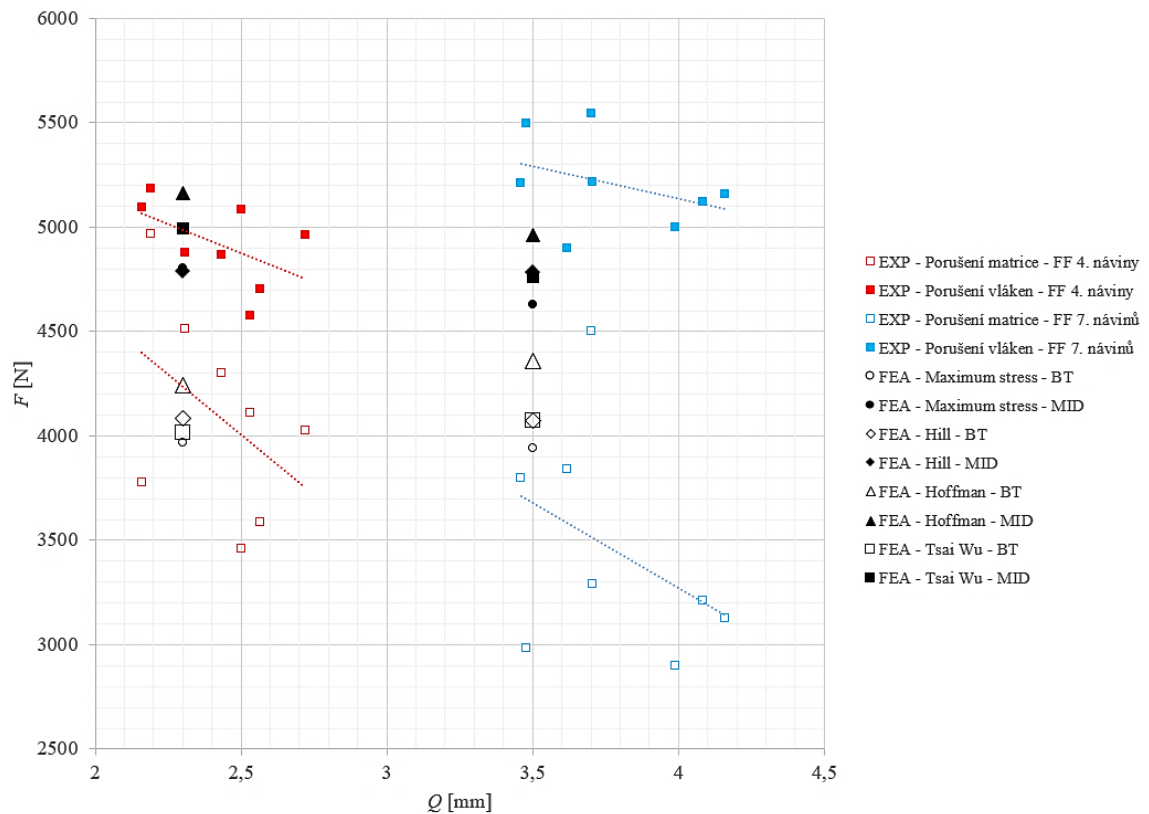


**Obr. 9-23** Výsledky pevnostního kritéria Tsai-Wu u první vrstvy očka se čtyřmi návinu (vlevo: porušení volně upnutého očka ( $F_{FEA-FF4\_TW-MID} = 4996$  N), vpravo: porušení pevně upnutého očka ( $F_{FEA-TF4\_TW-MID} = 5080$  N)).

## Výsledky analýzy volně upnutých vzorků

Na obr. 9-24 jsou shrnuty výsledky experimentálních zkoušek a MKP analýz volně upnutých oček se čtyřmi a sedmi náviny. U výsledků experimentálních zkoušek jsou uvedeny hodnoty porušení prvního náviny oka, které jsou rovny maximálnímu zatížení oka a dále porušení matrice. Hodnota porušení matrice byla stanovena za pomoci digitálně pořízených snímků z měření, jejichž záznam byl propojen se zkušebním zařízením. Tyto hodnoty lze považovat za počátek porušení oka. Z toho důvodu byly tyto hodnoty porovnávány s hodnotami porušení ve spodní rovině první vrstvy laminátu (BT) u MKP analýzy oka.

Z výsledků pevnostních kritérií vyplývá, že rozdíl s průměrnými výsledky z experimentálních zkoušek nepřesahuje 11%.

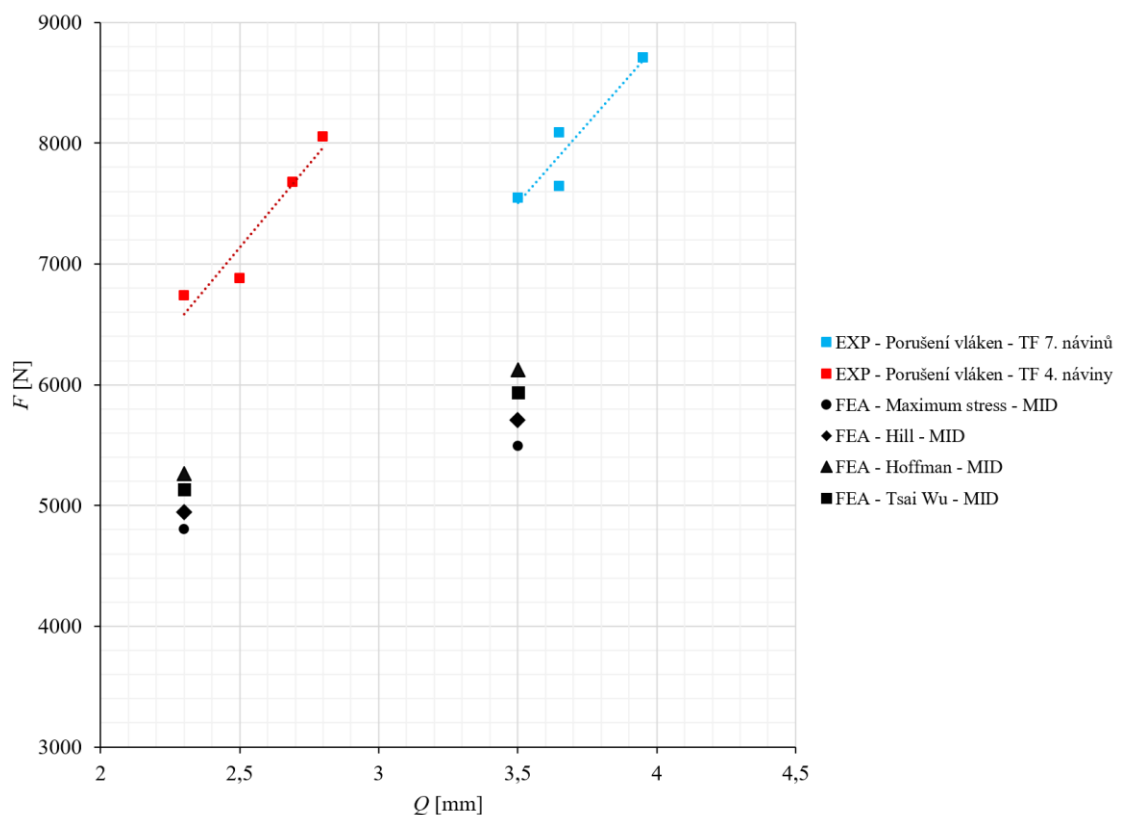


Obr. 9-24 Porovnání MKP analýzy a experimentálních zkoušek volně upnutých vzorků se 4 a 7 náviny skelného rovingu. (EXP) výsledky experimentálních zkoušek. (FEA) výsledky MKP analýz.

### Výsledky analýzy pevně upnutých vzorků

Na obr. 9-25 jsou shrnuty výsledky experimentálních zkoušek a MKP analýz pevně upnutých oček se čtyřmi a sedmi návinů. U výsledků experimentálních zkoušek jsou uvedeny hodnoty maximálního zatížení, které jsou rovny porušení prvního návinu vzorků (viz obr. 9-6).

Z výsledků pevnostních kritérií vyplývá, že rozdíl s průměrnými výsledky z experimentálních zkoušek je na rozdíl od volně upnutých vzorků značně rozdílný a pohybuje se kolem 21-29%. Na rozdíl od volně upnutých oček zde docházelo u numerických analýz oček se sedmi návinů k téměř totožnému nárůstu pevnosti, jako tomu bylo u experimentálních zkoušek. Z jednotlivých pevnostních kritérií se nejvíce blížilo reálnému poškození Hoffmanovo pevnostní kritérium. Avšak výsledky pevnostního kritéria Tsai-Wu se nejvíce blížily způsobu porušení, ke kterému docházelo u zkušebních vzorků.



Obr. 9-25 Porovnání MKP analýzy a experimentálních zkoušek pevně upnutých vzorků se 4 a 7 návinů skelného rovingu. (EXP) výsledky experimentálních zkoušek. (FEA) výsledky MKP analýz.

## 9.2 Využití aditivní technologie výroby

Z důvodů relativně vysoké odchylky pevnosti ručně navíjených vzorků integrovaných spojů a dále pro zajištění snadné výroby zkušebních a funkčních vzorků bylo v další fázi zvoleno využití speciálního typu aditivní technologie výroby. Přesněji 3D tiskárny Markforged Mark Two uvedené na obr. 9-26, která kombinuje nyní již běžnou aditivní technologii výroby (AM) typu FFF – *Fused Filament Fabrication* (jedná se o zcela totožný typ technologie jako známější pojmenování FDM – *Fused Deposition Modeling*, tento název mohou však z důvodů registrované ochrany známky používat pouze tiskárny společnosti Stratasys). Tento typ tisku využívá procesu patřícího do skupiny *Material Extrusion*, u kterého je využíváno rozehráté trysky, jež nanáší materiál ve formě filamentu v polotekutém stavu na tiskovou základnu a nanášením vrstvy po vrstvě umožňuje vytvářet prostorové díly. Jedinečnou stránkou tiskárny Markforged Mark Two je použití druhé speciální trysky, která umožňuje do již nanesené vrstvy vkládat s vysokou přesností (cca 50  $\mu\text{m}$ ) souvislá jednosměrná vlákna. Omezení spočívá pouze v základním smyslu této technologie, a to nanášení jednosměrného kontinuálního vlákna pouze v jedné rovině rovnoběžné vůči tiskové základně. Toto omezení není však v tomto případě problém.



Obr. 9-26 3D tiskárna Markforged Mark Two.

Značnou nevýhodou tohoto kroku však byla nutnost opakovat veškeré již dříve provedené kroky, tzn. stanovení mechanických parametrů materiálu a validaci výsledků navíjených spojů za využití zjednodušeného prvku (navíjeného očka). Avšak z důvodu vysoké přesnosti umístění výztuže, snadnosti výroby experimentálních vzorků a možnosti tvorby složitějších/jedinečných tvarů v oblasti tuhostní části spojky bylo opakování této části vývoje shledáno jako přijatelné.

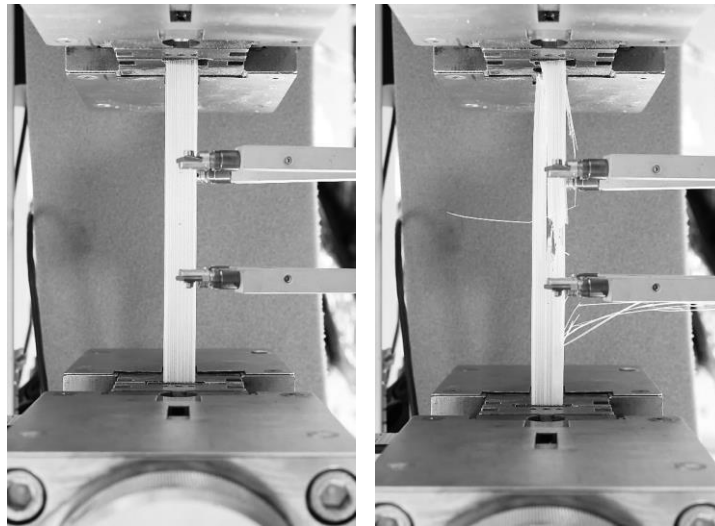
Jako matrice je možné u této tiskárny použít pouze polymer PA6 (případně PA6 s krátkými uhlíkovými vlákny). Jako výztuže je možné použít všech základních typů vláken (tzn. skelných, kevlarových a uhlíkových). V tomto případě bylo opět zvoleno skelné vlákno v kombinaci s matricí PA6 (PA6+GF).

## 9.2.1 Stanovení mechanických vlastností materiálu

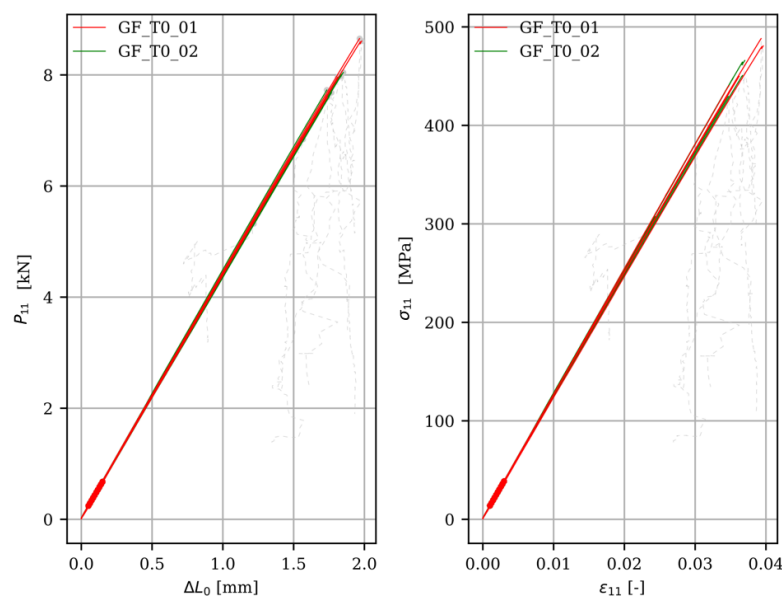
### Experimentální měření tahem

Experimentální měření tahem bylo provedeno na zkušebním zařízení Zwick Roell Z050 dle normy ASTM D 3039 [61]. Měření bylo provedeno pro tři základní hlavní směry vláken (0, 45° a 90°) vůči nejdelší straně vzorku a směru zatížení při okolní teplotě 21°C a vlhkosti prostředí 36%.

Pro stanovení mechanických vlastností ve směru výztuže 0° bylo celkem vytvořeno deset zkušebních vzorků o délce  $l = 250$  mm, průměrné šířce  $b = 14.77$  mm a průměrné tloušťce  $t = 1.12$  mm. Rozteč ramínek extenzometrů byla nastavena na  $l_{ext} = 50$  mm a rychlost čelistí zkušebního zařízení byla nastavena na 2 mm/min. Rozsah výsledků měření všech vzorků, které byly porušeny v povolených módech a byly zvoleny pro vyhodnocení se pohyboval do 5%. K porušení docházelo při průměrném zatížení  $P_{11} = 7930$  N odpovídajícímu průměrnému maximálnímu napětí ve vzorcích  $X_T = 503,2$  MPa a průměrnému modulu pružnosti  $E_1 = 12,42$  GPa.



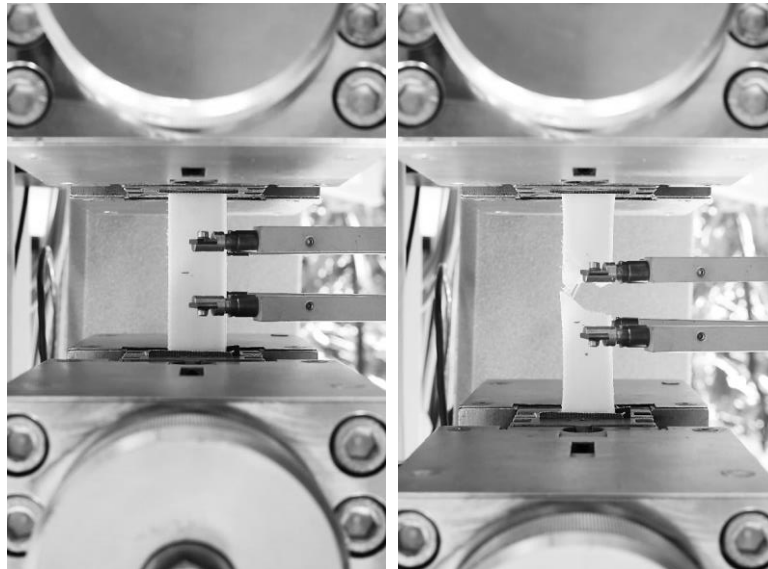
Obr. 9-27 Experimentální měření tištěných vzorků typu PA6+GF tahem s výztuží ve směru 0°: (vlevo) počátek zkoušky, (vpravo) konec zkoušky.



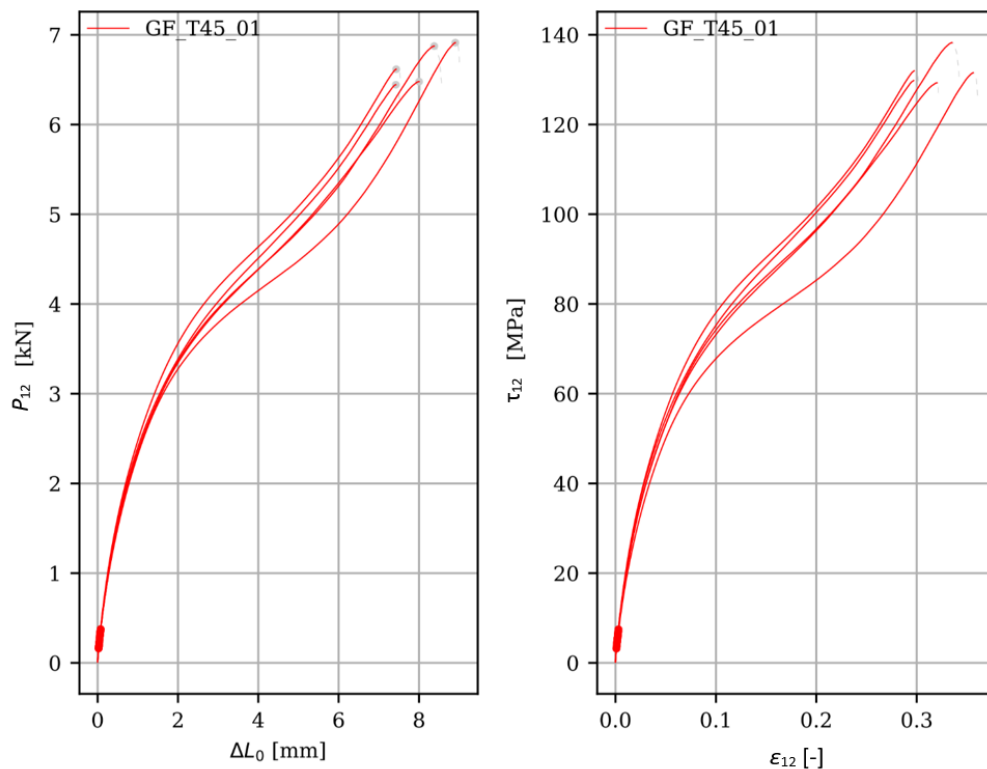
Obr. 9-28 Tahový diagram tištěných vzorků typu PA6+GF s výztuží ve směru 0°: (vlevo) tahový diagram síla-posunutí, (vpravo) tahový diagram napětí-deformace.



Pro stanovení mechanických vlastností ve směru výztuže  $45^\circ$  bylo celkem vytvořeno pět zkušebních vzorků o délce  $l = 120$  mm, průměrné šířce  $b = 24.97$  mm a průměrné tloušťce  $t = 1,85$  mm. Rozteč ramínek extenzometru byla nastavena na  $l_{ext} = 25$  mm a rychlost čelistí zkušebního zařízení byla nastavena na 2 mm/min. Rozsah výsledků měření všech vzorků, které byly porušeny v povolených módech a byly zvoleny pro vyhodnocení, se pohyboval do 3%. K porušení docházelo při průměrném zatížení  $P_{12} = 6665$  N odpovídajícímu průměrnému maximálnímu napětí ve vzorcích  $S_{12} = 148,8$  MPa a průměrném modulu pružnosti  $G_{12} = 2,136$  GPa.

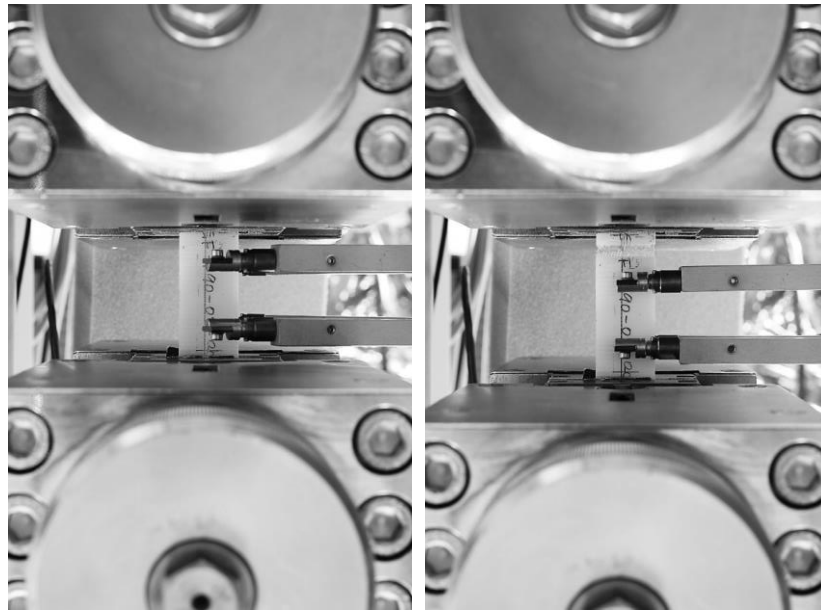


Obr. 9-29 Experimentální měření tištěných vzorků typu PA6+GF tahem s výztuží ve směru  $45^\circ$ : (vlevo) počátek zkoušky, (vpravo) konec zkoušky.

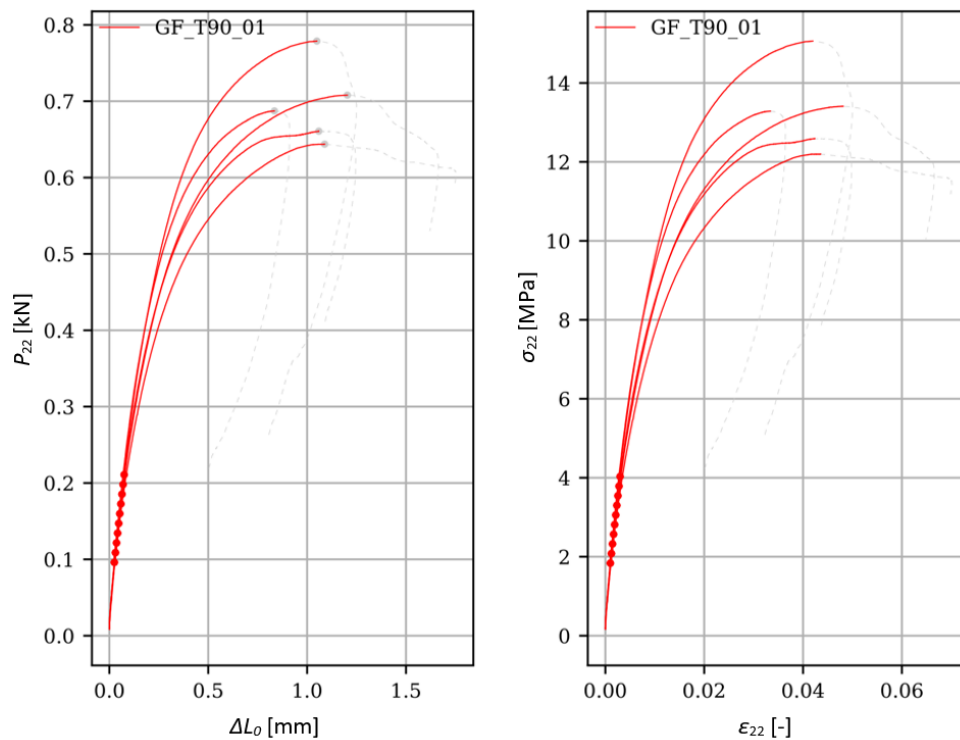


Obr. 9-30 Tahový diagram tištěných vzorků typu PA6+GF s výztuží ve směru  $45^\circ$ : (vlevo) tahový diagram síla-posunutí, (vpravo) tahový diagram napětí-deformace.

Pro stanovení mechanických vlastností ve směru výztuže  $90^\circ$  bylo celkem vytvořeno pět zkušebních vzorků o délce  $l = 100$  mm, průměrné šířce  $b = 24$  mm a průměrné tloušťce  $t = 1,8$  mm. Rozteč ramínek extenzometru byla nastavena na  $l_{ext} = 25$  mm a rychlost čelistí zkušebního zařízení byla nastavena na 2 mm/min. Rozsah výsledků měření všech vzorků, které byly porušeny v povolených módech a byly zvoleny pro vyhodnocení, se pohyboval do 7 %. K porušení docházelo při průměrném zatížení  $P_{22} = 704$  N odpovídajícímu průměrnému maximálnímu napětí ve vzorcích  $Y_T = 16,93$  MPa a průměrném modulu pružnosti  $E_2 = 1,113$  GPa.



Obr. 9-31 Experimentální měření tištěných vzorků typu PA6+GF tahem s výztuží ve směru  $90^\circ$ : (vlevo) počátek zkoušky, (vpravo) konec zkoušky.

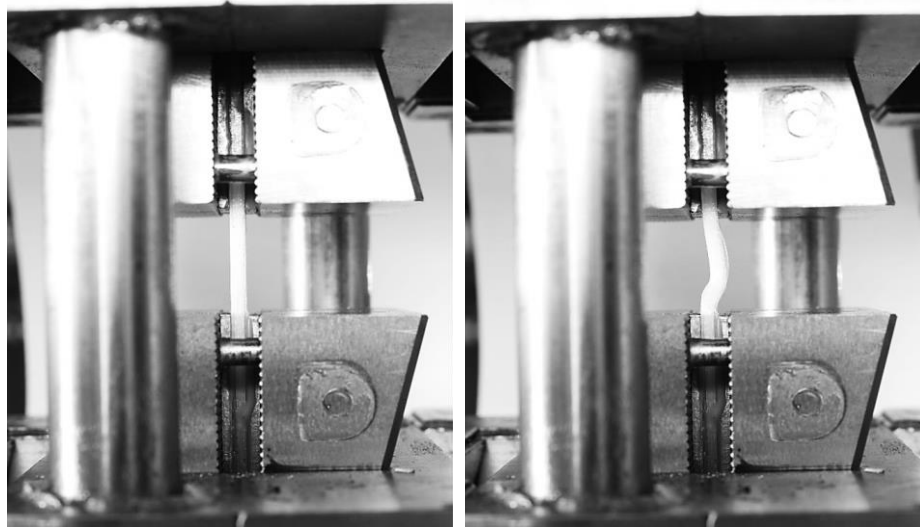


Obr. 9-32 Tahový diagram tištěných vzorků typu PA6+GF s výztuží ve směru  $90^\circ$ : (vlevo) tahový diagram síla-posunutí, (vpravo) tahový diagram napětí-deformace.

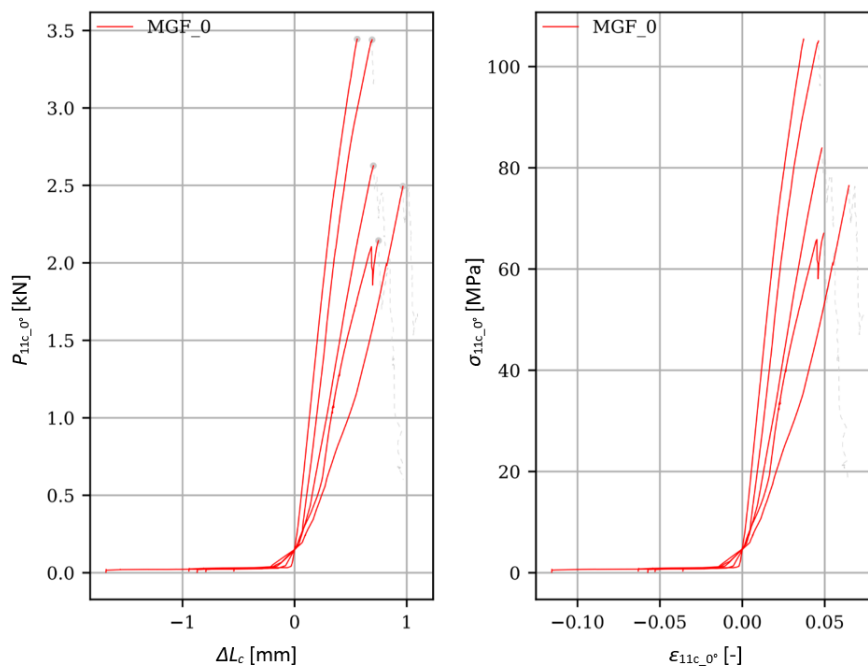
## Experimentální měření tlakem

Experimentální měření tlakem bylo provedeno na zkušebním zařízení Zwick Roell Z050 dle normy ASTM D 3410. Měření bylo provedeno pro dva základní hlavní směry vláken ( $0^\circ$  a  $90^\circ$ ) při okolní teplotě  $20^\circ\text{C}$  a vlhkosti prostředí 34 %.

Pro stanovení mechanických vlastností v tlaku ve směru výztuže  $0^\circ$  bylo celkem vytvořeno pět zkušebních vzorků o délce  $l = 125\text{ mm}$ , průměrné šířce  $b = 15.05\text{ mm}$  a průměrné tloušťce  $t = 1,84\text{ mm}$ . Rozteč nalepených ocelových příložek (o délce  $l_p = 55\text{ mm}$ ) se pohybovala průměrně v délce  $l_g = 14,93\text{ mm}$  a rychlost čelistí zkušebního zařízení byla nastavena na  $2\text{ mm/min}$ . Rozsah výsledků měření všech vzorků, které byly porušeny v povolených módech a byly zvoleny pro vyhodnocení, se pohyboval do 17 %. K porušení docházelo při průměrném zatížení  $P_{11c} = 2830\text{ N}$  odpovídajícímu průměrnému maximálnímu napětí ve vzorcích  $X_C = 107,2\text{ MPa}$ .

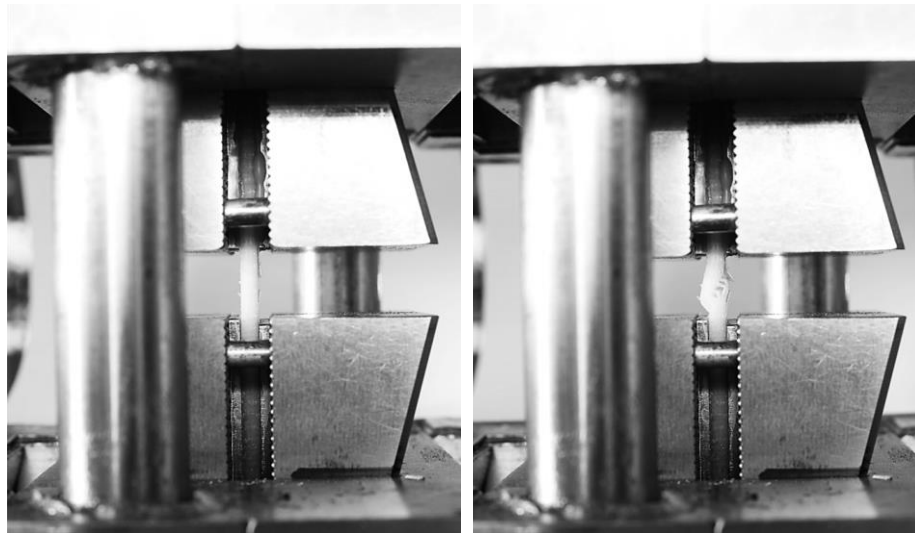


Obr. 9-33 Experimentální měření tištěných vzorků typu PA6+GF tlakem s výztuží ve směru  $0^\circ$ : (vlevo) počátek zkoušky, (vpravo) konec zkoušky.

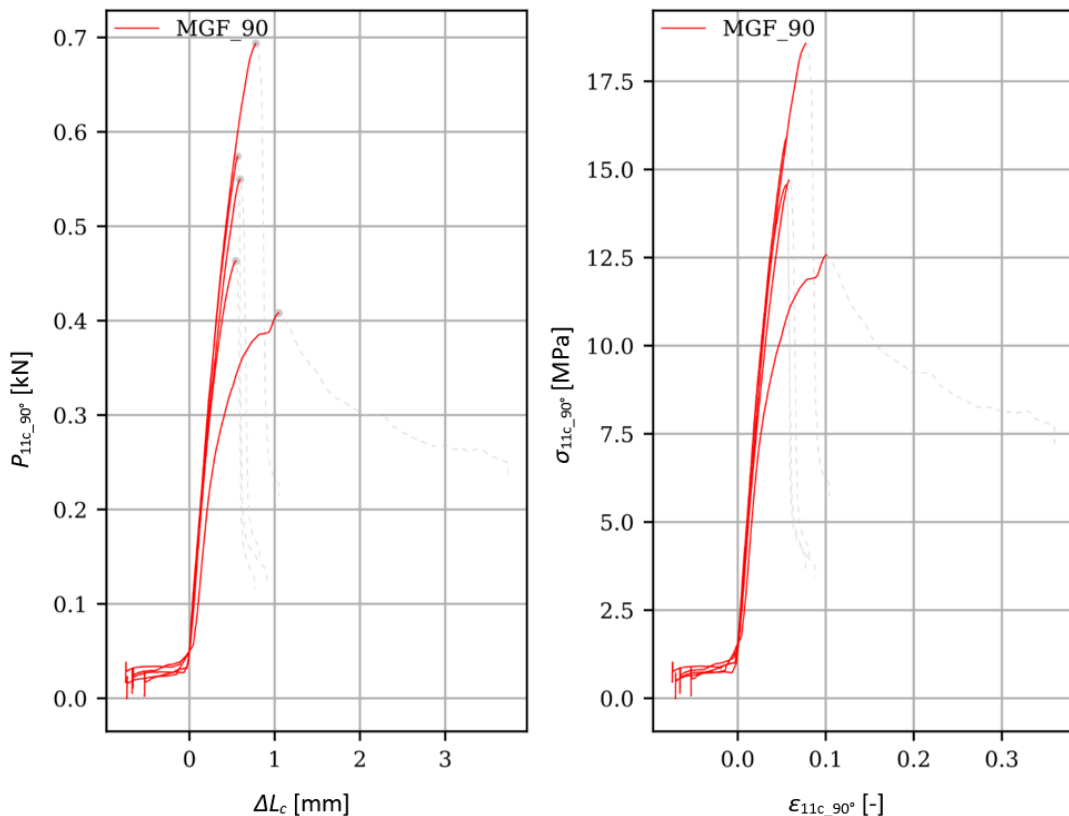


Obr. 9-34 Tlakový diagram tištěných vzorků typu PA6+GF s výztuží ve směru  $0^\circ$ : (vlevo) tahový diagram síla-posunutí, (vpravo) tahový diagram napětí-deformace.

Pro stanovení mechanických vlastností v tlaku ve směru výztuže  $90^\circ$  bylo celkem vytvořeno pět zkušebních vzorků o délce  $l = 120$  mm, průměrné šířce  $b = 15.05$  mm a průměrné tloušťce  $t = 1.89$  mm. Rozteč nalepených ocelových příložek (o délce  $l_p = 55$  mm) se pohybovala průměrně v délce  $l_g = 10.38$  mm a rychlost čelistí zkušebního zařízení byla nastavena na 2 mm/min. Rozsah výsledků měření všech vzorků, které byly porušeny v povolených módech a byly zvoleny pro vyhodnocení, se pohyboval do 12 %. K porušení docházelo při průměrném zatížení  $P_{11c,90^\circ} = 538$  N odpovídajícímu průměrnému maximálnímu napětí ve vzorcích  $Y_C = 19.83$  MPa.



Obr. 9-35 Experimentální měření tištěných vzorků typu PA6+GF tlakem s výztuží ve směru  $0^\circ$ : (vlevo) počátek zkoušky, (vpravo) konec zkoušky.

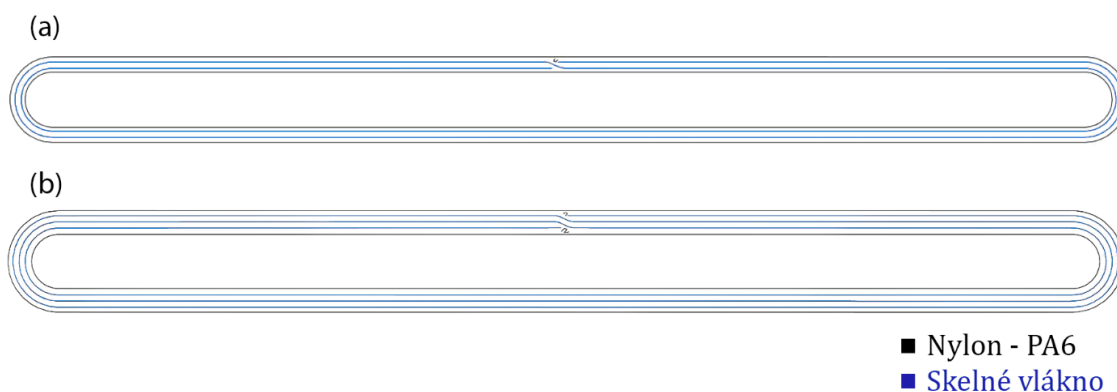


Obr. 9-36 Tlakový diagram tištěných vzorků typu PA6+GF s výztuží ve směru  $90^\circ$ : (vlevo) tahový diagram síla-posunutí, (vpravo) tahový diagram napětí-deformace.

## 9.2.2 Stanovení pevnosti tištěných integrovaných spojů

Totožně jako u předchozího materiálu byla stanovena pevnost ovíjeného (integrovaného) spoje za využití zjednodušených prvků ve formě oček.

Celkem bylo vytištěno čtrnáct zkušebních vzorků (sedm o šířce stěny očka  $Q = 2,8$  mm a sedm o šířce stěny očka  $Q = 3,8$  mm, viz obr. 9-3). Na obr. 9-37 jsou uvedeny trajektorie tisku obou variant. Šířka tisku jedné trajektorie vlákna je 1 mm tzn. pro první variantu (2,8 mm) bylo použito dvou trajektorií (návinů) u druhé tří. Zbývající tloušťka je tisk minimální tloušťky vnější stěny, u které není možno výztužného vlákna použít. V následujícím textu budou tyto dvě varianty značeny totožně jako tomu bylo u ručně navíjených oček tzn. varianta se dvěma a třemi návinu. Tloušťka oček byla použita totožná jako u ručně navíjených  $t = 3$  mm. Celkem bylo vytištěno 30 vrstev, u kterých byl nastaven počátek/konec kladení vláken vždy ve středové oblasti očka kde nedochází ke kontaktu s uložením (čepem) a koncentraci nejvyššího napětí.



**Obr. 9-37** Trajektorie tisku zkušebních vzorků oček: (a) varianta se dvěma návinu -  $Q = 2,8$ mm, (b) varianta se třemi návinu -  $Q = 3,8$ mm.

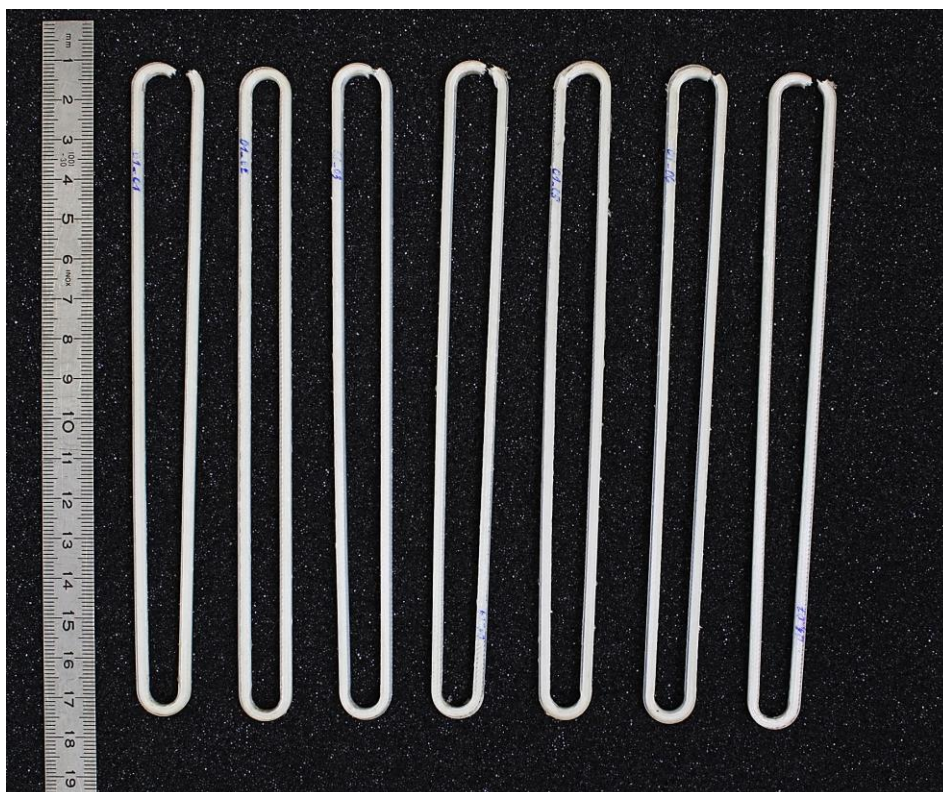
Očka byla testována tahem jako pevně uchycená (viz obr. 9-5 a obr. 9-38) na zkušebním zařízení Zwick Roell Z050 se silovou buňkou 50 kN při teplotě 21 °C s nastavenou rychlostí čelistí 0,5 mm/s. Volné uchycení oček již v tomto případě nebylo testováno, jelikož není příliš využíváno a dále u něj nedochází k výrazné víceosé napjatosti. Je tudíž pro stanovení pevnosti za využití numerické simulace vhodnější.





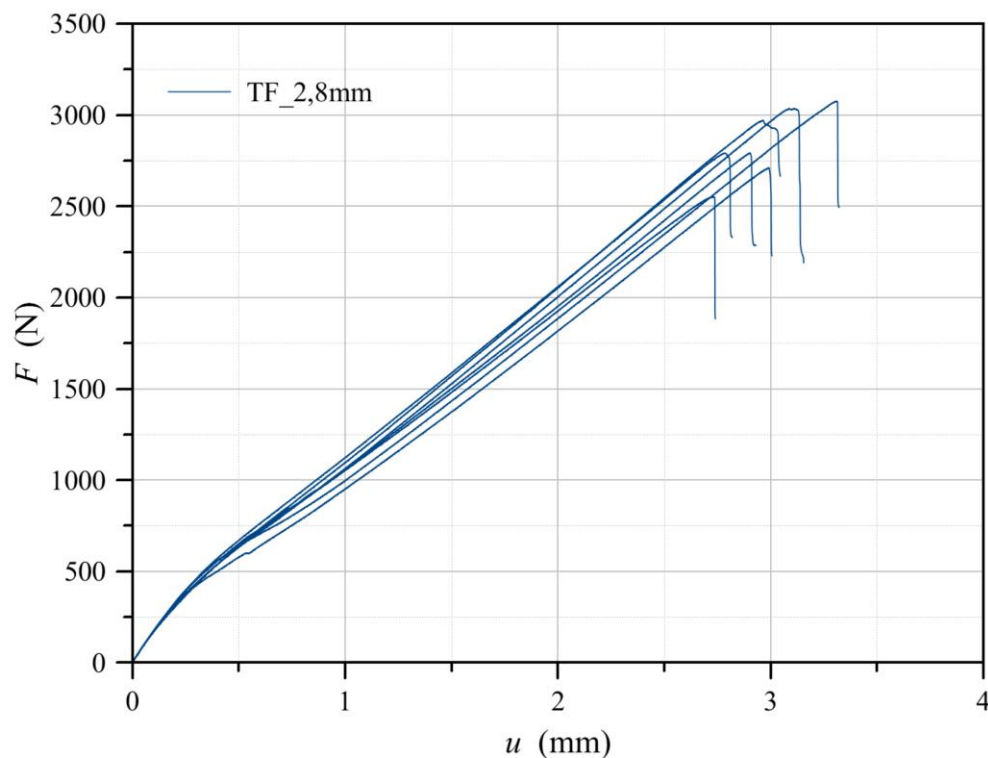
Obr. 9-38 Experimentální měření pevně uchycených oček na zařízení Zwick Roell Z050.

U obou variant tištěných oček docházelo u všech vzorků k porušení v totožné oblasti, jako tomu bylo u ručně navíjených vzorků, a to cca 45° od roviny procházející osou čepu, která je kolmá vůči v podélné rovině vzorku (rovině procházející mezi osami otvorů vzorku).



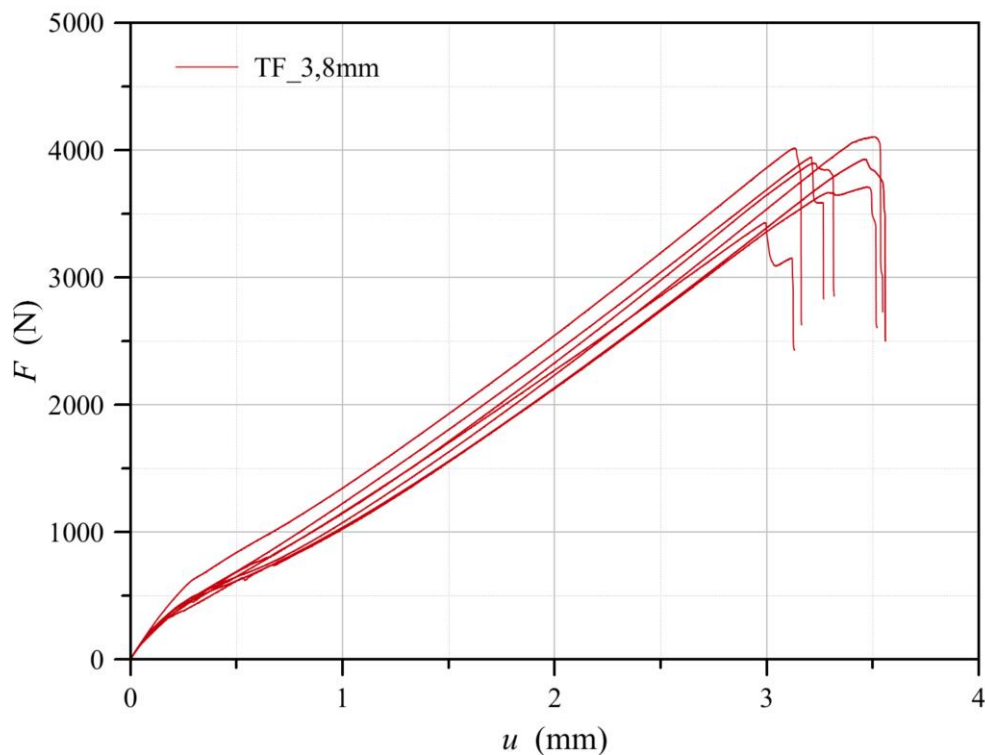
Obr. 9-39 Zkušební vzorky oček se dvěma náviny po zkoušce tahem.

U oček se dvěma náviny výztuže docházelo průměrně k porušení při zatížení  $F_{TF2\_exp} = 3053$  N viz obr. 9-40.



Obr. 9-40 Diagram tahové zkoušky zatížení-posuvu oček se dvěma náviny.

U oček se třemi náviny výztuže vzrostla pevnost o 25% a docházelo průměrně k porušení při zatížení  $F_{TF3\_exp} = 4050$  N, viz obr. 9-41.



Obr. 9-41 Diagram tahové zkoušky zatížení-posuvu oček se třemi náviny.

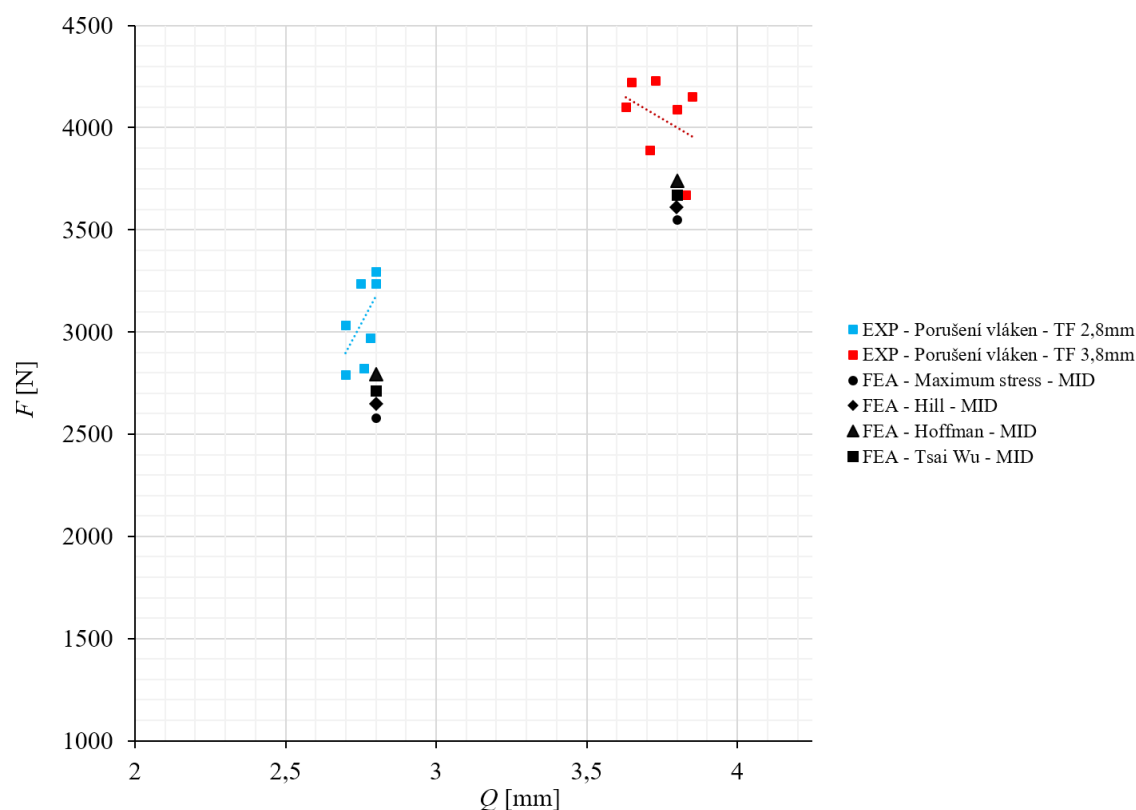
Následně bylo opět provedeno porovnání experimentálně získaných dat s numerickou simulací. K tomu byl využit totožný MKP model, který byl použit u ručně navíjených vzorků v kapitole 9.1.2., který byl upraven z hlediska mechanických parametrů získaných předchozím měřením (viz tab. 9-3) a dále byla provedena změna geometrických parametrů dle naměřených průměrných hodnot vytištěných zkušebních vzorků.

$E_1$	(MPa)	12420	Youngův modul pružnosti ve směru 11
$E_2$	(MPa)	1113	Youngův modul pružnosti ve směru 22
$G_{12}$	(MPa)	3490	Modul pružnosti ve smyku v rovině 12
$\nu_{12}$	(-)	0,27	Poissonovo číslo, rovina 12
$X_T$	(MPa)	503,2	Maximální napětí v tahu ve směru 11
$X_C$	(MPa)	107,2	Maximální napětí v tlaku ve směru 11
$Y_T$	(MPa)	16,9	Maximální napětí v tahu ve směru 22
$Y_C$	(MPa)	19,83	Maximální napětí v tlaku ve směru 22
$S_{12}$	(MPa)	148,4	Maximální napětí ve smyku v rovině 12

Tab. 9-3 Mechanické a pevnostní parametry tištěných vzorků (PA + skelná vlákna).

Na obr. 9-42 je uvedeno porovnání pevnosti zkušebních oček podrobených experimentálnímu měření a numerické simulace s použitím pevnostních kritérií maximálního napětí, Hillovo, Hoffmanovo a Tsai Wu.

Z výsledků vyplývá, že nejbližší se nachází (totožně jako u ručně navíjených vzorků) Hoffmanovo pevnostní kritérium (shoda do 9 %), ale též z hlediska oblasti (charakteru) poškození nejvíce odpovídá pevnostní kritérium Tsai Wu (se shodou do 12 %). Pevnostní kritérium Tsai Wu bylo z tohoto důvodu zvoleno jako nejvhodnější.



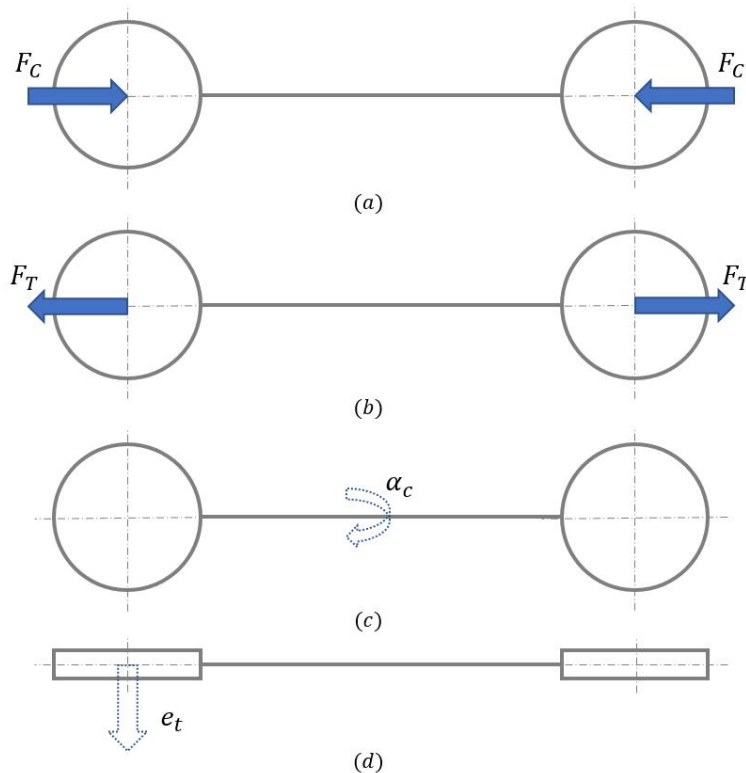
Obr. 9-42 Porovnání MKP analýzy a experimentálních zkoušek tištěných pevně upnutých vzorků se 2 a 3 návinými skelného rovingu: (EXP) výsledky experimentálních zkoušek. (FEA) výsledky MKP analýz.



### 9.3 Tuhostní oblast univerzální spojky

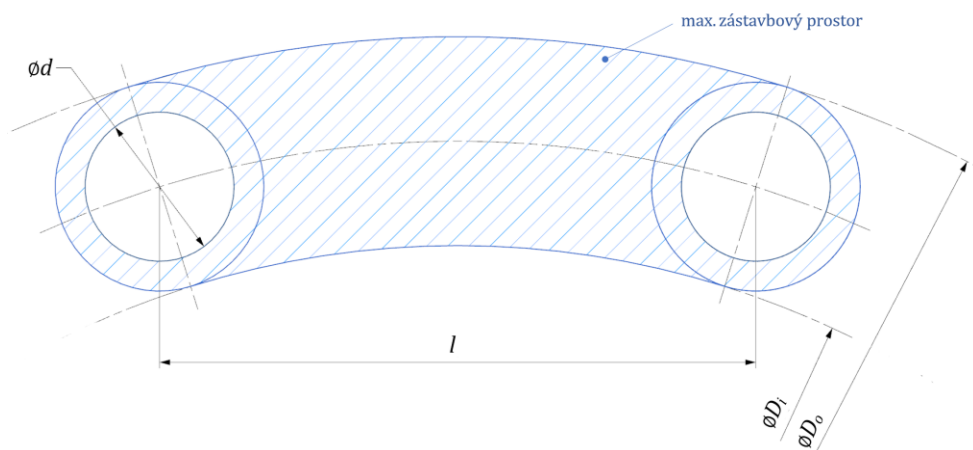
Cílem konstrukce univerzální spojky je přenos tahového, tlakového, ohybového a kardanického typu zatížení mezi dvěma body s požadovanou poddajností.

V tomto případě byla vybrána spojka pracující v cylindricky uspořádané sestavě, která musí umožňovat příčné vybočení (ohyb) až  $e_t = 4$  mm a kardanický pohyb (natočení vůči podélné ose mezi body) až  $\alpha_c = 5^\circ$  při maximálním zatížení v tahu (nebo tlaku)  $F_T$  ( $F_C$ ) = 6 kN, viz obr. 9-43.



Obr. 9-43 Zátěžné stavy univerzální spojky: (a) namáhání tlakem, (b) namáhání tahem, (c) kardanický pohyb, (d) boční vybočení.

Přičemž nesmí dojít k vybočení komponenty mimo zadané zástavbové limity. Zvolené geometrické parametry a limity jsou uvedeny na obr. 9-44 a v tab. 9-4.



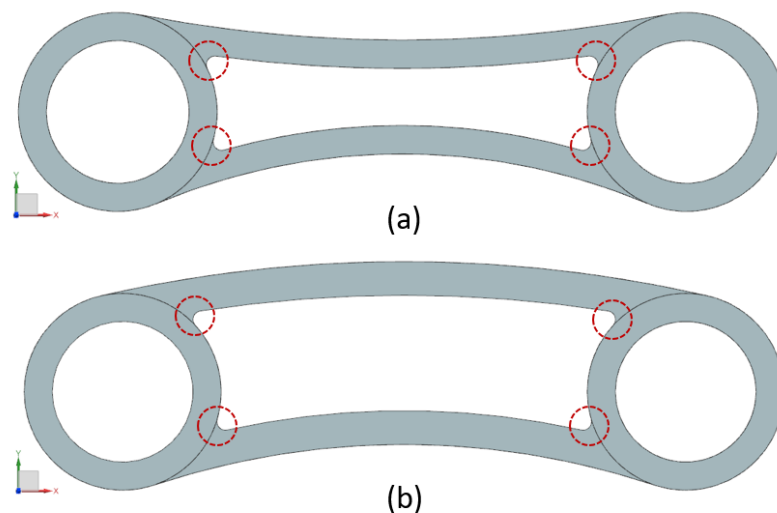
Obr. 9-44 Schéma základních geometrických parametrů univerzální spojky.

$\varnothing d$ (mm)	50	Průměr přípojných otvorů
$l$ (mm)	200	Rozteč přípojných otvorů
$t$ (mm)	30	Maximální šířka spojky
$\varnothing D_i$ (mm)	600	Maximální vnitřní průměr zástavby
$\varnothing D_o$ (mm)	740	Minimální vnější průměr zástavby

Tab. 9-4 Základní specifikované geometrické parametry (limity) univerzální spojky.

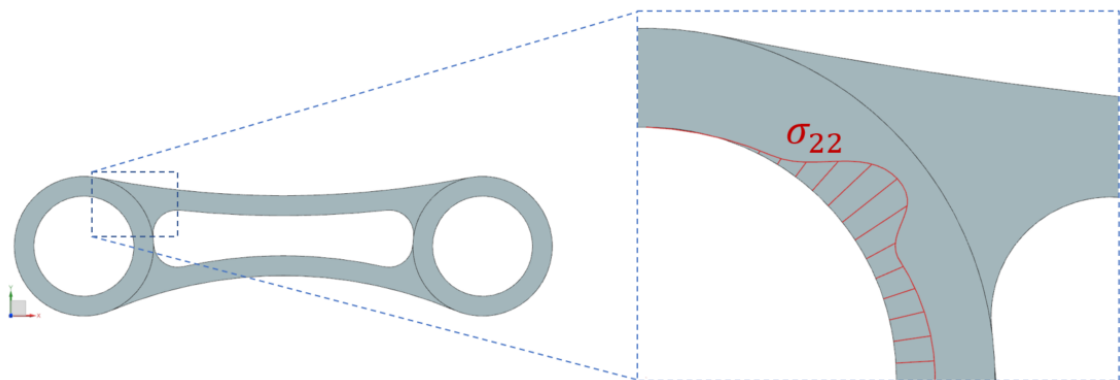
V počáteční fázi bylo provedeno hledání nejvhodnější základní geometrie tuhostní části spojky, a to vše s ohledem na technologii výroby, jelikož i přesto, že zvolená technologie (3D tisk) umožňuje vytvořit i velmi složitou geometrii, stále nepodporuje křížení vláken a je nutné se nacházet s kladením pouze v jedné rovině.

Z hlediska zatížení bylo problematické zejména zajištění přenosu střídavého zatížení v tahu a tlaku, u kterého nebylo možné použít koncepci základního „otevřeného“ očka. To bylo ověřeno v prvním kroku návrhu, u kterého docházelo k vysoké koncentraci napětí u vnitřních rádiusových přechodů otevřené středové oblasti, jak je naznačeno v obr. 9-45.



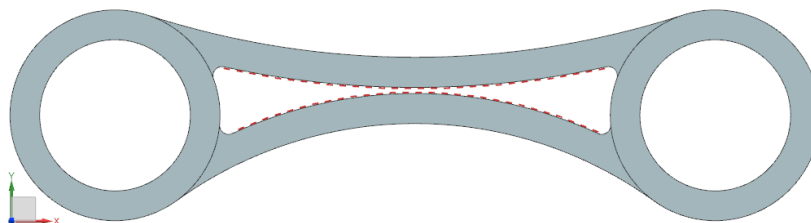
Obr. 9-45 Základní koncepce univerzální spojky s vyznačením oblastí s vysokou koncentrací napětí.

Při pokusu o snížení toho napětí vyvolaného od zatížení tahem/tlakem, a to doplněním materiálu v přechodových oblastech, docházelo ke zvýšení lokální tuhosti této oblasti a vlivem toho lokálně k značnému nárůstu radiálního napětí na stěnách úchytných otvorů při zatížení tlakem.



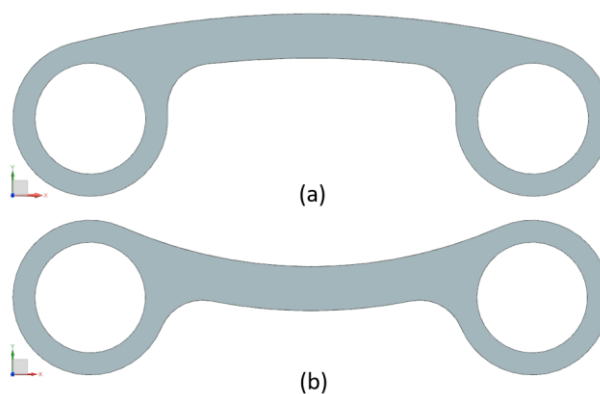
Obr. 9-46 Zvýšení tuhosti přechodových oblastí vnitřní oblasti spojky.

V další fázi byla nalezena konstrukce, jenž zajišťuje odstranění napětí u ostrých přechodů vlivem progresivní charakteristiky tuhosti vyvolané opřením vnitřních nožiček o sebe před dosažením kritického zatížení tlakem. Tato varianta, byla však vyloučena po aplikaci kombinovaných typů zatížení, zejména: tlak + kardanické + ohyb, u kterých docházelo k příliš vysoké koncentraci smykových složek napětí v přechodových oblastech.



Obr. 9-47 Univerzální spojka s progresivní charakteristikou tuhosti při zatížení v tlaku.

Jako nejvhodnější byly následně zvoleny dvě varianty (typu C a I) se spojitou centrální částí, u kterých byly oblasti s vysokou koncentrací napětí značně poníženy. Konstrukce varianty typu C je vhodná zejména pro přenos tlakového a kardanického zatížení. Varianta typu I je naopak vhodná pro přenos tahového a ohybového zatížení. Z těchto důvodů bylo zvoleno použít kombinaci obou variant.

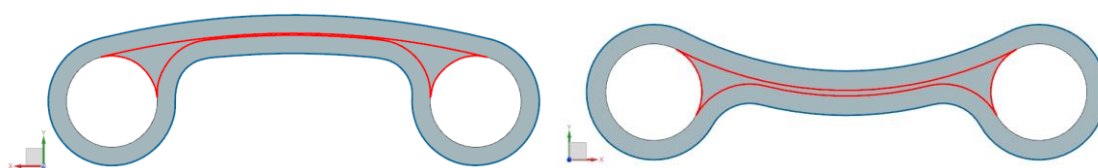


Obr. 9-48 Univerzální spojka se spojitou centrální částí: (a) varianta typu C, (b) varianta typu I.

### 9.3.1 Geometrická optimalizace tuhostní části univerzální spojky

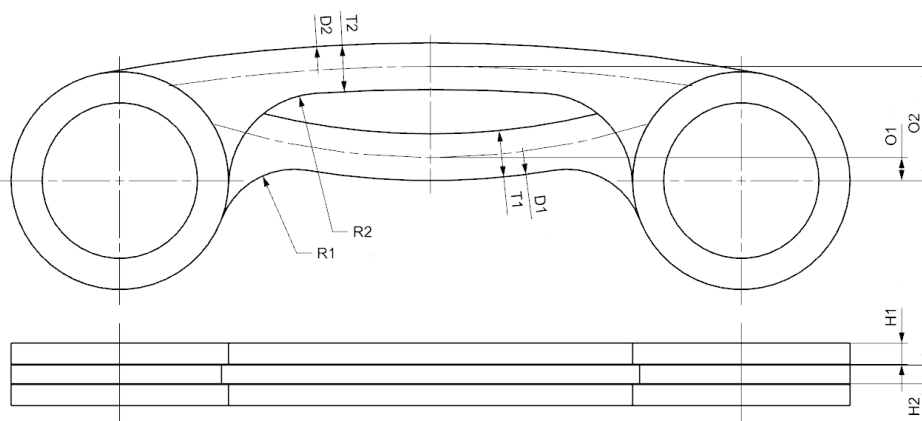
Pro nalezení nejvhodnější geometrie spojky s ohledem na požadavky z hlediska zatížení bylo zvoleno použití geometrické optimalizace. K tomu bylo využito modulu pro geometrickou optimalizaci, který je obsažen v softwaru Siemens NX Simcenter 11.

MKP model spojky byl vytvořen za využití šestistěnných elementů druhého řádu typu CBRICK20 o průměrné velikosti 1,75mm. Materiálová orientace byla zvolena s ohledem na následnou technologii výroby, a to kolineárně kolem dvou základních smyček (hran) modelu. První smyčka byla zvolena po vnějším obvodu spojky a její šíře je rovna tloušťce stěny oka spojky. Druhá smyčka byla použita uvnitř zbylého objemu spojky, viz obr. 9-49. Zbylé dva směry byly aplikovány kolmo vůči prvnímu.



Obr. 9-49 Schéma materiálové orientace vláken prvního návinnu.

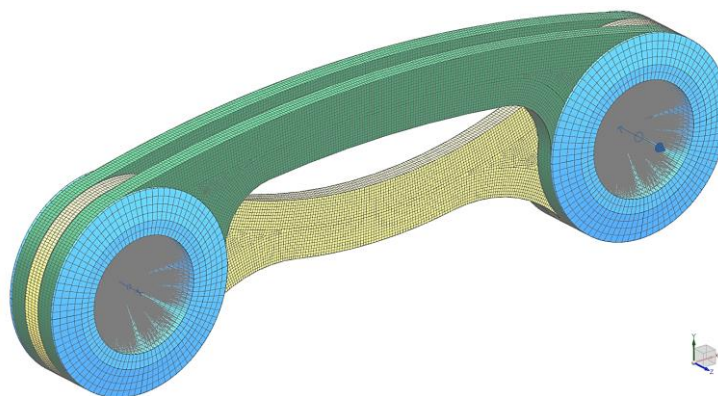
Optimalizace byla aplikována na základní zvolenou geometrii ve formě kombinace C a I varianty. Jako objektivní funkce optimalizace bylo zvoleno hledání konstrukce o co nejnižší hmotnosti. Jako vstupní proměnné bylo zvoleno deset geometrických parametrů spojky (2x pět parametrů pro každý ze segmentů: průměr opsané kružnice centrální části  $D_i$ , šířka vnitřní části  $T_i$ , poloměr vnitřních přechodových rádiusů  $R_i$  a celková tloušťka segmentu  $H_i$  (kde  $i = 1$  pro segment spojky typu C a  $i = 2$  pro segment spojky typu I)) a dále dvě omezení z hlediska požadované tuhosti: minimální podélná tuhost spojky nesmí být nižší než  $k_{x\_min} = 6$  kN/mm a maximální příčná tuhost nesmí být vyšší než  $k_{z\_max} = 300$  N/mm.



Obr. 9-50 Schéma vstupních geometrických proměnných pro strukturální optimalizaci univerzální spojky.

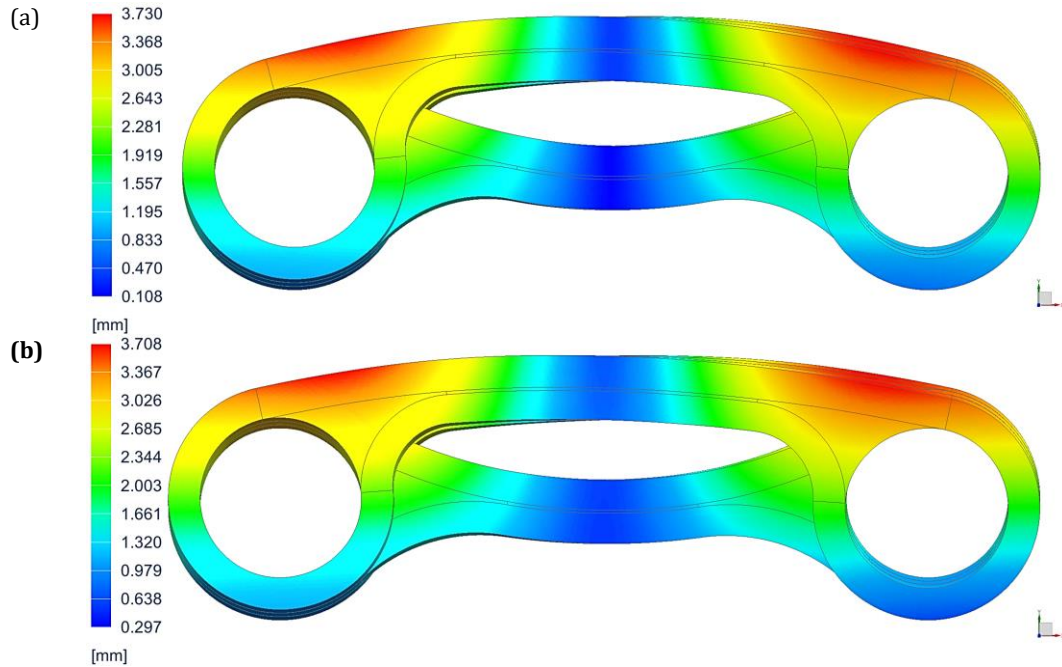
Omezeních optimalizace bylo zvoleno celkem osm. Šest bylo aplikováno na všechny složky hlavních napětí (tři hlavní normálová napětí a tři smyková se zahrnutím koeficientu bezpečnosti  $k = 1,25$  – takto nízká hodnota byla zvolena z důvodů toho, že se již jedná o kombinaci všech kritických zátěžných stavů, ke které by nemělo docházet) a zbylé dvě omezení byla vytvořena z hlediska maximální přípustné deformace v radiálním směru (tak aby nedošlo k vybočení spojky mimo přípustný zástavbový prostor, viz obr. 9-44).

Úloha byla řešena pro dva kritické zátěžné stavy: zatížení tlakem + ohybem + kardanickým natočením a dále pro zatížení tahem + ohybem + kardanickým natočením. Mezi jednotlivé komponenty spojky byla aplikována kontaktní podmínka typu *Surface to Surface Contact*. Uložení bylo provedeno za využití pomocných ocelových pouzder, které zajišťují i boční vedení do jejichž středových otvorů byly aplikovány pomocné 1D sítě typu RBE2. Uložení bylo provedeno v cylindrickém souřadném systému: u prvního čepu byl odebrán radiální směr  $R$  (vůči středu uvažované sestavy) a osový směr  $Z$ . Do tečného směru  $T$  bylo následně aplikováno zatížení, u druhého čepu byly odebrány veškeré stupně volnosti.



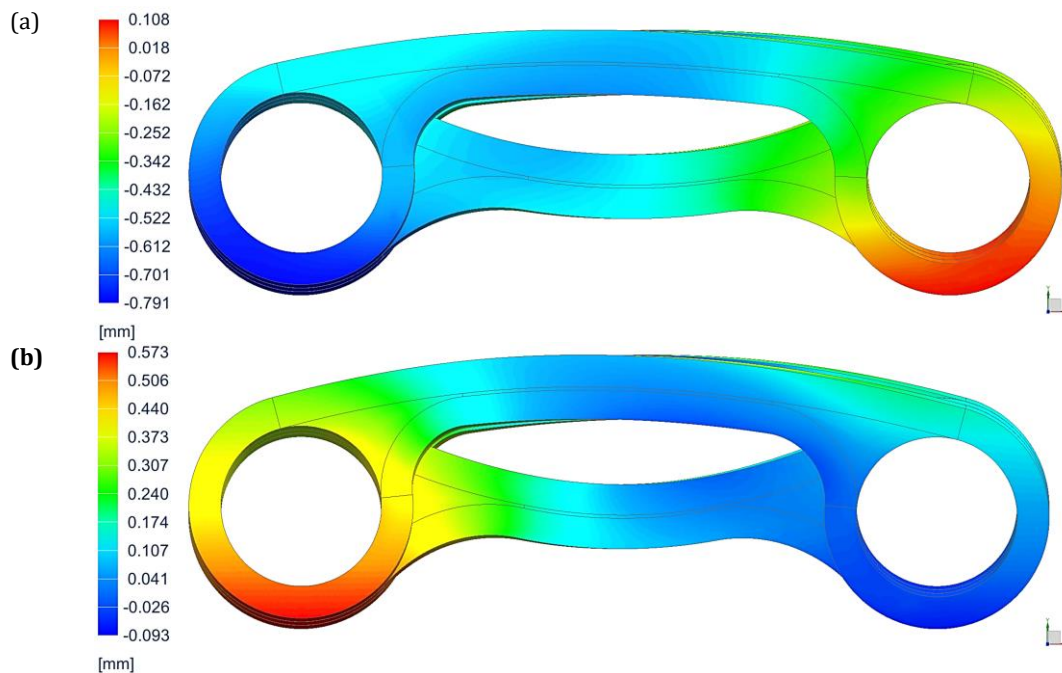
Obr. 9-51 MKP model univerzální spojky: (zelená) segmenty spojky typu C, (žlutá) segment spojky typu I, (modrá) pomocná pouzdra pro uložení.

Nejvhodnější řešení splňující veškeré zadané omezení bylo nalezeno po celkem 62 iteračních cyklech strukturální optimalizace o hmotnosti  $m_{us} = 0,227$  kg. Výsledky celkové deformace spojky jsou uvedeny na obr. 9-52.



Obr. 9-52 Celkové posunutí univerzální spojky: (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku..

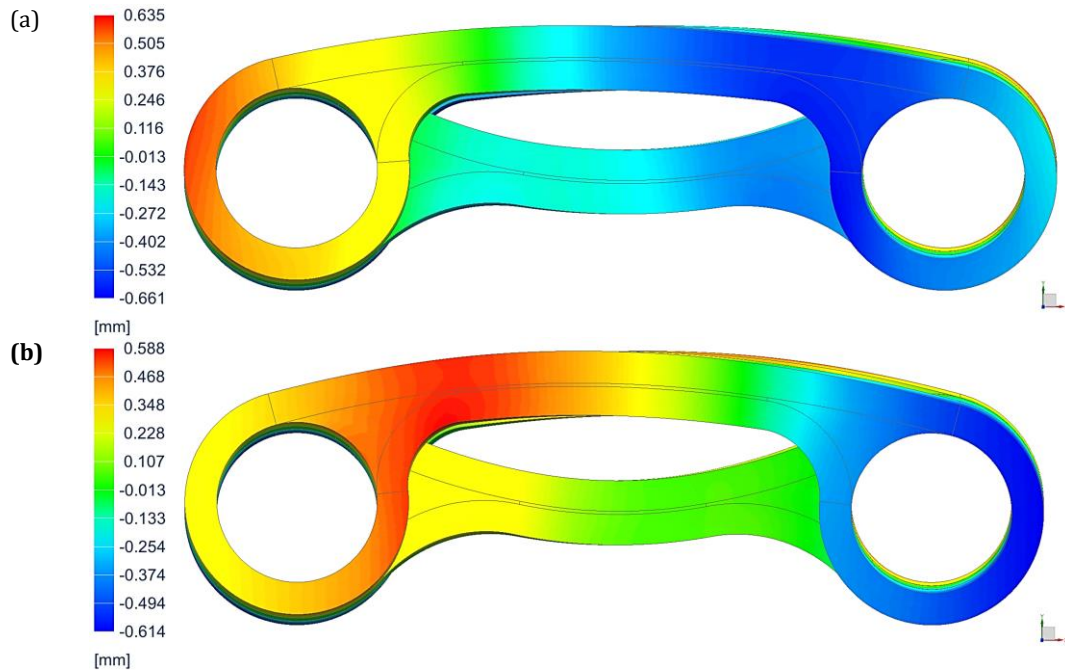
Z výsledků vyplývá, že nalezené řešení dosahuje podélné tuhosti spojky v tahu  $k_{x,t} = 7,78$  kN/mm a v tlaku dokonce  $k_{x,c} = 12,86$  kN/mm, přičemž požadavkem byla minimální podélná tuhost  $k_{x,min} = 6$  kN/mm.



Obr. 9-53 Posuv v podélném směru - osa x (mm): (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku.

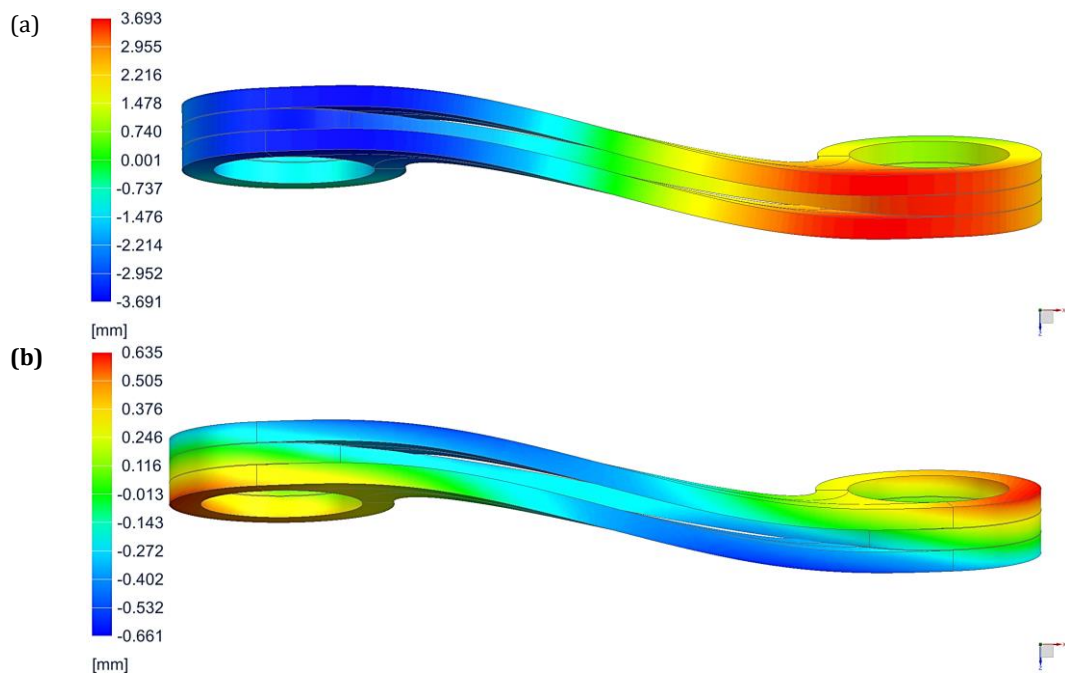


Výsledky poddajnosti ve vertikálním směru jsou uvedeny v obr. 9-54. Maximálního vybočení středové části nastalo u kombinovaného zatížení v tlaku, při kterém došlo k maximálnímu vybočení v horní oblasti 0,362 mm a ve spodní oblasti 0,019 mm, čímž nebylo přesaženo maximálního povoleného vybočení mimo povolený zástavbový prostor. K tomu by u nalezené geometrie došlo až při přesažení 2,55 mm.



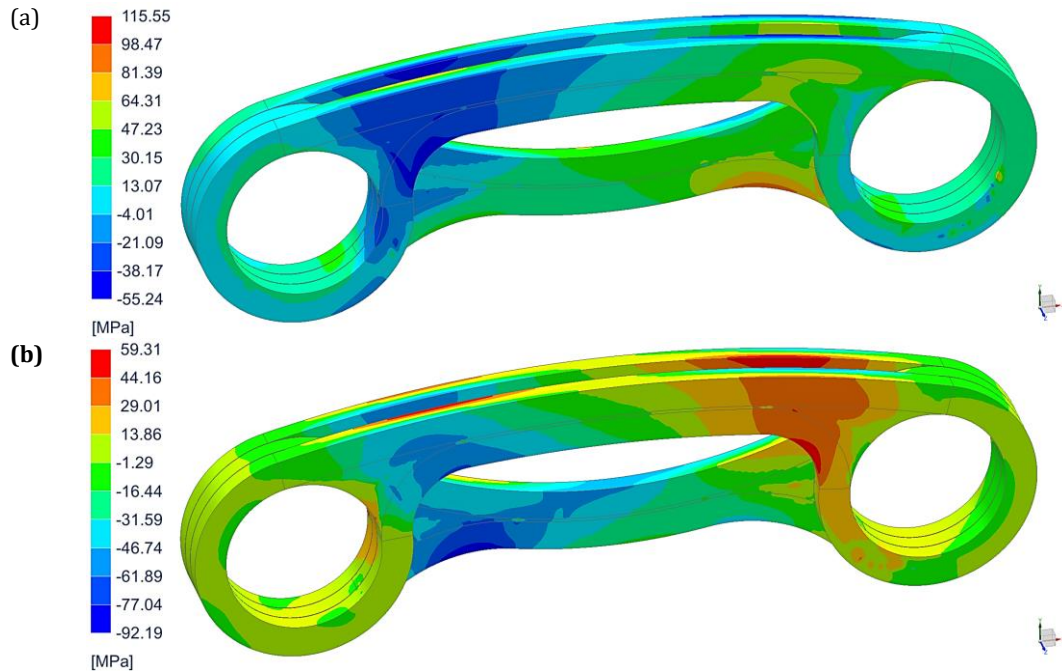
Obr. 9-54 Posuv ve vertikálním směru – osa  $y$  (mm): (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku.

Boční tuhost spojky dosahuje u kombinovaného zatížení v tahu  $k_{z,t} = 156,5$  N/mm a v tlaku hodnoty  $k_{z,c} = 172,85$  N/mm, čímž je též splněna podmínka, že nesmí přesahovat  $k_{z,max} = 300$  N/mm.



Obr. 9-55 Posuv v příčném směru – osa  $z$  (mm): (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku.

Z hlediska vyhodnocení hlavních složek napětí, které se nacházejí v řešené konstrukci. Nejvyšších hodnot bylo logicky dosaženo u prvního normálového směru materiálu (v podélném směru vláken), hodnoty napětí v tahu dosahovaly až  $\sigma_{11} = 115$  MPa a v tlaku  $\sigma_{11} = -92$  MPa, viz obr. 9-56.



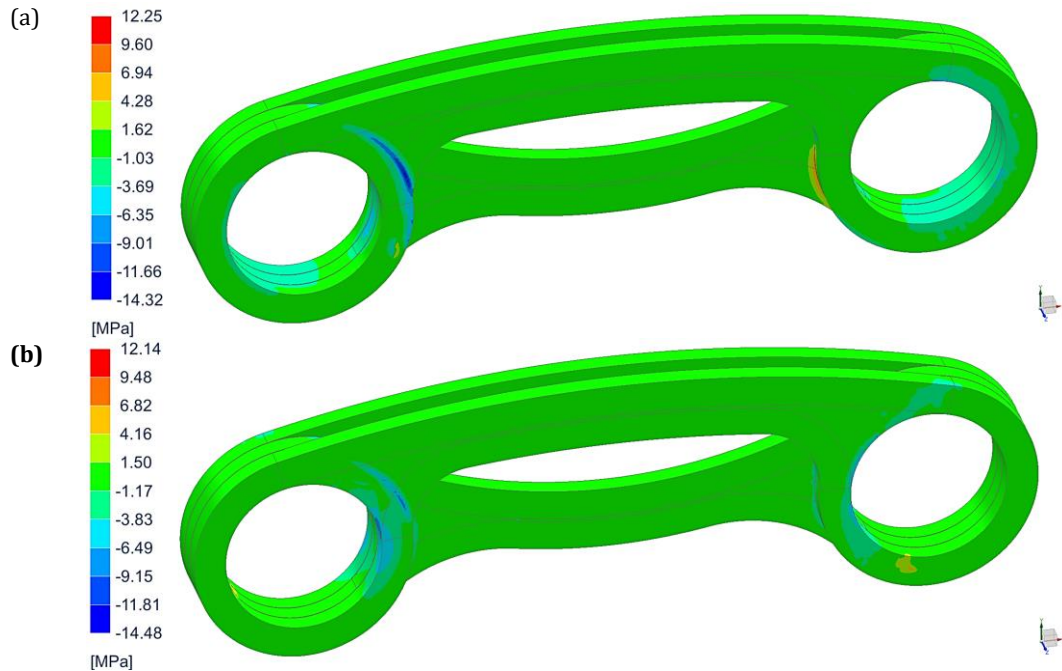
Obr. 9-56 Hlavní normálové napětí ve směru 11: (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku.

Nejvíce kritické napětí nastávalo ve směru 22, a to v cylindrickém otvoru sloužícím pro uložení spojky, kde hodnoty napětí v tlaku dosahovaly hodnoty až  $\sigma_{22} = -19$  MPa.



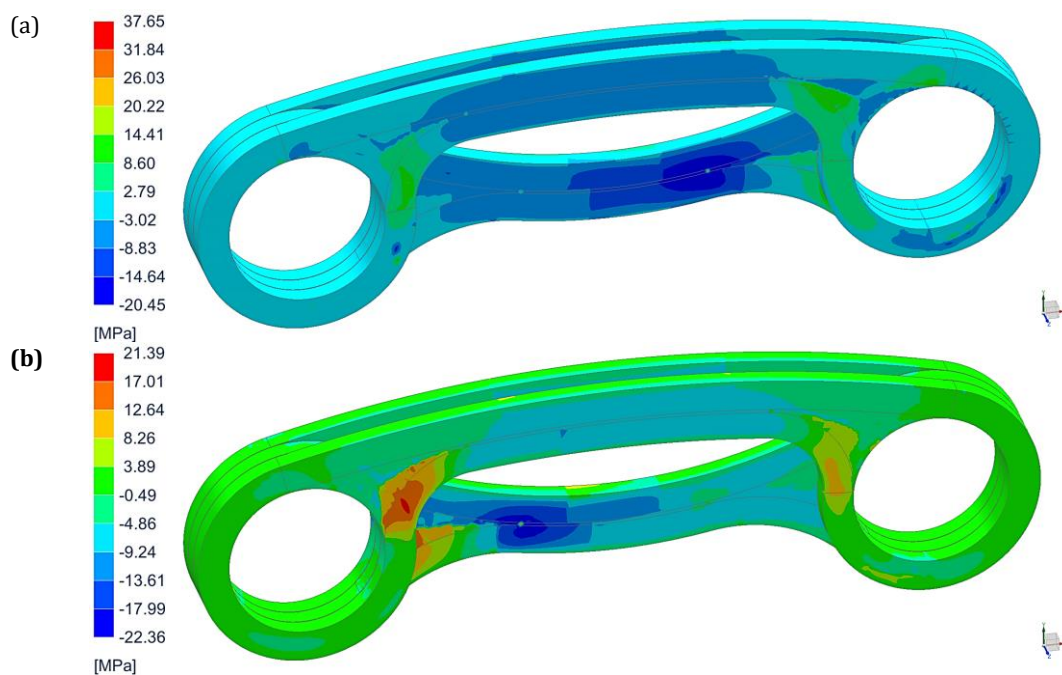
Obr. 9-57 Hlavní normálové napětí ve směru 22: (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku.

Podobné hodnoty koncentrace napětí byly nalezeny i u druhého příčného směru 33, ke kterým došlo prioritně od otlacení bočních přípojných oblastí vůči ocelovému pouzdru kde hodnoty napětí v tlaku dosahovaly hodnoty až  $\sigma_{33} = -14,5$  MPa.



Obr. 9-58 Hlavní normálové napětí ve směru 33: (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku.

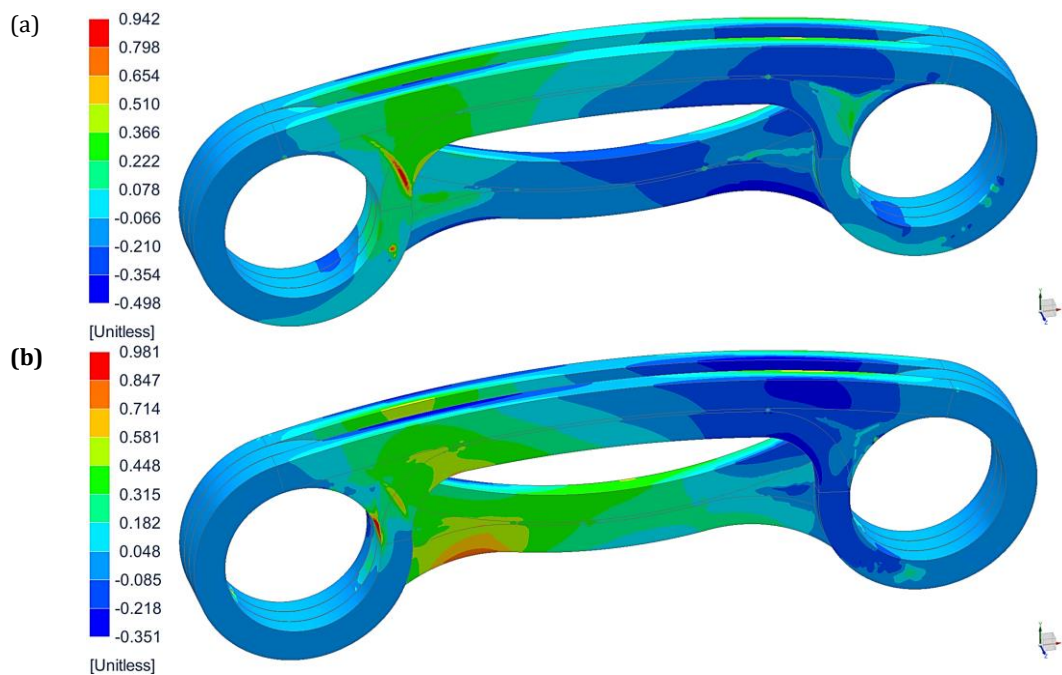
U výsledků z hlediska hlavních smykových složek napětí: nejvíce kritické napětí ve smyku bylo nalezeno v rovině 12 a dosahovalo hodnoty až  $\tau_{12} = 37$  MPa, viz obr. 9-59.



Obr. 9-59 Hlavní smykové napětí v rovině 12: (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku.



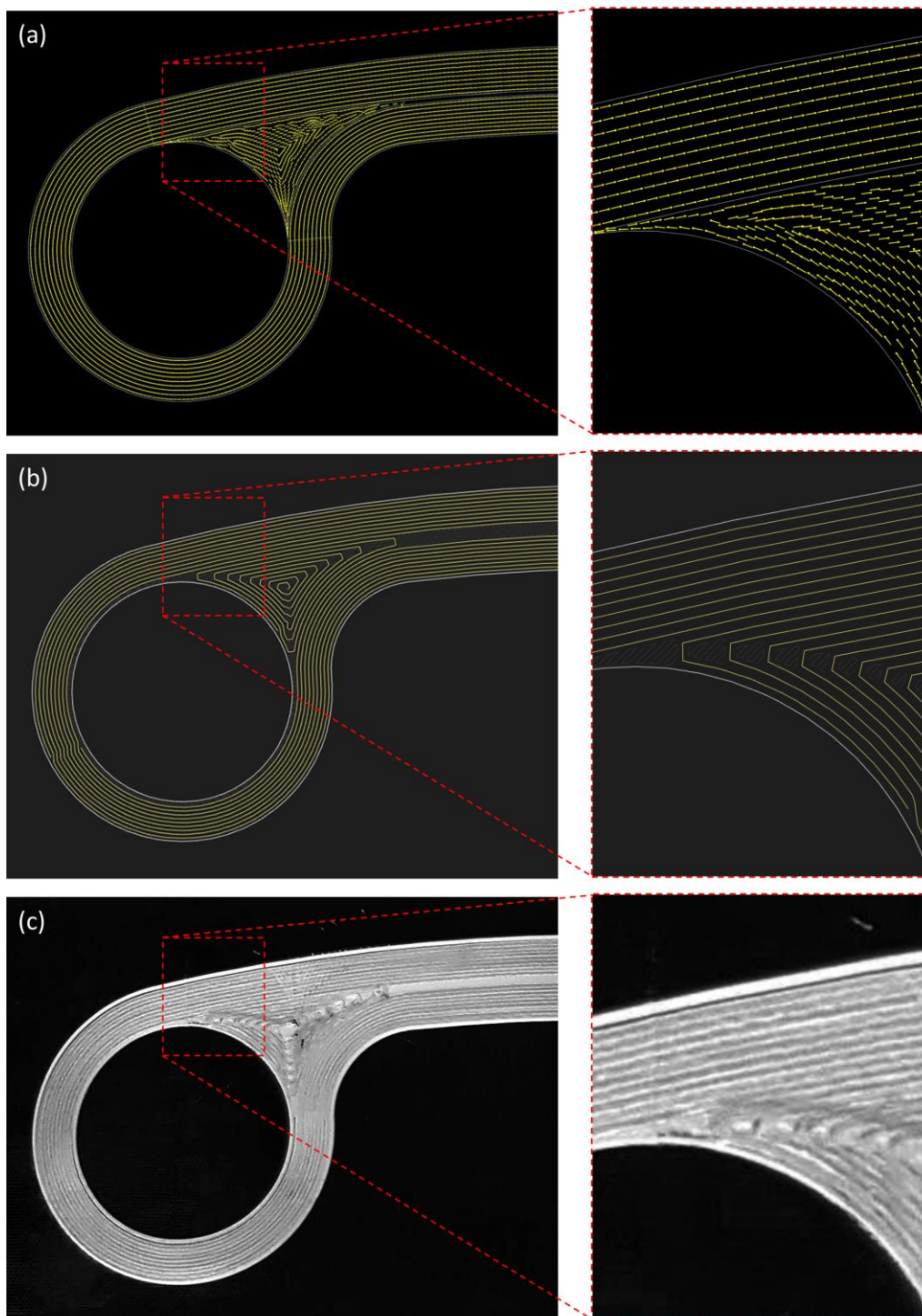
K vyhodnocení celkové pevnosti bylo na základě dříve zjištěných informací (v kapitole 9.2.2) použito pevnostního kritéria Tsai Wu, které bylo popsáno již v kapitole 5.2.4. Výsledky shrnují již získané informace při analýze jednotlivých základních složek napětí. U kombinovaného zatížení v tahu bylo dosaženo indexu porušení  $FI = 0,94$ . Jedná se o oblast, kde dochází k příčnému otláčení spojky o ocelové pouzdro vlivem bočního ohybu. Tyto hodnoty jsou však vyvolané zejména od čárového styku ostré hrany pouzdra (vliv singularit v MKP) a nacházejí se pouze na povrchu (maximální hodnoty v tělese spojky nepřesahují  $FI = 0,65$ ). U zatížení tlakem bylo dosaženo kritické hodnoty  $FI = 0,98$ . Tato hodnota je vyvolaná zejména od radiálního tlakového napětí. Opět se však maximální hodnota nachází zcela na povrchu, a navíc na hraně přechodu otvoru od uložení v ocelovém pouzdru (příčměž maximální hodnoty indexu porušení v tělese spojky nepřesahují  $FI = 0,73$ ).



Obr. 9-60  $FI - Tsai Wu$ : (a) kritické kombinované zatížení v tahu, (b) kritické kombinované zatížení v tlaku.

## 9.4 Funkční vzorek univerzální spojky

Funkční vzorek spojky by vytištěn na FFF tiskárně Markfoged MarkTwo dle geometrie získané geometrickou optimalizací spojky a s nastavením směru kladení vrstev dle numerického modelu. Pro vygenerování G-kódu 3D tisku bylo využito sliceru Eiger 2.5. Na obr. 9-61 je uvedeno porovnání nastavení směru materiálu v MKP analýze, v G-kódu a s reálnou fotografií pořízenou během tisku.



Obr. 9-61 Porovnání orientace výztuže: (a) numerická simulace v softwaru Siemens NX Simcenter, (b) G-kód pro 3D tisk vygenerovaný v softwaru Eiger a (c) průběh 3D tisku na zařízení Markfoged MarkTwo.

Nastavení tisku bylo zvoleno zcela totožně jako tomu bylo u tisku zkušebních vzorků. Tisk čítal 200 vrstev o výšce 100  $\mu\text{m}$ , celková doba tisku byla 36 hod a výsledná hmotnost spojky byla naměřena 218 g.

Vytištěný zkušební vzorek spojky je uveden na obr. 9-62.



**Obr. 9-62 Vytištěná univerzální pružná kompozitní spojka.**

## 9.5 Navržený proces konstrukce univerzální spojky

Na obr. 9-63 je uveden proces vytvořené základní metodiky pro návrh univerzálního typu spojky. Tím je v tomto případě myšlena flexibilní spojka určená pro přenos tahového, tlakového, ohybového a kardanického typu zatížení mezi dvěma body.

Navržený proces návrhu se skládá ze dvou základních oblastí, a to na stanovení pevnostní oblasti a tuhostní oblasti spojky.

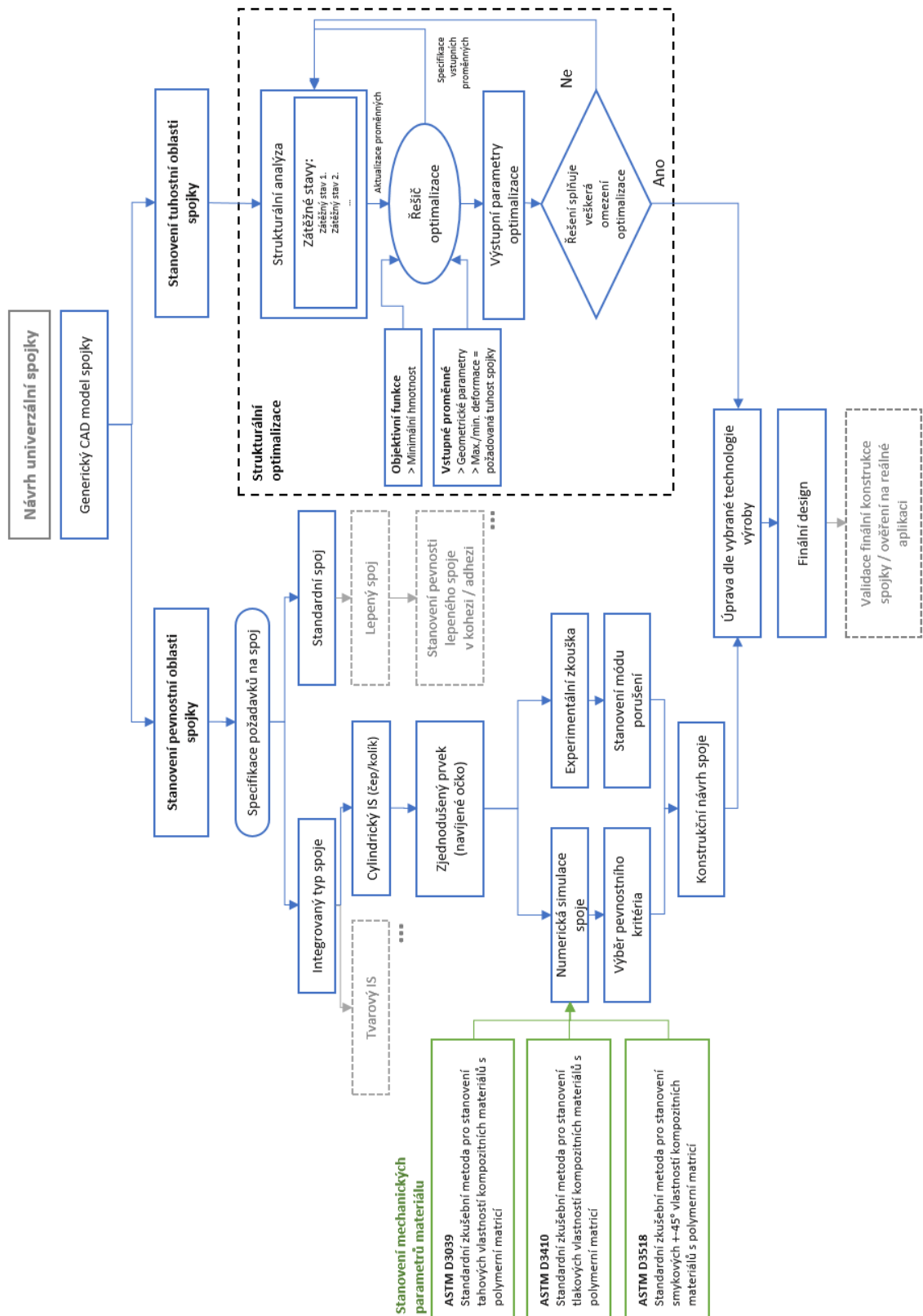
Vytvořená základní metodika návrhu pevnostní oblasti flexibilní spojky lze shrnout následovně: v prvním kroku byl zvolen základní typ spoje univerzální spojky, pro kterou byl vybrán integrovaný typ spoje. Dále byla vybrána technologie výroby a materiál vůči kterým bude brán ohled při samotné konstrukci spojky. V první fázi bylo pro technologii výroby zvoleno konvenčního způsobu ručního navíjení skelného rovingu na trny s průběžným prosycením epoxidovou pryskyřicí. Tento způsob byl však z důvodu nepřesnosti výroby a neefektivnosti vyměněn za aditivní technologii výroby využívající kombinace skelného rovingu a matrice ve formě polymeru PA6.

Pro umožnění validace numerických simulací byl navržen zjednodušený prvek pro experimentální zkoušky ve formě navíjeného očka. Tyto zjednodušené prvky byly vytvořeny ve dvou geometrických provedeních. Vyhotovené vzorky byly následně testovány tahem.

V další části byla provedena numerická simulace univerzální spojky. Pro vyhodnocení pevnosti byla použita prostorová neinteraktivní (kritérium maximálních napětí) i interaktivní pevnostní kritéria (Hoffmanovo, Hillovo a Tsai Wu).

Následně bylo provedeno porovnání experimentálních zkoušek a numerických simulací, z kterých vyplývá shoda do 12 % (u aditivní technologie výroby). Je tomu tak z důvodu víceosé napjatosti, kterou výše uvedená pevnostní kritéria nezahrnují s tak vysokou přesností. Avšak pro inženýrské aplikace, kde je zapotřebí možnost vyhodnocení i konstrukčně a tvarově složitějších komponent, je více jak dostatečná.

Vytvořená základní metodika tuhostní oblasti spojky lze shrnout následovně: v prvotní fázi byl zvolen základní tvar spojky. Pro ten bylo vybráno kombinace C a I elementů. Které byly vytvořeny jako generické CAD modely a tvořily základní vstupní geometrii pro strukturální optimalizaci spojky. Ta byla řešena ve spojení se strukturální analýzou zahrnující dva kritické zátěžné stavy konstrukce. Přičemž jako objektivní funkce optimalizace bylo nastaveno hledání konstrukce o co nejnižší hmotnosti, která však musí splňovat osm specifikovaných omezení (nepřesazení šesti základních pevností a dále dvou omezení tuhosti spojky).



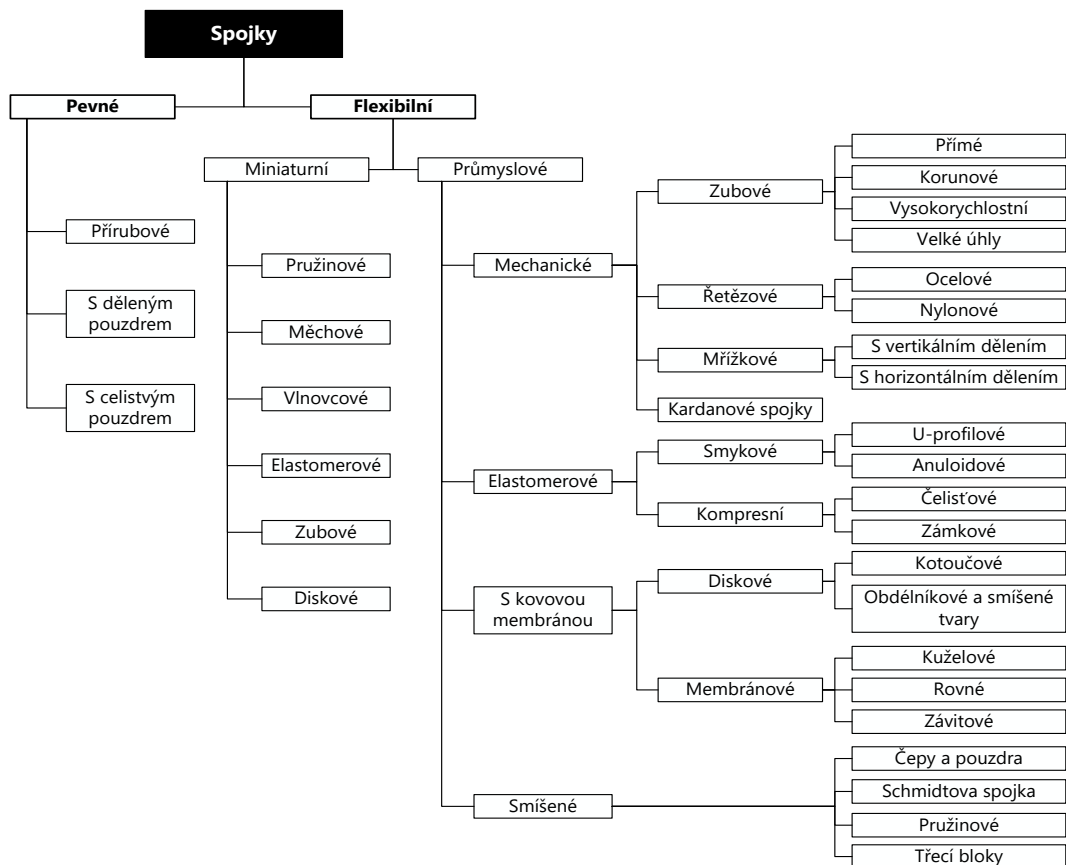
Obr. 9-63 Navržená základní metodika návrhu konstrukce univerzální spojky.

# 10 KOMPOZITNÍ PRUŽNÁ SPOJKA PRO PŘENOS TOČIVÉHO MOMENTU

V této kapitole jsou uvedeny analýzy a postupy týkající se využití kompozitních materiálů jako konstrukčního materiálu pro flexibilní typ spojky umožňující přenos krouticího momentu s požadovanou axiální a úhlovou tuhostí.

Základní funkcí spojky je umožnění přenosu krouticího momentu od primárního/pohonného zdroje (např. elektrický motor, parní turbína, spalovací motor, apod.) do poháněného systému (např. čerpadlo, kompresor, převodovka, apod.) [62].

Pro přenos točivého momentu s určitou povolenou axiální či úhlovou odchylkou spojovaných os se využívá celé řady spojek, které jsou vyráběny několika desítkami firem na celém světě. Z hlediska možné klasifikace je možné tyto spojky rozdělit do čtyř základních skupin: mechanicky flexibilní spojky; spojky z elastomerů; kovové membránové spojky a flexibilní spojky smíšené konstrukce. Rozdělení je uvedeno na obr. 10-1.



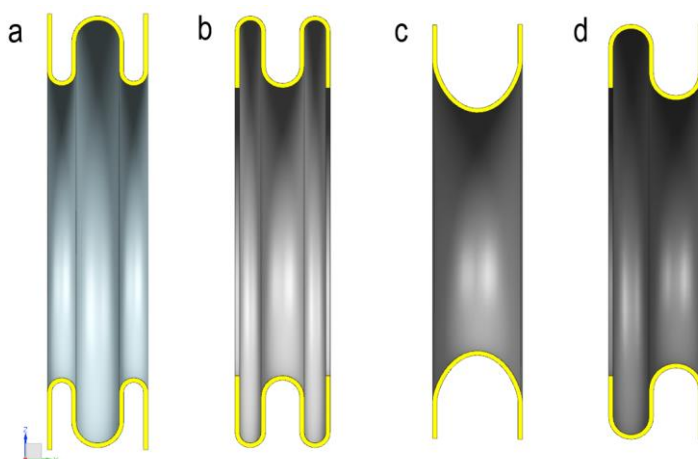
Obr. 10-1 Rozdělení spojek určených pro přenos točivého momentu.

Moderní stroje dosahují v provozu stále vyšších otáček a pracují stále blíže k vlastním frekvencím samotných hřídelí a/nebo spojek [63]. Je tedy nezbytné, aby konstrukce těchto komponent umožňovala zvládnout požadované nevyrovnanosti, přičemž byla schopna pracovat při vysokých rychlostech a měla co nejnížší hmotnost a tuhost, aby mohla fungovat i při vysokých frekvencích [64]. Spojka musí splňovat jak veškeré požadavky z hlediska tuhosti, tak i pevnosti.

Právě využití unikátních vlastností kompozitních materiálů umožňuje vytvoření kompozitní spojky určené pro přenos točivého momentu s požadovanou axiální či boční úhlovou poddajností. Kompozitní struktura umožňuje vytvoření spojky s požadovanou axiální tuhostí, která zajišťuje značné snížení reakční síly působící na systém, a tím zvyšuje spolehlivost a chrání pohonné ústrojí a ložiska před možným přetížením.

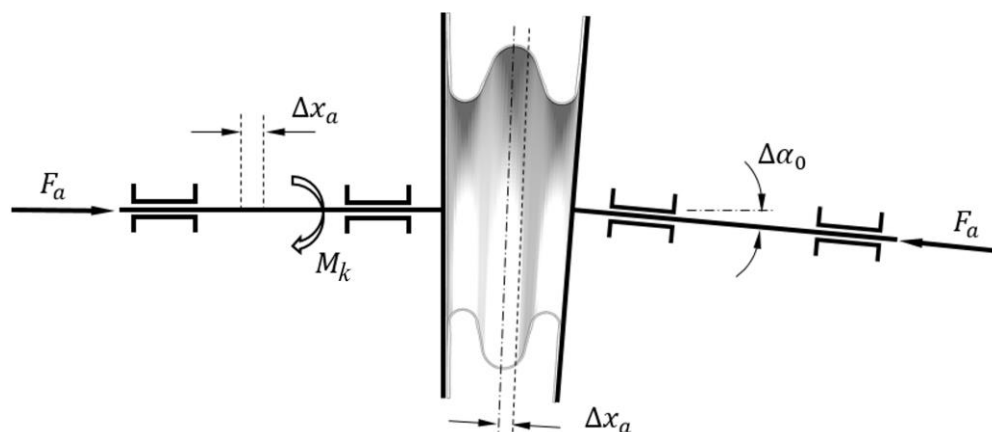
## 10.1 Návrh kompozitní vlnovcové spojky

Z hlediska technologie samotné výroby a možného rovnoměrného rozložení napětí byla zvolena konstrukce ve formě vlnovce. V počáteční fázi bylo vytipováno několik variant základního tvaru spojky (viz obr. 10-2), a to zejména s ohledem na běžné zástavbové prostory a snadnou montáž/demontáž spojky či údržbu. Z možných variant byl zvolen průřez spojky ve tvaru ‚W‘ (viz obr. 10-2a), který nejvíce vyhovuje zadaným specifikacím.



Obr. 10-2 Varianty základního tvaru vlnovcové spojky.

Jak již bylo uvedeno výše, spojka by měla být schopna přenášet definovaný točivý moment pro určité možné zrychlení a maximální otáčky s definovanou axiální, úhlovou a osovou poddajností či případnou odchylkou (viz obr. 10-3) [A2].



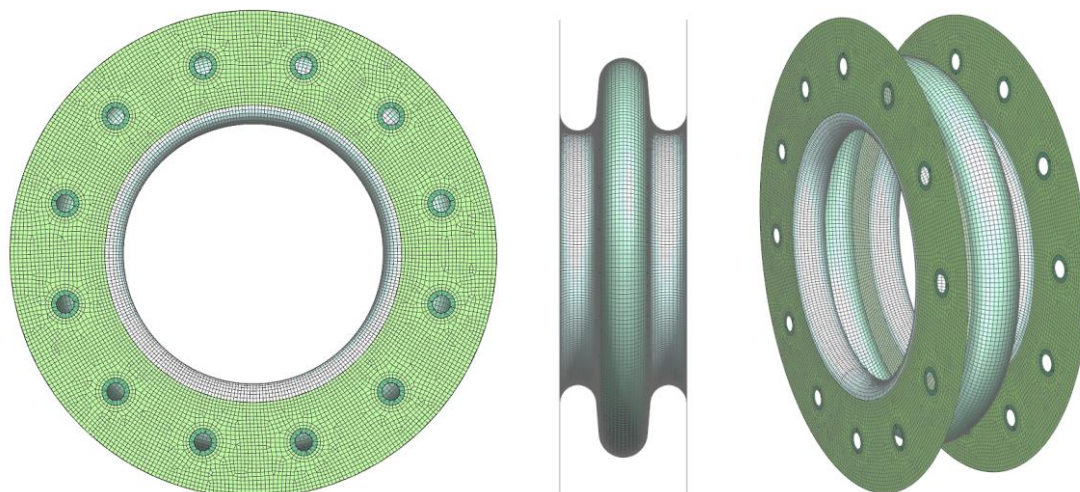
Obr. 10-3 Schéma možných zátěžných stavů působících na vlnovcovou spojku.



### 10.1.1 Výpočtový model kompozitní vlnovcové spojky

Pro vytvoření numerické simulace byl zvolen řešič na principu konečných prvků NX Nastran 11 s pre- a post-procesorem Siemens Simcenter 11. Model vlnovcové spojky byl vytvořen jako generický s definovanými veškerými parametry geometrie.

MKP model kompozitní vlnovcové spojky byl vytvořen za pomoci 2D mapované sítě z lineárních elementů prvního řádu typu CQUAD4 o průměrné velikosti 2,5mm, viz obr. 10-4.



Obr. 10-4 2D MKP model kompozitní vlnovcové spojky.

Za materiál byla zvolena vysoko-pevnostní 200 g/m<sup>2</sup> uhlíková (keprová – 2x2 twill) tkanina (osnova i útek tkaniny je tvořen z vláken 3k T700 Toray) v kombinaci s vysoko-pevnostní epoxidovou pryskyřicí (prepreg GG200t). Mechanické vlastnosti zvoleného materiálu byly experimentálně změřeny dle norem ASTM a jsou uvedeny v tab. 10-1.

$t$ (mm)	0,203	Tloušťka vrstvy	
$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	1570	Hustota	
$V_f$ (%)	61	Objemový podíl tkaniny	
$V_m$ (%)	39	Objemový podíl matrice	
$E_1$ (GPa)	55,8	Youngův modul ve směru 11	dle ASTM D 3039
$E_2$ (GPa)	53,7	Youngův modul ve směru 22	dle ASTM D 3039
$E_3$ (GPa)	6,4	Youngův modul ve směru 33	dle ASTM D 3039
$G_{12}$ (GPa)	5,29	Smykový modul v rovině 12	dle ASTM D 3518
$\nu_{12}$ (-)	0,27	Poissonovo číslo v rovině 12	dle ASTM D 3039
$X^T$ (MPa)	693	Pevnost v tahu ve směru 11	dle ASTM D 3039
$Y^T$ (MPa)	610	Pevnost v tahu ve směru 22	dle ASTM D 3039
$Z^T$ (MPa)	67	Pevnost v tahu ve směru 33	dle ASTM D 3039
$X^C$ (MPa)	552	Pevnost v tlaku ve směru 11	
$Y^C$ (MPa)	558	Pevnost v tlaku ve směru 22	
$Z^C$ (MPa)	268	Pevnost v tlaku ve směru 33	
$S_{12}$ (MPa)	109,1	Smyková pevnost v rovině 12	
$S_{ILSS}$ (MPa)	67,7	Interlaminární smyková pevnost	

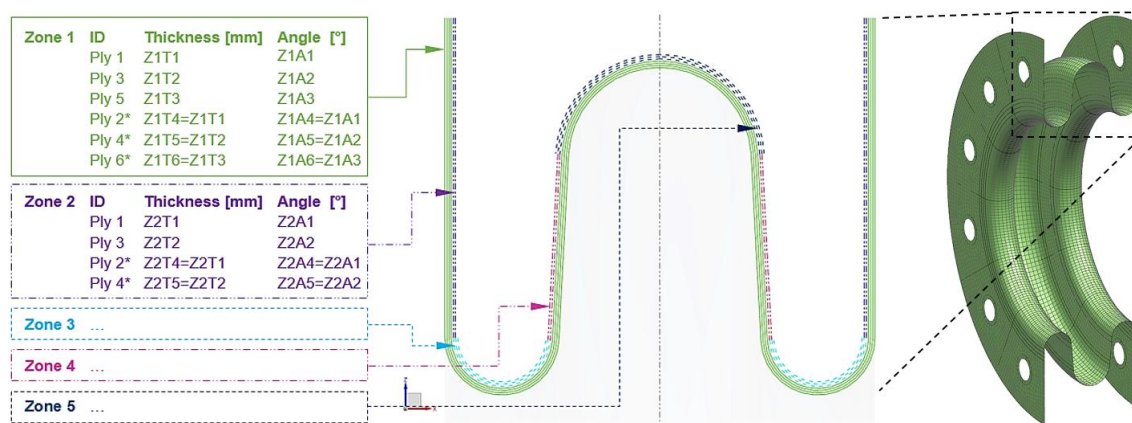
Tab. 10-1 Fyzikální a pevnostní parametry uhlíkové laminy vlnovcové spojky.



## 10.1.2 Strukturální optimalizace kompozitní vlnovcové spojky

Pro nalezení jak nejvhodnější geometrie vlnovcové spojky, tak i nejvhodnějšího počtu a natočení jednotlivých vrstev, bylo použito strukturální optimalizace. Přesněji geometrické optimalizace, která je obsažena v softwaru Simcenter NX 11 a využívá řešič NX Nastran 11.

Pro umožnění hledání optimálního tvaru vlnovcové spojky byl model vytvořen jako generický (parametrický). Tento model byl následně z hlediska průřezu rozdělen do pěti základních zón, na které byly aplikovány fyzikální vlastnosti několika základních vrstev laminy. Přesněji bylo vytvořeno třicet osm samostatných vrstev; šest, které tvoří základnu vlnovce (jsou umístěny napříč celým průřezem a jsou spojitě); dalších třicet dva vrstev bylo po čtyřech rozděleno do jednotlivých zón. Dohromady bylo na tyto vrstvy aplikováno sedmdesát šest parametrů (pro každou vrstvu dva: tloušťka a úhel hlavního směru vláken laminy). Díky symetrickému průřezu a též i zatížení (možné univerzálnosti použití a stabilitě při propružení/deformaci spojky) bylo nastaveno, že každá sudá vrstva přebírá vlastnosti předchozí v zrcadlovém smyslu (totožná tloušťka, ale obrácený úhel hlavního směru vláken laminy). Stejně nastavení bylo provedeno i z hlediska symetrie v příčné rovině vlnovce. Díky tomu došlo ke značnému zredukování počtu proměnných, které vstupují do geometrické optimalizace, která má za úkol nalezení nejvhodnějšího uspořádání a počtu vrstev [A7]. Rozložení jednotlivých zón a parametrů je patrné z obr. 10-5.



Obr. 10-5 Rozmístění jednotlivých zón v průřezu MKP modelu vlnovcové spojky.

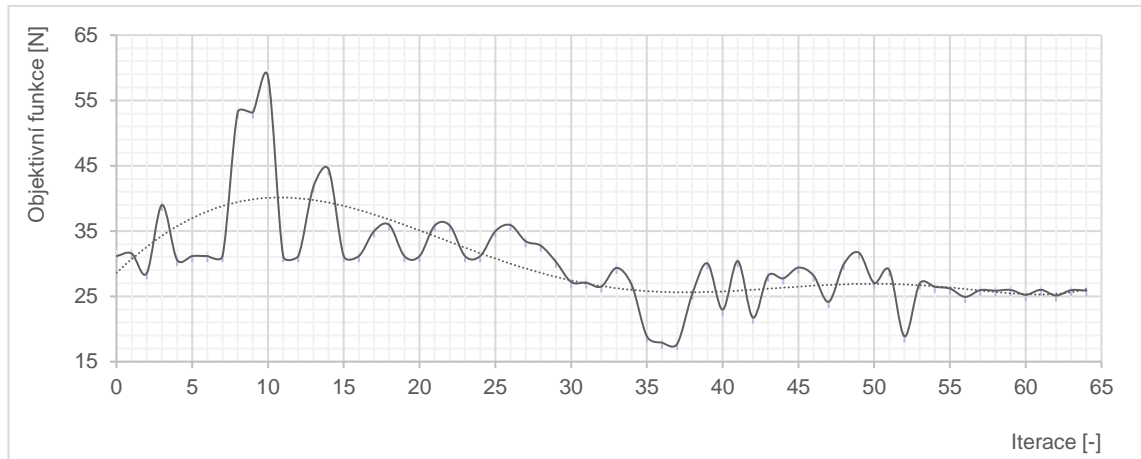
Výše uvedených dvaadvacet řídicích parametrů jednotlivých vrstev laminátu a čtyři geometrické parametry vlnovcové spojky byly použity jako proměnné parametry geometrické optimalizace (tzv. *design variables*). Jako objektivní funkce geometrické optimalizace bylo zvoleno hledání konstrukce o minimální hmotnosti. Jako omezení byly zvoleny meze pevnosti – přesněji: tři horní limity pro maximální normálová napětí v tahu; tři spodní limity pro minimální normálové napětí v tlaku a dva limity pro maximální absolutní napětí ve smyku. Tato omezení udávají meze maximálního napětí ve smyslu pevnostního kritéria maximálních napětí pro ortotropní materiály (viz kapitola 5.1.2).

Optimalizace byla řešena ve spojení se strukturální analýzou za pomoci nelineárního řešiče *NX Nastran Multiphysics 401 – Structural Nonlinear*. Z hlediska okrajových podmínek bylo na vlnovec aplikováno několik zátěžných stavů. Vlnovec byl namáhán: maximálním kroutícím momentem v ose vlnovce ( $M_k = 8 \text{ kNm}$ ); maximálními možnými otáčky ( $n_{max} = 4000 \text{ ot.min}^{-1}$ ); maximálním požadovaným axiálním posuvem ( $\Delta x_a = 5.1 \text{ mm}$ ) a příčným úhlovým natočením ( $\Delta \alpha_p = -1.5^\circ$ ), viz obr. 10-3.

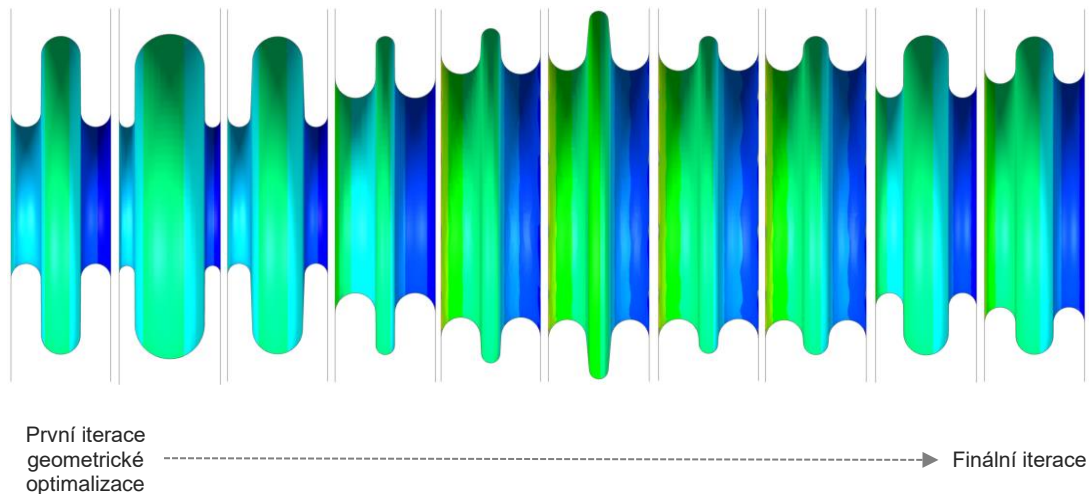
Celkem byly definovány dva extrémní stavy zahrnující kombinaci všech možných zátěžných stavů a úloha byla řešena jako tzv. *multi-subcase*. První zátěžný stav zahrnoval: maximální kroutící moment; maximální otáčky; maximální kladné posunutí a příčné úhlové

natočení. Druhý zátěžný stav zahrnoval: maximální krouticí moment; maximální otáčky spojky; maximální negativní posunutí a příčné úhlové natočení.

Cílem optimalizace (objektivní funkce) bylo nalézt řešení (konstrukci) o co nejnižší tíže komponenty (N) v zadaném rozsahu geometrických a fyzikálních parametrů, která však splňuje zadané rozsahy omezení. Průběh objektivní funkce geometrické optimalizace napříč jednotlivými iteracemi je uveden na obr. 10-6. Na obr. 10-7 je uveden i sled změn geometrických parametrů spojky.



**Obr. 10-6 Průběh objektivní funkce geometrické optimalizace napříč jednotlivými iteracemi.**



**Obr. 10-7 Průběh geometrické optimalizace vlnovcové spojky.**

Optimalizační cyklus našel po šedesáti čtyřech krocích řešení o hmotnosti 2,53 kg s optimální geometrií a rozložením jednotlivých vrstev, to vše bez překročení stanovených omezení (napětí/pevnosti v konstrukci). Výsledky analýzy jsou uvedeny v tab. 10-2.

Několik vrstev laminátu bylo na základě geometrické optimalizace i odstraněno, protože bylo dosaženo minimálního limitu tloušťky pro jednu vrstvu ( $t_{LL} = 0.001$  mm). Naopak, vrstvy o vyšší tloušťce byly rozděleny do několika vrstev.

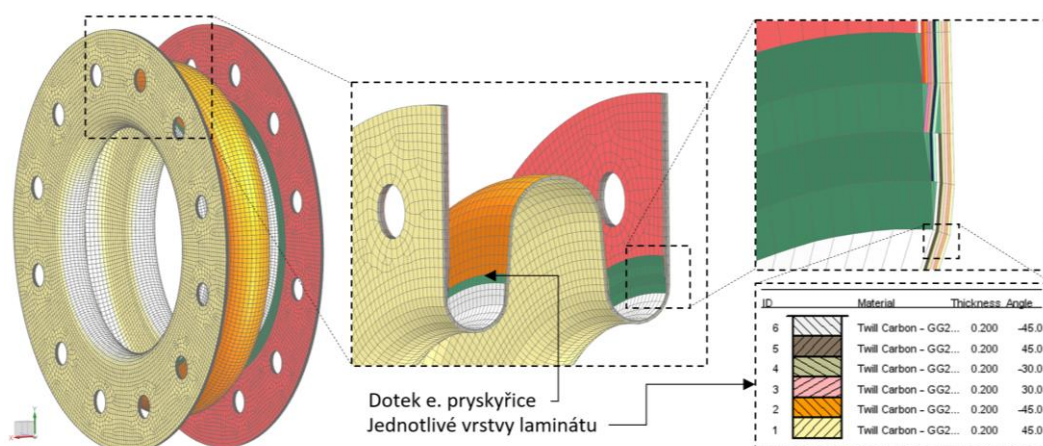
		Parametr	Finální hodnoty	Zvolené	Finální layout zóny
Parametry layoutu laminátu	Zóna 1	Z1A1 (°)	46,003	45	[45°/-45°/30°/-30°]
		Z1A2 (°)	29,848	30	
		Z1A3 (°)	5,247	odstraněna	
		Z1T1	0,201	0,2 / 1 vrstva	
		Z1T2	0,201	0,2 / 1 vrstva	
		Z1T3	0,001	odstraněna	
	Zóna 2	Z2A1 (°)	19,185	20	[20°/-20°/20°/-20°/ 20°/-20°/0°/90°]
		Z2A2 (°)	0,625	0	
		Z2T1	0,59	0,6 / 3 vrstvy	
		Z2T2	0,198	0,2 / 1 vrstva	
	Zóna 3	Z3A1 (°)	45,256	45	[45°/-45°]
		Z3A2 (°)	25,204	odstraněna	
		Z3T1	0,201	0,2 / 1 vrstva	
		Z3T2	0,003	odstraněna	
	Zóna 4	Z4A1 (°)	86,196	90	[90°/0°]
Z4A2 (°)		15,998	odstraněna		
Z4T1		0,232	0,2 / 1 vrstva		
Z4T2		0,001	odstraněna		
Zóna 5	Z5A1 (°)	89,936	90	[90°/0°]	
	Z5A2 (°)	62,425	odstraněna		
	Z5T1	0,204	0,2 / 1 vrstva		
	Z5T2	0,001	odstraněna		

Tab. 10-2 Finální parametry layoutu laminátu geometrické optimalizace.

Z finálních hodnot optimalizace vyplývá logické uspořádání vrstev ve funkční části vlnovcové spojky zejména v kombinaci úhlů hlavních směrů 0°/90° a 45°/-45°, což je dáno jednak cylindrickou symetrií dílu, ale též kombinací zátěžných stavů v krutu a v normálovém směru.

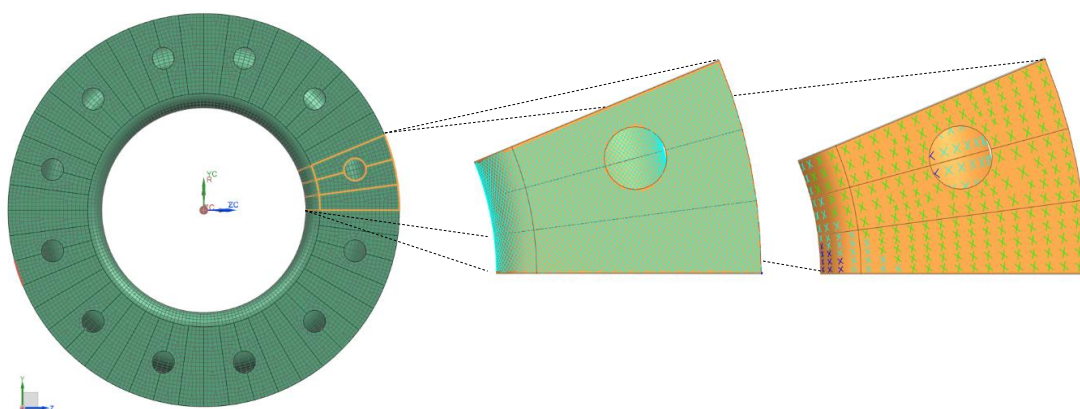
### 10.1.3 Verifikace výsledku strukturální optimalizace za pomoci pokročilého numerického modelu

Pro ověření výsledků geometrické optimalizace byl vytvořen pokročilý MKP model vlnovcové spojky. V prvním kroku byla použita totožná 2D síť jako u předchozího modelu (2D mapovaná síť z CQAD4 elementů), která byla následně vysunuta do 3D, a to včetně respektování jednotlivých vrstev a doteků matrice (tzv. *Resin drops*) dle výsledného layoutu získaného z geometrické optimalizace; viz obr. 10-8.



Obr. 10-8 Pokročilý MKP model vlnovcové kompozitní spojky.

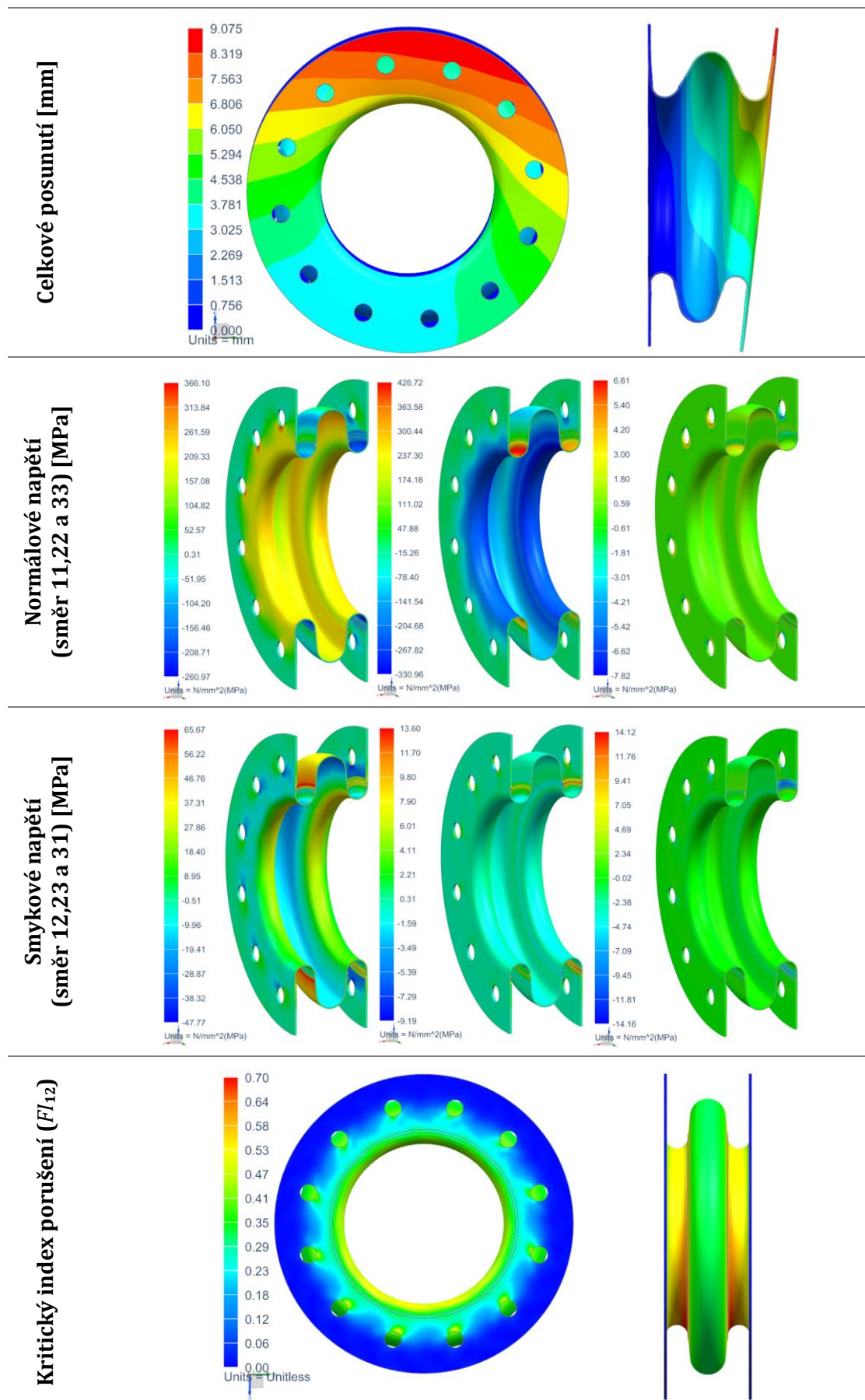
Každá z vrstev laminátu byla manuálně aplikována na model za pomoci speciální funkce *draping* (obsažené v modulu NX LC), která umožňuje dopočet změny směru vláken na základě zakřivení plochy; distorzi hlavních směrů vláken či možná zvrásnění a překryvy tkaniny, přičemž maximální povolená distorze (tzv. *Lock angle*) mezi hlavními směry tkaniny (osnovou a útkem) byl nastaven na 16°, viz obr. 10-9.



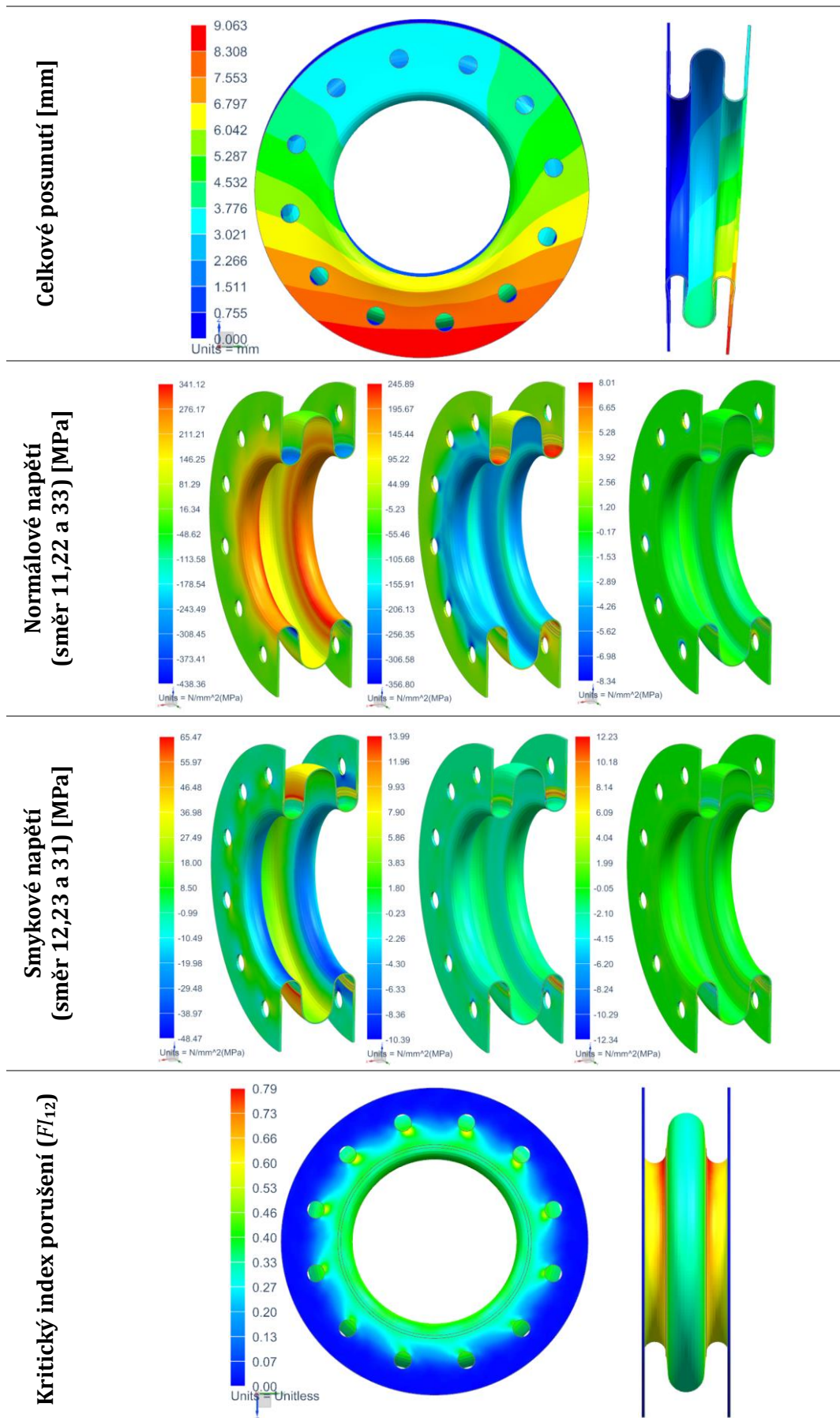
Obr. 10-9 Nastavení materiálové orientace laminátu za pomoci funkce ‚draping‘.

Strukturální analýza byla řešena též za pomoci řešiče *NX Nastran Multiphysics 401 – Structural Nonlinear*. Pro vyhodnocení pevnosti pružiny bylo použito pevnostní kritérium maximálních napětí (5-12). Jednotlivé pevnostní indexy jsou shrnuty v kapitole 5.1.2. Pevnostní parametry použitého materiálu jsou uvedeny v tab. 10-1. Z výsledků analýzy vyplývá, že axiální tuhost spojky je  $360 \text{ N}\cdot\text{mm}^{-1}$ , torzní tuhost dosahuje  $7,2 \text{ kN}\cdot\text{m}\cdot\text{deg}^{-1}$  a úhlová tuhost je  $34,5 \text{ N}\cdot\text{m}\cdot\text{deg}^{-1}$ . Maximální normálové napětí pro oba zátěžné stavy se nachází ve směru 11 a max. smykové napětí v rovině 12. Výsledky celkových posuvů, normálových a smykových napětí a kritických indexů porušení pro oba zátěžné stavy jsou uvedeny na obr. 10-10 a obr. 10-11.





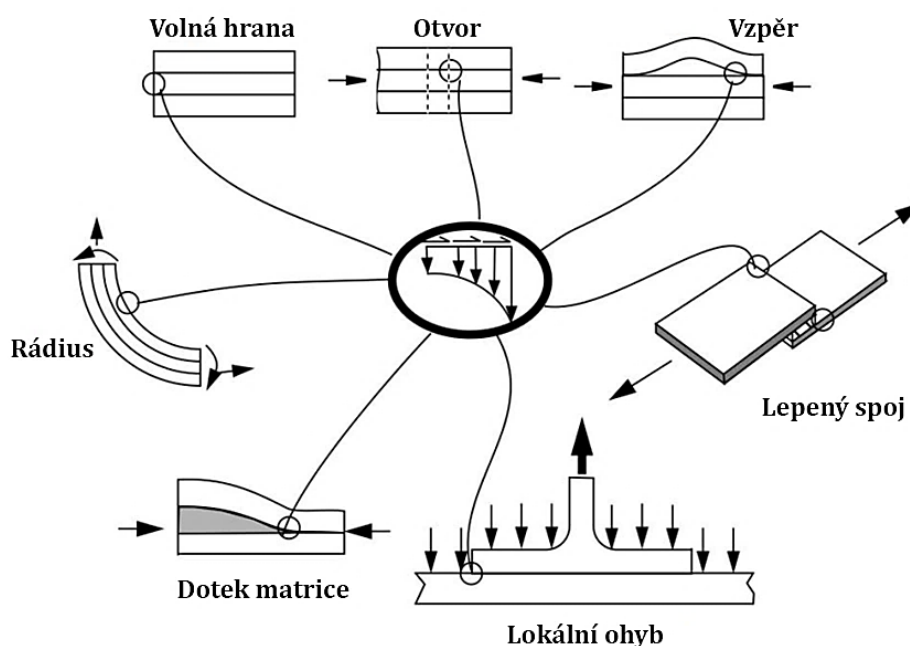
Obr. 10-10 Výsledky strukturální analýzy vlnovcové kompozitní spojky – první zátěžný stav.



Obr. 10-11 Výsledky strukturální analýzy vlnovcové kompozitní spojky – druhý zátěžný stav.

## 10.2 Vyhodnocení interlaminární pevnosti vlnovcové spojky

Jelikož se jedná o skořepinový díl, u kterého je vyžadováno, aby pracoval v oblastech velkých deformací, je s tím též spojeno nebezpečí možného porušení kompozitní vrstvené struktury i v samotném rozhraní vrstev - tzv. delaminace. Jev delaminace může nastat z důvodu celé řady zdrojů, které odpovídají místům geometrických, anebo materiálových nespojitostí, viz obr. 10-12.



**Obr. 10-12 Nejčastější oblasti geometrických a materiálových nespojitostí způsobující delaminaci laminátu (interlaminárního poškození struktury).**

Geometrické diskontinuity se běžně vyskytují v celé řadě strojírenských aplikací. Například, pokud je požadována proměnná tloušťka laminátu, jsou použity vnitřní vrstvy (či překryvy vrstev) a axiální zatížení jsou poté přenášena do spojitých vrstev přes interlaminární smyková napětí. Dalšími kritickými oblastmi jsou tvarově zakřivené struktury, které jsou vystaveny ohybovým momentům. Zde se následně indikují vysoká radiální napětí, která mohou vyvolat porušení ve formě delaminace. Dalšími rizikovými oblastmi jsou otvory či volné hrany laminátů, či prudké lokální diskontinuity ve formě výrobních vad (např. trhliny či dutiny v matrici, nebo fyzicky poškozená vlákna).

Interlaminární porušení je dnes již možné predikovat za využití numerických simulací v kombinaci se speciálními metodikami určenými přímo pro analýzu interlaminárního porušení vrstvených kompozitů. Takzvaných *modelů porušení* existuje celá řada. Mezi nej přesnější se řadí využití tzv. kohezivních prvků.

Tyto numerické modely využívající pro modelování progresivního porušování rozhraní kohezivní elementy mohou být použity jednak pro studium delaminace kompozitních struktur, ale obecněji též i pro stanovení mechanických vlastností lepených spojů [65].

Základní princip chování porušení rozhraní u kompozitních materiálů v těchto modelech pochází z práce Allixe a Ladevèze [66]. Je založena na teorii mechaniky poškození, která byla započata pracemi Kachanova [67] a Rabotnova [68] a později rozvíjena Lemaitrenem a Chabochemem jako součást termodynamiky nevratných procesů. Avšak pouze pro izotropní materiály [69].



U laminátů lze obecně definovat tři základní typy měřítek jejich struktury: mikro-měřítko jednotlivých vláken (případně matrice), meso-měřítko, které je spojené s tloušťkou základní vrstvy a makro-měřítko, které popisuje celkovou strukturu. Vzhledem k velmi nízké tloušťce základní vrstvy laminátu a kinematice poškození uvnitř vrstvy (dle orientace vláken) je možné odvodit materiálový model v meso-měřítku. Právě již zmíněný Ladevèze navrhl meso-model, který je definován dvěma meso-konstituenty: základní vrstvou a rozhraním, které spojuje dvě sousední základní vrstvy a je závislé na relativní orientaci jejich vláken.

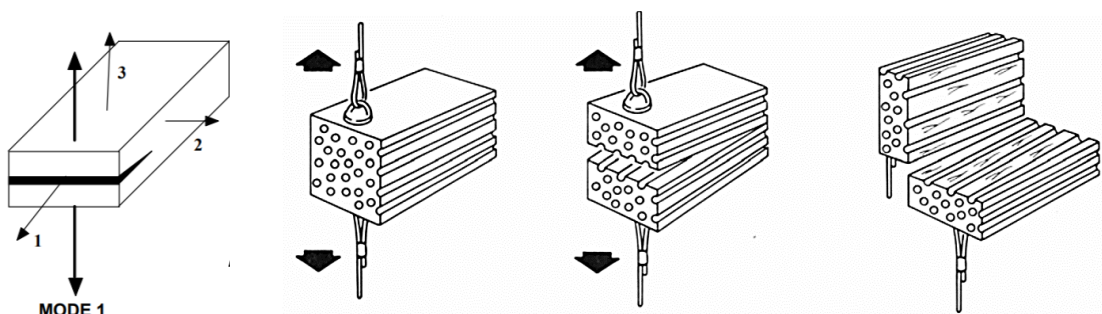
Navržený meso-model je dále definován za využití dodatečných indikátorů vnitřního poškození. Hodnota těchto indikátorů je uvažována vždy v celé tloušťce základní vrstvy konstantní. Tyto parametry při snaze simulovat šíření trhliny hrají u modelu porušení základní roli. Navržená mechanika porušení integruje prvky lineární lomové mechaniky; tj. poskytuje korektní hodnotu kritické energie uvolnění. Interlaminární spojení je modelováno jako dvojrozměrná entita, která zajišťuje přenášení napětí a posunutí z jedné vrstvy na druhou. Přičemž mechanické vlastnosti rozhraní navíc závisí na relativním úhlu vláken dvou přilehlých základních vrstev. Tento typ modelu porušení tedy umožňuje simulovat dva typy trhlin: delaminační trhliny a ortogonální trhliny, které se rozprostírají po celé tloušťce vrstvy.

Navržený model zohledňuje tři indikátory poškození ( $d_1, d_2$  a  $d_3$ ) a lze ho popsat rovnicí povrchové hustoty energie:

$$W = \frac{1}{2} \left[ \frac{\langle \sigma_{33} \rangle_-^2}{k_3^0} + \frac{\langle \sigma_{33} \rangle_+^2}{k_3^0(1-d_3)} + \frac{\sigma_{32}^2}{k_2^0(1-d_2)} + \frac{\sigma_{31}^2}{k_1^0(1-d_1)} \right], \quad (10-1)$$

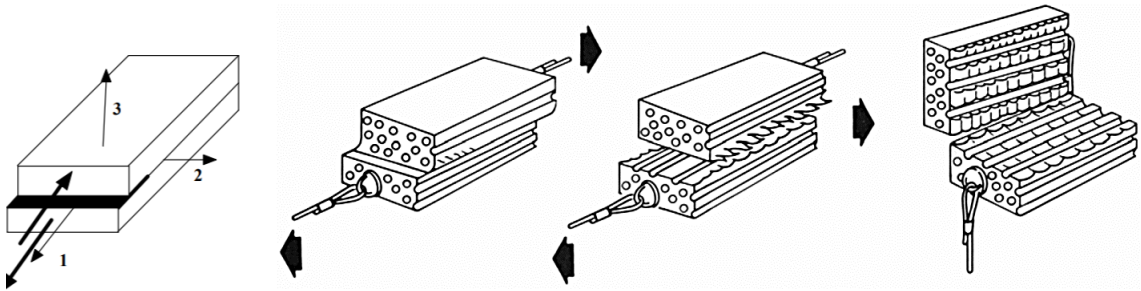
kde každá část rovnice popisuje určitý typ zatížení. První část  $\langle \sigma_{33} \rangle_-^2/k_3^0$  zohledňuje deformační energii způsobenou tlakovými silami. Jelikož se obecně uvažuje, že při tlakovém napětí dochází k uzavírání trhlin, není s tímto typem zatížení spojená žádná proměnná poškození. Druhá část  $\langle \sigma_{33} \rangle_+^2/k_3^0(1-d_3)$  zohledňuje deformační energii, která je spojená s namáháním odlupového charakteru (normálovým otevíráním trhliny). Tato část je již spojená s indikátorem vnitřního poškození  $d_3$ , který postihuje degradaci mechanických vlastností materiálu spojenou s módem porušení I. Poslední dvě části  $\sigma_{32}^2/k_2^0(1-d_2)$  a  $\sigma_{31}^2/k_1^0(1-d_1)$  popisují deformační energie spojené s porušením rozhraní v módu II a III. Parametry  $k_i^0$  jsou interlaminární tuhosti ( $k_3^0$  je tuhost rozhraní v příčném směru a parametry  $k_2^0, k_1^0$  udávají hodnotu tuhostí rozhraní ve smyku) a  $d_i$  jsou indikátory vnitřního poškození, které jsou spojeny s třemi základními módy porušení dle lomové mechaniky.

**Mód I** je první mód porušení tzv. *opening mode*, ke kterému dochází vlivem působením tahového napětí v normálovém směru vůči rovině trhliny, viz obr. 10-13.



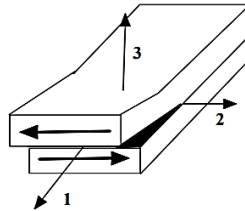
Obr. 10-13 První interlaminární mód porušení (*opening mode*) [70].

**Mód II**, neboli tzv. *sliding mode*, je mód porušení rozhraní, ke kterému dochází vlivem inicializace smykového napětí rovnoběžně vůči rovině trhliny a kolmo vůči čelu trhliny, viz obr. 10-14.



Obr. 10-14 Druhý interlaminární mód porušení (*sliding mode*) [70].

**Mód III** je tzv. *tearing mode*, který je inicializován vlivem smykového napětí působícího v rovnoběžné rovině vůči rovině trhliny a rovnoběžně vůči jejímu čelu.



Obr. 10-15 Třetí interlaminární mód porušení (*tearing mode*).

Klasicky se zavádějí složky uvolňování energie (porušení), které jsou spojené s rozptýlenou energií  $\phi$  spojenou s poškozením vztaženým k jednotkové ploše. Lze je získat odvozením povrchové hustoty energie vzhledem ke třem dříve uvedeným indikátorům poškození:

$$Y_{di} = \frac{\partial W}{\partial d_i}, \quad (10-2)$$

$$Y_{d3} = \frac{1}{2} \frac{\langle \sigma_{33} \rangle_+^2}{k_3^0 (1 - d_3)^2}; \quad Y_{d1} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_{31}^2}{k_1^0 (1 - d_1)^2}; \quad Y_{d2} = \frac{1}{2} \frac{\sigma_{32}^2}{k_2^0 (1 - d_2)^2}, \quad (10-3)$$

a

$$\phi = Y_{d3} d_3 + Y_{d1} d_1 + Y_{d2} d_2. \quad (10-4)$$

Každá termodynamická síla  $Y_{di}$  je spojená s jednotlivými módy poškození v režimu  $i$  (pro  $i = I, II$  nebo  $III$ ). Když množství energie v daném prvku rozhraní  $Y_{di}$  (pro  $i = I, II$  nebo  $III$ ) dosáhne kritické hodnoty  $Y_{0T}$ , element rozhraní se začne porušovat. Kritická hodnota porušení tedy závisí na maximálním přípustném napětí v tahu vůči normále roviny trhliny ( $\sigma_{33}$ ) a nebo ve smyku ( $\sigma_{32}, \sigma_{31}$ ) a na pseudo-tuhosti rozhraní  $k_i^0$ .

V praxi dochází k poškození rozhraní zejména kombinací všech tří módů. Pro vyhodnocení se poté využívá ekvivalentní termodynamické síly. V principu se jedná o analogii k redukovanému napětí dle Von Mises, které popisuje stav napětí v daném bodě

struktury jako skalární. Pro vyřešení této rovnice je využito *Clausius-Duhemovy nerovnosti* [71]. Tento zákon popisuje ekvivalentní rychlost uvolňování energie v následující formě:

$$\underline{Y}(t) = \sup_{\tau < t} [Y_{d3}^\alpha + (\gamma_1 Y_{d1})^\alpha + (\gamma_2 Y_{d2})^\alpha]^{1/\alpha}, \quad (10-5)$$

kde  $\alpha$  je materiálový parametr, který řídí poměr porušení při zatížení typu mix-mód a parametry  $\gamma_1$  s  $\gamma_2$  jsou tzv. spojovací parametry. Zákon porušení lze definovat jako:

$$d_3 = d_1 = d_2 = \left[ \frac{n}{n+1} \frac{(Y-Y_0)_+}{Y_C - Y_0} \right]^n \quad \text{pokud } d_3 < 1,$$

$$\text{v opačném případě platí } d_3 = d_1 = d_2 = 1 \quad (10-6)$$

kde  $Y_C$  je kritická rychlost uvolňování energie (při porušení),  $Y_0$  je mezní hodnota a  $n$  je charakteristická funkce materiálu (čím vyšších hodnot nabývá – tím je uvažováno materiálové rozhraní křehčí). Toto kritérium porušení je úzce spojené s lineární elastickou lomovou mechanikou (LELM) [72]. A pro čisté módy porušení, u kterých je rychlost uvolňování elastické energie stabilizována získáváme:

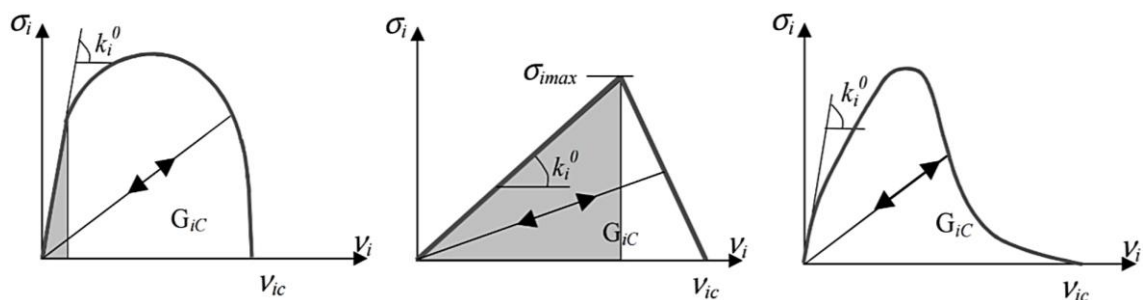
$$G_{cl}^p = Y_C; \quad G_{cII}^p = \frac{Y_C}{\gamma_1}; \quad G_{cIII}^p = \frac{Y_C}{\gamma_2}. \quad (10-7)$$

A následně derivací klasického LELM modelu získáme model pro mix-mód:

$$\left( \frac{G_I}{G_{cl}^p} \right)^\alpha + \left( \frac{G_{II}}{G_{cII}^p} \right)^\alpha + \left( \frac{G_{III}}{G_{cIII}^p} \right)^\alpha = 1. \quad (10-8)$$

Existuje hned několik zákonů chování, které popisují samotný vývoj poškození rozhraní. Jejich volba není nějak předepsána, doporučována či upřednostňována a závisí zcela na stávajících zkušenostech vůči experimentálnímu měření, jak uvádí D. Lévêque [73]. Mezi nejznámější zákony patří: bi-triangularní, polynomiální a exponenciální (viz obr. 10-16). Všechny tyto zákony uvažují, že vývoj poškození je zcela u všech módů porušení totožný. Vzhledem k tomu, že se jedná o plošné modely, je z experimentálního hlediska obtížné říci, zda je poškození řízeno režimem I, II nebo III. Zákony poškození jsou řízeny ekvivalentní termodynamickou silou, která závisí pouze na jediné proměnné poškození:

$$d = d_1 = d_2 = d_3 = \omega(Y_{eq}), \quad (10-9)$$



Obr. 10-16 Základní typy zákonů vývoje poškození rozhraní (zleva: polynomiální, bi-triangularní a exponenciální) [74].

Nejčastěji je využíváno bi-triangularního zákona, který je charakterizován bi-lineárním vývojem interlaminárního napětí v závislosti na posunutí trhliny rozhraní. Samotný zákon o vývoji poškození lze popsat vztahem:

$$Y_C = G_{cI}^p = \gamma_1 G_{cII}^p = \gamma_2 G_{cIII}^p, \quad (10-10)$$

$$d(Y) = \frac{\langle Y_{eq} - Y_{0T} \rangle_+}{Y_C - Y_{0T}}, \quad (10-11)$$

odkud vyplývá, že pokud je ekvivalentní termodynamická síla  $Y_{eq}$  pod hodnotou prahové hodnoty poškození  $Y_{0T}$ , poškození je rovno 0 a pokud dosáhne kritické hodnoty  $Y_C$ , škoda dosahuje hodnoty 1. Přičemž prahová termodynamická hodnota poškození přímo závisí na hodnotě tuhosti rozhraní  $k_3^0$  (resp. na modulu pružnosti materiálu rozhraní  $E_3^0$ ) a na maximální hodnotě napětí  $\sigma_{max}$ . Hodnota  $\Delta l$  udává hodnotu rozevření tlhny směrem do uzlů rozhraní.

$$\Delta l = \frac{\sigma_{max}}{k_3^0}, \quad (10-12)$$

$$Y_{0T} = \frac{\sigma_{max} \Delta l}{2} = \frac{\sigma_{max}^2}{2k_3^0}. \quad (10-13)$$

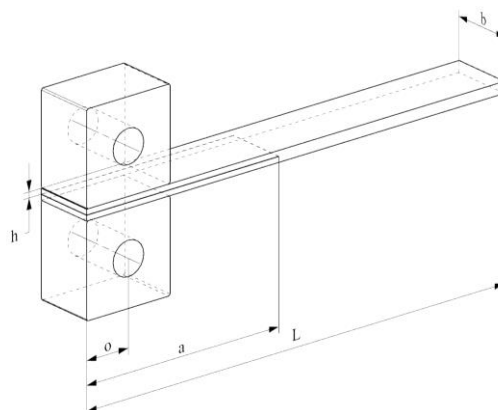
U numerických simulací se dále využívá i pomocných koeficientů, které umožňují lépe interpretovat vývoj poškození rozhraní. Jedním z nejzásadnějších je koeficient zpoždění (tzv. *Delay effect*). Ten je využíván zejména u zákonů vývoje porušení typu bi-triangular, u kterých dosažení maximálního přípustného napětí představuje ostrý bod. Tento bod udává rozhraní mezi lineární nepoškozenou doménou a poškozenou nelineární doménou. Jeho skoková změna (sklonu) sebou přináší u klasických výpočetních metod (typu *Newton-Raphson*) velmi často konvergenční problémy. Právě efekt zpoždění umožňuje zmírnit vrcholový ostrý úhel. Tento efekt je indikován za pomoci dvou parametrů  $\alpha_c$  a  $\tau_c$ . Zákon o vývoji porušení lze poté popsat vztahem:

$$d = \frac{1}{\tau_c} \{1 - (\exp(-\alpha_c < d(Y) - d >_+))\}. \quad (10-14)$$

V tomto případě bylo využito progresivního kritéria implementovaného do řešiče NX Nastran na bázi řešiče SAMCEF, u kterého vývojáři doporučují zvolit jako výchozí hodnoty těchto parametrů  $\alpha_c = 1$  a  $\tau_c = 0,01$ .

### 10.2.1 Stanovení parametrů porušení rozhraní v módu I

Pro stanovení parametrů módu I je nejčastěji využíváno *double-cantilever beam* testu (DCB) [A15], který spočívá v odtržení vzorků s předem vytvořenou pseudo-trhlinou v normálovém směru vůči rovině v níž leží rozhraní vrstev. Tento typ testu lze provést dle norem ASTM D5528 nebo ISO/DIS 15024. Dále existuje i několik modifikací DCB testu, například *wedge-insert fracture test* (WIF) [75] nebo *tapered double-cantilever beam test* (TDCB) [76]. V tomto případě bylo provedeno experimentální měření dle normy ASTM D5528. Zvolené geometrické parametry vzorků jsou uvedeny v obr. 10-17 a tab. 10-3.



Obr. 10-17 Základní geometrické parametry vzorků pro DCB test.

$h$ (mm)	1,75	Tloušťka vzorku
$b$ (mm)	20	Šířka vzorku
$a$ (mm)	69,3	Délka počáteční trhliny
$l$ (mm)	150	Celková délka vzorku
Layout (-)	$[(0)_{4S}/(0)$	Layout jednotlivých vrstev

Tab. 10-3 Základní geometrické parametry vzorků pro DCB test.

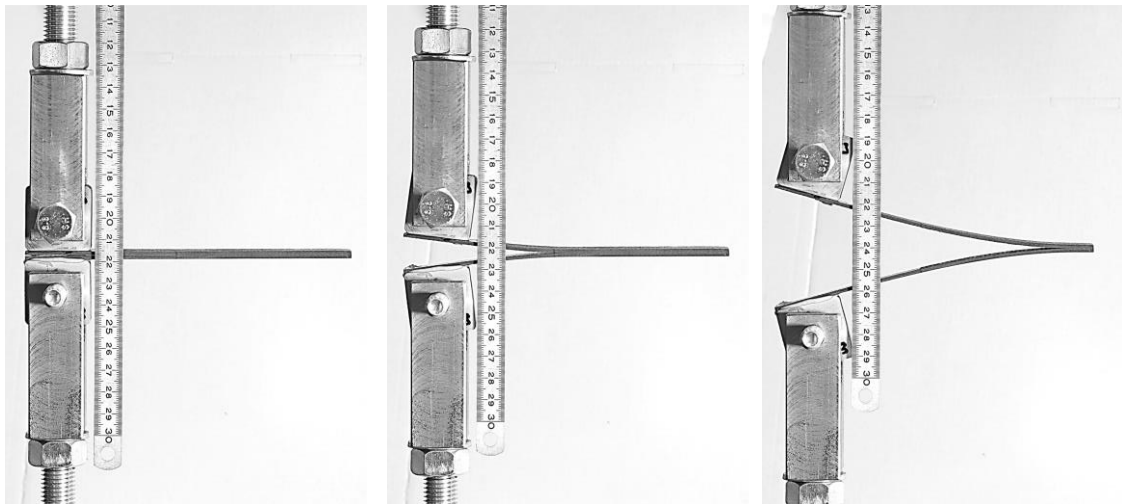
Vzorky byly vytvořeny přesným vyřezáním vodním paprskem z laminátových desek z prepregu GG200t (200 g/m<sup>2</sup> uhlíková (keprová – 2x2 twill) tkanina (osnova i útek tkaniny je tvořen z vláken 3k T700 Toray) v kombinaci s epoxidovou pryskyřicí DT120). Počáteční trhlina byla vytvořena za využití teflonové fólie o tloušťce 50μm.

Na závěr byly ke vzorkům přilepeny (lepidlem Scotch-Weld 3D DP490) pomocné elementy zajišťující upnutí zkušebních vzorků do zkušebního zařízení neomezující možnost natočení volných konců vzorků vůči příčné ose (tímto způsobem nedochází k odchylce směru výsledného vektoru působící síly  $F$ ). Druhým způsobem je použití pantů, ty však vnášejí do samotného měření vyšší nepřesnost. Vytvořené vzorky jsou uvedeny na obr. 10-18.



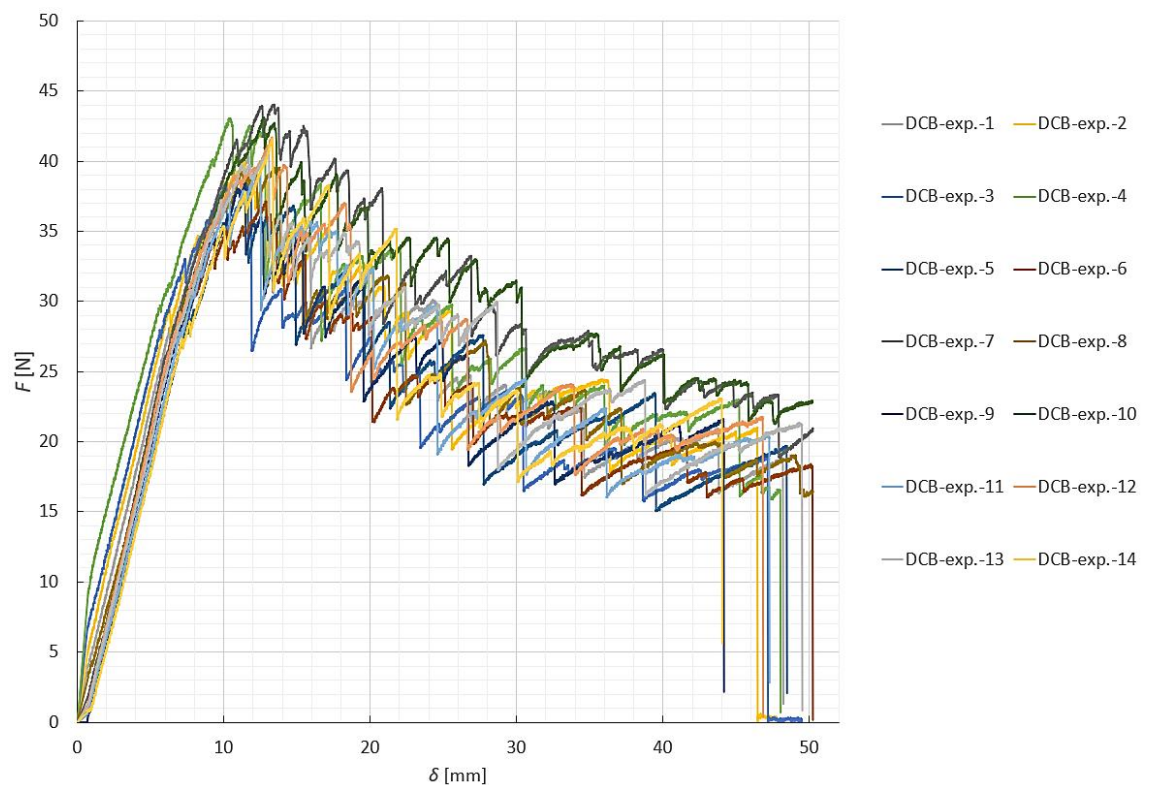
Obr. 10-18 Vyrobené zkušební vzorky pro DCB test.

Experimentální měření bylo provedeno na zařízení Zwick-Roell Z050 se silovou buňkou 5 kN při pokojové teplotě 21 °C. Rychlost čelistí byla nastavena na 2 mm/min. Samotný průběh zkoušky byl zaznamenáván za využití DSLR kamery.



Obr. 10-19 Průběh experimentální zkoušky DCB vzorku (vlevo: počátek zkoušky, střed: počátek porušení rozhraní, vpravo: konec zkoušky).

Celkem bylo testováno čtrnáct vzorků (viz obr. 10-18). Průměrné zatížení, při kterém docházelo k inicializaci trhliny, dosahovalo  $F_{ol\_ini} = 42$  N při celkovém rozevření ramen vzorků  $\delta_{ol\_ini} = 13,6$  mm.

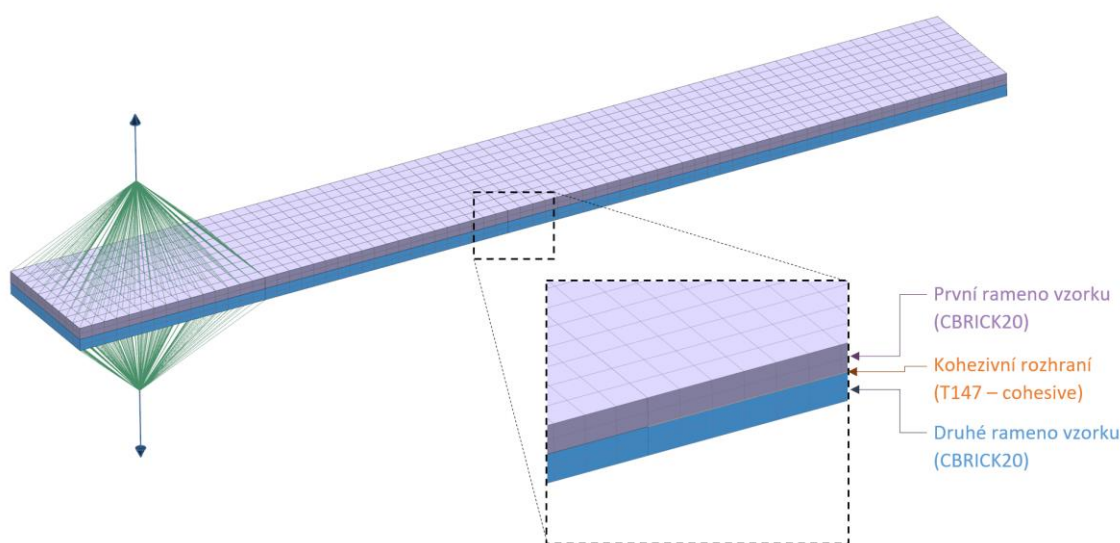


Obr. 10-20 Výsledné křivky (zatížení-posuv) DCB testu.



### Nalezení parametrů rozhraní pro mód I za využití numerické simulace

Pro nalezení parametrů lomové houževnatosti a tuhosti rozhraní bylo použito MKP modelu testovaných vzorků v softwaru Siemens Simcenter 3D 12 za využití řešiče NX Nastran 401 Multi-Step Nonlinear. Vzorky byly vytvořeny za využití elementů druhého řádu CBRICK20 a rozhraní kohezivními elementy T147. V oblastech kontaktních ploch a na počátku sledovaného rozhraní bylo navíc provedeno zjemnění sítě dle doporučených hodnot [77]. Celková MKP síť obsahovala celkem 1140 elementů pro každé rameno vzorku a 412 kohezivních elementů s rozhraním typu *Damage interface* viz obr. 10-21. Tento typ rozhraní je převzat z řešiče *LMS Samtech Samcef Composites* a byl vytvořen na bázi výše uvedené teorie interlaminárního porušení za využití kohezivních prvků. Prvky sloužící pro uchycení vzorků byly nahrazeny 1D růžicemi s elementy typu *Rigid link*.



Obr. 10-21 MKP model DCB testu.

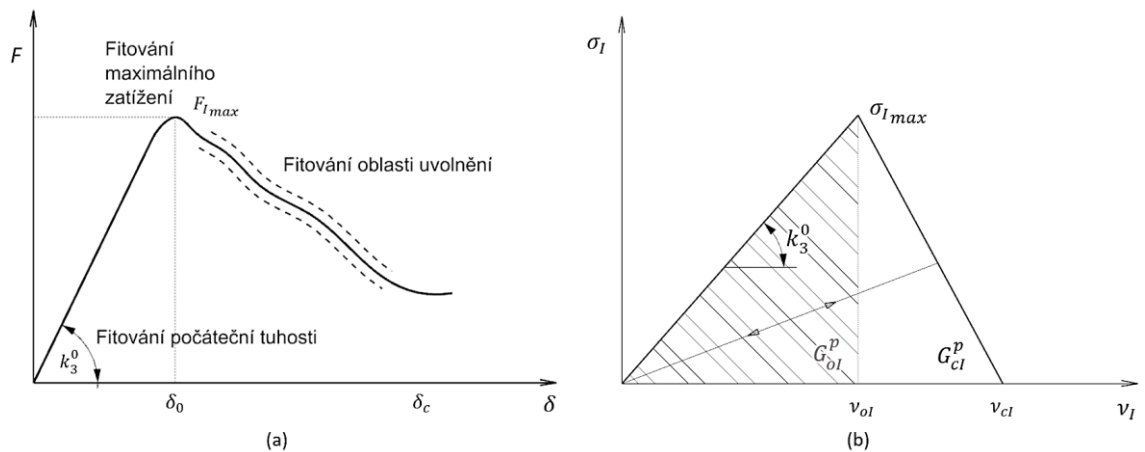
Proces fitování parametrů byl proveden za využití bilineárního zákona vývoje poškození, a to následujícím způsobem: v prvním kroku bylo provedeno hledání hodnoty normálové tuhosti rozhraní  $k_3^0$ , která udává náběhový úhel počáteční části (elastické oblasti) křivky. V dalším kroku byl nalezen vrchol udávající počátek porušení rozhraní, a to za využití variace velikosti termodynamické síly inicializace poškození  $Y_{Os}$  (roven ploše prvního trojúhelníku napětí-ově-deformační křivky), viz obr. 10-16. Po nalezení prvního maxima křivky bylo provedeno fitování jeho náběhu a propadu, a to za využití funkce *Delay time*  $\tau_c$ . V závěrečné části bylo provedeno hledání nejhodnější hodnoty kritické hodnoty uvolňování energie  $G_{cl}^p$ . Jako výchozí byla použita analyticky stanovená hodnota dle vztahu:

$$G_{cl}^p = \frac{3F\delta}{2ba'} \quad (10-15)$$

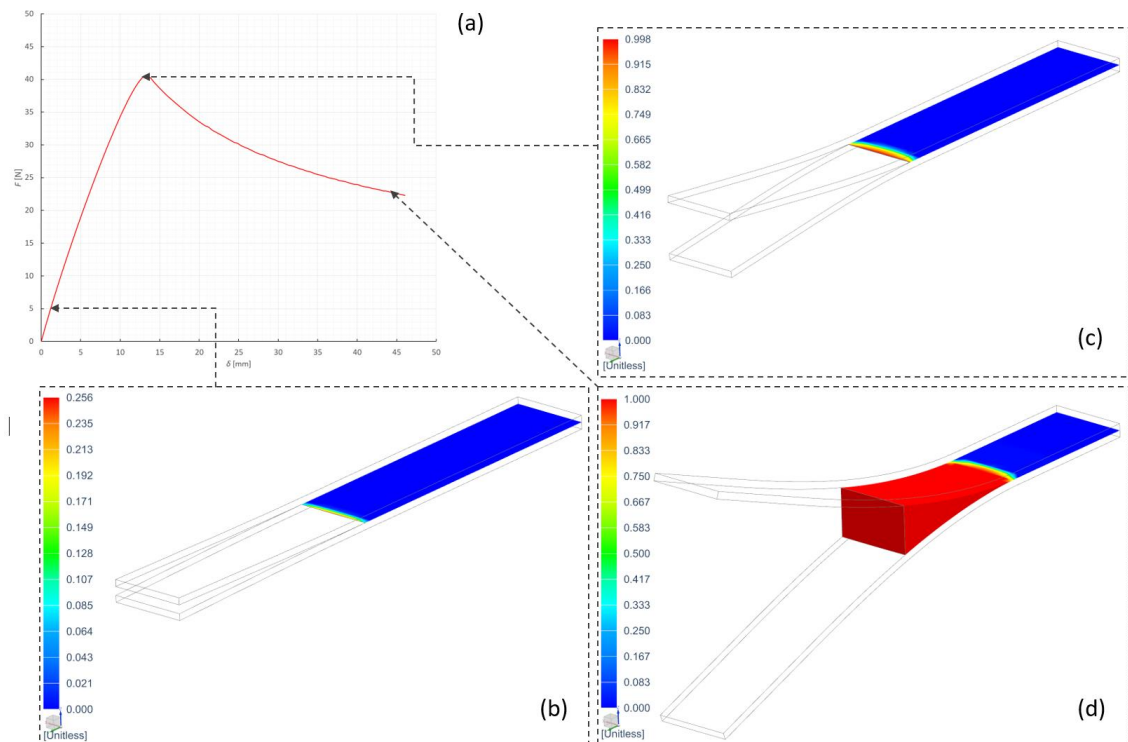
kde

$$\delta = \frac{2Fa^3}{3E_x J_y} + \frac{1Fh^2a}{4G_{xz} J_y} \quad (10-16)$$



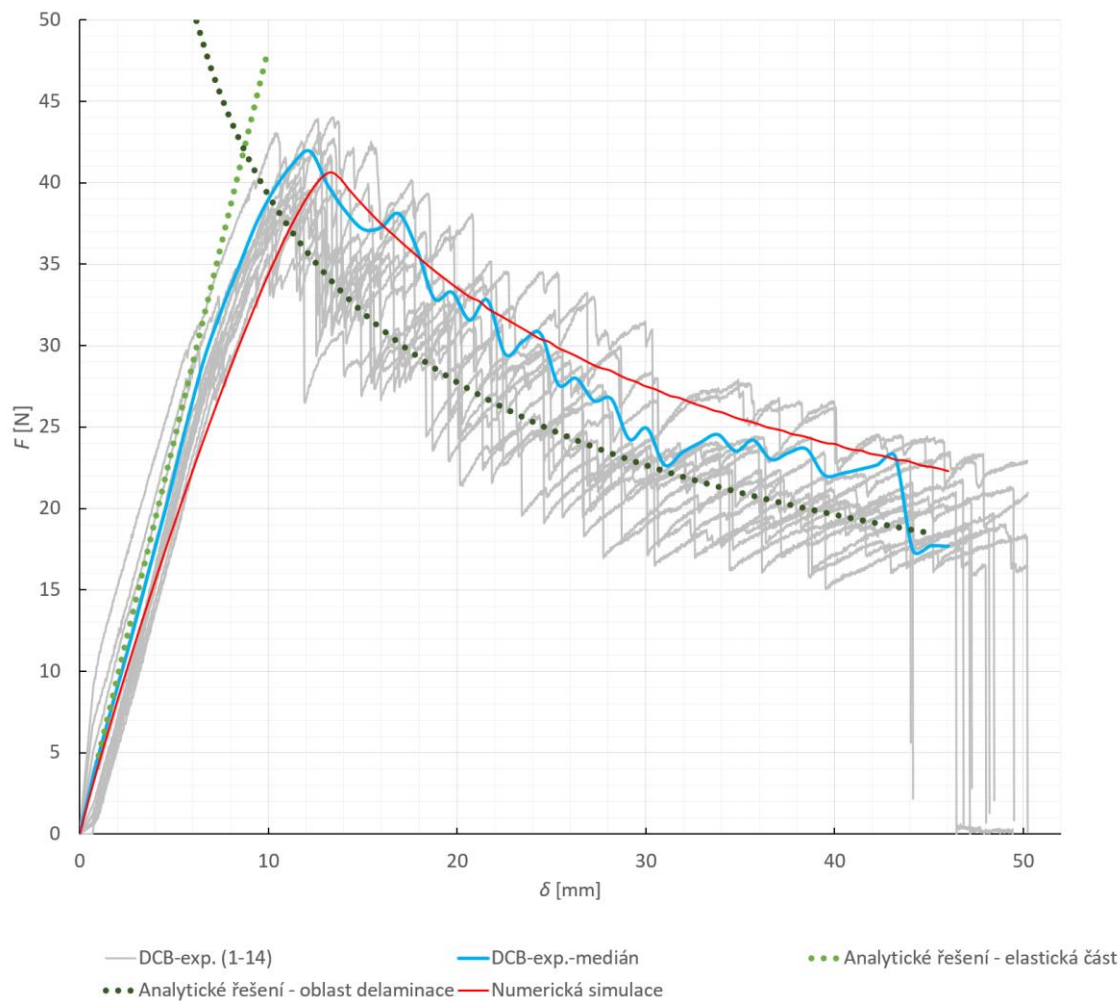


Obr. 10-22 Proces fitování módu I: (a) schéma oblastí fitování, (b) konstitutivní model rozhraní pro mód I.



Obr. 10-23 Výsledky numerické simulace DCB testu: (a) průběh porušení rozhraní, (b) počátek zatěžování, (c) počátek porušení rozhraní, (d) konec simulace.

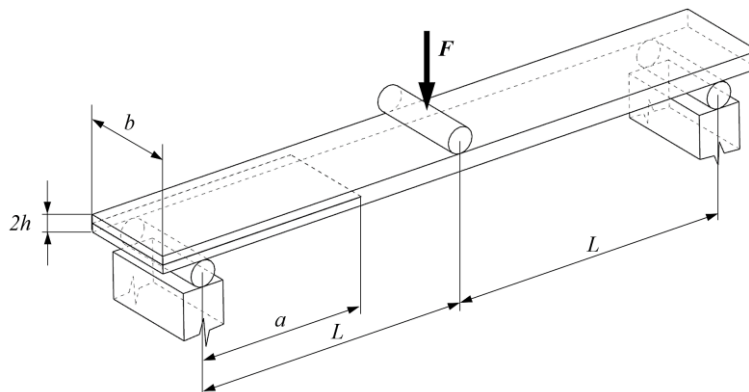
Na obr. 10-24, je uvedeno porovnání numerické simulace, analytického výpočtu a experimentálního měření. Pro numerickou simulaci byla použita kritická hodnota uvolňování energie  $G_{cI}^p = 578 \text{ N/m}$  a tuhosti rozhraní  $k_3^0 = 5620 \text{ N/mm}^3$ .

**Obr. 10-24 Křivka zatížení-deformace DCB testu.**

## 10.2.2 Stanovení parametrů porušení rozhraní v módu II

Pro stanovení parametrů pro mód II dnes existuje celá řada typů experimentálních měření a pro ně navržených zkušebních vzorků. Mezi nejznámější patří: *end-notched flexure test* (ENF), *over-notched flexure test* (ONF), *end-loaded split test* (ELS), *internal-notched flexure test* (INF) a *four point end-notched test* (FENF) [78]–[80].

Z výše zvolených byl vybrán nejčastěji používaný, a to ENF test provedený dle ASTM normy D7905 [81]. Předepsané geometrické parametry vzorků jsou uvedeny v obr. 10-25 a tab. 10-4.

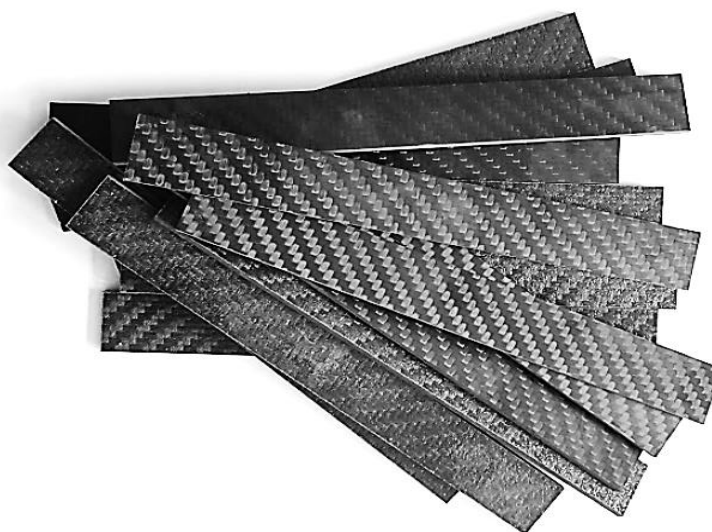


Obr. 10-25 Základní geometrické parametry ENF testu.

$h$ (mm)	1,67	Tloušťka vzorku
$b$ (mm)	1470	Šířka vzorku
$a$ (mm)	55,8	Délka počáteční trhliny
$l$ (mm)	170	Celková délka vzorku
$L$ (mm)	50	Vzdálenost mezi zatížením a
Layout (-)	$[(0)_{4s}/(0)_{4s}]$	Layout jednotlivých vrstev vzorku

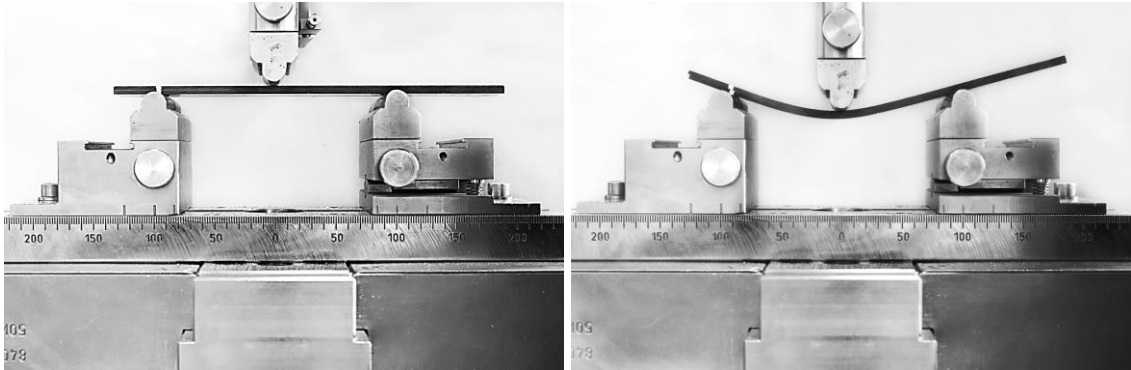
Tab. 10-4 Základní geometrické parametry vzorků pro ENF test.

Vzorky byly vytvořeny též, jako tomu bylo u DCB testu, přesným vyřezáním vodním paprskem z laminátových desek z uhlíkového prepregu GG200t. Počáteční trhlina byla vytvořena za využití teflonové fólie o tloušťce 50  $\mu\text{m}$  [A4].



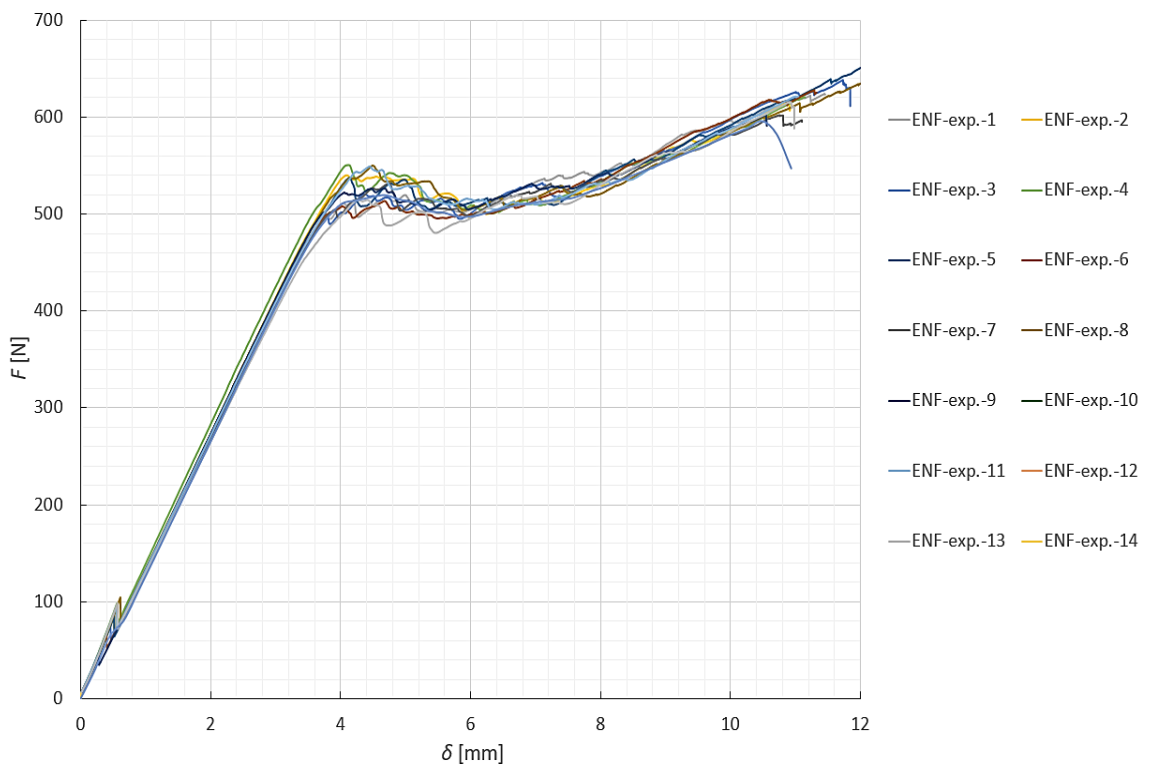
Obr. 10-26 Vytvořené zkušební vzorky pro ENF test.

Experimentální měření bylo provedeno na zařízení Zwick-Roell Z050 při pokojové teplotě (21°C). Rychlost čelistí byla nastavena na 1 mm/min. Samotný průběh zkoušky byl zaznamenáván za využití DSLR kamery.



Obr. 10-27 Experimentální ENF zkouška (vlevo: počátek zkoušky, vpravo: konec zkoušky).

Celkem bylo testováno čtrnáct vzorků s velmi shodným průběhem jejich tuhosti i procesu porušení rozhraní je uveden v obr. 10-28. Průměrné zatížení  $F_{oII\_ini}$ , při kterém docházelo k inicializaci trhliny, dosahovalo hodnoty 519 N při celkovém průhybu  $\delta_{oII\_ini} = 4.1$  mm.



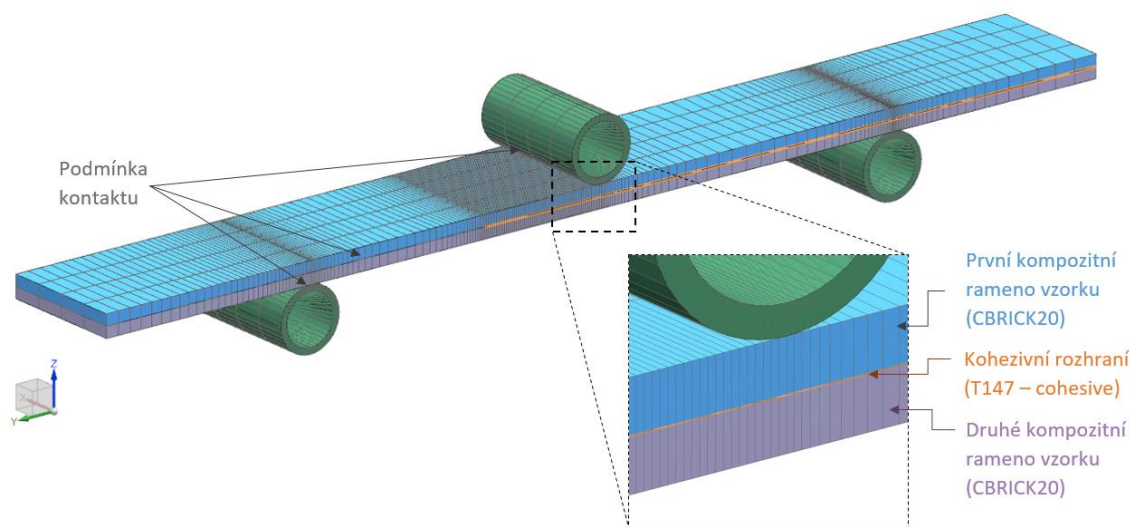
Obr. 10-28 Výsledné křivky (průběhu zatížení-posuv) ENF testu.

## Nalezení parametrů rozhraní pro mód II za využití numerické simulace

Pro nalezení parametrů lomové houževnatosti a tuhosti rozhraní bylo totožně jako u prvního módu porušení použito MKP modelu testovaných vzorků v softwaru Siemens Simcenter 3D 12 za využití řešiče NX Nastran 401 Multi-Step Nonlinear.

Vzorky byly vytvořeny za využití elementů druhého řádu CBRICK20 a rozhraní kohezivními elementy T147. V oblastech kontaktních ploch a na počátku sledovaného rozhraní bylo navíc provedeno zjemnění sítě dle doporučených hodnot [77].

MKP síť obsahovala celkem 1803 elementů pro každé rameno vzorku a 602 kohezivních elementů s rozhraním typu *Damage interface*, viz obr. 10-29. Mezi jednotlivé kontaktní plochy (mezi vzorkem a čelistmi/válečky a mezi plochami ramen vzorků, kde se nachází počáteční trhlina) byla aplikována podmínka kontaktu.



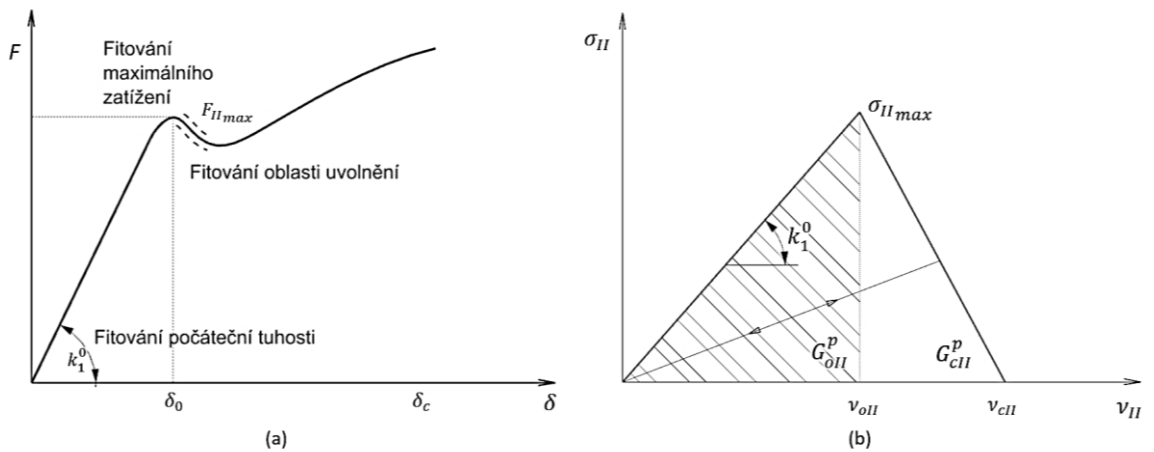
Obr. 10-29 MKP model ENF testu.

Postup fitování parametrů byl též jako u módu I proveden za využití bilineárního zákona vývoje poškození, a to následujícím způsobem: v prvním kroku bylo provedeno hledání hodnoty smykové tuhosti rozhraní  $k_1^0$ , která udává náběhový úhel počáteční části (elastické oblasti) křivky. V dalším kroku byl nalezen vrchol udávající počátek porušení rozhraní, a to za využití variace velikosti termodynamické síly inicializace poškození  $Y_{0s}$ , která je rovna ploše prvního trojúhelníku napětově-deformační křivky. Po nalezení prvního maxima křivky bylo provedeno fitování strmosti jejího náběhu a propadu, a to za využití funkce *Delay time*  $\tau_c$ . V závěrečné části byla provedena korekce hodnoty kritické hodnoty uvolňování energie  $G_{cII}^p$ . Jako výchozí byla použita analyticky stanovená hodnota dle vztahu:

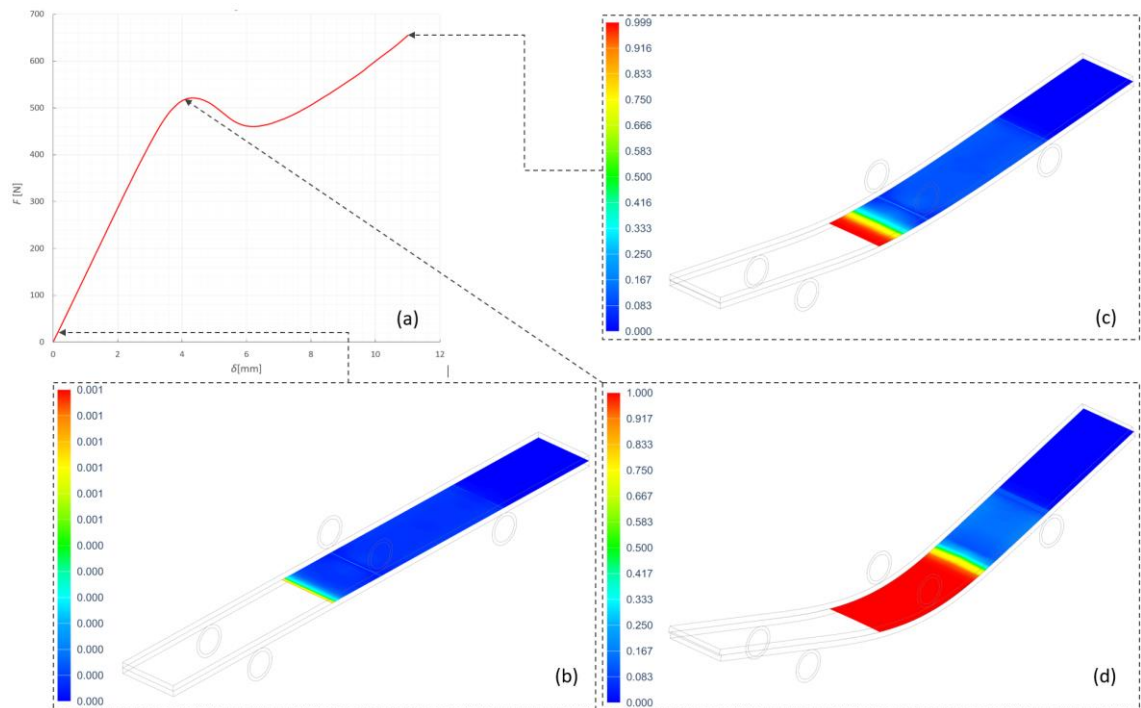
$$G_{cII}^p = \frac{9F^2 a^2}{16b^2 h^3 E_x} = \frac{9F a^2 \delta}{2b(3a^3 + 2L^3)}, \quad (10-17)$$

kde

$$\delta = \frac{F(3a^3 + 2L^3)}{8E_x b h^3}. \quad (10-18)$$



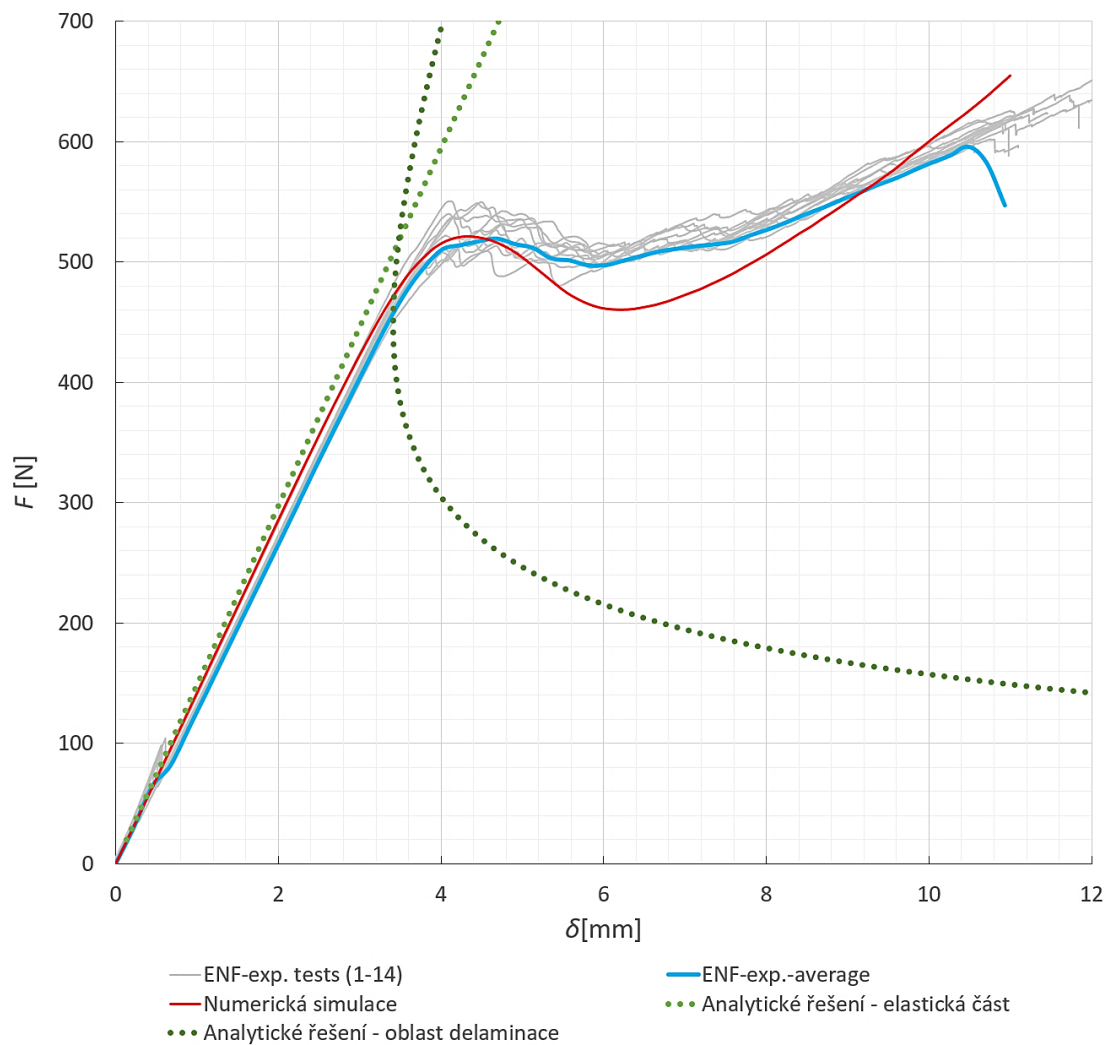
Obr. 10-30 Proces fitování módu II: (a) schéma oblastí fitování, (b) konstitutivní model rozhraní pro mód II.



Obr. 10-31 Výsledky numerické simulace ENF vzorku: (a) výsledný průběh porušení rozhraní, (b) počátek zatěžování, (c) počátek porušení rozhraní, (d) konec simulace

Na obr. 10-32 je uvedeno porovnání numerické simulace, analytického výpočtu a experimentálního měření. Pro numerickou simulaci byla použita kritická hodnota uvolňování energie  $G_{cII}^p = 1098,7$  N/m a tuhosti rozhraní  $k_1^0 = 8450$  N/mm<sup>3</sup>.





**Obr. 10-32** Křivka průběhu zatížení-pusunutí ENF testu.



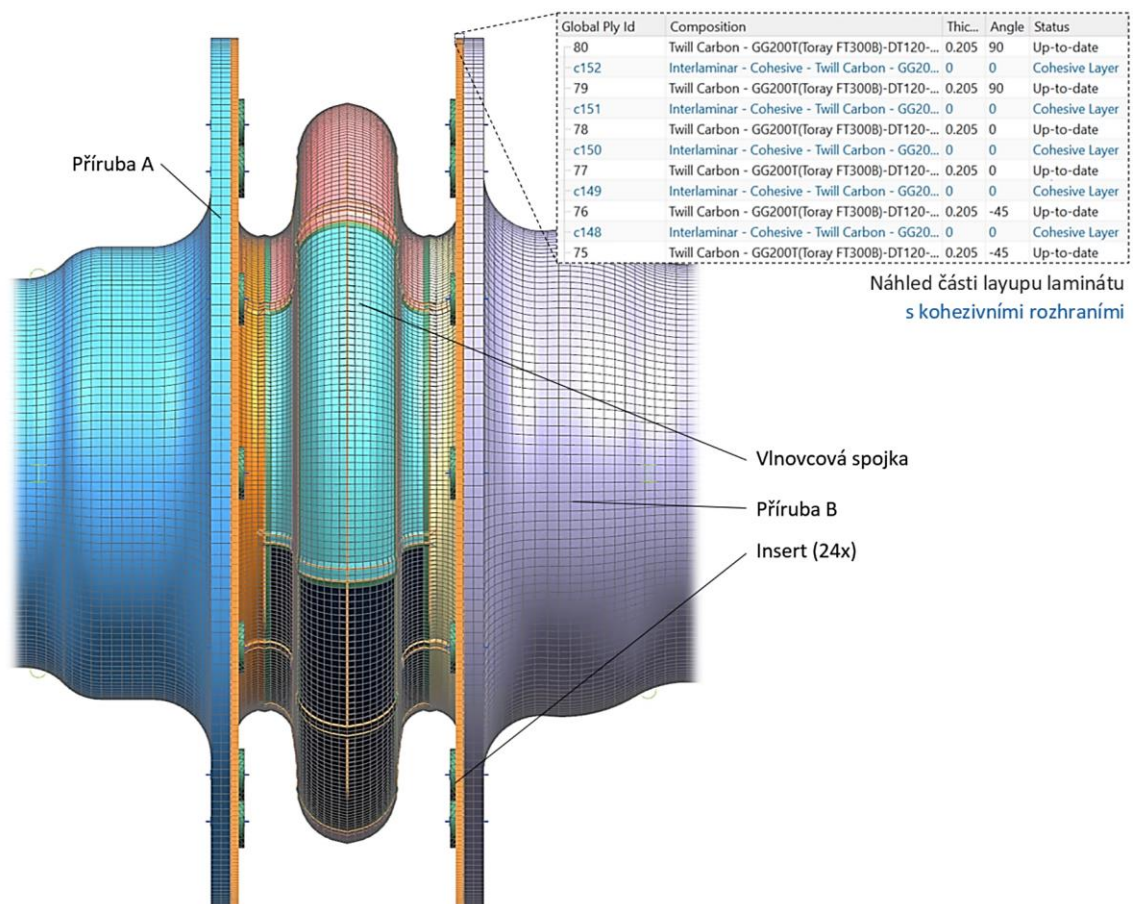
### 10.2.3 Stanovení interlaminární pevnosti vlnovcové spojky za využití numerické simulace

Získané parametry rozhraní pro základní dva módy porušení byly aplikovány do stávajícího pokročilého MKP modelu vlnovcové spojky (použitého již v kapitole 10.1.3 pro verifikaci strukturální optimalizace spojky). Tento model byl rozšířen o kohezivní rozhraní mezi všemi vytvořenými vrstvy layupu. Celkem bylo vytvořeno 168 vrstev rozhraní z kohezivních elementů typu T147. Použité parametry interlaminárního rozhraní jsou shrnuty v tab. 10-5.

$G_{cl}^p$ (N/m)	578	Kritická hodnota uvolňovací energie pro Múd I
$G_{cII}^p$ (N/m)	1098,7	Kritická hodnota uvolňovací energie pro Múd II
$k_3^0$ (N/mm <sup>3</sup> )	5620	Tuhost rozhraní v normálovém směru
$k_1^0$ (N/mm <sup>3</sup> )	8450	Tuhost rozhraní ve smyku

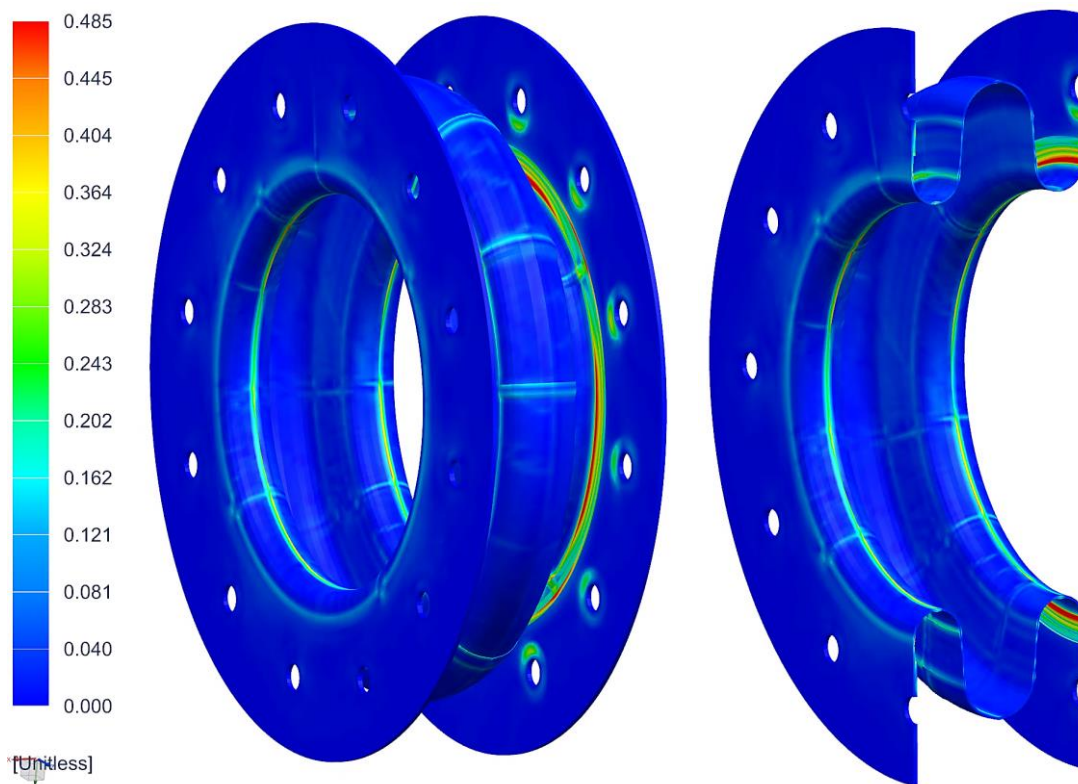
Tab. 10-5 Parametry rozhraní uhlíkového prepregu GG200t.

Strukturální simulace byla provedena v nelineárním řešiči NX NASTRAN 12 SOL 401 – Multi-Step Nonlinear s použitím 200 iteračních kroků včetně povolené materiálové nelinearity. Úloha byla řešena včetně přírub za využití kontaktní podmínky *Surface to Surface Contact*.



Obr. 10-33 MKP model vlnovcové spojky s implementovaným kohezivním rozhraním.

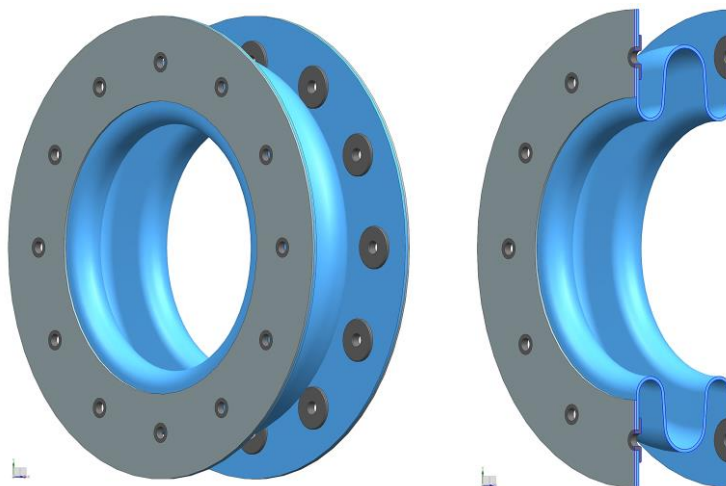
Z výsledků analýzy vyplývá, že kritická hodnota indexu interlaminární pevnosti se nachází na volných hranách vnějších vrstev v oblasti náběhu konkávních částí spojky k vnějším přírubám, a to s maximem hodnoty  $FI_{IL} = 0,485$ .



Obr. 10-34 Výsledky interlaminární pevnosti vlnovcové spojky, zobrazen index porušení  $FI_{IL}$ .

### 10.3 Vyhodnocení pevnosti lepených spojů

Pro snížení koncentrace napětí v oblastech připojovacích otvorů bylo zvoleno přidání vlepených ocelových insertů do všech přípojných otvorů v kombinaci s plechovými přírubami.



Obr. 10-35 Model vlnovcové spojky doplněné o ocelové inserty a příruby.

Pro stanovení pevnosti lepených spojů aplikovaných u konstrukčního řešení kompozitní spojky bylo použito totožného modelu porušení, jako tomu bylo u vyhodnocení interlaminární pevnosti spojky v kapitole 10.2. Pro stanovení jednotlivých módů porušení bylo též použito experimentálních zkoušek za využití DCB a ENF testů.

Pro lepené spoje bylo použito dvou-komponentní epoxidové lepidlo 3M™ Scotch-Weld™ DP490. Mechanické parametry lepidla jsou uvedeny v tab. 10-6.

$\nu$ (-)	0,38	Poissonovo číslo
$E_0$ (MPa)	659	Modul pružnosti v tahu
$G_v$ (MPa)	239	Modul pružnosti ve smyku
$\beta$ (-)	0,001	Útlumová konstanta
$S_{TS}$ (MPa)	36,1	Pevnost ve smyku (23 °C)
$S_{TP}$ (DaN/cm)	9,24	Pevnost v odlupu (23 °C)

Tab. 10-6 Mechanické parametry lepidla 3M™ Scotch-Weld™ DP490.

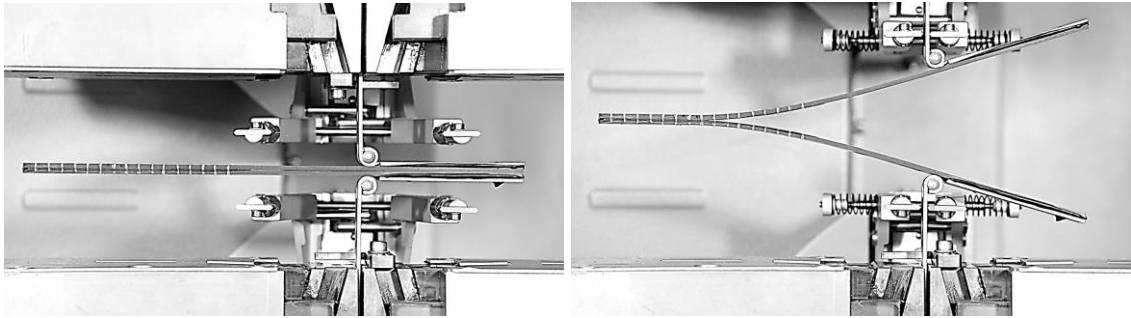
Vzorky byly vytvořeny z laminátových desek s výztuží ve formě jednosměrných uhlíkových vláken (T300) v kombinaci s epoxidovou pryskyřicí, které byly následně slepeny výše uvedeným lepidlem a nařezány vodním paprskem. Mechanické parametry kompozitu jsou uvedeny v tab. 10-7.

$E_1$ (GPa)	107	Youngův modul ve směru 11
$E_2$ (GPa)	7.9	Youngův modul ve směru 22
$E_3$ (GPa)	7.9	Youngův modul ve směru 33
$G_{12}$ (GPa)	4.3	Smykový modul v rovině 12
$G_{23}$ (GPa)	3.4	Smykový modul v rovině 12
$G_{31}$ (GPa)	4.3	Smykový modul v rovině 12
$\nu_{12}$ (-)	0.337	Poissonovo číslo v rovině 12
$\nu_{23}$ (-)	0.315	Poissonovo číslo v rovině 23
$\nu_{31}$ (-)	0.022	Poissonovo číslo v rovině 31

Tab. 10-7 Mechanické vlastnosti CFRP desek (T300).

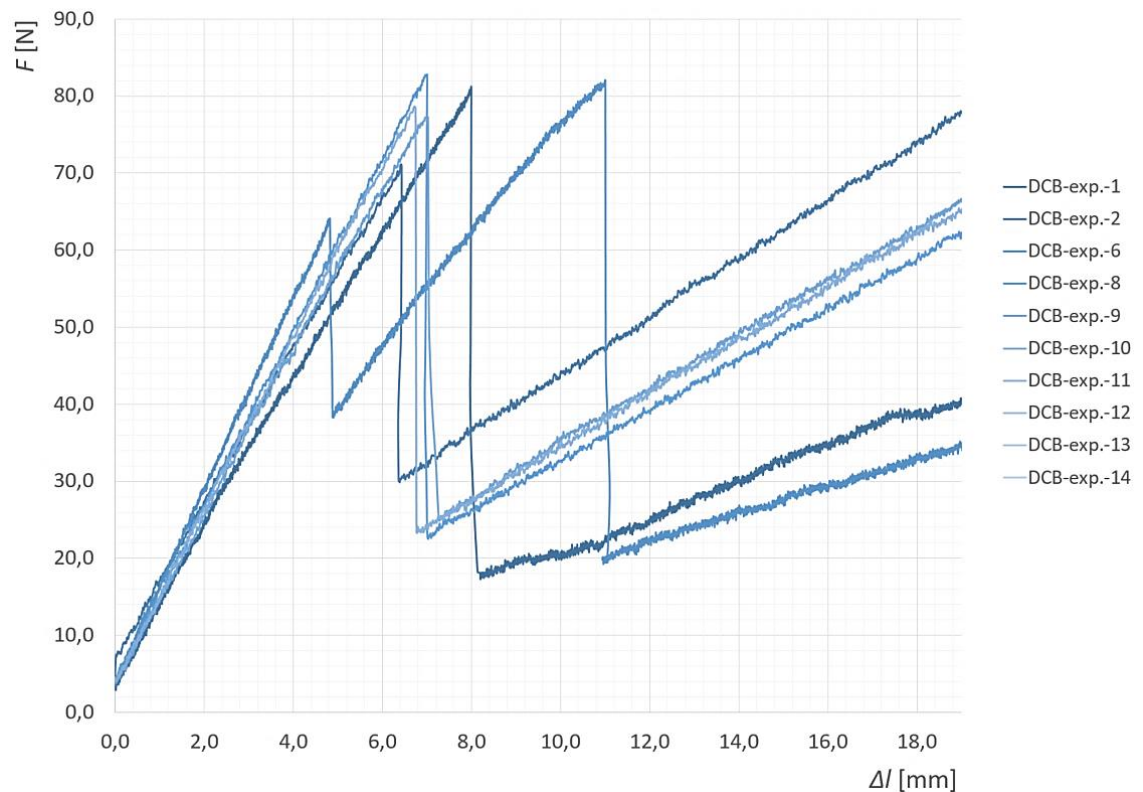
### 10.3.1 Experimentální měření pevnosti lepidla v módu I

Pro stanovení prvního módu porušení byl proveden DCB test na čtrnácti vzorcích dle ASTM norem [82]. Experimentální měření bylo provedeno na mechanicko-elektrickém zkušebním zařízení Zwick-Roell Z250 se silovou buňkou 5 kN při teplotě 22°C s konstantní rychlostí čelistí 2mm/min, viz obr. 10-36.



Obr. 10-36 Experimentální měření DCB vzorků: (vlevo) počátek zkoušky; (vpravo) konec zkoušky.

Výsledky průběhu zkoušek DCB testu jsou uvedeny na obr. 10-37. Z výsledků je patrné, že u lepených vzorků docházelo na rozdíl od vzorků pro stanovení interlaminární pevnosti pro mód I ke skokovému porušení okamžitě po inicializaci trhliny. Průměrné zatížení  $F_{ol\_ini}$  při kterém docházelo k inicializaci trhliny, dosahovalo 78 N při celkovém průhybu vzorku  $\delta_{ol\_ini} = 6,7$  mm.

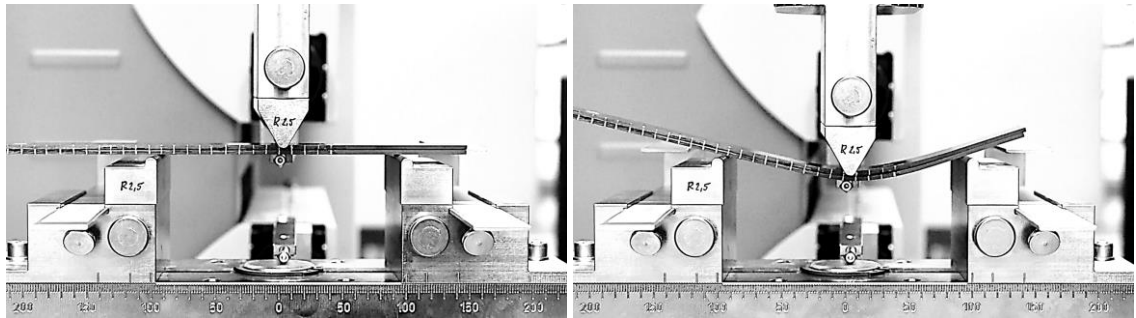


Obr. 10-37 Křivka průběhu zatížení-pusunutí lepených vzorků u DCB testu.



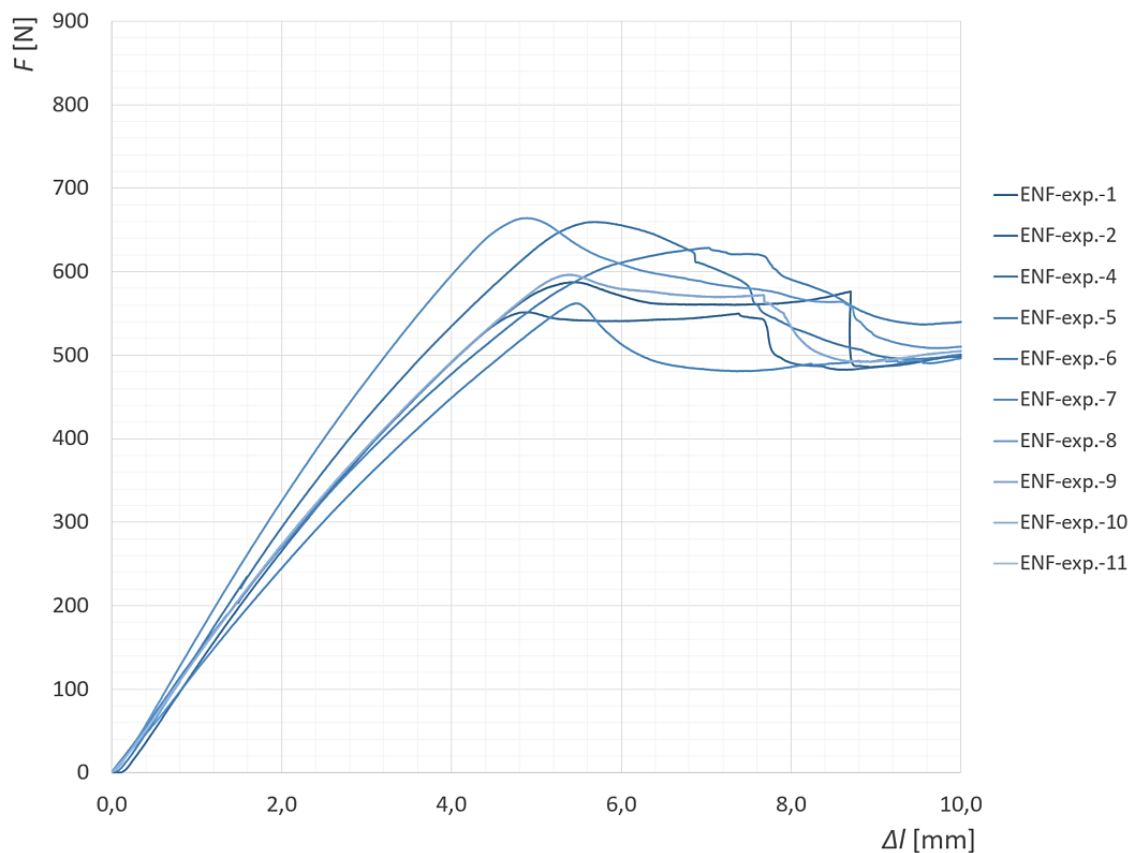
### 10.3.2 Experimentální měření pevnosti lepidla v módu II

Pro stanovení druhého módu porušení byl proveden ENF test na jedenácti vzorcích dle ASTM norem [81]. Experimentální měření bylo provedeno totožně jako u předchozí zkoušky na mechanicko-elektrickém zkušebním zařízení Zwick-Roell Z250 při teplotě 22°C s konstantní rychlostí zkušebního trnu 2mm/min, viz obr. 10-38.



Obr. 10-38 Experimentální měření lepených ENF vzorků: (vlevo) počátek zkoušky; (vpravo) konec zkoušky.

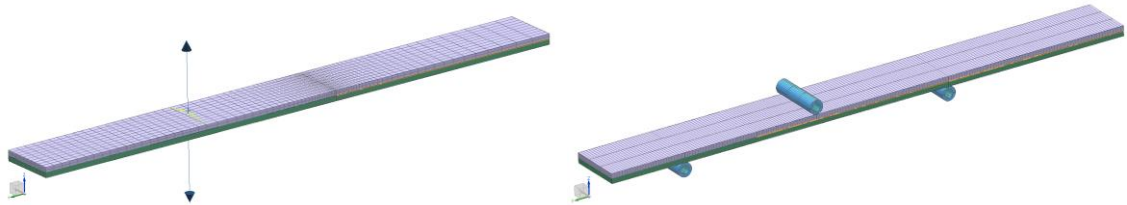
Výsledky průběhu zkoušek ENF testu jsou uvedeny na obr. 10-39. Průměrné zatížení  $F_{oII\_ini}$ , při kterém docházelo k inicializaci trhliny, se nacházelo průměrně při 594 N při celkovém průhybu  $\delta_{oII\_ini} = 5.6$  mm.



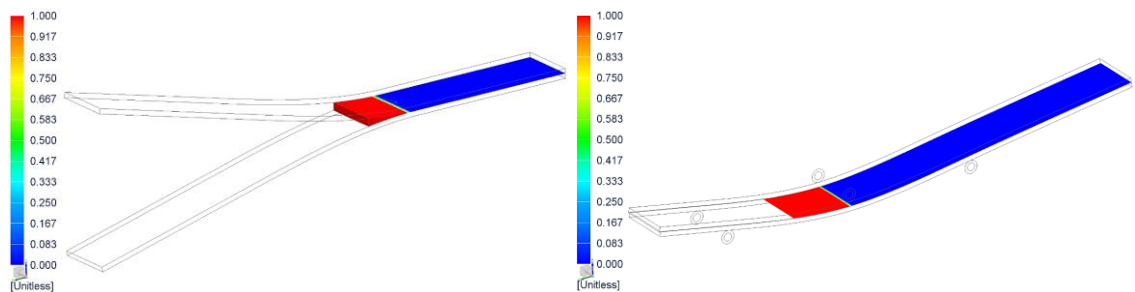
Obr. 10-39 Křivka průběhu zatížení-posunutí lepených vzorků u ENF testu.

## Nalezení parametrů pevnosti lepeného rozhraní pro mód II za využití numerické simulace

Pro nalezení parametrů lomové houževnatosti a tuhosti rozhraní bylo použito numerické simulace na MKP modelech testovaných vzorků typu DCB a ENF. K tomu bylo použito zcela totožného postupu, jako tomu bylo v kapitole 10.2.

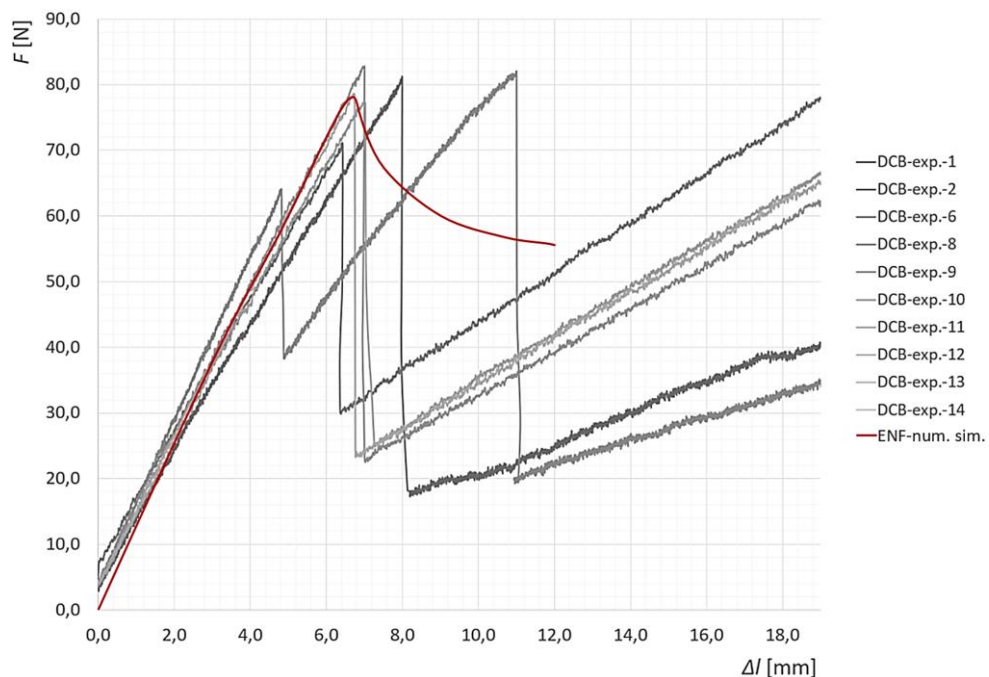


Obr. 10-40 MKP model lepených vzorků s kohezivními elementy: (vlevo) DCB test, (vpravo) ENF test.



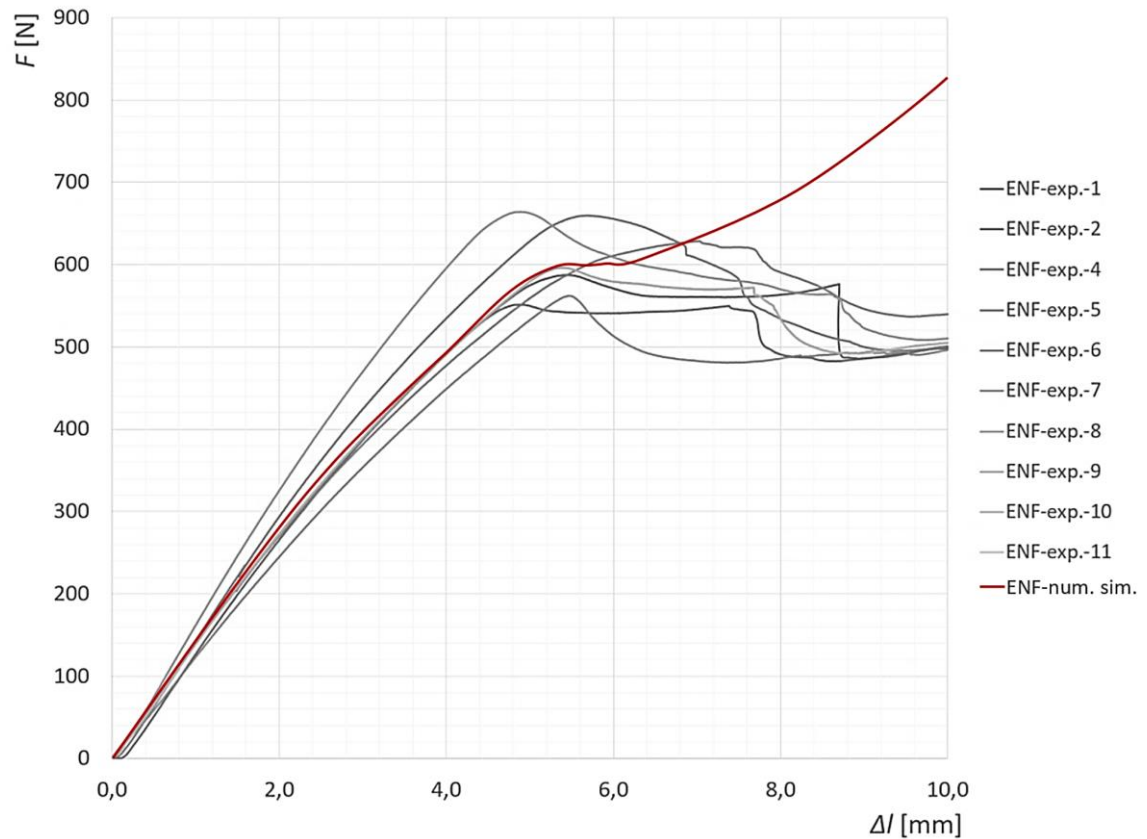
Obr. 10-41 Výsledky porušení rozhraní v numerické simulaci: (vlevo) DCB test; (vpravo) ENF test.

Na obr. 10-42, je uvedeno porovnání numerické simulace, analytického výpočtu a experimentálního měření. Shoda byla pro mód I u numerické simulace nalezena při použití kritické hodnoty uvolňovací energie  $G_{cl}^p = 610 \text{ J/m}^2$  a při tuhosti rozhraní  $k_3^0 = 2100 \text{ N/mm}^3$ .



Obr. 10-42 Porovnání výsledků (zatížení-posunutí) numerické simulace lepených DCB vzorků vůči experimentálnímu měření.

Pro druhý mód porušení byla u numerické simulace nalezena shoda při použití kritické hodnoty uvolňovací energie  $G_{cII}^p = 2230 \text{ J/m}^2$  a při tuhosti rozhraní  $k_{01}^0 = 120 \text{ N/mm}^3$ . Porovnání výsledků numerické simulace a experimentálního měření je uvedeno na obr. 10-43.



Obr. 10-43 Porovnání výsledků (zatížení-posunutí) numerické simulace lepených ENF vzorků vůči experimentálnímu měření.



### 10.3.3 Experimentální měření pevnosti lepidla v mix módu/módu III

Z důvodu použití lepených spojů i u cylindrických prvků (vločky u jednotlivých otvorů) bylo provedeno stanovení hodnoty třetího módu porušení, který se u tohoto typu prvků může vyskytovat (např. při namáhání krutem). Pro tento typ módu porušení však neexistuje žádný normalizovaný typ měření. Z tohoto důvodu byla navržena zkouška na cylindrickém spoji kompozitní trubky a ocelového insertu, u kterého se teoreticky částečně tento mód porušení nachází.

Pro zkušební vzorky lepených spojů bylo použito navíjených uhlíkových trubek a tuhých ocelových čepů. Uhlíkové trubky byly navinuty z jednosměrného uhlíkového rovingu Tenax STS40 F13 24k 1600tex v kombinaci s uhlíkovým rovingem Toray T700. Mechanické parametry použitých materiálů jsou uvedeny v tab. 10-8.

	Tenax STS40 F13	Toray T700	
$E_1$ (GPa)	146.9	145.8	Modul pružnosti v tahu ve směru 11
$E_2, E_3$	11.38	8.89	Modul pružnosti v tahu ve směru 22 a 33
$G_{12}$ (GPa)	5.19	5.6	Modul pružnosti ve smyku v rovině 12
$\nu_{12}$ (-)	0.27	0.29	Poissonovo číslo v rovině 12

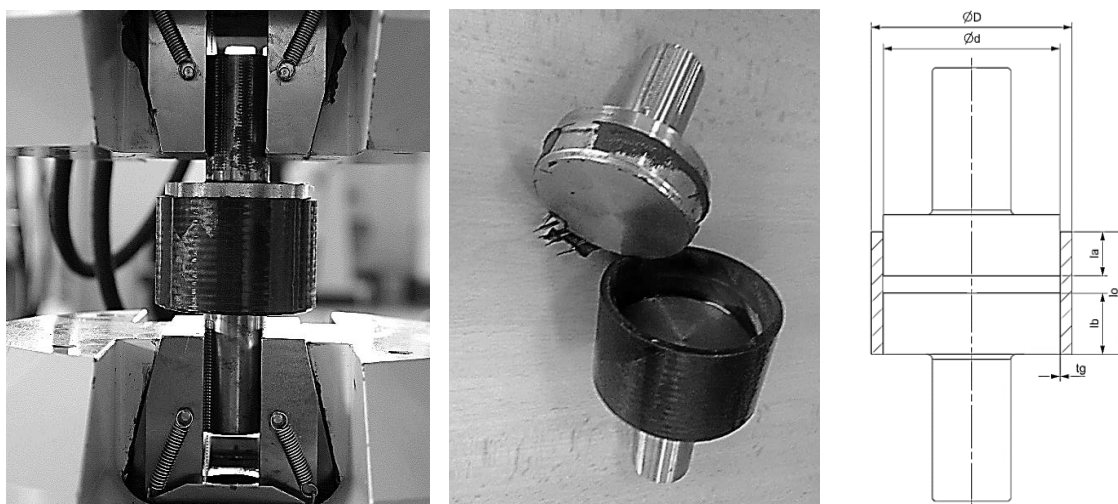
Tab. 10-8 Mechanické vlastnosti uhlíkového rovingu STS40 a Toray T700.

Do uhlíkových trubek byly vlepeny ocelové čepy s rozdílnou délkou lepeného spoje ( $l_a, l_b$ ) tak, aby bylo zajištěno poškození vždy na totožné (pozorované) straně vzorku. Veškeré geometrické parametry zkušebních vzorků jsou uvedeny v tab. 10-9.

$\phi d$ (mm)	72.1	Průměr ocelových čepů
$\phi D$ (mm)	82	Vnější průměr kompozitní trubky
$l_a$ (mm)	18	Kratší délka lepeného spoje
$l_b$ (mm)	25	Delší délka lepeného spoje
$l_0$ (mm)	50	Celková délka kompozitní trubky
$t_g$ (mm)	0.2	Tloušťka lepidla

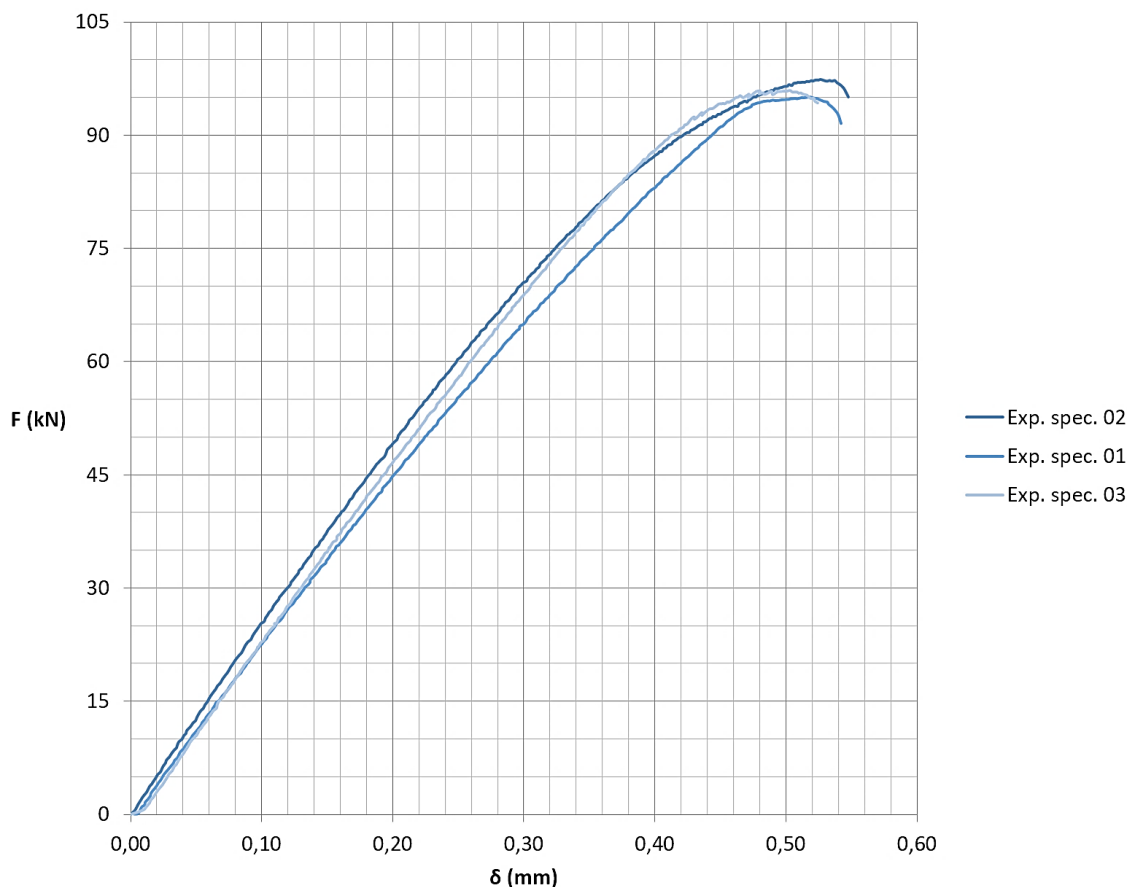
Tab. 10-9 Geometrické parametry cylindrických vzorků lepených spojů.

Experimentální měření bylo provedeno na zkušebním hydraulickém zařízení Inova FU-O-250 při teplotě 23 °C se snímkovací frekvencí 50Hz. Rychlost samosvorných čelistí byla nastavena na konstantní rychlost 1mm/s.



Obr. 10-44 Experimentální zkouška tahem cylindrických lepených vzorků.

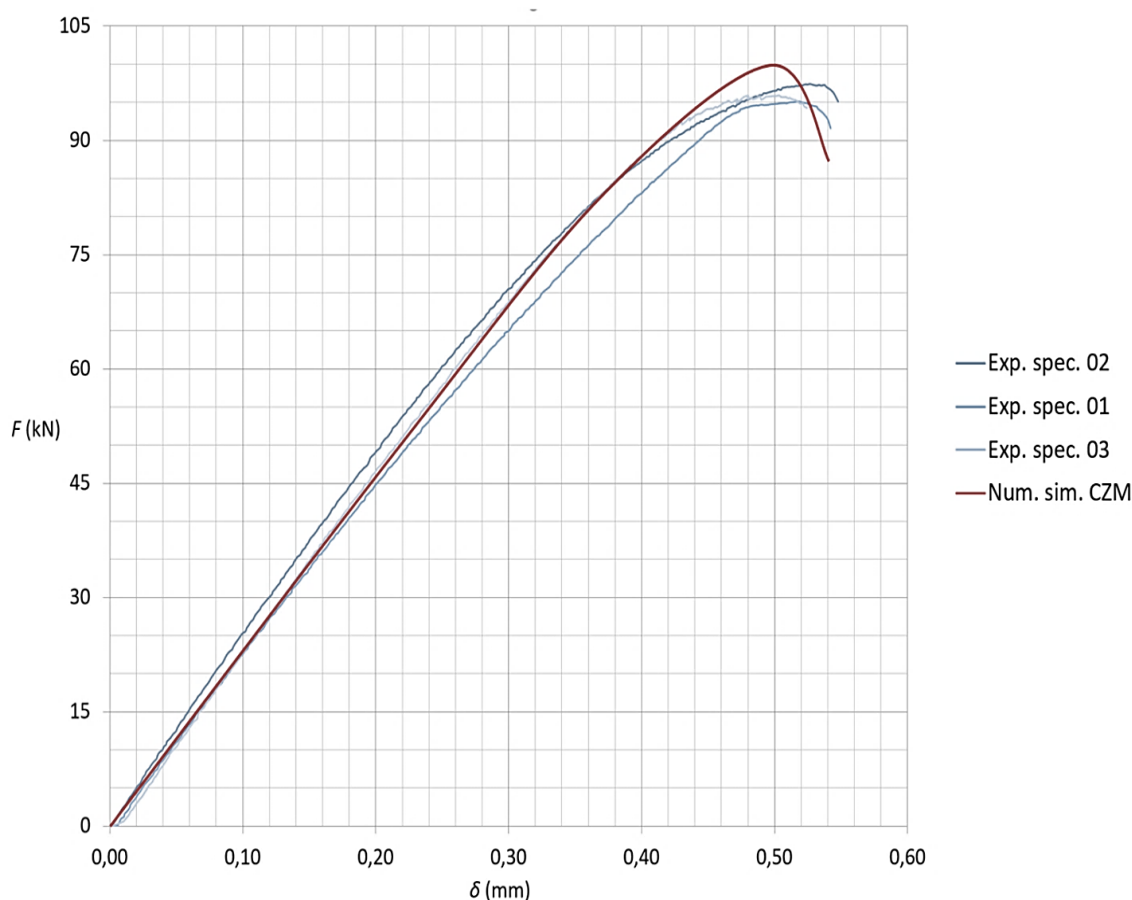
Z výsledků měření uvedených na obr. 10-45 je patrná vysoká shoda průběhu porušení všech tří zkušebních vzorků. Maximální zatížení se průměrně pohybovalo na hodnotě  $F_{cyl} = 97$  kN.



Obr. 10-45 Křivka průběhu zatížení-pusunutí cylindrických lepených vzorků.

Stanovení parametrů lomové houževnatosti cylindrického lepeného spoje bylo provedeno opět za pomoci numerické simulace. Na vytvořený CAD model zkušebního vzorku byla aplikována mapovaná 2D síť typu CQUAD8 s průměrnou velikostí elementu 1mm. Fyzikální parametry jednotlivých vrstev byly definovány za využití modulu NX LC v preprocesoru Siemens Simcenter 3D 11, a následně byly vytaženy do 3D sítě s tloušťkou elementů respektující tloušťku jednotlivých návinů laminátu [A12]. Síť ocelových čepů byly vytvořeny kombinací šestistěnných prvků druhého řádu CBRICK20 a čtyřstěnných prvků druhého řádu CTETRA10. Pro rozhraní byly použity prostorové kohezivní prvky T147. Hodnoty pro první dva módy porušení byly použity z předchozích měření za využití DCB a ENF testů.

Nejvyšší shody bylo dosaženo při použití kritické hodnoty uvolňování energie  $G_{cIII}^p = 2460$  J/m<sup>2</sup> a při tuhosti rozhraní  $k_{02}^0 = 160$  N/mm<sup>3</sup>. Porovnání průběhu porušení rozhraní numerické simulace s experimentálním měřením je uvedeno na obr. 10-46.



Obr. 10-46 Porovnání výsledků (zatížení-pusunutí) numerické simulace cylindrických lepených vzorků vůči experimentálnímu měření.

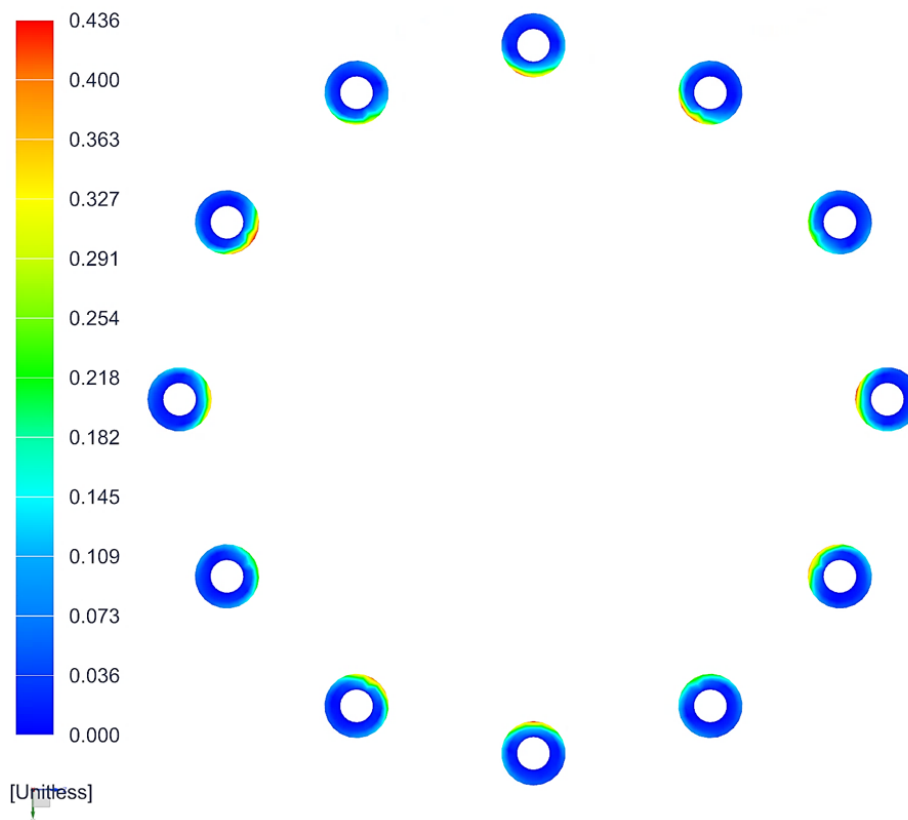
### 10.3.4 Stanovení pevnosti lepených spojů vlnovcové spojky za využití numerické simulace

Pro stanovení pevnosti lepených spojů aplikovaných na vlnovcové spojce bylo provedeno doplnění stávajícího pokročilého MKP modelu o oblasti lepených spojů, a to zcela totožně jako tomu bylo u vyhodnocení interlaminární pevnosti konstrukce v kapitole 10.2.3. Použité parametry lepidla jsou shrnuty v tab. 10-10.

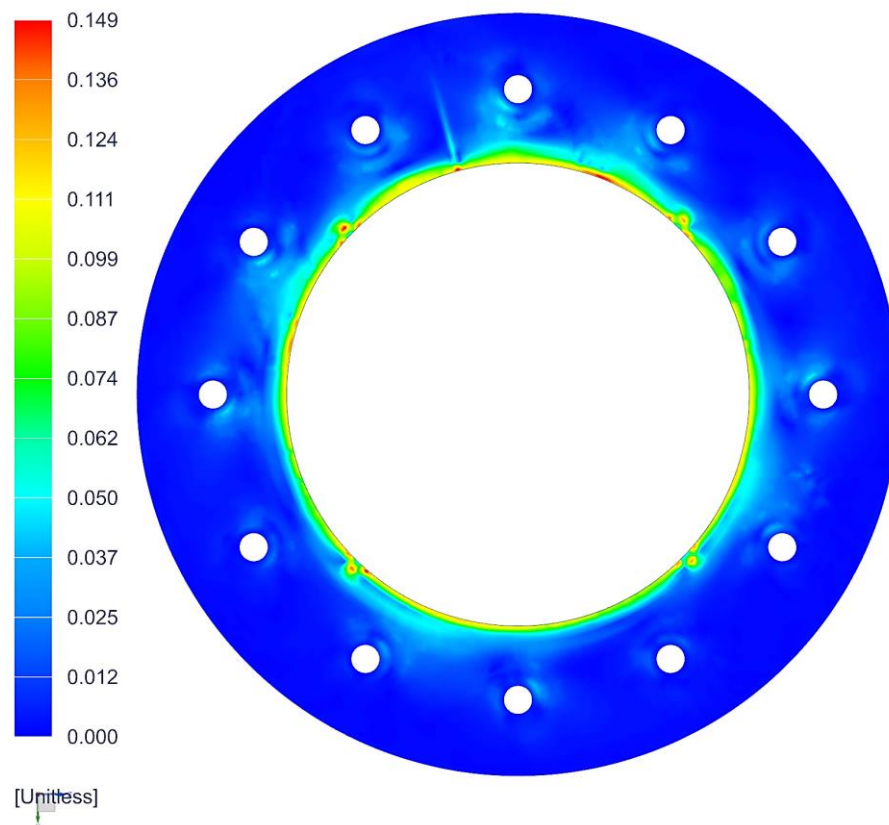
$G_{cI}^p$ (N/m)	610	Kritická hodnota uvolňovací energie pro Mód I
$G_{cII}^p$ (N/m)	2230	Kritická hodnota uvolňovací energie pro Mód II
$G_{cIII}^p$ (N/m)	2460	Kritická hodnota uvolňovací energie pro Mód III
$k_3^0$ (N/mm <sup>3</sup> )	2100	Tuhost rozhraní v normálovém směru
$k_1^0$ (N/mm <sup>3</sup> )	120	Tuhost rozhraní ve smyku
$k_2^0$ (N/mm <sup>3</sup> )	160	Tuhost rozhraní ve smyku

Tab. 10-10 Parametry lomové houževnatosti a tuhosti rozhraní lepidla 3M™ Scotch-Weld™ DP490.

Na obr. 10-47 jsou uvedeny získané výsledky pevnosti vlepených insertů v oblasti otvorů. Kritická oblast byla nalezena na ploškách přírub insertů směřujícím ke středu spojky, kde docházelo k vyšším deformacím rozhraní a ke kumulaci poškození prioritně ve smyku (mód II). Maximální hodnota pevnosti lepeného rozhraní je v této oblasti  $FI_{IL,g} = 0.436$ .



**Obr. 10-47** Hodnoty indexu porušení kohezivního rozhraní lepených insertů v přípojných otvorech vlnovcové spojky.



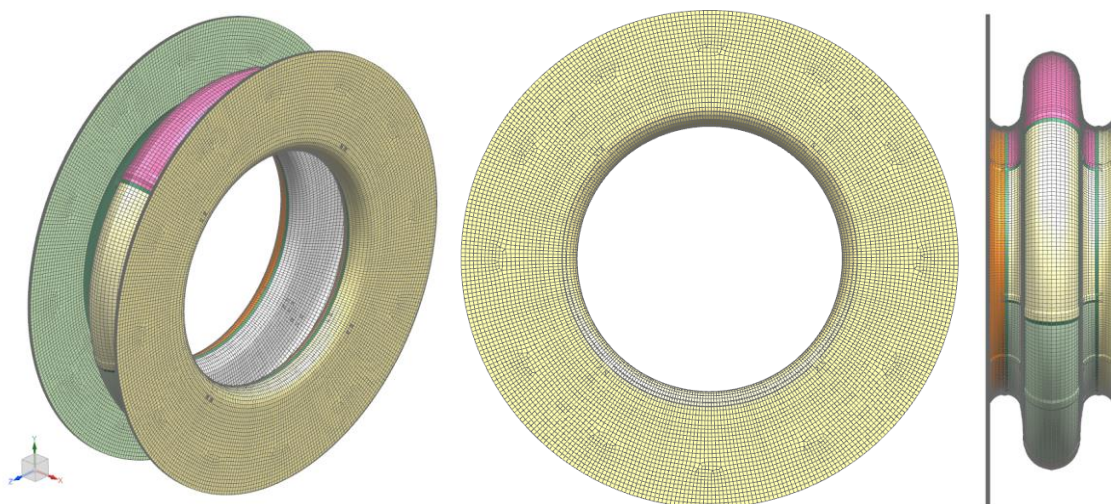
**Obr. 10-48** Hodnoty indexu porušení kohezivního rozhraní lepeného spoje mezi bočními přírubami a bočnicemi vlnovcové spojky.

## 10.4 Vyhodnocení vlastních frekvencí a tvarů spojky

Pro stanovení základního dynamického chování struktury byla provedena modální analýza, která slouží pro stanovení vlastních frekvencí a tvarů struktury se zanedbáním tlumení.

Pro vyhodnocení vlastních frekvencí a tvarů spojky bylo použito zjednodušeného modelu. Zjednodušení spočívalo zejména v odebrání otvorů, které jsou určeny pro uložení spojky, a to z důvodů usnadnění budoucí validace této analýzy za použití experimentálního měření (viz kapitola 10.6.1).

Až na zjednodušení (odebrání otvorů) bylo využito totožného MKP modelu jako tomu bylo u strukturálních analýz spojky (viz kapitola 10.1.3). Jako řešiče bylo použito softwaru Nastran NX 12 s modulem *SOL 103 - Real Eigenvalues*. Pro extrakci vlastních čísel byla použita metoda *Lanczos*. Analýza byla řešena pro hledání všech vlastních frekvencí a s nimi spjatých tvarů ve frekvenčním rozsahu 0 - 1200 Hz, přičemž prvních šest tvarů nebylo uvažováno z důvodů volného uložení. Dále na spojku nebyly aplikovány žádné další zátěžné stavy.

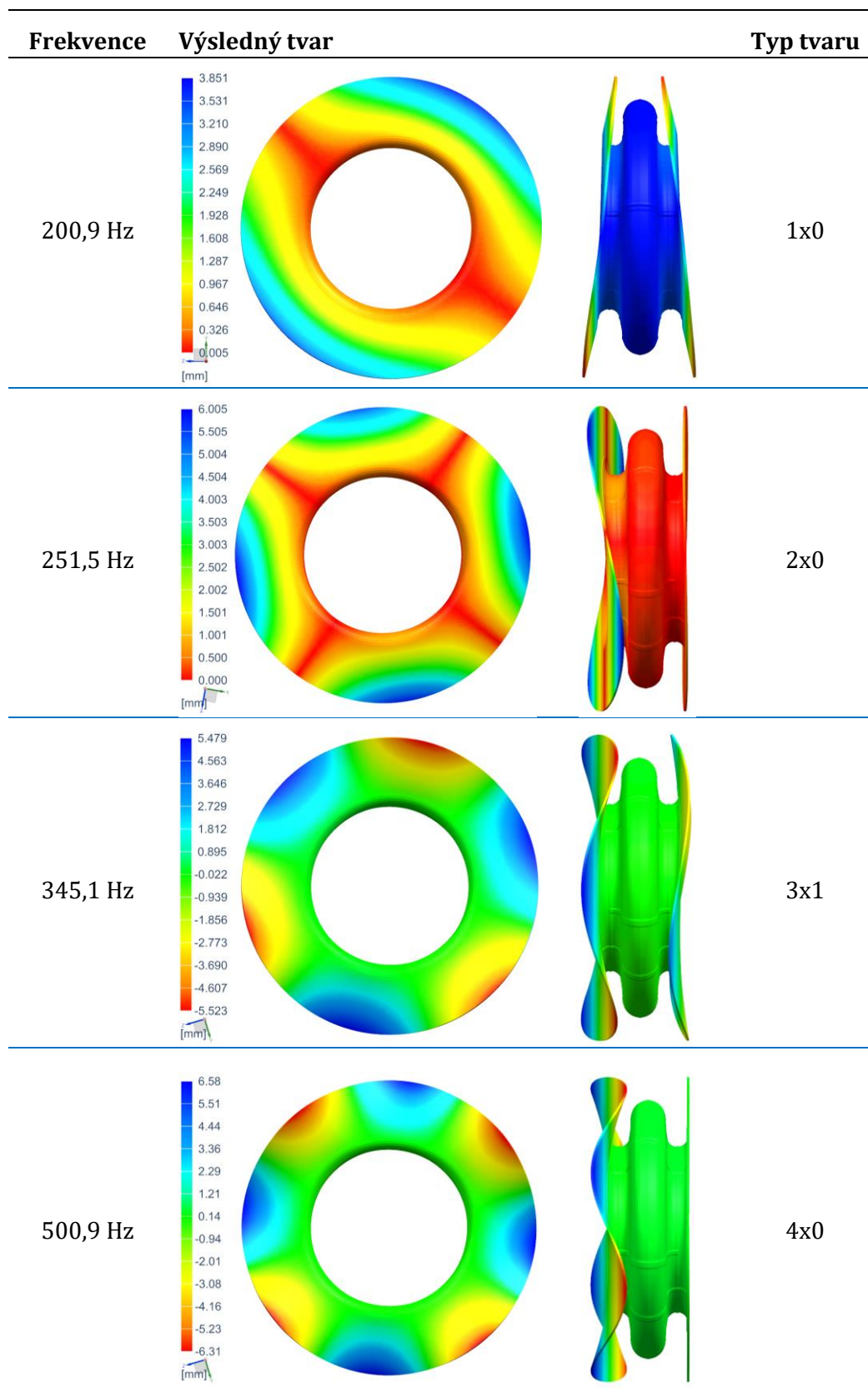


Obr. 10-49 MKP model pro modální analýzu vlnovcové spojky.

V hledaném rozsahu frekvencí bylo nalezeno celkem 39 vlastních tvarů. Díky cylindricky symetrické konstrukci spojky má celá řada vlastních tvarů totožný charakter a je pouze směrově nebo osově posunut.

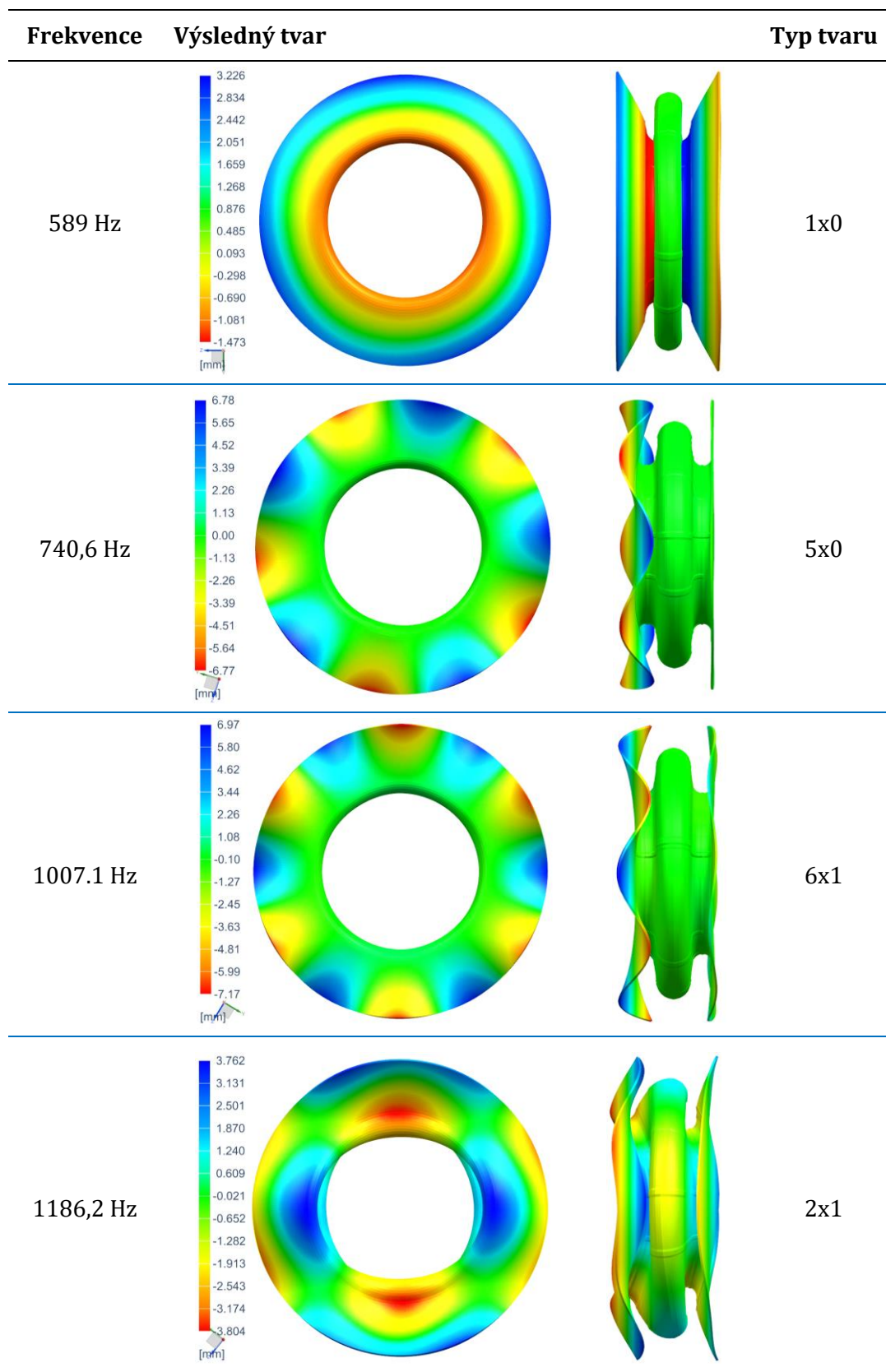
Na obr. 10-50 a obr. 10-51 je uvedeno základních osm charakteristických vlastních tvarů spojky z měřeného rozsahu.





Obr. 10-50 Charakteristické vlastní frekvence a tvary spojky v rozsahu 200 – 500 Hz.

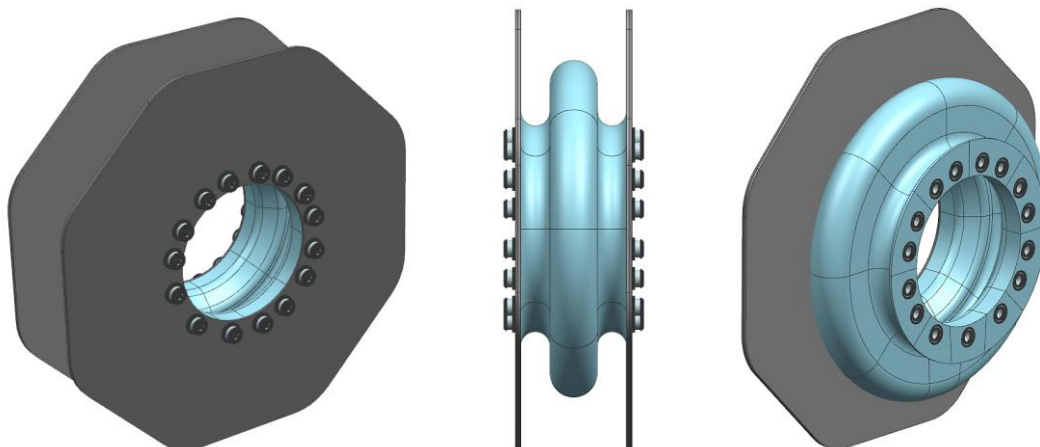




Obr. 10-51 Charakteristické vlastní frekvence a tvary spojky v rozsahu 500 – 1200 Hz.

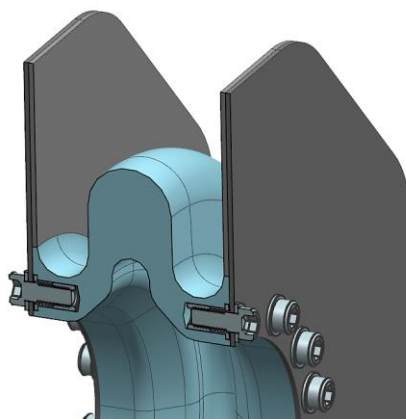
## 10.5 Funkční vzorek vlnovcové spojky

Pro výrobu funkčního vzorku byla navržena skládaná forma pozitivního charakteru laminování. Forma se skládá celkem z jedenácti základních dílů (devíti částí skládaného jádra a dvou bočních částí). Sestava jádra zajišťuje u vytvořeného dílu vyndání jednotlivých segmentů bez nutnosti destrukce formy. Z důvodů relativně vysoké složitosti jádra formy bylo s ohledem na náklady spojené s konvenční výrobou této sestavy, která byla určena pouze pro výrobu několika funkčních vzorků určených pro experimentální měření a validaci navrženého řešení, zvolena aditivní technologie výroby.



Obr. 10-52 Navržená forma pro výrobu funkčního vzorku vlnovcové spojky.

Z důvodu použití aditivní technologie výroby byla částečně upravena konstrukce, a to využitím integrovaných matic. K tomu bylo využito konvenčních nýtovaných matic, které jsou v jednotlivých elementech vlepny dvousložkovým epoxidovým lepidlem (3M™ Scotch-Weld™ DP490), viz obr. 10-53.

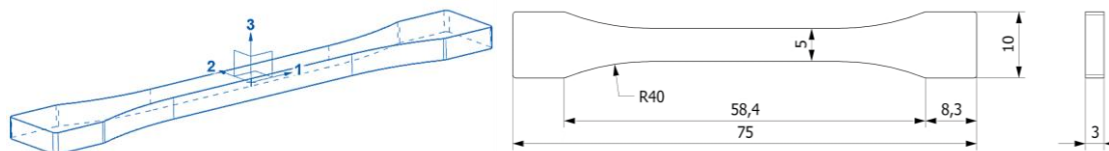


Obr. 10-53 Navržená forma pro výrobu funkčního vzorku vlnovcové spojky – pohled v řezu.

Pro výrobu segmentů formy byla vybrána 3D tiskárna Mark Two od společnosti Markforged, která využívá technologii FFF. Jelikož bylo pro výrobu vlnovcové spojky vybráno uhlíkové prepregu, bylo nezbytné pro zajištění správného výrobního postupu použití adekvátní teploty a tlaku. V tomto případě se jednalo o teplotu 115 °C a přetlak 3 bar. Z důvodu nízké teplotní stability již nebylo možné využít, tak jako tomu bylo u univerzální spojky v kapitole 9, běžný typ nylonu PA6, a tudíž byla zvolena ekvivalentní náhrada ve formě kompozitního materiálu Onyx (PA6 + SCF). Tento kompozitní materiál využívá jako matrice totožného polymeru PA6 v kombinaci s krátkými uhlíkovými vlákny. Díky tomu výrobce deklaruje zvýšenou teplotní stabilitu.

### 10.5.1 Stanovení mechanických parametrů PA6 + SCF

Protože informace o teplotní stabilitě materiálu nebyly výrobcem podrobněji doloženy detailnějšími daty bylo provedeno experimentálního měření tohoto materiálu v závislosti na teplotě v rozmezí 20 a 160 °C, a to pro oba základní směry materiálu dle směru tisku vůči tiskové základně. Totožně jako u univerzální flexibilní spojky bylo použito filamentu o průměru 1,75 mm a trysky o průměru 0,4 mm. Geometrie vzorků byla zvolena dle normy EN ISO 527-2:2012 [83], viz obr. 10-54 [A9].



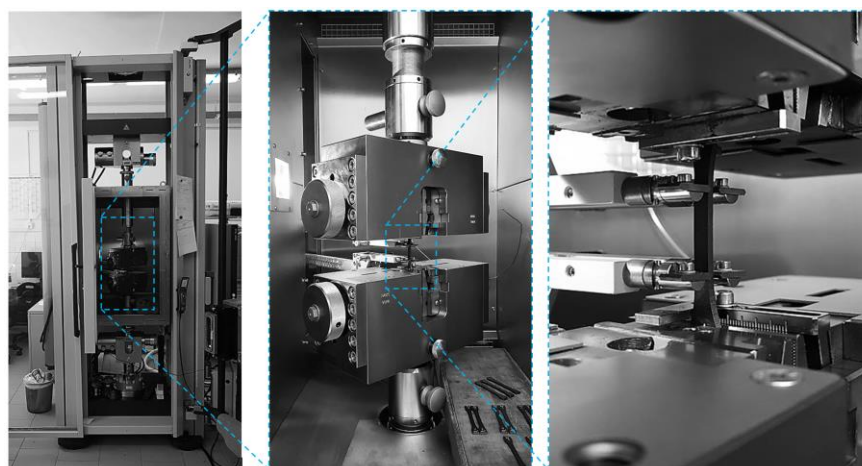
Obr. 10-54 Geometrické parametry zkušebních vzorků (napravo).

Geometrie vzorků byla vytvořena v CAD softwaru Siemens NX 11 a následně vyexportována jako binární stereolithografický soubor (STL) s chordální tolerancí 0,01 mm a úhlovou tolerancí 3°. *G-code* byl vytvořen za využití importovaných dat ve *slicing* softwaru Eiger 1.2. Tahové zkušební vzorky byly vytištěny vůči tiskové základně ve dvou základních polohách, a to horizontálně (v rovině 12) a vertikálně (v rovině 32). Nastavení 3D tiskárny je uvedeno v tab. 10-11.

Výška vrstvy tisku [mm]	0,1
Typ charakteru výplně [-]	obdélníkový
Podíl výplně [%]	100
Počet svrchních vrstev [-]	10
Počet spodních vrstev [-]	10
Počet obvodových vrstev [-]	4
Orientace tisku (horizontální/vertikální) [°]	0/90
Počet vrstev (horizontální/vertikální) [-]	30/750

Tab. 10-11 Nastavení FDM 3D tiskárny pro tisk zkušebních vzorků.

Experimentální testování celkem 118 vytištěných vzorků bylo provedeno na elektromechanickém testovacím zařízení Zwick-Roell Z250 se silovou buňkou 5 kN a vzorkovací frekvencí 20 Hz dle normy EN ISO 527-2. Experimentální test byl proveden s rychlostí samosvorných čelistí 1mm/min v klima-komůře s teplotou v rozmezí 20 až 160 °C (s krokem 20°C). Pro porovnání bylo provedeno měření i na běžném materiálu PA6.

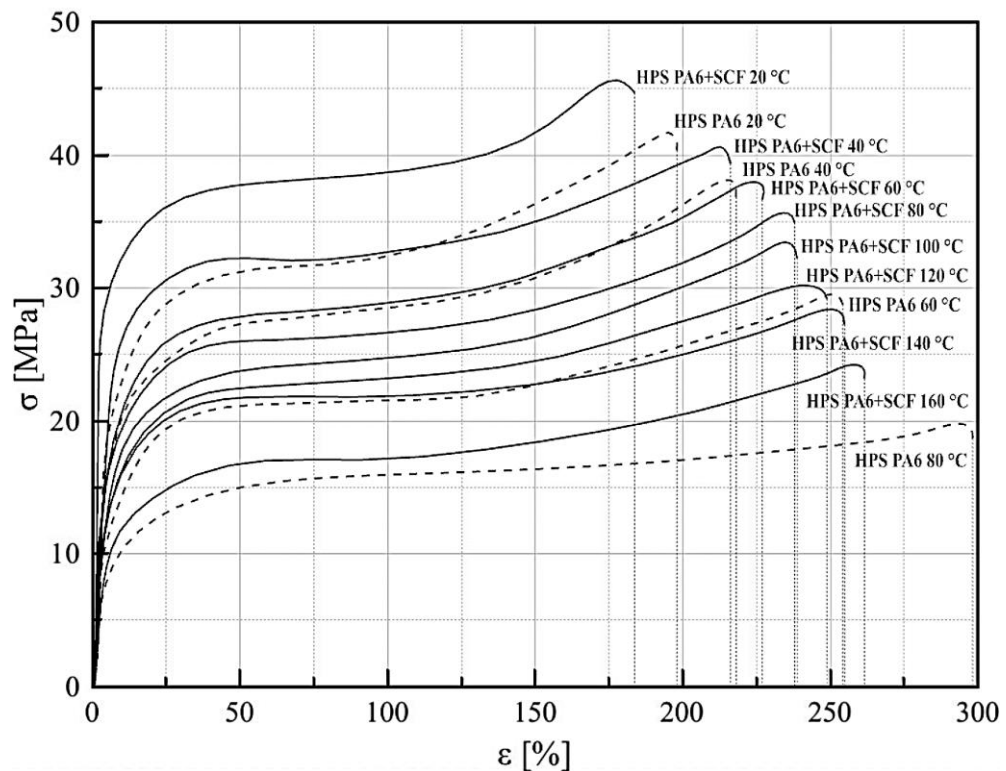


Obr. 10-55 Experimentální měření vzorků PA6+SCF.

Získaná data pro horizontálně (HPS) i vertikálně tištěné vzorky (VPS) jsou uvedeny v grafech níže, viz obr. 10-57 a obr. 10-59. Z hlediska porovnání samotného materiálu PA6 vůči PA6+SCF je patrný značný rozdíl jednak z hlediska samotného modulu pružnosti a tažnosti materiálu, ale též i z hlediska teplotní stability. U samotného materiálu PA6 dokonce docházelo od teploty 80°C k vyklouzávání vzorků z testovacích čelistí, a tudíž jsou data uvedena pouze do této hodnoty teploty.



Obr. 10-56 Vzorky typu HPS z materiálu PA6 a PA6+SCF.



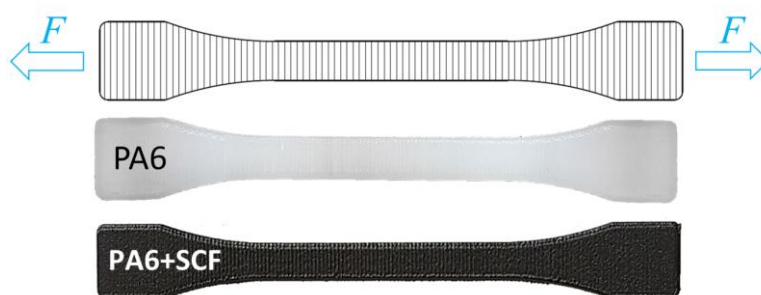
Obr. 10-57 Tahové křivky (napětí-deformace) vzorků typu HPS (směr 11).

$T$ [°C]	$E_{11}$ [MPa]	$\sigma_{11}$ [MPa]	$\varepsilon_{11}$ [%]
	PA6+SCF/PA6	PA6+SCF/PA6	PA6+SCF/PA6
20	1093/456	47.3/41.1	182/194
40	921/389	41.4/37.5	216/217
60	715/264	38.3/28.4	224/249
80	690/170	36.5/19.2	231/293
100	604/-	33.8/-	228/-
120	559/-	30.7/-	244/-
140	477/-	27.4/-	249/-
160	342/-	23.6/-	258/-

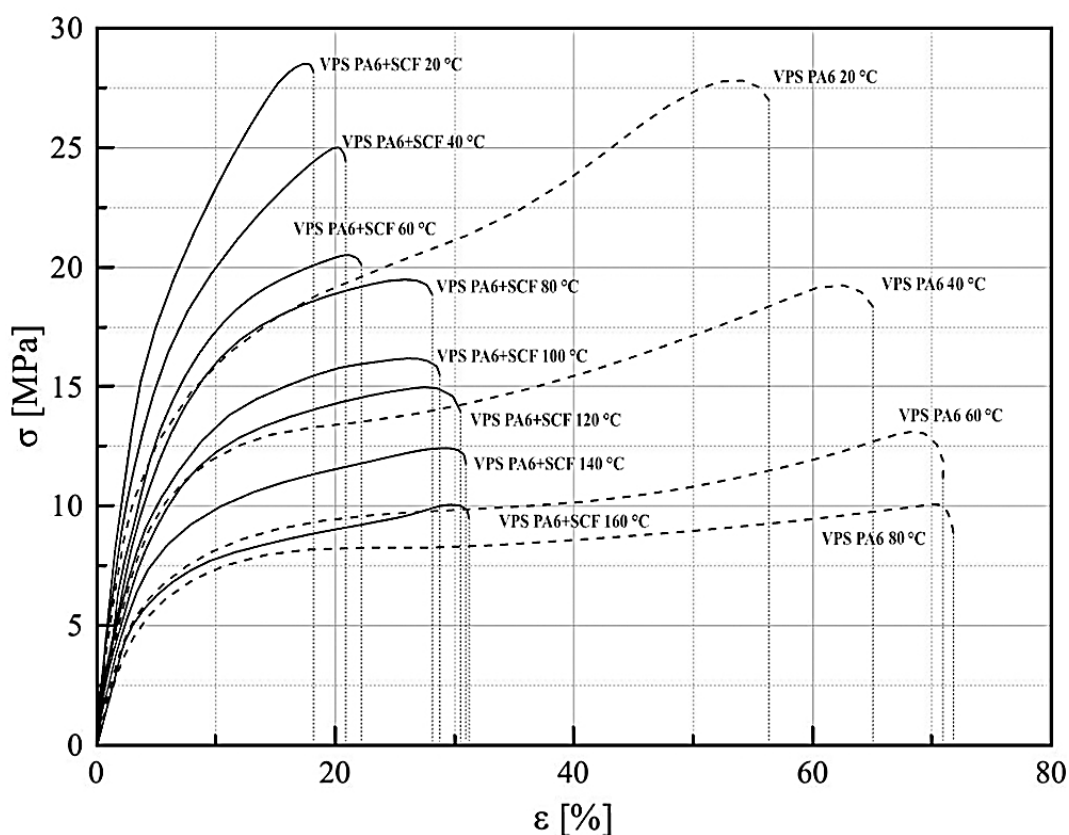
Tab. 10-12 Parametry HPS vzorků materiálů PA6 a PA6+SCF.



Dále byly zjištěno, že materiál PA6+SCF vykazuje značně příčně-izotropní mechanické vlastnosti a značně rozdílný způsob porušení (horizontálně tištěné vzorky vykazovaly houževnaté porušení a vertikálně tištěné křehký lom).



Obr. 10-58 Vzorky typu VPS z materiálu PA6 a PA6+SCF.



Obr. 10-59 Tahové křivky (napětí-deformace) vzorků typu VPS (směr 22).

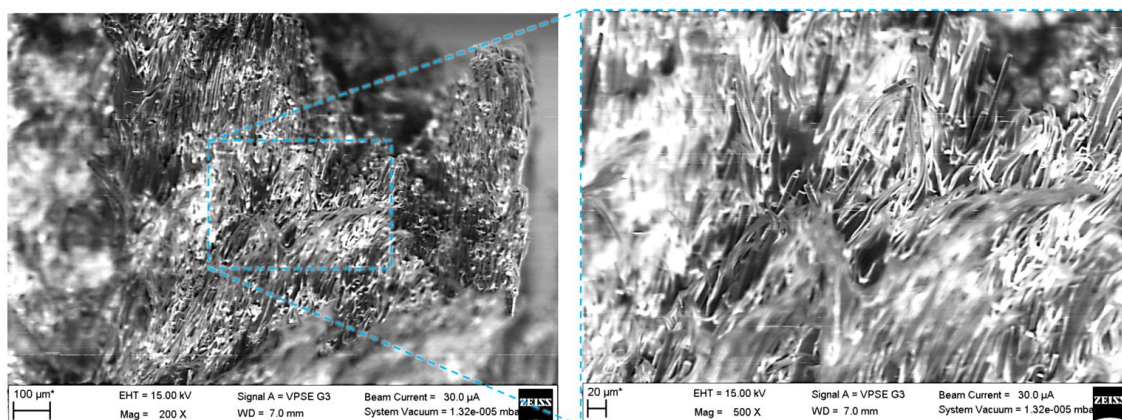
$T$ [°C]	$E_{22}$ [MPa] PA6+SCF/PA6	$\sigma_{22}$ [MPa] PA6+SCF/PA6	$\epsilon_{22}$ [%] PA6+SCF/PA6
20	609/504	28.9/27.1	18.4/58.1
40	533/347	25.1/13.2	19.5/61.4
60	405/272	21.6/11.9	21.1/68.9
80	341/215	19.1/10.2	23.2/74.1
100	310/-	16.3/-	23.6/-
120	294/-	14.9/-	24.4/-
140	243/-	12.6/-	24.6/-
160	202/-	10.1/-	24.9/-

Tab. 10-13 Parametry HPS vzorků materiálů PA6 a PA6+SCF.

Pro získání přesnějších informací byl proveden fraktografický průzkum porušených vzorků typu VPS a HPS za využití elektronového (SEM) i optického mikroskopu. K tomu bylo využito zařízení ZEISS Crossbeam Auriga 550 SEM-FIB a Olympus BX61 optical microscope. Při porovnání lomové morfologie vzorků bylo jednoznačně potvrzeno, že u vzorků HPS docházelo k houževnatému porušení s efektem vytržení krátkých uhlíkových vláken z matrice (PA6).



Obr. 10-60 Porušený HPS vzorek z materiálu PA6+SCF po zkoušce tahem.

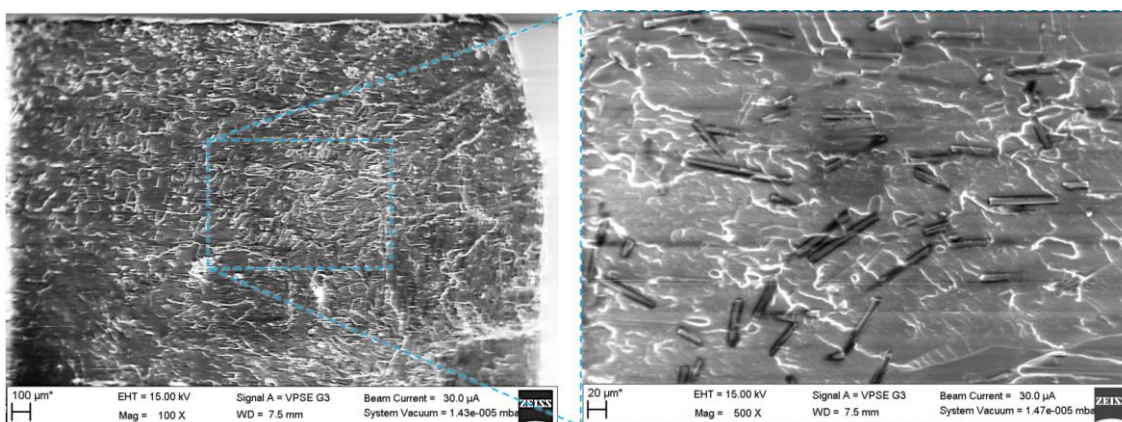


Obr. 10-61 Lomová oblast HPS vzorků z materiálu PA6+SCF zkoumaná za využití SEM (vlevo: Mag=200x; vpravo Mag=500x).

U druhého typu vzorků typu VPS naopak docházelo ke křehkému lomu vlivem uspořádání vláken v paralelním směru vůči rovině lomu.



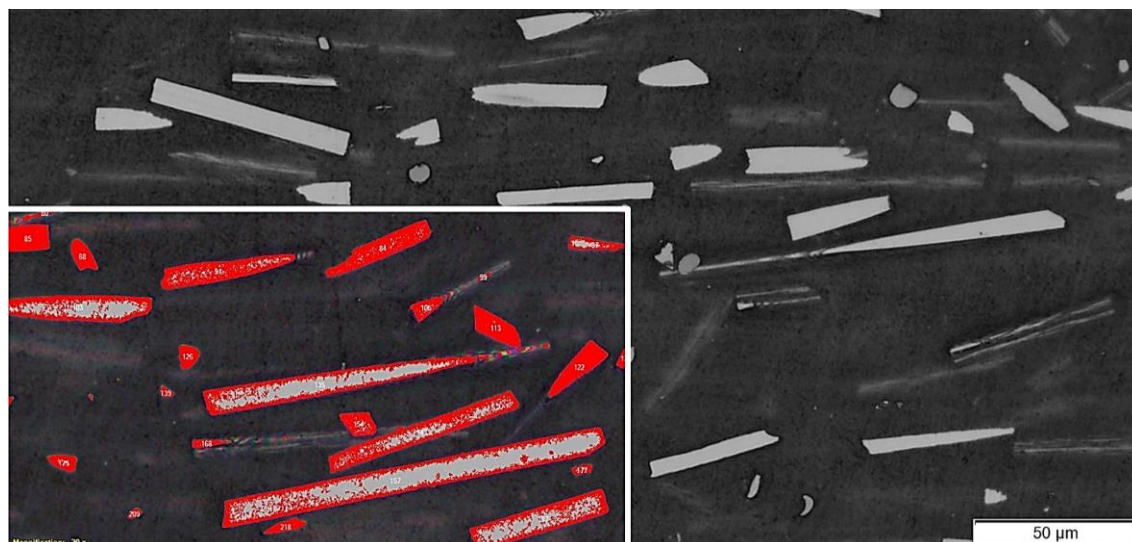
Obr. 10-62 Porušený VPS vzorek z materiálu PA6+SCF po zkoušce tahem.



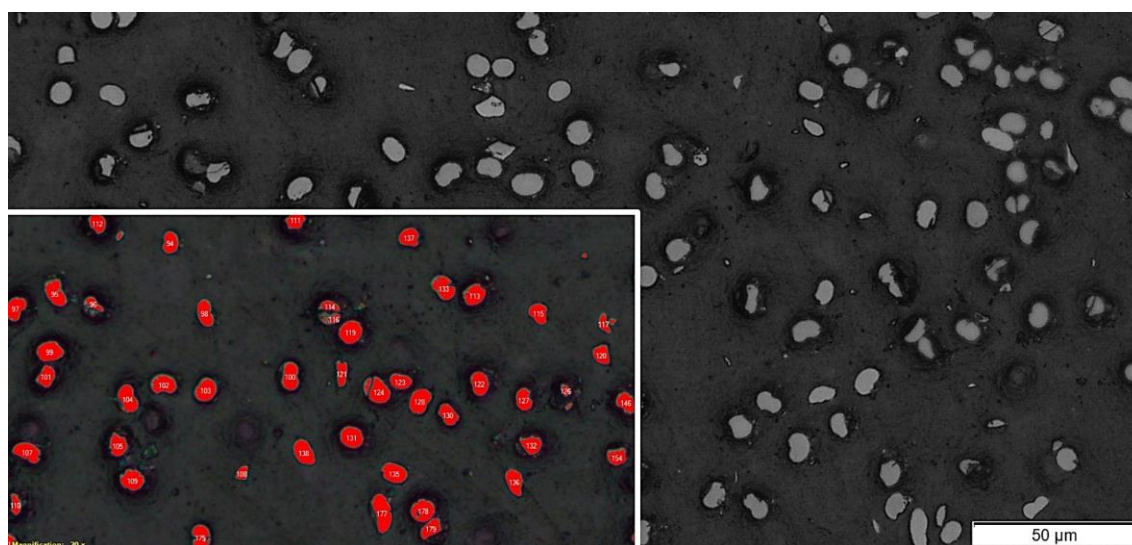
Obr. 10-63 Lomová oblast VPS vzorků z materiálu PA6+SCF zkoumaná za využití SEM (vlevo: Mag=200x; vpravo Mag=500x).



Díky SEM byl dále stanoven charakteristický rozměr a objemový podíl krátkých uhlíkových vláken. Bylo zjištěno, že průměrný průměr vláken dosahuje 7  $\mu\text{m}$  a délka 100  $\mu\text{m}$  a jejich objemový podíl se pohybuje okolo 8% (viz obr. 10-64 a obr. 10-65).



Obr. 10-64 SEM fraktografie vzorků v podélném směru (11).



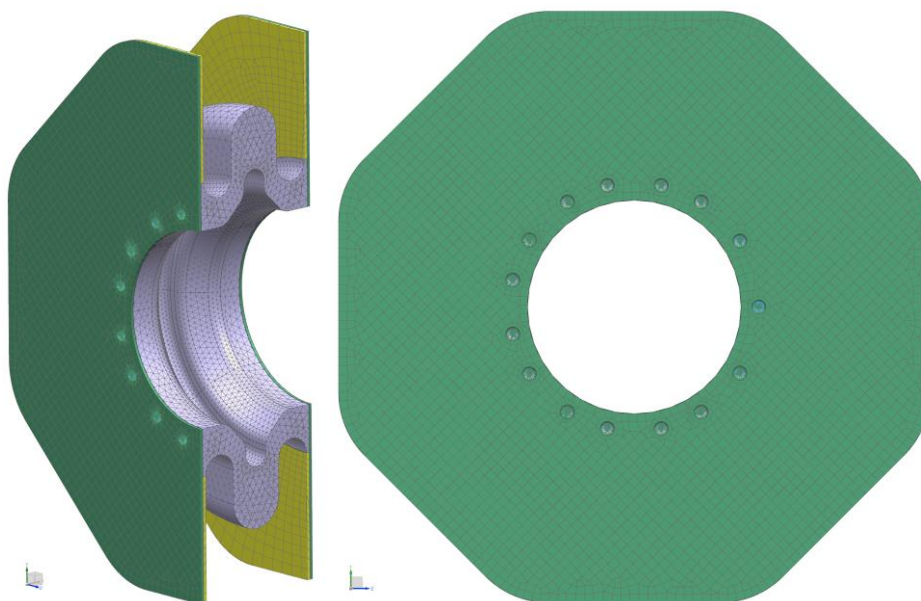
Obr. 10-65 SEM fraktografie vzorků v příčném směru (22).

Získané mechanické parametry materiálu byly následně použity pro kontrolní numerický výpočet navržené formy.

## 10.5.2 Kontrolní strukturální analýza formy zkušební vzorku

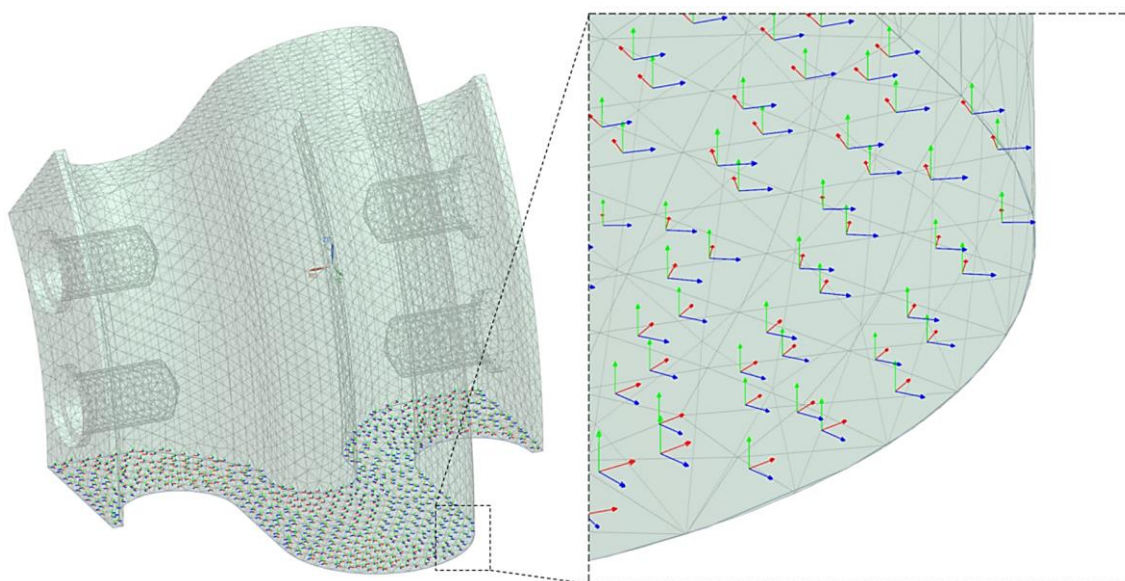
Kontrolní pevnostně-tuhostní analýza skládané formy pro zkušební vzorek vlnovcové spojky byla provedena za využití multifyzikální teplotně-strukturální numerické analýzy. Pro tento účel byl sestaven MKP model navržené formy (viz obr. 10-66).

MKP model byl vytvořen v preprocesoru Siemens NX - Simcenter 3D 11 kombinací šestistěnných a čtyřstěnných elementů typu CBRICK20 a CTETRA10. Šroubové spoje byly nahrazeny za využití 1D sítí typu CBEAM.



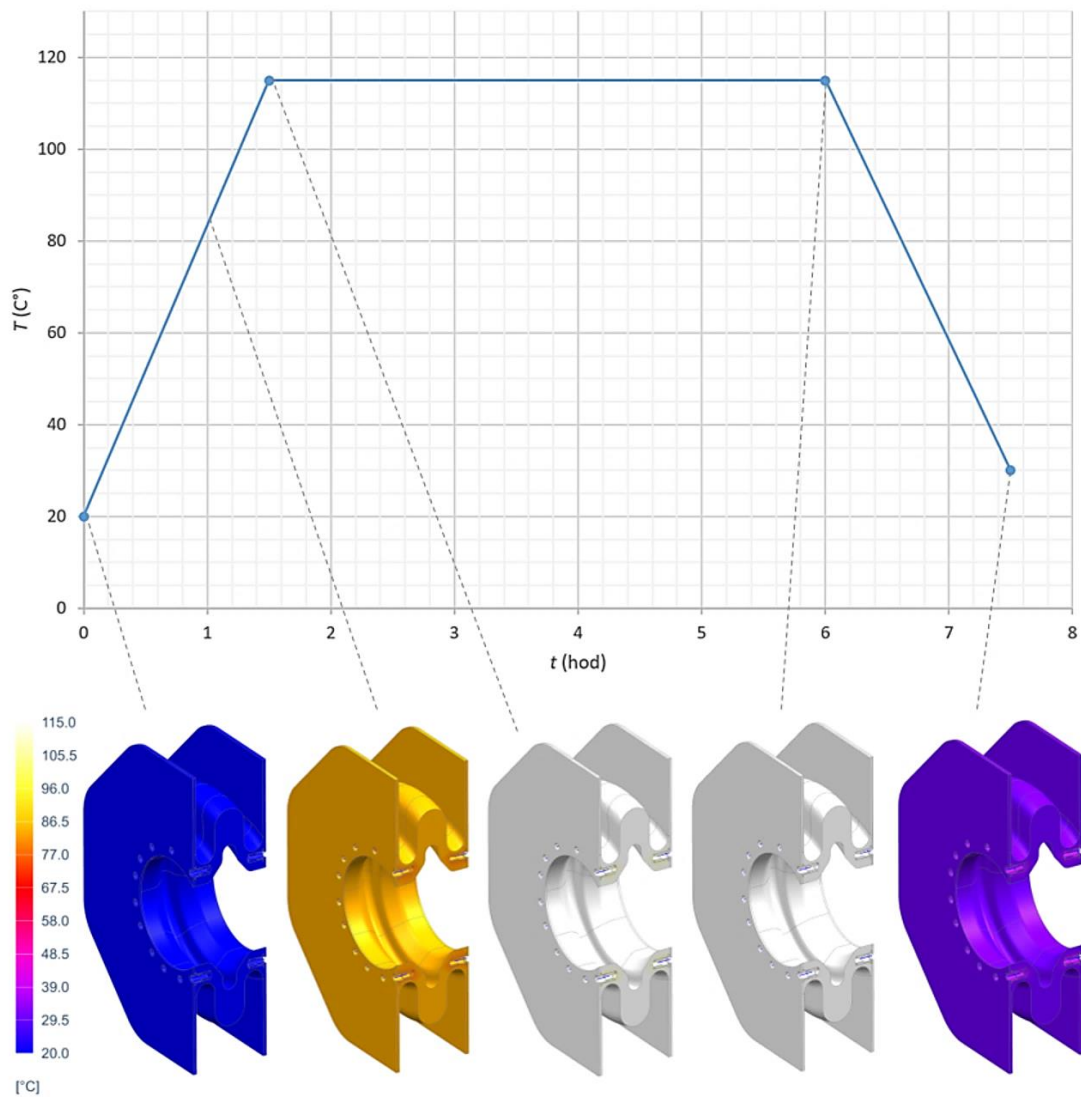
Obr. 10-66 MKP model formy funkčního vzorku vlnovcové spojky.

Jednotlivým sítím jádra formy byly nastaveny ortotropní vlastnosti materiálu dle pozice dílu vůči tiskové základně. První směr materiálu byl nastaven kolinaárně vůči obvodové stěně základny tištěného dílu a druhý směr kolmo vůči tiskové základně.



Obr. 10-67 Materiálová orientace segmentu skládaného jádra formy funkčního vzorku vlnovcové spojky.

Úloha byla řešena jako nestacionární. U teplotní části úlohy bylo provedena aplikace okrajové podmínky ohřevu dle receptu vytvrzení zvoleného prepregu výrobcem v celkovém časovém rozsahu  $t = 7,5$  hod s maximální hodnotou teploty okolí  $T_{c,max} = 115^\circ\text{C}$ . Přičemž mezi jednotlivé stěny byla aplikována podmínka perfektního kontaktu (dokonalého přestupu tepla).



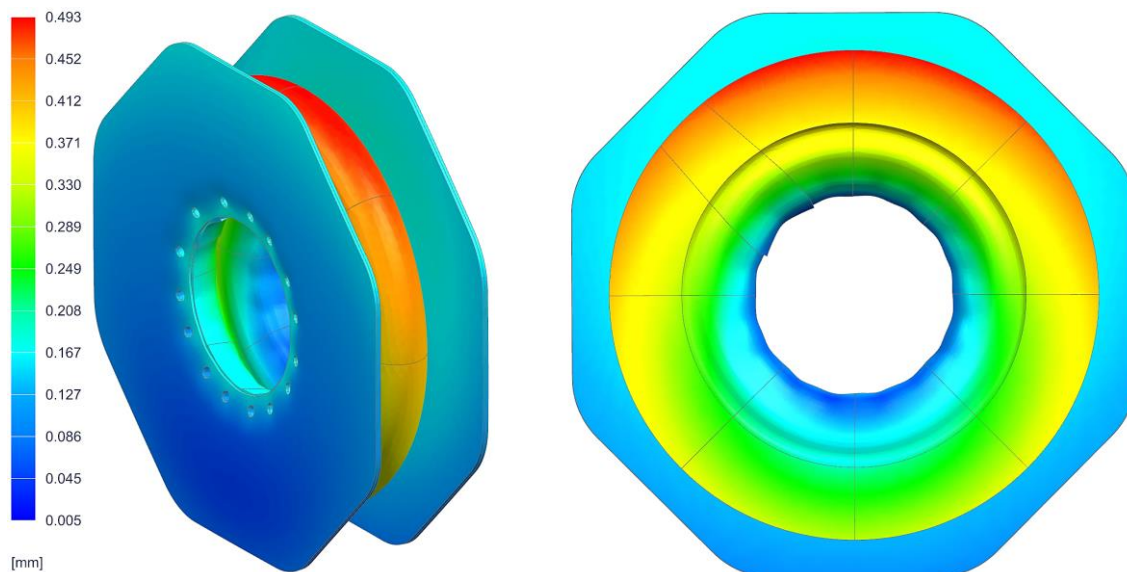
**Obr. 10-68 Průběh teplotní úlohy formy funkčního vzorku vlnovcové spojky.**

Strukturální část úlohy byla řešena současně s teplotní úlohou. Kromě teplotní roztažnosti materiálu způsobeného ohřevem byl na formu aplikován maximální pracovní přetlak 3bar.

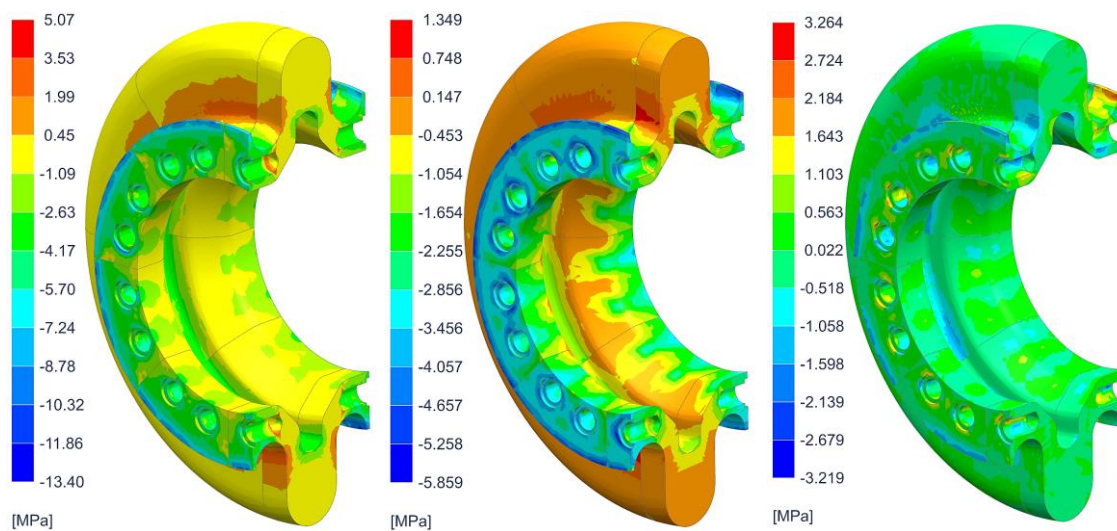
Z výsledků analýzy bylo stanoveno maximálních posuvů formy spojky 0,493 mm, viz obr. 10-69. Vzhledem k tomu, že se jedná o posuvy samotné formy, jejíž celková tuhost bude v reálném provozu vyšší díky nanesenému layupu několika vrstev uhlíkového prepregu, infuzních vrstev a silnostěnné vakuovací fólie a dále s přihlédnutím, že se jedná o formu určenou pro kusovou výrobu funkčních vzorků určených pro experimentální testování byla tato hodnota posuvů uznána jako přípustná.

Na obr. 10-70 jsou uvedeny první dvě kritická napětí v normálovém směru materiálu ( $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$ ) a dále kritické smykové napětí  $\tau_{12}$ . Při porovnání těchto hodnot s experimentálně stanovenými hodnotami pevnosti materiálu je zřejmé, že pevnost není zapotřebí vyhodnocovat za pomoci pevnostního kritéria – konstrukce je vyhovující.





**Obr. 10-69 Celkové posunutí formy funkčního vzorku vlnovcové spojky při zatížení maximální pracovní teplotou a přetlakem.**



**Obr. 10-70 Průběh maximálních složek napětí: (vlevo) normálové napětí ve směru 11, (uprostřed) normálové napětí ve směru 22, (vpravo) smykové napětí v rovině 12.**

### 10.5.3 Výroba formy pro funkční vzorek vlnovcové spojky

Výroba jednotlivých segmentů skládané formy bylo provedeno na FDM tiskárně Markforged MarkTwo viz obr. 10-71. Velikost výšky vrstvy byla nastavena na 100  $\mu\text{m}$  a objemový podíl výplně dílu na 100 %.



Obr. 10-71 Výroba segmentu jádra vlnovcové spojky na FDM tiskárně Markforged MarkTwo.

Do jednotlivých segmentů byly vlepeny nýtovací matice z nerezové oceli M8 6HR ZB epoxidovým dvousložkovým lepidlem 3M DP490 Scotch-Weld™. Boční části formy byly vytvořeny kombinací z dvou plechů z nerezové oceli 1.4828 o tloušťce 2 mm (první sloužící pro vystředění jádra formy a druhý jako spojovací). Obě části bočnice byly slepeny vysokoteplotním lepidlem Loctite 9492.



Obr. 10-72 Díly skládané formy pro výrobu funkčního vzorku vlnovcové spojky.

### 10.5.4 Výroba funkčního vzorku vlnovcové spojky

V další fázi byl na jednotlivé části formy aplikován plnič pórů (ocelové části byly opatřeny plničem pórů Loctite Frekote B-15 a polymerní díly penetračním nátěrem Loctite Frekote FMS). Následně bylo provedeno smontování formy a aplikování pěti vrstev separátoru Loctite Frekote 770-NC.



Obr. 10-73 Příprava formy pro výrobu funkčního vzorku vlnovcové spojky.

V dalším kroku byly na formu naneseny jednotlivé nástřihy prepregu dle navrženého layupu laminátu a následně bylo provedeno zabalení formy s naneseným laypem neperforovanou strhovací fólií, filcem do vakuovacího pytle. V závěrečné části bylo provedeno vytvrzení dílu v autoklávu laboratoře výzkumného centra NTIS na ZČU v Plzni dle předepsaného cyklu výroby (4 hod při teplotě 115 °C a přetlaku okolí 3 bar).



Obr. 10-74 Výroba funkčního vzorku vlnovcové spojky.



## 10.6 Validace numerických simulací vlnovcové spojky

Pro ověření navržené konstrukce a numerických simulací byla provedena na vyrobeném funkčním vzorku validace za využití experimentálního měření.

Celkem byla provedena dva typy experimentálního testování. V první fázi proběhla modální analýza pro stanovení vlastních tvarů a frekvencí konstrukce. V druhé fázi bylo provedena quasi-statická zkouška tlakem a krutem pro ověření pevnosti a tuhosti navržené konstrukce.

### 10.6.1 Experimentální modální analýza

Díky modální analýze lze získat celkovou dynamickou charakteristiku mechanické soustavy. Jejím cílem je stanovení vlastních frekvencí, vlastních tvarů, popř. poměrných tlumení vyšetřované soustavy.

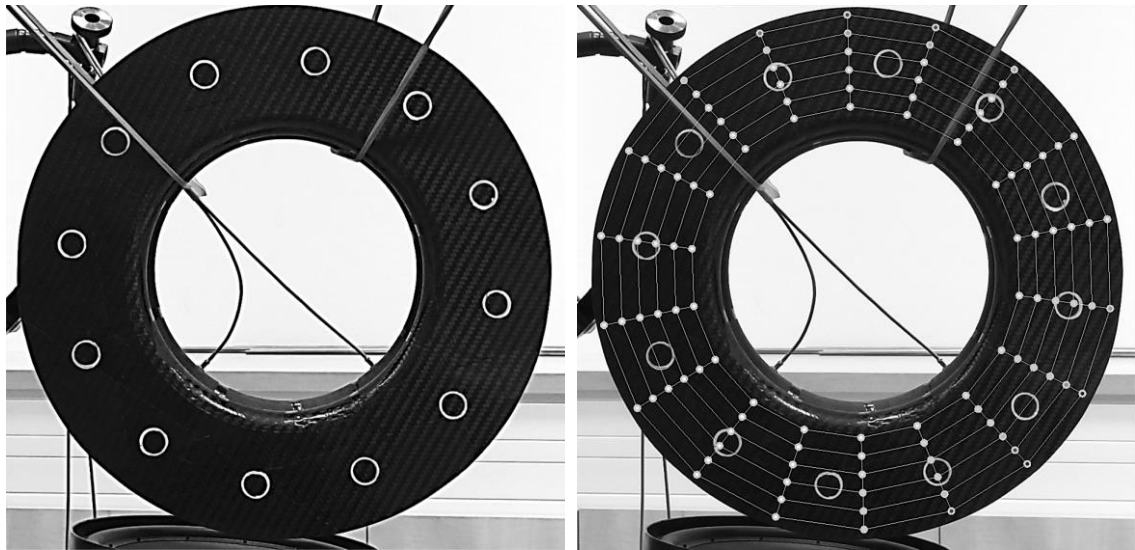
V tomto případě bylo provedeno experimentální měření modálních parametrů spojky za použití laserového skenovacího vibrometru PSV-500 od firmy Polytec. Výhodou tohoto měření je, že měření probíhá bezdotykově za využití laserového paprsku. Díky tomu nedochází k ovlivnění měřené soustavy jako je tomu např. při použití akcelerometrů, apod. Další výhodou je možnost měření i vyšších frekvencí snímání. Měření funguje na principu Dopplerova jevu, ten popisuje změnu frekvence a vlnové délky přijímaného signálu vůči vysílanému, která je způsobená buď tím, že se zdroj pohybuje vůči přijímači, nebo naopak.

Při měření bylo použito volného uložení, které je pro korelaci experimentálního a výpočtového modelu nejvhodnější. Volné uložení bylo provedeno za pomoci měkkých pryžových lanek. Pro buzení struktury bylo použito bezkontaktní buzení dynamickým budičem vibrací (reproduktoru).



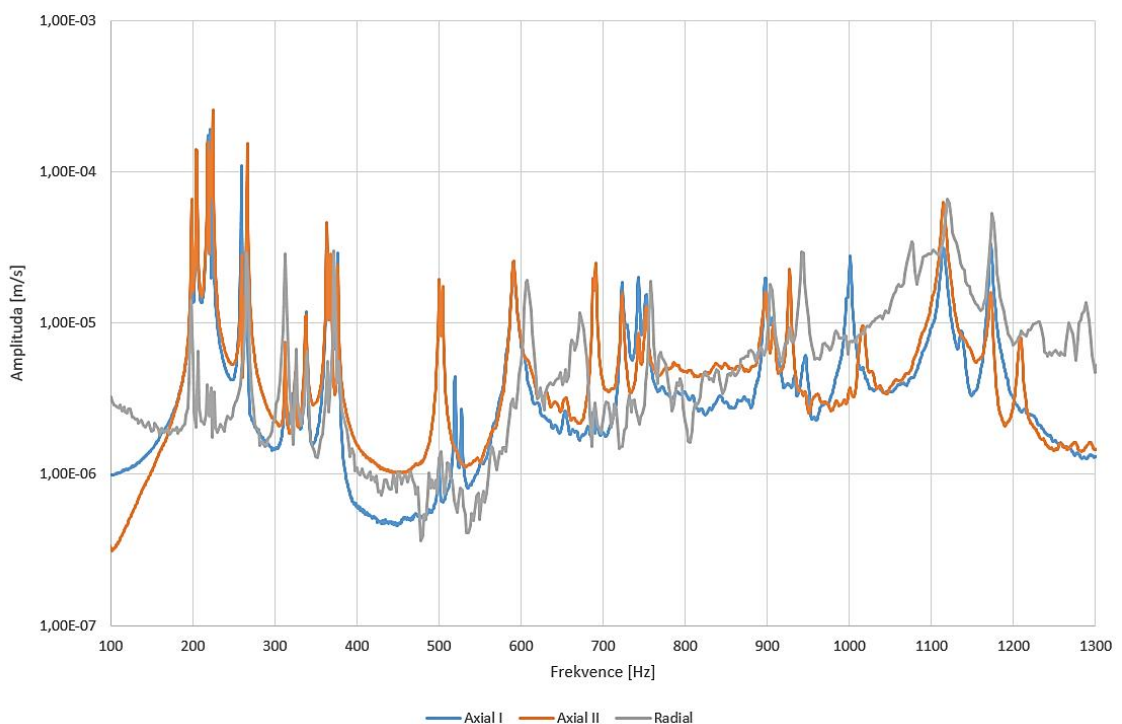
Obr. 10-75 Uložení a buzení spojky při modální analýze.

Následně byly na spojku aplikovány měřící body (na každou přírubu 108 a na vnitřní část 42).



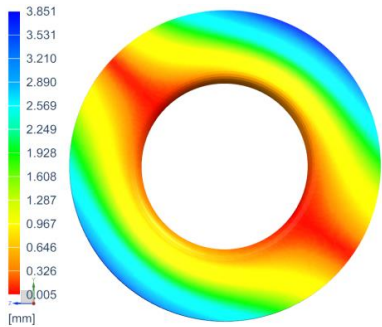
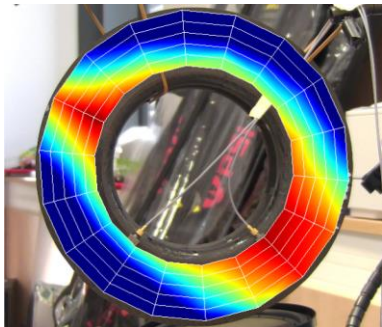
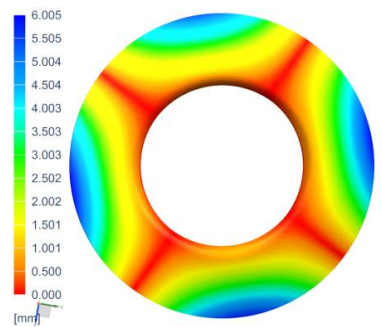
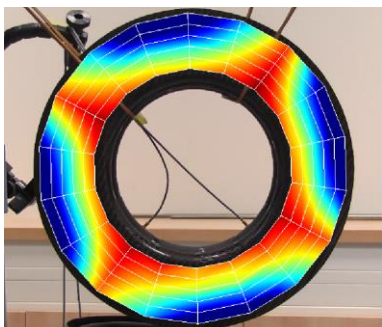
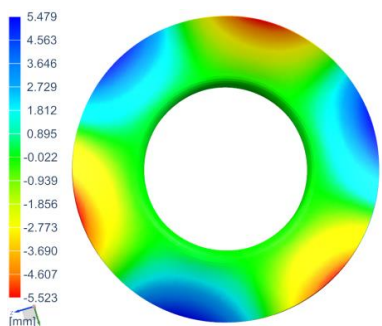
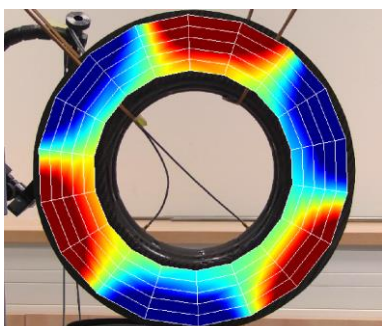
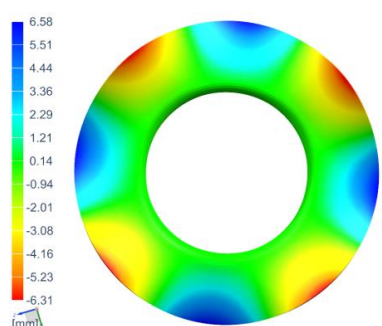
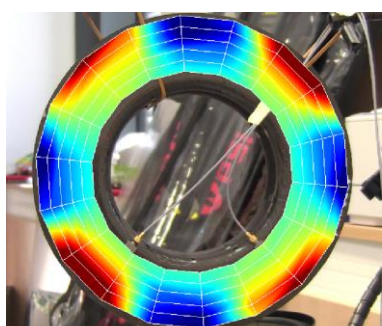
**Obr. 10-76 Rozložení měřených bodů na pravé přírubě spojky.**

Post-processing získaných dat - tzv. experimentální modální analýza byla provedena v softwaru *PSV Scanning Vibrometer*. Průběh odezvy naměřených na spojce je uveden na obr. 10-77.



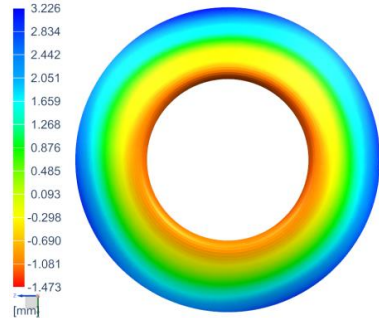
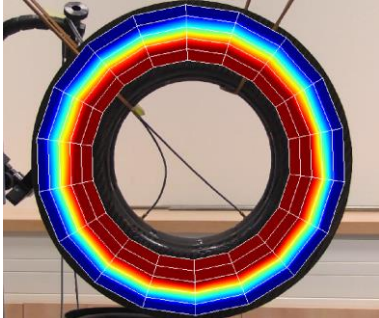
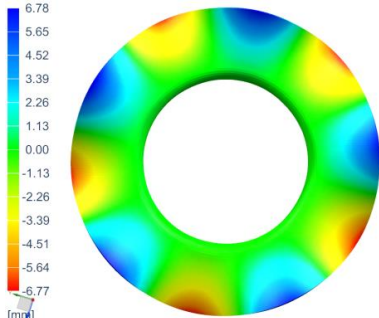

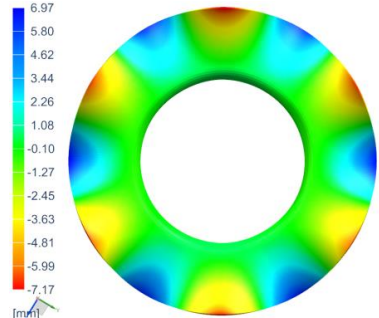
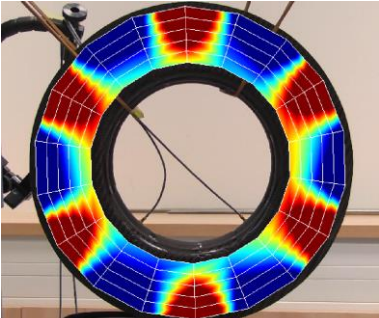
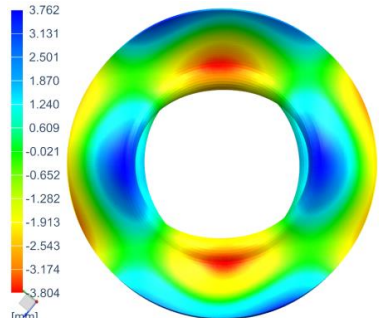
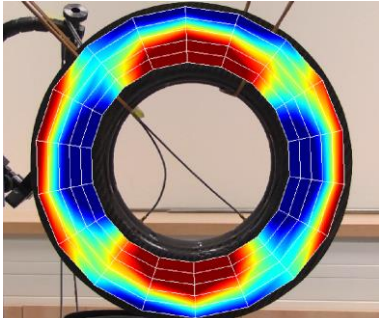
**Obr. 10-77 Odezvy naměřené na spojce ve frekvenčním rozsahu 100 až 1300Hz (levá příruba = Axial I, pravá příruba = Axial II, středová část = Radial).**

Následně bylo uskutečněno porovnání výsledků měření s hodnotami získanými numerickou simulací, které byly uvedeny v kapitole 10.4. Na obr. 10-78 a obr. 10-79 je uvedeno porovnání osmy z hlediska vlastních tvarů charakteristických výsledků numerické simulace a experimentálního měření. Z porovnání vyplývá, že průměrně byla nalezena shoda s rozdílem výsledků do 6 %.

Frekvence		Výsledný tvar		Rozdíl
Num. sim.	Exp. měř.	Numerická simulace	Experimentální měření	
200,9 Hz	204,5 Hz			+1,8 %
251,5 Hz	259 Hz			+2,9 %
345,1 Hz	363,5 Hz			+5,3 %
500,9 Hz	500,5 Hz			-0,1 %

Obr. 10-78 Porovnání výsledků numerické simulace a experimentálního měření vlastních frekvencí a tvarů spojky v rozsahu 200 – 500 Hz.

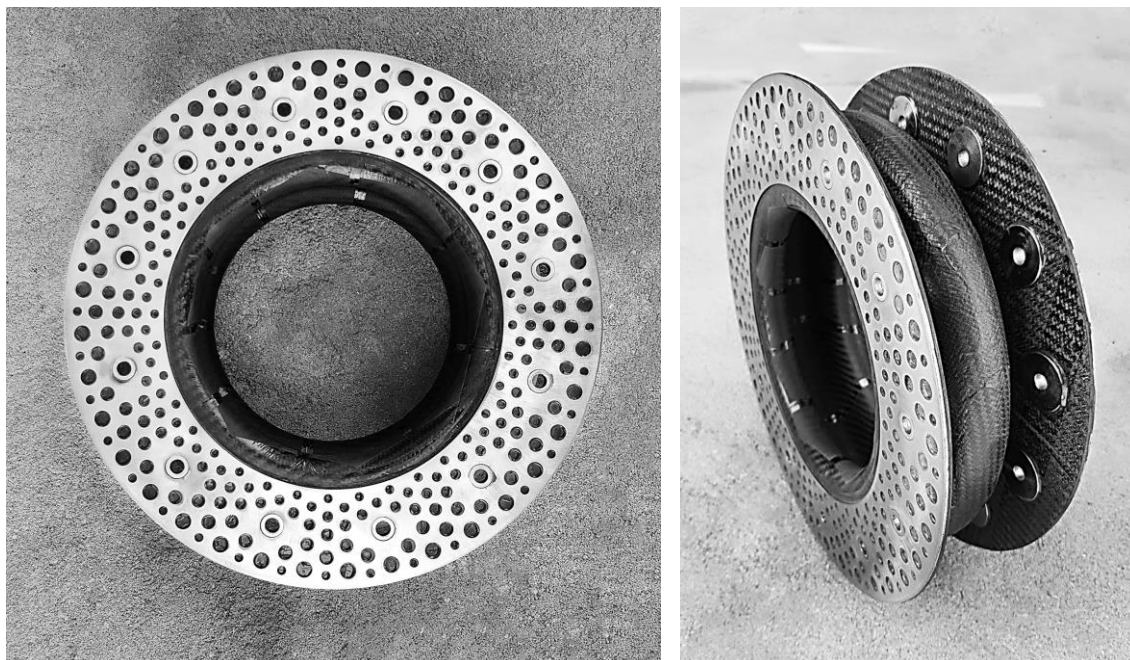


Frekvence		Výsledný tvar		Rozdíl
Num. Sim.	Exp. Měř.	Numerická simulace	Experimentální měření	
589 Hz	591 Hz			+0,3 %
740,6 Hz	743 Hz			+0,3 %
1007 Hz	1001 Hz			-0,6 %
1186 Hz	1173 Hz			-1,1 %

Obr. 10-79 Porovnání výsledků numerické simulace a experimentálního měření vlastních frekvencí a tvarů spojky v rozsahu 500 – 1200 Hz.

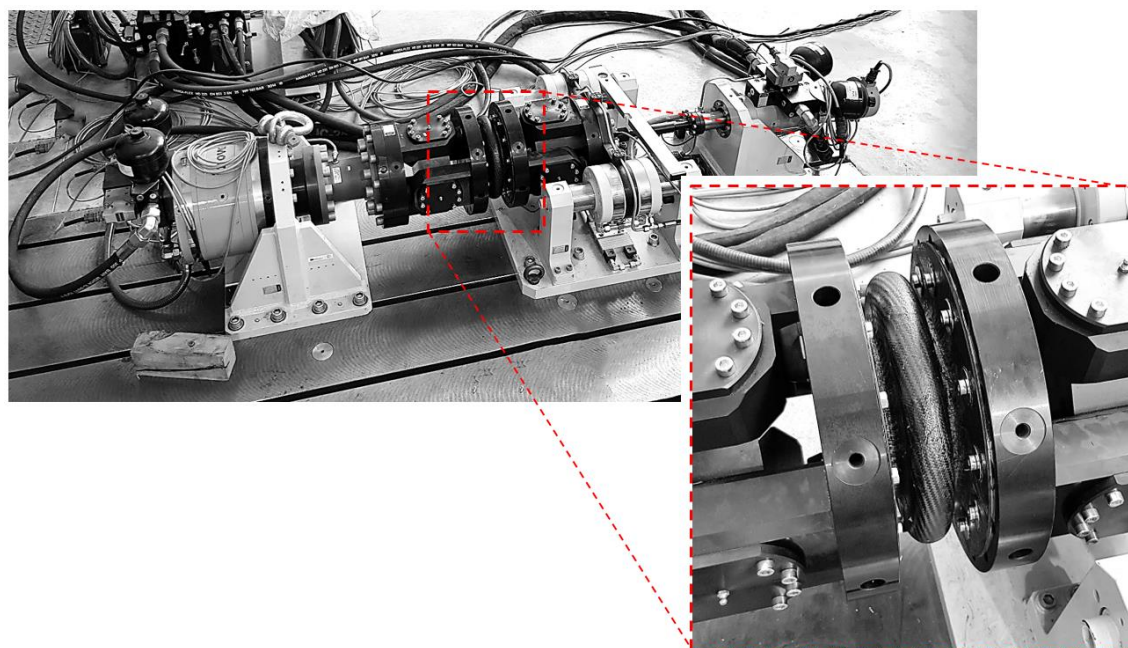
## 10.6.2 Experimentální měření pevnosti a tuhosti

Před ověřením pevnosti a tuhosti byly do spojky obrobena otvory určené k uchycení a přilepeny pomocné boční příruby a vložky, které slouží pro snížení koncentrace napětí v oblastech uložení (viz kapitola 10.3).



Obr. 10-80 Funkční vzorek opatřený přírubami a vložkami pro pevnostní a tuhostní experimentální testování.

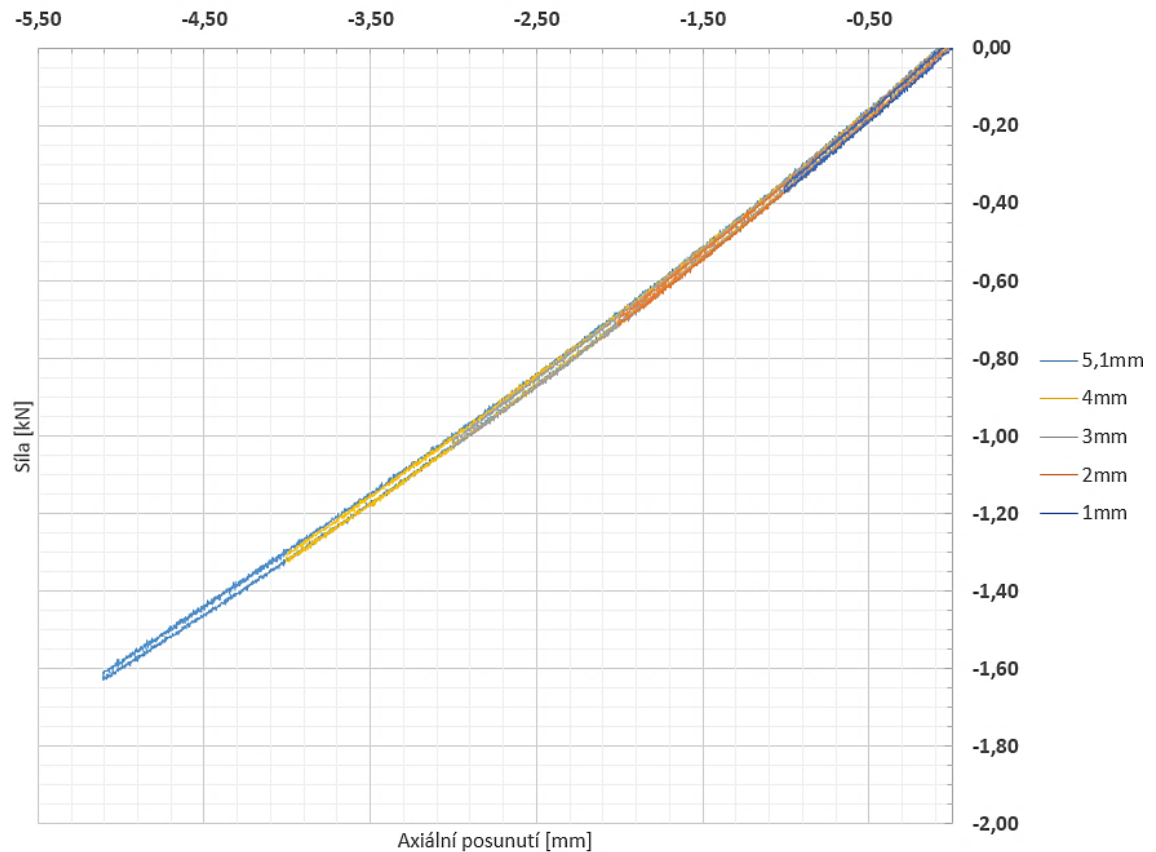
Experimentální testování bylo provedeno na mnohoúčelovém vícekanálovém elektrohydraulickém zatěžovacím zařízení Inova-BI-10. Uchycení spojky ke zkušebním deskám bylo zajištěno za pomoci dvaceti čtyř šroubů M8x25 (DIN912 - 10.9) viz obr. 10-81.



Obr. 10-81 Uložení vlnovcové spojky v testovacím zařízení Inova.

V prvním kroku byla spojka testována v axiálním směru na tlak, a to quasi-staticky posunutím 0,2 mm/s celkem v pěti iteracích: 0-1 mm, 0-2 mm, 0-3 mm, 0-4 mm a 0-5,1 mm při okolní teplotě 22 °C.

Naměřený průběh tuhosti byl téměř lineární o průměrné hodnotě 319,6 N·mm<sup>-1</sup>. Průběhy jednotlivých iterací axiální zkoušky v tlaku je uveden na obr. 10-82.

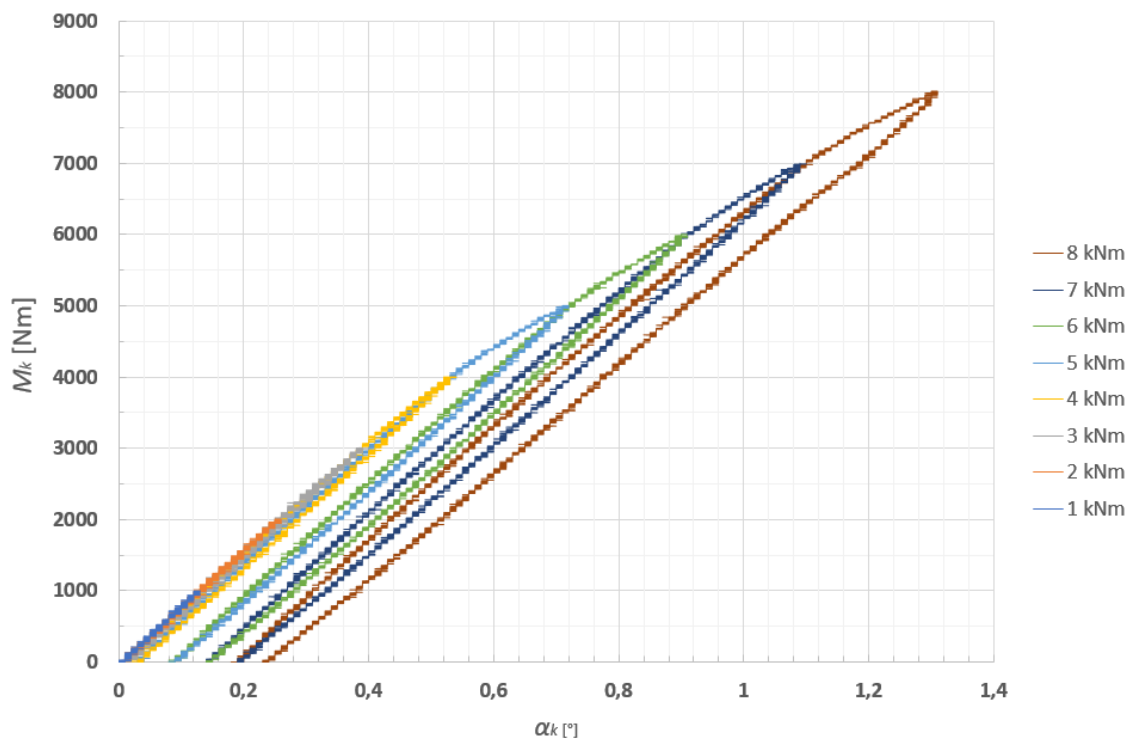


Obr. 10-82 Diagram síla - axiální posunutí vlnovcové spojky zatěžované tlakem.

Druhá zkouška byla provedena ve formě krutu s úhlovou rychlostí 10 °/s celkem v osmy iteracích od 1 do 8 kN.

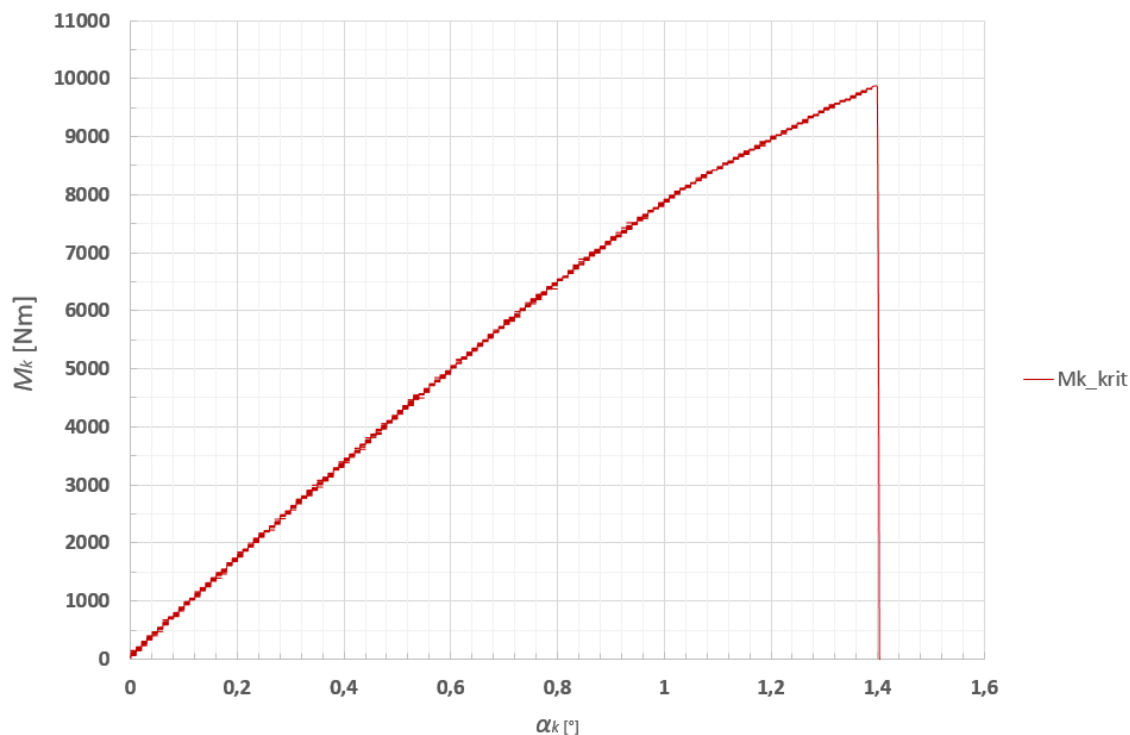
Z výsledků uvedených na obr. 10-83 je možné vidět hysterese pružiny s viditelným efektem hysterese (podobně jako tomu bylo u kompozitní listové pružiny v kapitole 8.2.3). Torzní tuhost spojky průměrně dosahovala hodnoty 7,15 kN·m·deg<sup>-1</sup>.





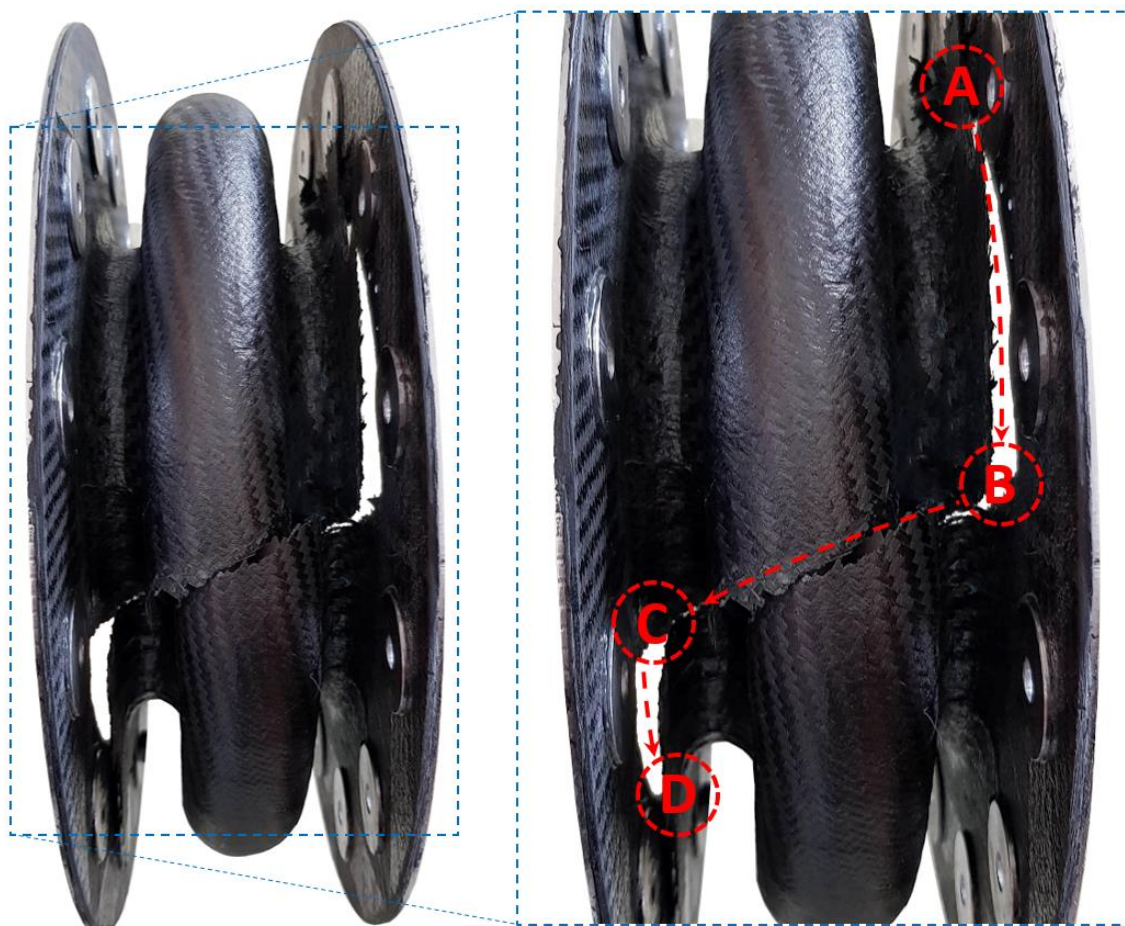
Obr. 10-83 Diagram moment - úhlové natočení vlnovcové spojky zatěžované krutem.

V poslední fázi byla provedena pevnostní zkouška. Spojka byla stlačena na maximální požadované axiální posunutí  $\Delta x_a = 5.1$  mm a následně byl zvyšován kroutící moment  $M_k$  až do porušení spojky, které nastalo při hodnotě 9858 Nm a úhlovém natočení  $1,4^\circ$ . Průběh zkoušky je uveden na obr. 10-84.



Obr. 10-84 Diagram moment - úhlové natočení vlnovcové spojky zatěžované krutem do porušení.

Porušená spojka s vyznačením průběhu jejího porušení je uvedena na obr. 10-85. Z pozorování při experimentálním měření bylo patrné, že k porušení došlo na rozhraní příruby a vnitřního rádiusu (A) a následně došlo k růstu trhliny po obvodu (A>B) až po volnou hranu (kraj) první (vnitřní) vrstvy laminátu přes středovou část spojky (B>C) a následně došlo k totožnému porušení po obvodové části u protilehlé příruby spojky (C>D).



Obr. 10-85 Porušená vlnovcová spojka po experimentální zkoušce tlak-torze.

V následující tabulce je uvedeno porovnání hodnot z numerických simulací a experimentálního měření. U porovnání pevnosti u experimentálního měření bylo zanedbáno vlivu příčného úhlu natočení ( $\Delta\alpha_p = -1.5^\circ$ ) a maximálních otáček ( $n_{max} = 4000 \text{ ot. min}^{-1}$ ), které měřicí zařízení neumožňují.

	Numerická simulace	Experimentální měření	Rozdíl	
Tuhost	Axiální tuhost [N.mm <sup>-1</sup> ]	360	319,6	11,3%
	Torzní tuhost [N·m·deg <sup>-1</sup> ]	7200	7150	0,7%
Index porušení / bezpečnost [-]	0,79 / 1,266	0,812 / 1,23	2,7%	

Tab. 10-14 Porovnání výsledků numerické simulace a experimentálního měření z hlediska tuhosti a pevnosti.

## 10.7 Souhrn základní metodiky návrhu vlnovcové spojky

Vytvořená základní metodika návrhu flexibilní spojky z kompozitních materiálů umožňující přenos krouticího momentu s požadovanou axiální a úhlovou tuhostí lze shrnout do čtyř základních fází:

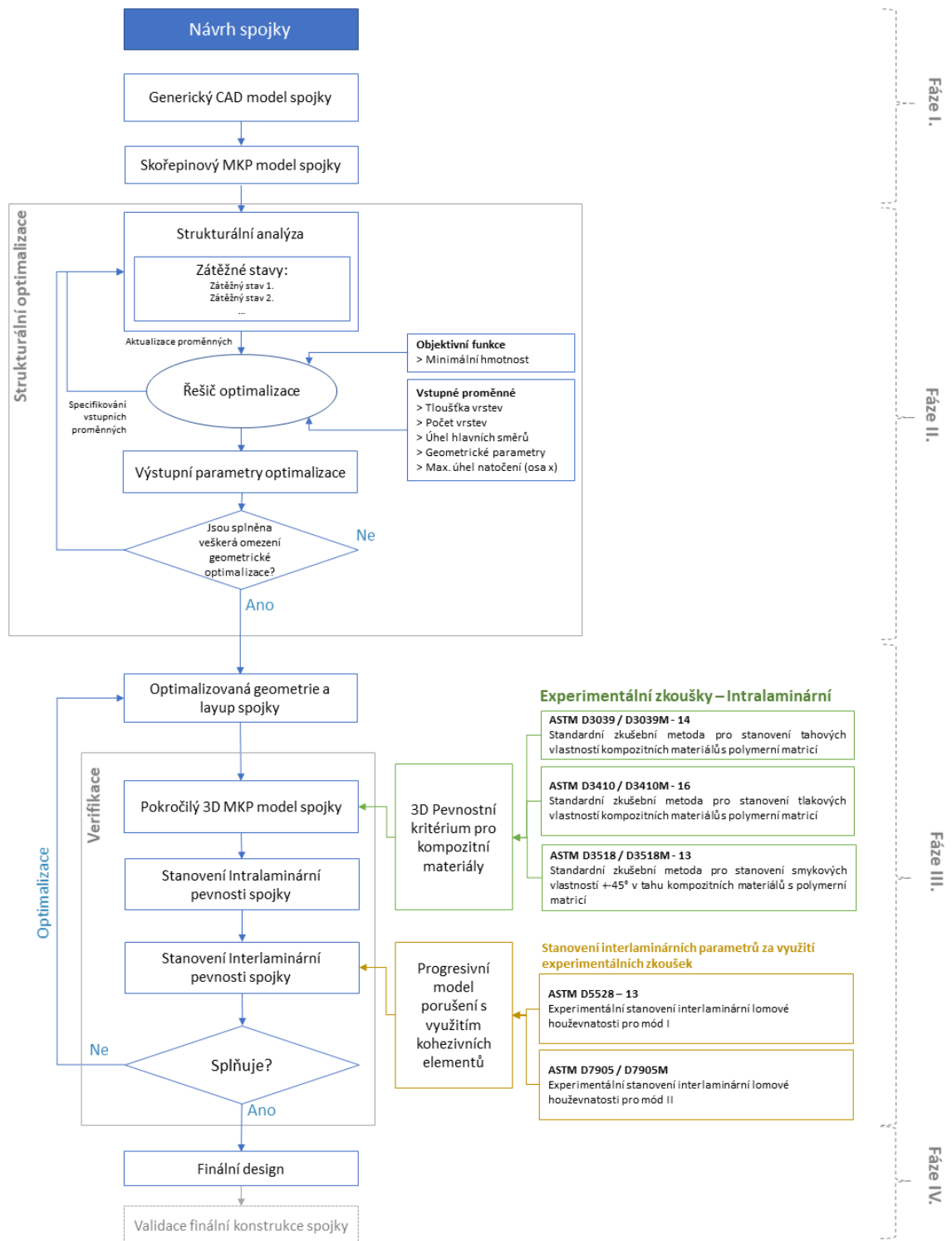
V první fázi byla stanovena základní koncepce spojky, ke které byl následně vytvořen plně generický skořepinový CAD model. Na tento model byla aplikována 2D síť s definovanými fyzikálními vlastnostmi laminátu za využití *zone-based* procesu (vrstvy jsou kontinuální v celých definovaných oblastech spojky bez respektování návaznosti vůči okolním vrstvám).

V druhé fázi byla provedena strukturální optimalizace spojky s cílem nalezení co nejhodnějšího tvaru spojky a layupu laminátu. Tato optimalizace byla plně navázána na strukturální analýzu, u které byly definovány veškeré kritické zátěžné stavy. U samotné optimalizace bylo nastaveno hledání vstupních proměnných v zadaném rozsahu (tloušťka vrstvy tkaniny, počet vrstev tkaniny, úhel hlavních směrů tkaniny a geometrické parametry CAD modelu vlnovcové spojky). Cílem bylo minimalizovat celkovou hmotnost konstrukce a splnit nastavená omezení strukturální optimalizace (zadané maximální normálové a smykové napětí v hlavních směrech jednotlivých vrstev tkaniny a minimální požadovaná torzní tuhost spojky).

Třetí fáze měla za úkol verifikaci získaného konstrukčního řešení. K tomu byl vytvořen pokročilý MKP model, u něhož byly fyzikální vlastnosti definovány za využití *ply-based* procesu, který umožňuje plně respektovat překryvy jednotlivých vrstev, jejich nástřihy, doteky pryskyřice a distorzi hlavních směrů materiálu v závislosti na křivosti plochy dílu. U tohoto modelu je dále definována tloušťka elementu dle tloušťky individuální vrstvy, čímž je možné jednak plně definovat napětí napříč vrstvou, ale též i modelovat rozhraní vrstev laminátu (tzv. interlaminární pevnost). K tomu bylo v tomto případě využito rozhraní ve formě kohezivních elementů. Mechanické parametry tohoto rozhraní byly získány za využití experimentálních měření a zbývající nalezeny za využití přidružených numerických simulací. Intralaminární pevnost dílu byla ověřena za využití prostorového pevnostního kritéria maximálních napětí, pro které byly stanoveny jednotlivé parametry za využití experimentálních měření dle ASTM standardů.

V poslední fázi je provedeno vytvoření finálního CAD modelu a validace navrženého řešení. K tomu byla vytvořena speciální skládaná forma, k jejíž výrobě bylo využito aditivní technologie výroby s následnou výrobou funkčního vzorku, který byl podroben experimentální modální analýze. Při porovnání charakteristických vlastních tvarů a frekvencí spojky byla nalezena velmi dobrá shoda s rozdílem do 6%. Na závěr bylo provedeno experimentální měření pro ověření tuhosti a pevnosti spojky, u které byla též nalezena vysoká shoda výsledků.

Navržený postup návrhu a optimalizace vlnovcové spojky je shrnut ve vývojovém diagramu uvedeném na obr. 10-86.



Obr. 10-86 Navržený proces konstrukce a optimalizace kompozitní vlnovcové spojky.

# 11 SPLNĚNÍ CÍLŮ DISERTAČNÍ PRÁCE

Hlavním cílem této práce bylo vytvořit základní metodiku konstrukčního návrhu pro víceose zatěžované flexibilní spojky z kompozitních materiálů (tzv. pokročilé kompozitní pružné spojky), a to za využití virtuálního prototypingu a numerických simulací. K tomu byly vybrány dva zástupci. Přesněji univerzální kompozitní spojka a kompozitní pružná spojka pro přenos točivého momentu.

U univerzální kompozitní spojky byl požadavkem přenos tahového, tlakového, ohybového a kardanického zatížení se specifickou tuhostí v daných směrech (podélném a příčném) mezi dvěma body.

V prvotní fázi bylo provedeno získání potřebných informací k predikci pevnosti oblasti sloužící k uložení spojky (tzv. pevnostní oblasti). K tomu byly vytvořeny speciální zjednodušené prvky ve formě navíjených oček (jako výztuže bylo v tomto případě zvoleno skelných jednosměrných vláken), u kterých bylo provedeno experimentální měření tahem. Následně byl sestaven MKP model s totožnými mechanickými parametry, které byly zjištěny za pomoci experimentálního měření dle ASTM norem pro jednosměrné kompozitní materiály. Dále bylo provedeno vyhodnocení pevnosti za použití prostorových neinteraktivních (kritérium maximálních napětí) i interaktivních pevnostních kritérií (Hoffmano, Hillovo a Tsai Wu). Následně bylo provedeno porovnání získaných dat z experimentálních zkoušek a numerických simulací s následným vyhodnocením, a to jak z hlediska procentuální shody, tak i z hlediska módu porušení. Jako nejvěrohodnější bylo vyhodnoceno pevnostní kritérium Tsai Wu.

Na základě získaných informací v první fázi bylo provedeno vytvoření metodiky návrhu pro oblast zajišťující přenos jednotlivých složek zatížení se specifickou tuhostí, která byla pojmenovaná jako tuhostní oblast spojky. U této oblasti byl proveden návrh základního tvaru spojky a pro něj byl následně vytvořen generický CAD model, který se svými hlavními geometrickými parametry vstupuje do geometrické optimalizace, která ve spojení se strukturální analýzou na principu metody konečných prvků umožňuje nalézt požadovanou konstrukci, která splňuje geometrické, pevnostní a tuhostní požadavky, které jsou na spojku kladeny.

V závěrečné fázi bylo provedeno ověření možné výroby za využití aditivní technologie výroby. Na základě zvolených trajektorií směrů vláken byl vytvořen G-kód pro 3D tisk za využití sliceru Eiger a následně byl vytištěn vzorek spojky na zařízení Markforged MarkTwo.

U kompozitní pružné spojky pro přenos točivého momentu byl požadavkem jednak přenos točivého momentu, ale též aby umožňovala pružné spojení se specifickou axiální a úhlovou tuhostí mezi dvěma cylindrickými přírubami s uložení za pomocí konvenčních šroubových spojů.

U tohoto typu spojky byl v první fázi vybrán vhodný základní tvaru spojky (ve formě vlnovce) a zvolen materiál. Z důvodu skořepinové konstrukce s relativně komplikovaným tvarem byl za materiál zvolen uhlíkový prepreg s epoxidovou pryskyřicí jakožto matricí. V následující fázi bylo provedeno stanovení mechanických parametrů materiálu dle ASTM norem pro kompozitní materiály a byl sestaven generický CAD model spojky. Pro nalezení optimální geometrie spojky a layoutu laminátu byl vytvořen strukturální skořepinový

model na principu metody konečných prvků, který byl podroben kritickým zátěžným stavům. K této analýze byla následně připojena strukturální optimalizace, která obsahovala jednak hlavní geometrické parametry spojky (jako tomu bylo u geometrické optimalizace univerzální spojky), ale též bylo připojeno několik desítek fyzikálních parametrů layupu spojky. Přesněji hlavní směry vláken tkaniny a jejich počet, a to hned v několika oblastech geometrie spojky. Jako omezení této optimalizace byly zvoleny jednotlivé složky maximálních napětí (pro nalezení konstrukce o požadované pevnosti) a dále maximálních přípustných deformací v jednotlivých směrech (pro nalezení konstrukce o požadované tuhosti). Na základě získaných dat o nejvhodnější geometrii a kompozitním layupu spojky byl sestaven pokročilý 3D MKP model, který měl za úkol provést verifikaci výsledku strukturální optimalizace. Tento model zajišťuje preciznější stanovení výsledků, jelikož zahrnuje jednak třetí směr vrstev (každá kompozitní vrstva má vlastní 3D vrstvu elementů), ale též zahrnuje navrženou technologii výroby, která je nedílnou součástí návrhu kompozitních dílů s dlouhými vlákny. Přesněji respektuje kladení jednotlivých oblastí tkaniny včetně jejich překryvů, doteků pryskyřice, a hlavně umožňuje dopočítat zkresení hlavních směrů vláken tkaniny na základě zakřivení dílů. K vyhodnocení celkové pevnosti bylo využito prostorového pevnostního kritéria maximálních napětí.

Jelikož se v tomto případě jednalo o skořepinový díl, jehož layup navíc zahrnuje i celou řadu vrstev s volnými hranami, bylo u tohoto typu spojky provedeno i vyhodnocení interlaminární pevnosti (delaminace). K tomu bylo využito progresivního pevnostního kritéria využívajícího kohezivní elementy. Pro umožnění vyhodnocení této pevnosti bylo nejprve nutné získat potřebné mechanické a pevnostní parametry rozhraní. K tomu bylo využito experimentálních měření s následným nalezením zbylých parametrů za využití fitování numerických simulací na vytvořených MKP modelech zkušebních vzorků. Poslední vyhodnocovanou oblastí byla pevnost lepených spojů, pro které bylo použito zcela totožného procesu hledání parametrů, jako tomu bylo u interlaminární pevnosti.

V závěrečném kroku byl dle vytvořené metodiky a návrhů vytvořen zkušební vzorek spojky, který byl pro získání základních dynamických vlastností podroben experimentální modální analýze. Při porovnání s numerickými simulacemi byla zjištěna velmi dobrá shoda. Dále byl zkušební vzorek spojky podroben experimentálnímu měření pro stanovení tuhostních a pevnostních parametrů, u kterých byla též nalezena vysoká shoda s numerickým modelem.



# 12 ZÁVĚR

Ze zmapování stávajícího stavu kompozitních pružných spojů vyplývá, že kompozitní materiály díky svým unikátním vlastnostem a vysoké hodnotě elastické deformační energie na jednotku hmotnosti (několika násobně vyšší než u kovů) jsou výborným materiálem pro pružné spoje. Toho si již mnozí uvědomili a aplikace kompozitních pružných spojek stále více roste. Zatím ale pouze u komponent, které jsou zatěžovány zejména v jednom směru, pro který je následně zvolena orientace vláken laminátu s dominantní pevností vůči tomuto typu zatěžování. Avšak kombinovaně namáhané kompozitní pružiny jsou stále opomíjeny, jelikož jejich návrh je značně problematický (pevnost i poddajnost laminy je v jednotlivých směrech až několikanásobně rozdílná). Přesto díky stále vyšším nárokům trhu, dokonalejším výrobním technologiím, vyspělejšímu virtuálnímu prototypingu a pokročilejším pevnostním kritériím pro kompozitní materiály je pouze otázka času, kdy se začnou komerčně vyrábět a rozšiřovat i kombinovaně namáhané kompozitní pružné spoje. Proto se dnes jedná o velmi perspektivní oblast výzkumu a vývoje tohoto typu komponent.

V práci je uvedena rešerše nejčastěji používaných kompozitních materiálů s výztuží ve formě dlouhých vláken, které jsou díky jejich vysoké deformační energii na jednotku hmotnosti vynikajícím typem materiálu pro výrobu pružných prvků. Navíc každý typ materiálu se vyznačuje celou řadou specifických výhod a nevýhod, které mohou být při jejich porovnání až protichůdné. A tudíž se jedná o nezbytné informace při návrhu jakéhokoliv typu kompozitních dílů.

Další uvedenou oblastí je technologie výroby kompozitních komponent. Opět jsou uvedeny hlavní představitelé, se kterými je možné se setkat při výrobě kompozitních dílů a jejich znalost včetně detailního postupu je opět zcela nepostradatelná od první fáze vývoje nových dílů. Na rozdíl od konvenčních (izotropních a homogenních) materiálů je nutné na ni brát ohled v téměř všech fázích konstrukčního návrhu.

V následující části práce jsou uvedeny základní vztahy odvozující mechanické vlastnosti kompozitních (příčně-izotropních a ortotropních) materiálů, na které přímo navazují pevnostní kritéria. V této práci jsou uvedena jednak základní neinteraktivní pevnostní kritéria, tak též i interaktivní pevnostní kritéria až po pokročilé pevnostní kritéria typu *Direct mode*.

Další uvedenou oblastí jsou základní spoje kompozitních materiálů. Tato oblast patří v tomto odvětví k velmi problematickým, jelikož u kompozitních materiálů nemůže docházet k plastizaci materiálu, a tudíž u nich dochází v přípojných oblastech ke značným koncentracím napětí. Dále není vhodné použití konvenčních způsobů tvorby otvorů obráběním, protože dochází k porušení výztužných vláken a nosnou složkou je poté matrice. Z tohoto důvodu je již dnes téměř standardním spojením u kompozitních materiálů lepený spoj, který však není vhodný ve všech konstrukčních případech. Pro zajištění vysokopevnostních spojů typu kompozit-kov je vhodné použití integrovaných spojů.

Poslední rešeršní částí práce je souhrn současně používaných typů kompozitních pružin. Tato oblast poukazuje, že použití kompozitu je přínosné od drobných kompozitních prvků u terénních kol až po značně rozměrné pružiny u železničních jednotek. Samotný trend jejich použití má v posledních letech značný rozmach. To potvrzuje jejich použití už i u běžných osobních a užitkových vozů.

Vytvoření kompozitní náhrady za konvenční ocelovou listovou pružinu je první výzkumnou a vývojovou částí této práce. Nejedná se o komplikovaný víceose zatěžovaný díl. Byl vytvořen pouze pro počáteční fázi tvorby základní metodiky konstrukčního návrhu flexibilních kompozitních prvků a tvoří základní myšlenku procesu návrhu.

Pro umožnění vytvoření plnohodnotné náhrady bylo v tomto případě pro získání co nejbližších hodnot stávajícího řešení využito nelineární (geometrické i materiálové) strukturální analýzy na principu metody konečných prvků s následnou validací za využití experimentálního měření.

Pro hledání nejvhodnějšího tvaru pružiny bylo využito geometrické optimalizace, jejíž omezení zajišťují nalezení konstrukce o požadované tuhosti, které nepřesahuje základní pevnosti v kompozitu.

Navržené řešení bylo následně validováno na vytvořených zkušebních vzorcích kompozitních listových pružin, a to včetně cyklického namáhání.

Následuje první zástupce pokročilých (víceose namáhaných) kompozitních pružných spojek, a to univerzální pružná spojka. U této spojky je již na rozdíl od kompozitní listové pružiny požadavek na několik typů zatížení, při nichž dochází logicky k rozložení napětí, které neleží prioritně v jednom směru, a navíc může docházet k jejich vzájemné interakci. To je problematické zejména v oblasti spojů, kde dochází k nejvyšším koncentracím těchto napětí. Z tohoto důvodu se jedná o prioritní řešenou oblast této spojky a je v této práci řešena na pomocných zjednodušených prvcích (navíjených očkách) za využití numerických simulací s následným vyhodnocením pomocí celé řady pevnostních kritérií s následnou validací a porovnáním s experimenty.

Tuhostní oblast této spojky je opět řešena za využití geometrické optimalizace, která je však řešena pro více zátěžných stavů (ve více směrech) a omezení.

Celý proces návrhu univerzální spojky bere ohled na technologii výroby spojky. V počáteční návrhu bylo využito ručního navíjení skelného rovingu s průběžným prosycením epoxidovou pryskyřicí. Následně byla tato technologie pro zajištění přesnějšího kladení výztužných vláken a zajištění vyšší efektivity výroby zkušebních a funkčních vzorků zaměněna za využití aditivní technologie výroby na principu FFF. Jako materiálu bylo v tomto případě využito výztuže ve formě jednosměrných skelných vláken a matrice ve formě polymeru PA6.

Při samotném návrhu spojky byl brán ohled na omezení této technologie výroby a numerické modely byly adekvátně nastaveny z hlediska materiálové orientace.

Pro vytvoření co nejbližších numerických modelů bylo provedeno stanovení mechanických a pevnostních parametrů použitých materiálů za pomoci experimentálních měření, které byly provedeny na základě ASTM norem na více jak stovce zkušebních vzorků.

Pro veškeré numerické simulace a tvorbu generických 3D modelů bylo využito softwaru Siemens NX se strukturálním řešičem NX Nastran a modulem pro kompozitní materiály NX Laminate Composites.

V závěrečné kapitole této části práce je uvedena vytvořená metodika návrhu a provedeno ověření výroby navrženého funkčního vzorku za využití aditivních technologií výroby. K vytvoření G-kódu pro 3D tisk zahrnující navržené umístění výztužných vláken bylo využito sliceru Eiger. Funkční vzorek byl vytištěn na zařízení Markforged MarkTwo.

Poslední řešenou komponentou byla kompozitní pružná spojka pro přenos točivého momentu s požadovanou axiální a úhlovou tuhostí konstrukce (tzv. vlnovcová spojka). Pro ni bylo v tomto případě použito uhlíkové keprové tkaniny prosycené epoxidovou pryskyřicí ve formě prepregu. Pro prvotní část metodiky návrhu bylo využito již dříve použitého procesu ve formě generického modelu, na který je aplikována MKP síť s následným hledáním nejvhodnější geometrie o co nejnížší hmotnosti, která splňuje veškerá omezení z hlediska pevnosti a tuhosti konstrukce. Tato optimalizace byla v tomto případě doplněna o hledání nejvhodnějšího layupu laminátu. Přesněji do optimalizace byly aplikovány jako

vstupní proměnné i parametry udávající rozložení vrstev, směr orientace hlavních směrů vláken a jejich počet v jednotlivých oblastech spojky. Nejvhodnější řešení splňující veškeré omezení bylo nalezeno po 64 iteračních krocích s výslednou hmotností 2,53 kg.

U této spojky byla z důvodů skořepinové konstrukce a relativně komplikovaného tvaru provedena kontrola i interlaminární pevnosti konstrukce a pevnost lepených spojů. K tomu bylo použito rozšíření pokročilého 3D MKP modelu o rozhraní ve formě kohezivních elementů s progresivním pevnostním kritériem vytvořeného na základě delaminační teorie Oliviera Allixe a Pierra Ladevèze.

Potřebné mechanické parametry a pevnostní parametry rozhraní (lomová houževnatost rozhraní, příčná a smyková tuhost rozhraní, kritická energie porušení) pro základní dva módy porušení byly získány za pomoci experimentálních měření na DCB a ENF vzorcích, které byly vytvořeny ze zvoleného materiálu dle ASTM norem. Hledání zbývajících proměnných bylo provedeno za využití pomocných MKP modelů těchto vzorků.

Pro ověření navržené konstrukce i s ohledem na technologii výroby byla provedena výroba funkčního vzorku vlnovcové spojky. K tomuto účelu byla vytvořena speciální skládaná forma, jejíž konstrukce umožňuje opakovatelnost výroby. Pro výrobu funkčního vzorku této formy bylo využito aditivní technologie výroby typu FFF s materiálem PA6 s 8% podílem krátkých uhlíkových vláken, který zajišťuje vyšší teplotní stabilitou dílu.

Na závěr bylo provedena validace navržené spojky a s tím spojené metodiky návrhu na vyrobeném funkčním vzorku. Pro stanovení základních dynamických vlastností spojky byla provedena experimentální modální analýza za využití bezkontaktního laserového vibrometru Polytech PSV-500. Při porovnání hodnot získaných numerickou simulací a experimentálním měřením byla nalezena velmi dobrá shoda s rozdílem nepřesahujícím 6%. Dále byla provedeno experimentální měření pro stanovení tuhostních a pevnostních parametrů. Zde byla nalezena shoda vůči MKP analýzám u axiální tuhosti spojky s rozdílem 11,3%, u torzní tuhosti 0,7% a z hlediska pevnosti byl rozdíl 2,7%.

# 13 CITOVANÁ LITERATURA

- [1] „Materials Selection in Mechanical Design – 4th Edition“. [Online]. Dostupné z: <https://www.elsevier.com/books/materials-selection-in-mechanical-design/ashby/978-0-08-095223-9>. [Viděno: 23-říj-2017].
- [2] G. W. Ehrenstein, *Polymerní kompozitní materiály*. Praha: Scientia, 2009.
- [3] H. Blumberg, „Stand und Entwicklungstendenzen fuer Hochleistungs-Polymer – und Kohlenstoffasern“, *Chemiefasern/Textilind*, roč. 39, č. 12, s. T216–T223, pro. 1989.
- [4] A. C. Long, Ed., *Design and Manufacture of Textile Composites*, 1 edition. Boca Raton, Fla.: Woodhead Publishing, 2005.
- [5] V. Laš, *Mechanika kompozitních materiálu*, roč. 2008. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni.
- [6] C. A. Coulomb, „In memories de mathematique et de physique“, *Academie Royal des Sciences par divers sans*, roč. 7, s. 343–382, 1773.
- [7] O. Mohr, „Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials“, *Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure*, roč. 46, č. 1524–1530, s. 1572–1577, 1900.
- [8] R. K. Barnhart, *The Barnhart dictionary of etymology*. HW Wilson Co, 1988.
- [9] R. F. Gibson, *Principles of composite material mechanics*, roč. 2007. Boca Raton, FL: CRC Press.
- [10] R. C. Burk, „Standard Failure Criteria Needed for Advanced Composites“, *AIAA*, roč. 1983, č. Vol. 21, s. Sv. pp. 58-62.
- [11] V. Valery V. a E. Morozov V., *Advanced Mechanics of Composite Materials and Structural elements*, 3rd Edition., roč. 2013. Oxford: Elsevier.
- [12] T. Ramesh a S. Chandra V., *Damage and Failure of Composite Materials*, roč. 2012. Cambridge: Cambridge University Press.
- [13] R. Hill, „The Mathematical Theory of Plasticity“, New York, roč. 1998.
- [14] J. Krystek, „Pevnostní kritéria pro kompozitní materiály“. Západočeská univerzita v Plzni, 2012.
- [15] S. W. Tsai a E. M. Wu, „A General theory of strength for anisotropic materials“, in *Technical Report*, Ohio, roč. 1972.
- [16] „Calculation of damage-dependent directional failure indices from the Tsai - Wu failure criterion“, *ResearchGate*. [Online]. Dostupné z: [https://www.researchgate.net/publication/234025973\\_Calculation\\_of\\_damage-dependent\\_directional\\_failure\\_indices\\_from\\_the\\_Tsai\\_-\\_Wu\\_failure\\_criterion](https://www.researchgate.net/publication/234025973_Calculation_of_damage-dependent_directional_failure_indices_from_the_Tsai_-_Wu_failure_criterion). [Viděno: 09-srp-2017].
- [17] R. Narayanaswami a H. M. Adelman, „Evaluation of the Tensor Polynomial and Hoffman Strength Theories for Composite Materials“, *Journal of Composite materials*, roč. 1977, č. Vol. 11, s. 366–377.

- [18] W. C. Cui, M. R. Wisnom, a M. Jones, „A Comparison of Failure Criteria to Predict Delamination of Unidirectional Glass/Epoxy Specimens Waisted Through the Thickness”, *Composites*, roč. 1992, č. Vol. 23, s. 158–166.
- [19] A. Puck, „Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten”, in *Modele für die Praxis*, München, Wien, roč. 1996.
- [20] M. Deuschle H., „3D Failure Analysis of UD Fibre Reinforced Composites: Puck’s Theory within FEA, Prof. Dr.-Ing. Bernd Kröplin”, Stuttgart, roč. 2010.
- [21] S. T. Pinho, C. G. Dávila, P. P. Camanho, L. Iannucci, a P. Robinson, „Failure Models and Criteria for FRP Under In-Plane or Three-Dimensional Stress States Including Shear Non-Linearity”, in *Research report*, roč. 2005, s. 69 p.
- [22] R. Kottner, „Spojování kompozitních a kovových strojních částí z hlediska tuhosti a pevnosti”, Disertační práce, Západočeská univerzita v Plzni, Plzeň, 2007.
- [23] *Konstruování strojních součástí - Joseph E. Shigley; Charles R. Mischke; Richard G. Budynas Levné učebnice.* .
- [24] S. Hosnedl a J. Krátký, *Příručka strojího inženýra: spoje, otočná uložení, hřídelové spojky, akumulátory mechanické energie. 1, 1.* Praha: Computer Press, 1999.
- [25] SAE International, *Composite Materials Handbook Volume 3*, R-424. SAE International, 2012.
- [26] K. Blahouš, „Vysokopevnostní integrované kompozitové spoje, jejich navrhování a aplikace”, Disertační práce, České vysoké učení technické v Praze, Praha, 2010.
- [27] D. Gay, *Composite Materials: Design and Applications, Third Edition*, 3 edition. Boca Raton: CRC Press, 2014.
- [28] M. M. Shokrieh a D. Rezaei, „Analysis and optimization of a composite leaf spring”, *Composite structures*, roč. 60, č. 3, s. 317–325, 2003.
- [29] H. A. Al-Qureshi, „Automobile leaf springs from composite materials”, *Journal of materials processing technology*, roč. 118, č. 1, s. 58–61, 2001.
- [30] C. J. Morris, „Composite integrated rear suspension”, *Composite structures*, roč. 5, č. 3, s. 233–242, 1986.
- [31] I. Rajendran a S. Vijayarangan, „Optimal design of a composite leaf spring using genetic algorithms”, *Computers & Structures*, roč. 79, č. 11, s. 1121–1129, 2001.
- [32] M. M. Patunkar a D. R. Dolas, „Modelling and Analysis of Composite leaf spring under the static load condition by using FEA”, *International Journal of Mechanical & Industrial Engineering*, roč. 1, č. 1–2011, s. 1–4, 2011.
- [33] D. Gay a S. V. Hoa, *Composite Materials: Design and Applications, Second Edition*, 2 edition. Boca Raton, FL: CRC Press, 2007.
- [34] „Benteler-SGL: Composite Leaf Spring for Volvo - Henkel-Adhesives”. [Online]. Dostupné z: <http://www.henkel-adhesives.com/industrial/benteler-sgl-volvo-48393.htm>. [Viděno: 11-čer-2017].
- [35] H. S. Kliger, „Carbon fiber reinforced composite coil spring”, US4260143 A, 07-dub-1981.
- [36] W. G. Roeseler, „Composite coil spring”, US4765602 A.
- [37] D. A. Budan a T. S. Manjunatha, „Investigation on the feasibility of composite coil spring for automotive applications”, *World Acad. Sci. Eng. Technol*, roč. 4, č. 10, s. 1035–1039, 2010.

- [38] C.-H. Chiu, „Manufacturing method for a composite coil spring”, US6986203 B2.
- [39] B.-L. Choi a B.-H. Choi, „Numerical method for optimizing design variables of carbon-fiber-reinforced epoxy composite coil springs”, *Composites Part B: Engineering*, roč. 82, s. 42–49, pro. 2015.
- [40] M. Bakhshesh a M. Bakhshesh, „Optimization of steel helical spring by composite spring”, *International journal of multidisciplinary science and engineering*, roč. 3, č. 6, 2012.
- [41] C. Giancarlo, „LIGHTWEIGHT SPRINGS LAUNCHED ON NEW AUDI A6 AVANT ULTRA”, 15-zář-2014. [Online]. Dostupné z: <http://www.sogefigroup.com/static/upload/sog/sogefi-lightweight-springs---a61.pdf>. [Viděno: 11-čer-2017].
- [42] S. Birch, „Audi ‚springs‘ material surprises on A6 model - SAE International”, *SAE International*, roč. 2014, 29-zář-2014.
- [43] M. A. Sardou, E. E. Damotte, C. Zunino, a P. Djomseu, „Light weight, low cost, composite coil springs are a reality”, SAE Technical Paper, 2005.
- [44] S. Black, „Carbon composite spring: Big performance, small package”, *CompositesWorld*, roč. Vol. 1, č. No. 8, srp-2015.
- [45] „Simpact unveil their lightweight automotive suspension concept LIFT at LCV2017”. [Online]. Dostupné z: <https://www.simpact.co.uk/news/simpact-unveil-their-lightweight-automotive-suspension-concept-lift-at-lcv2017>. [Viděno: 16-pro-2017].
- [46] T. Nishimura, „efWING® ' New-generation railway bogie”, *Japanese Railway Engineering*, 2016.
- [47] „efWING | Kawasaki Heavy Industries”. [Online]. Dostupné z: <http://global.kawasaki.com/en/mobility/rail/bogie/efwing.html>. [Viděno: 16-říj-2017].
- [48] „Toho Tenax – Toho Tenax and Kawasaki Heavy Industries to Develop Mass Production CFRP Springs for Railcar Trucks”. [Online]. Dostupné z: <https://www.tohotenax.com/news/2015-12-22-toho-tenax-and-kawasaki-heavy-industries-to-develop-mass-production-cfrp-springs-for-railcar-trucks/>. [Viděno: 16-říj-2017].
- [49] „Kawasaki Delivers CFRP efWING® Bogies to JR Shikoku | Kawasaki Heavy Industries, Ltd.” [Online]. Dostupné z: [https://global.kawasaki.com/en/corp/newsroom/news/detail/?f=20160519\\_5864](https://global.kawasaki.com/en/corp/newsroom/news/detail/?f=20160519_5864). [Viděno: 16-říj-2017].
- [50] L. Forks, „Lauf Cycling”. [Online]. Dostupné z: <http://www.laufcycling.com/>. [Viděno: 17-říj-2017].
- [51] J. N. Reddy, *Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells: Theory and Analysis*, Second Edition., roč. 2003. CRC Press.
- [52] E. Reissner, „The effect of transverse shear deformation on the bending of elastic plates”, *J. appl. Mech.*, s. A69–A77, 1945.
- [53] R. D. Mindlin, „Influence of rotatory inertia and shear on flexural motions of isotropic, elastic plates”, *J. appl. Mech.*, roč. 18, s. 31–38, 1951.
- [54] S. A. Ambartsumyan, *Theory of Anisotropic Plates*, JE Ashton, ed. Technomic Publishing Co., Inc., Lancaster, PA, 1970.



- [55] E. Reissner a Y. Stavsky, „Bending and stretching of certain types of heterogeneous aeolotropic elastic plates”, *Journal of applied mechanics*, roč. 28, č. 3, s. 402–408, 1961.
- [56] Siemens PLM, „NX Nastran 11 User’s Guide”. Siemens AG., 2016.
- [57] P. Goncharov, *Engineering analysis with NX advanced simulation*, roč. 2014. Raleigh: Lulu Press.
- [58] Siemens PLM, „NX Nastran Design Sensitivity and Optimization User’s Guide.” Siemens AG., 2016.
- [59] R. Kottner, J. Krystek, R. Zemčík, J. Lomberský, a R. Hynek, „Strength Analysis of Carbon Fiber-reinforced Plastic Coupling for Tensile and Compressive Loading Transmission”, in *52nd AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics and Materials Conference 19th AIAA/ASME/AHS Adaptive Structures Conference 13t*, 2011, s. 1982.
- [60] J. Krystek a R. Kottner, „LOAD-CAPACITY PREDICTION FOR THE CARBON- OR GLASS-FIBRE-REINFORCED PLASTIC PART OF A WRAPPED PIN JOINT”, *Materials and technology*, roč. 2015, č. 49.
- [61] ASTM D3039 / D3039M-17, „Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials”. West Conshohocken, PA, 2017.
- [62] C. M. Johnson, „An introduction to flexible couplings”, *World Pumps*, roč. 1996, č. Volume 1996, s. 38–43.
- [63] A. S. Sekhar a B. S. Prabhu, „Effects of coupling misalignment on vibrations of rotating machinery”, *Journal of Sound and Vibration*, roč. 1995, č. Sv. Volume 185, s. 655–671.
- [64] Anon, „Coupling & U-joints”, *Motion System Design*, č. Sv. no. 12, s. 1187–1192.
- [65] P. Prombut, *Caractérisation de la propagation de délaminage des stratifiés composites multidirectionnels*. 2007.
- [66] O. Allix a P. Ladevèze, „Interlaminar interface modelling for the prediction of delamination”, *Composite Structures*, roč. 22, č. 4, s. 235–242, led. 1992.
- [67] L. M. KACHANOV, „Time of the rupture process under creep conditions, *Izy Akad*”, *Nank SSR Otd Tech Nauk*, roč. 8, s. 26–31, 1958.
- [68] Y. N. Rabotnov, „Creep rupture”, in *Applied mechanics*, Springer, 1969, s. 342–349.
- [69] J.-L. Chaboche a J. Lemaitre, *Mécanique des matériaux solides*. Paris: Dunod, 2001.
- [70] C. A. Dostal, *Engineered Materials Handbook: Composites, Volume I by Cyril A. Dostal*. CRC Press, 1740.
- [71] W. A. Day, „Thermodynamics based on the Clausius-Duhem Inequality”, in *The Thermodynamics of Simple Materials with Fading Memory*, W. A. Day, Ed. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 1972, s. 77–109.
- [72] O. Allix a A. Corigliano, „Modeling and simulation of crack propagation in mixed-modes interlaminar fracture specimens”, *Int J Fract*, roč. 77, č. 2, s. 111–140, čer. 1996.
- [73] D. Lévêque, *Analyse de la tenue au délaminage des composites stratifiés: identification d’un modèle d’interface interlaminaire*. Laboratoire de mécanique et technologie, 1998.
- [74] M. Bruyneel, J.-P. Delseemme, P. Jetteur, a F. Germain, „Modeling inter-laminar failure in composite structures: illustration on an industrial case study”, *Applied Composite Materials*, roč. 16, č. 3, s. 149–162, 2009.
- [75] T. Kusaka, M. Hojo, Y.-W. Mai, T. Kurokawa, T. Nojima, a S. Ochiai, „Rate dependence of mode I fracture behaviour in carbon-fibre/epoxy composite laminates”, *Composites Science and Technology*, roč. 58, č. 3, s. 591–602, bře. 1998.

- [76] P. Qiao, J. Wang, a J. F. Davalos, „Tapered beam on elastic foundation model for compliance rate change of TDCB specimen“, *Engineering Fracture Mechanics*, roč. 70, č. 2, s. 339–353, 2003.
- [77] M. Skovajsa a F. Sedláček, „Numerical Simulation of Delamination in Laminated Composite Plates Using Cohesive Elements“, in *DAAAM Proceedings*, 1. vyd., roč. 1, B. Katalinic, Ed. DAAAM International Vienna, 2016, s. 0678–0685.
- [78] C. Fan, P.-Y. B. Jar, a J.-J. R. Cheng, „Internal-Notched Flexure Test for Measurement of Mode II Delamination Resistance of Fibre-Reinforced Polymers“, *Journal of Composites*, 2013. [Online]. Dostupné z: <https://www.hindawi.com/journals/jcomp/2013/695862/>. [Viděno: 24-zář-2018].
- [79] R. H. Martin a B. D. Davidson, „Mode II fracture toughness evaluation using four point bend, end notched flexure test“, *Plastics, Rubber and Composites*, roč. 28, č. 8, s. 401–406, srp. 1999.
- [80] H. Wang a T. Vu-Khanh, „Use of end-loaded-split (ELS) test to study stable fracture behaviour of composites under mode II loading“, *Composite Structures*, roč. 36, č. 1, s. 71–79, zář. 1996.
- [81] A. Standard, „D7905/D7905M–14“, *Standard Test Method for Determination of the Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites*, 2014.
- [82] A. ASTM, „D5528-13“, *Standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites*. West Conshohocken, PA, 2013.
- [83] „ISO 527-2:2012 - Determination of Tensile Properties - Part 2: Test Conditions for Moulding and Extrusion Plastics.“ International Organization for Standardization, úno-2012.

# 14 SEZNAM PRACÍ AUTORA

## 14.1 Seznam prací autora vztahujících se k tématu disertace

- [A1] Sedláček, F., Lašová, V., Kottner, R. Strength Determination of Composite Flexible Joint. In Applied Methods of the Analysis of Static and Dynamic Loads of Structures and Machines II. Pfaffikon: Trans Tech Publications Ltd., 2015. s. 149-156. ISBN: 978-3-03835-531-1 , ISSN: 1660-9336
- [A2] Sedláček, F., Bernardin, P., Lašová, V. Optimal design of a composite bellows coupling using a structural optimization. In AIP Conference Proceedings. Melville: American Institute of Physics Inc., 2017. s. 050001-1 - 050001-6. ISBN: 978-0-7354-1518-8 , ISSN: 0094-243X
- [A3] Sedláček, F., Lašová, V., Kottner, R., Bernardin, P. Comparison of Numerical Simulation and Experiment of a Flexible Composite Connecting Rod. In Proceedings of the International Conference of DAAAM Baltic "Industrial Engineering". Estonsko: DAAAM International, 2015. s. 86-91. ISBN: 978-1-5108-2263-4 , ISSN: 2346-612X
- [A4] Sedláček, F., Kalina, T., Ráž, K. Determination of Mode II Interlaminar Fracture Toughness of CFRP Composites Using Numerical Simulations. In Key Engineering Materials (Volume 801) - Composite Materials and Material Engineering III. Zurich: Trans Tech Publications Ltd., 2019. s. 71-76. ISBN: 978-3-0357-1491-3 , ISSN: 1013-9826
- [A5] Sedláček, F., Lašová, V., Kottner, R. Determination of strength of composite flexible joint. In Experimental stress analysis 2015. Praha: CTU in Prague, 2015. s. 356-363. ISBN: 978-80-01-05734-6
- [A6] Sedláček, F., Bernardin, P., Lašová, V. Design of a Composite Leaf Spring for Railway Vehicles. In Proceedings of the 27th DAAAM International Symposium. Vienna: DAAAM International, 2016. s. 493-500. ISBN: 978-3-902734-08-2 , ISSN: 1726-9679
- [A7] Sedláček, F., Lašová, V. Design and optimization of composite parts using numerical simulations. In 2017 International Conference on Mechanical, System and Control Engineering (ICMSC). New York: Institute of Electrical and Electronics Engineers Inc., 2017. s. 16-21. ISBN: 978-1-5090-6530-1
- [A8] Sedláček, F., Lašová, V., Kottner, R., Design of Flexible Composite Bellows Coupling. In Annals of DAAAM for 2011. Zadar: Danube Adria Association for Automation and Manufacturing, DAAAM, 2016. s. 930-935. ISBN: 978-3-902734-07-5 , ISSN: 1726-9679

- [A9] Sedláček, F., Lašová, V. Additive Manufacturing of PA6 with Short Carbon Fibre Reinforcement using Fused Deposition Modelling. In Materials Science Forum. Curych: Trans Tech Publications Ltd., 2018. s. 26-31. ISBN: 978-3-0357-1296-4 , ISSN: 0255-5476
- [A10] Sedláček, F., Lašová, V. Determining the strength of composite integrated joints using numerical simulations. In Proceedings of the 28th DAAAM International Symposium. Vienna: DAAAM International, 2017. s. 545-554. ISBN: 978-3-902734-11-2 , ISSN: 1726-9679
- [A11] Kalina, T., Sedláček, F., Krystek, J. Determination of the influence of adherent surface on the adhesive bond strength. In MATEC Web of Conferences. Skelné Teplice: EDP Sciences, 2018. s. 1-13. ISSN: 2261-236X
- [A12] Sedláček, F., Kalina, T., Raab, Z. Determining the Strength of Composite Cylindrical Bonded Joints using Numerical Simulation with Cohesive Elements. In Annals of DAAAM and Proceedings of the International DAAAM Symposium. Vídeň, Rakousko: DAAAM International Vienna, 2018. s. 624-630. ISBN: 978-3-902734-20-4 , ISSN: 1726-9679
- [A13] SKOVAJSA, M., SEDLÁČEK, F. Numerical simulation of delamination in laminated composite plates using cohesive elements. In Proceedings of the 27th DAAAM International Symposium. Vienna: B. Katalinic, 2016. s. 1-8. ISBN: 978-3-902734-08-2 , ISSN: 1726-9679
- [A14] Lašová, V., Bernardin, P., Sedláček, F. Optimisation Of Metal-To-Composite Bonded Joints with Various Adhesive Layer Configurations using Finite Element Method. Tehnički vjesnik, 2017, roč. 24, č. 5, s. 1351-1354. ISSN: 1330-3651
- [A15] Kalina, T., Sedláček, F., Kroupa, T. Determination of Cohesive Parameters for Mode I of Epoxy Adhesive. In Annals of DAAAM and Proceedings of the International DAAAM Symposium. Vídeň, Rakousko: DAAAM International Vienna, 2018. s. 746-751. ISBN: 978-3-902734-20-4 , ISSN: 1726-9679

## 14.2 Seznam prací autora nevztahujících se k tématu disertace

- [A1\*] Sedláček, F., Lašová, V. Optimization of Additive Manufactured Components Using Topology Optimization. In Proceedings of the First International Conference on Theoretical, Applied and Experimental Mechanics. Springer, Cham, 2018. s. 106-107. ISBN: 978-3-319-91988-1 , ISSN: 2522-560X
- [A2\*] Kalina, T., Heller, P., Chval, Z., Sedláček, F., Křížek, M., Bartoň, L. Numerical Simulation and Experimental Testing of Two-axle Chassis of Low-floor Trams. Manufacturing Technology, 2018, roč. 18, č. 2, s. 248-254. ISSN: 1213-2489
- [A3\*] Sedláček, F., Skovajsa, M. Optimization of an intake system using CFD numerical simulation. In Proceedings in Manufacturing Systems. Bucharest: Machine and Manufacturing Systems Department, University of Bucharest, 2016. s. 71-76. ISBN: neuváděno , ISSN: 2067-9238
- [A4\*] Sedláček, F., Chval, Z. Výroba polymerních a kompozitních prototypů. MM Průmyslové spektrum, 2017, roč. 2017, č. 4, s. 96. ISSN: 1212-2572
- [A5\*] Sedláček, F., Skovajsa, M. Virtuální prototyping u vozu Formule Student - UWB Racing Team Pilsen. In Sborník - XL. mezinárodní konference kateder dopravních, manipulačních, stavebních a zemědělských strojů. Bílá: Institut dopravy - Technická univerzita Ostrava, 2014. s. 1-10. ISBN: 978-80-248-3439-9
- [A6\*] Rendl, J., Zilli, L., Sedláček, F. Investigation of driving properties for Formula Student. In Applied Mechanics 2018 - Conference Proceedings. Plzeň: Západočeská univerzita, 2018. s. 123-128. ISBN: 978-80-261-0766-8
- [A7\*] Bernardin, P., Lašová, V., Sedláček, F. Strength analysis of pin connections using computer aided systems. MM Science Journal, 2017, roč. 2017, č. March, s. 1773-1777. ISSN: 1803-1269
- [A8\*] Polák, R., Sedláček, F., Ráž, K. Determination of FDM printer settings with regard to geometrical accuracy. In Proceedings of the 28th DAAAM International Symposium. Vienna: DAAAM International, 2017. s. 561-566. ISBN: 978-3-902734-11-2 , ISSN: 1726-9679
- [A9\*] Chval, Z., Sedláček, F., Kemka, V. Usage of FEM simulations in design of piping systems. Manufacturing Technology, 2017, roč. 17, č. 4, s. 469-473. ISSN: 1213-2489