



**FAKULTA
STROJNÍ
ČVUT V PRAZE**

Demonstrátor kompozitního kování křídla sportovního letounu

Demonstrator of composite wing fittings of a sports aircraft

Diplomová práce

Master's thesis

Autor

Author

Matěj Vavřina

Vedoucí práce

Supervisor

Ing. Karel Barák

2024

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: **Vavřina** Jméno: **Matěj** Osobní číslo: **482389**
Fakulta/ústav: **Fakulta strojní**
Zadávací katedra/ústav: **Ústav letadlové techniky**
Studijní program: **Letectví a kosmonautika**
Specializace: **Letadla a bezpilotní systémy**

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce:

Demonstrátor kompozitního kování křídla sportovního letounu

Název diplomové práce anglicky:

Demonstrator of composite wing fittings of a sports aircraft

Pokyny pro vypracování:

Cílem práce je experimentální ověření návrhu kompozitního kování křídla sportovního letounu. Pro vypracování práce provedtě následující body.

- 1) Rešerše kompozitních spojů se zaměřením na FML.
- 2) Revize kování křídla navrženého v diplomové práci Kompozitní kování křídla sportovního letounu.
- 3) Návrh zkoušky demonstrátoru kování a technologie výroby zkušebních těles
- 4) Výroba a experimentální ověření navrženého demonstrátoru kompozitního kování křídla.

Seznam doporučené literatury:

P Camanho, Stephen Hallett, 2011. Composit joints and connections, Principles, Modelling and Testing. Cambridge: Woodhead Publishing. ISBN: 9780857094926
J. Grenar, 2020. Kompozitní kování křídla sportovního letounu, Praha, Diplomová práce, ČVUT v Praze, Fakulta strojní.

Jméno a pracoviště vedoucí(ho) diplomové práce:

Ing. Karel Barák ústav letadlové techniky FS

Jméno a pracoviště druhé(ho) vedoucí(ho) nebo konzultanta(ky) diplomové práce:

Datum zadání diplomové práce: **26.04.2024**

Termín odevzdání diplomové práce: **24.05.2024**

Platnost zadání diplomové práce: _____

Ing. Karel Barák
podpis vedoucí(ho) práce

Ing. Milan Dvořák, Ph.D.
podpis vedoucí(ho) ústavu/katedry

doc. Ing. Miroslav Španiel, CSc.
podpis děkana(ky)

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Diplomant bere na vědomí, že je povinen vypracovat diplomovou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je třeba uvést v diplomové práci.

Datum převzetí zadání

Podpis studenta

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem svou diplomovou práci vypracoval samostatně a použil jsem pouze podklady (literaturu, projekty, SW atd.) uvedené v příloženém seznamu.

Nemám závažný důvod proti užití tohoto školního díla ve smyslu § 60 Zákona č.121/ /2000 Sb., o právu autorském, o právech souvisejících s právem autorským a o změně některých zákonů (autorský zákon).

V Praze dne:

.....

Podpis

Poděkování

V první řadě bych chtěl poděkovat Ing. Karlovi Barákovi za vedení mé diplomové práce, cenné rady a asistenci při výrobě a experimentech. Chtěl bych také poděkovat celému Ústavu letadlové techniky, za poskytnutí potřebného zázemí a vybavení k provedení experimentů. Velké díky také patří Ing. Tomáši Čenskému Ph.D., Bc. Ondřeji Plajdičkovi, Antonínu Fílovi, Ing. Tomáši Kostrounovi a Bc. Danielovi Hořejšímu za obětovaný čas a pomoc s výrobou a experimenty.

Rád bych také vyjádřil své upřímné poděkování své přítelkyni a rodině. Bez jejich lásky, podpory a trpělivosti by tato práce nikdy nevznikla.

Matěj Vavřina

Anotace

Autor:	Matěj Vavřina
Název diplomové práce:	Demonstrátor kompozitního kování křídla sportovního letounu
Rok vyhotovení:	2024
Univerzita:	České vysoké učení technické v Praze Fakulta strojní
Studijní program:	N0716A270010 - Letectví a kosmonautika
Obor studia:	N071TLBS - Letadla a bezpilotní systémy
Ústav:	Ústav letadlové techniky
Vedoucí diplomové práce:	Ing. Karel Barák
Bibliografické údaje:	Počet stran: 62 Počet obrázků: 55 Počet grafů: 12 Počet tabulek: 9 Počet příloh: 2
Klíčová slova	Kování, závěs křídla, kompozitní materiály, ultralehký letoun, vlákno-kovové kompozity, MKP, mechanické spoje

Abstrakt

V dnešní době jsou v leteckém průmyslu ve velké míře využívány kompozitní materiály, protože nabízejí vynikající poměr pevnosti a hmotnosti. Jejich velkou nevýhodou však je nízká únosnost v mechanických spojích. Ve snaze vyřešit tento problém byla vyvinuta technologie lokání hybridizace, kterou se tato práce zabývá. Hlavním cílem bylo navrhnout kompozitní kování křídla, které poslouží jako demonstrátor technologie hybridního laminátu. Navržené kování bylo podrobena experimentálnímu ověření únosnosti a naměřené výsledky byly rovněž porovnány s analýzou pomocí metody konečných prvků. V závěru byly shrnuty poznatky a doporučení pro nadcházející činnosti.

Annotation

Author:	Matěj Vavřina	
Title of master thesis:	Demonstrator of composite wing fittings of sports aircraft	
Academic year:	2024	
University:	Czech Technical University in Prague Faculty of mechanical engineering	
Study Programme:	N0716A270010 - Aerospace Engineering	
Field of Study:	N071TLBS - Aircraft and UASs	
Department:	Department of Aerospace Engineering	
Supervisor:	Ing. Karel Barák	
Extent:	Number of pages: 62	62
	Number of figures:	55
	Number of graphs:	12
	Number of tables:	9
	Number of attachments:	2
Keywords	Wing fitting, composite materials ultralight aircraft, Fiber Metal Laminate FEA, mechanical joints	

Abstract

Nowadays, composite materials are widely used in the aerospace industry because they offer an excellent strength-to-weight ratio. However, their major disadvantage is their low load capacity in mechanical joints. In an attempt to solve this problem, a technology of local hybridization has been developed, which is the focus of this thesis. The main objective was to design a composite wing fitting to provide a prototype demonstrator of the hybrid laminate technology. The designed fitting was subjected to experimental verification of load carrying capacity and the measured results were also compared with finite element analysis. Finally, conclusions and recommendations for future activities were presented.

Obsah

Seznam obrázků, grafů a tabulek	1
Seznam použitého SW	3
Seznam příloh	3
1 Úvod	5
1.1 Cíl práce	6
2 Rešerše	7
2.1 Vláknno-kovový kompozit (FML)	7
2.1.1 ARALL	7
2.1.2 GLARE	7
2.1.3 CARE/CARALL	9
2.2 Mechanické spoje v kompozitních materiálech	9
2.3 Princip lokální hybridizace	11
2.3.1 Výztužný kov	12
2.3.2 Pevnost v otláčení	13
2.4 Současné aplikace FML a konceptu lokální hybridizace	14
3 Návrh kování	17
3.1 Stanovení zatížení	17
3.2 Volba materiálu	19
3.2.1 Tahová zkouška oceli	19
3.2.2 Mechanické vlastnosti uhlíkové laminy	20
3.2.3 Volba spojovacího materiálu	21
3.3 Analytický návrh	22
3.3.1 Volba skladby laminátu	22
3.3.2 Střih šroubu	22
3.3.3 Návrhový průřez pásnice	24
3.3.4 Utržení oka	24
3.3.5 Otláčení oka	26
3.3.6 Vysmyknutí šroubu	29
3.3.7 Návrh geometrie oka	29
3.3.8 Návrh prvního zkušebního vzorku	30
Jistoty oka na porušení při početním zatížení	33
Jistota přechodové oblasti na přetržení při početním zatížení	33
3.3.9 Návrh druhého zkušebního vzorku	34
Jistoty oka na porušení při početním zatížení	35
Jistota přechodové oblasti na přetržení při početním zatížení	35
3.4 Výpočet metodou konečných prvků	36
3.4.1 Idealizace modelu	36
3.4.2 Studie konvergence sítě	37
3.4.3 Materiálové charakteristiky	38
3.4.4 Okrajové podmínky a zatížení	38

3.4.5	Výsledky MKP analýzy vzorku 1	39
3.4.6	Výsledky MKP analýzy vzorku 2	42
3.4.7	Omezení modelu	42
3.5	Zkušební přípravek	45
4	Výroba zkušebních vzorků	46
4.1	Výrobní přípravek	46
4.2	Technologie výroby zkušebních vzorků	47
4.3	Proces výroby zkušebních vzorků	48
5	Experimentální část	50
5.1	Zkouška vzorku 1	50
5.1.1	Výsledky zkoušky vzorku 1	51
5.2	Zkouška vzorku 2	53
5.2.1	Výsledky zkoušky vzorku 2	53
5.3	Diskuze k výsledkům	55
6	Závěr	59
	Reference	61

Seznam obrázků

Obrázek 1:	Znázornění schopnosti laminátu GLARE v zabránění růstu trhliny díky nepřerušným vláknům [6]	7
Obrázek 2:	Rozdělení FML [7]	8
Obrázek 3:	Režimy poruchy kompozitního oka [1]	10
Obrázek 4:	Orientace vláken ve směru maximálního hlavního napětí (vlevo) a ve směru nejmenšího hlavního napětí (vpravo) [11]	11
Obrázek 5:	Tvarování vláken kolem díry [9]	11
Obrázek 6:	Princip lokální hybridizace technikou nahrazení vrstev [2]	12
Obrázek 7:	Princip lokální hybridizace technikou přidání vrstev [1]	12
Obrázek 8:	Obecná geometrie oka (vpravo) a vliv geometrie na napjatost v okolí díry (vlevo) [9]	14
Obrázek 9:	Spojka nákladového kontejneru Ariane 5 [3]	15
Obrázek 10:	Detail spoje nákladového kontejneru [3]	16
Obrázek 11:	Síly v kování [14]	18
Obrázek 12:	vlevo - přetržený vzorek č. 4, vpravo - měřicí aparatura	20
Obrázek 13:	Střih šroubu [24]	23
Obrázek 14:	Dva typy zkoušky na otláčení: (a) Sílu přenáší čep a oko má vůli mezi vidlicí, (b) Sílu přenáší lícovaný šroub a oko je podepřeno i v příčném směru [26] . . .	27
Obrázek 15:	Geometrie pro analýzu vysmyknutí [25]	30
Obrázek 16:	Správné řešení odebrání vrstev kompozitu [25]	31
Obrázek 17:	Navržená geometrie vzorku 1	32
Obrázek 18:	Umístění tenzometru	33
Obrázek 19:	Geometrie vzorku 2	35
Obrázek 20:	Vysíťovaný model	37
Obrázek 21:	Okrajové podmínky a zatížení oka a šroubu.	39
Obrázek 22:	Vzorek 1: Von Misesovo napětí ve vrchní ocelové vrstvě pro provozní (nahore) a početní zatížení (dole)	40
Obrázek 23:	Vzorek 1: ekvivalentní plastická deformace pro provozní (vpravo) a početní (vlevo) zatížení	40
Obrázek 24:	Vzorek 1: napětí při provozním zatížení ve směru osy x - S11	41
Obrázek 25:	Vzorek 1: napětí při početním zatížení ve směru osy x - S11	41
Obrázek 26:	Vzorek 1: pevnostní kritérium Tsai-Wu pro provozní zatížení	41
Obrázek 27:	Vzorek 1: pevnostní kritérium Tsai-Wu pro početní zatížení	42
Obrázek 28:	Vzorek 2: napětí Von Mises pro vrchní ocelovou vrstvu při provozním zatížení	43
Obrázek 29:	Vzorek 2: napětí Von Mises pro vrchní ocelovou vrstvu při početním zatížení	43
Obrázek 30:	Vzorek 2: ekvivalentní plastická deformace vrchní ocelové vrstvy při početním zatížení	43
Obrázek 31:	Vzorek 2: napětí při provozním zatížení ve směru osy x - S11	43
Obrázek 32:	Vzorek 2: napětí při početním zatížení ve směru osy x - S11	44

Obrázek 33:	Vzorek 2: nevnostní kritérium Tsai-Wu pro provozní zatížení	44
Obrázek 34:	Vzorek 2: pevnostní kritérium Tsai-Wu pro početní zatížení	44
Obrázek 35:	Výpočet ohybu čepu [24]	46
Obrázek 36:	Kontrolované čepy	46
Obrázek 37:	Frézování čela formy a řezání boční stěny	47
Obrázek 38:	Vizualizace formy	47
Obrázek 39:	Ocelové plechy vyříznuté vodním paprskem	48
Obrázek 40:	Zleva: Výřezy ok, aplikace epoxidové pryskyřice, detail ocelové vrstvy, vakuování	48
Obrázek 41:	Vzorek 1 po vyjmutí z formy, vlevo: vrchní strana, vpravo: spodní strana .	49
Obrázek 42:	Vzorek1 zalepený ve zkušebním přípravku	49
Obrázek 43:	Vzorek 2 upnutý ve zkušebním přípravku	50
Obrázek 44:	Vytržení vzorku z přípravku, vlevo: detail vytržení během zkoušky zkoušce, vpravo: stav povrchu vzorku a přípravku po vytržení	51
Obrázek 45:	Vzorek 1 po poruše	53
Obrázek 46:	Vzorek 1: detail roviny utržení (vlevo), zvlnění ocelových vrstev (uprostřed), detail ocelové vrstvy (vpravo)	53
Obrázek 47:	Vzorek 1: porovnání s režimem poruchy s normou <i>ASTM D5961M-23</i> [27] .	54
Obrázek 48:	Vzorek 2 po poruše	55
Obrázek 49:	Boční pohled na porušený vzorek 2	56
Obrázek 50:	Sekvence porušení vzorku 2	56
Obrázek 51:	Detail porušení vláken po odstranění části vrstev	56
Obrázek 52:	Vzorek 1: Napětí von Miseses pro ocelovou vrstvu při zatížení 76 kN	57
Obrázek 53:	Vzorek 1: Napětí von Miseses pro ocelovou vrstvu při zatížení 101 kN . . .	57
Obrázek 54:	Vzorek 1: Kritérium Tsai-Wu pro uhlíkovou vrstvu při zatížení 76 kN . . .	58
Obrázek 55:	Vzorek 1: Kritérium Tsai-Wu pro uhlíkovou vrstvu při zatížení 101 kN . .	58

Seznam grafů

Graf 1:	Pevnost v otláčení uhlíkových laminátů v porovnání s kovovými materiály [2]	9
Graf 2:	Vliv geometrie na pevnost v otláčení [2]	14
Graf 3:	Tahový diagram pro různé poměry zastoupení oceli v laminátu (DIN 1.4310) [2]	15
Graf 4:	Závislost napětí při přetržení na geometrii a K_{TOH}^{∞} [25]	26
Graf 5:	Bilineární model oceli a uhlíkového kompozitu	28
Graf 6:	Zkouška jednotlivých materiálů na otláčení [2]	29
Graf 7:	Minimální potřebná tloušťka laminátu t a minimální příčný průřez oka A v závislosti na bezrozměrné šířce oka $e/D = 2$, $D = 14\text{ mm}$	31
Graf 8:	Porovnání napětí získaného pomocí tenzometru a pomocí MKP	34
Graf 9:	Studie konvergence sítě	37
Graf 10:	Porovnání skutečného a inženýrského napětí.	38
Graf 11:	Zatěžovací diagram pro vzorek 1	52
Graf 12:	Zatěžovací diagram pro vzorek 1	54

Seznam tabulek

Tabulka 1:	Srovnání vybraných FML [8]	8
Tabulka 2:	Porovnání metod přípravy povrchu před lepením [8]	13
Tabulka 3:	Maximální provozní a početní zatížení	19
Tabulka 4:	Naměřená pevnost, mez kluzu a modul pružnosti oceli DIN 1.4310	20
Tabulka 5:	Návrhové hodnoty uhlíkové laminy [22]	21
Tabulka 6:	Pevnostní šrouby z austenitické oceli [23]	22
Tabulka 7:	Ocelové pevnostní šrouby [23]	22
Tabulka 8:	Rozměry díry vzorku 1	52
Tabulka 9:	Rozměry díry vzorku 1	55

Seznam použitého SW

www.overleaf.com (L^AT_EX)

Microsoft Excel

eLamX2

Simulia Abaqus 6.14

Autodesk Inventor

Seznam příloh

Příloha 1: Skladba vrstev kompozitního vzorku 1 a 2

Příloha 2: Sestava zkušebního přípravku

Použité symboly

A	plocha průřezu
t	tloušťka
t_l	tloušťka laminy
t_{lam}	tloušťka laminy
D	vnitřní průměr
d	vnější průměr
e	vzdálenost od hrany
w	šířka
l	délka
n	násobek, počet
b	rameno síly (čtyřbodový ohyb)
F	obecná síla
F_{prov}	síla při provozním zatížení
F_{poc}	síla při početní zatížení
F_{n-t}	mezní síla při utržení oka
F_{shr}	mezní síla při vysmyknutí šroubu
R	reakce
T	posouvající síla, objemové zastoupení kovu v laminátu
K	reakce od kroutícího momentu
M_o	ohybový moment
W_o	modul pružnosti v ohybu
f	součinitel bezpečnosti
\bar{x}	průměrná hodnota
s	směrodatná odchylka
k	koeficient pro výpočet báze
V_f	objemový podíl vláken
A_f	plošná hustota vláken
ρ_f	hustota vláken
R_m	mez pevnosti
$R_{0,2}$	smluvní mez kluzu
E	Youngův modul pružnosti v tahu
G	modul pružnosti ve smyku
ν	Poissonovo číslo
τ	smykové napětí
X_t	pevnost kompozitu ve směru vláken v tahu
X_c	pevnost kompozitu ve směru vláken v tlaku
Y_t	pevnost kompozitu kolmo na směr vláken v tahu
Y_c	pevnost kompozitu kolmo na směr vláken v tlaku
S_{12}	itralaminární pevnost ve smyku
A_{11}	prvek ABD matice s indexem 11
K_{TOH}^{∞}	faktor intenzity napětí pro nekonečnou desku
σ^{tu}	napětí při selhání první vrstvy v tahu
σ_{by}^{lam}	mez kluzu v otláčení
σ_{bu}^{lam}	mez pevnosti v otláčení
K_{fel}	sklon elastické části grafu pro vláknový kompozit
K_{fpl}	sklon plastické části grafu pro vláknový kompozit
K_{mel}	sklon elastické části grafu pro kovový materiál
K_{mpt}	sklon plastické části grafu pro kovový materiál
ϵ	relativní prodloužení
κ	zpevňovací koeficient
j	jistota

1 Úvod

Kompozitní materiály nalézají stále větší uplatnění v primární konstrukci všech typů letadel, včetně civilních. Mezi jejich přední výhody patří zejména vysoká specifická pevnost a výborná únavová a korozní odolnost. [1]

Další výhodou využití kompozitních materiálů v letadlové technice je minimalizace celkového počtu dílů a možnost vyrobit velké integrální součásti, díky čemuž se snižuje počet mechanických spojů a tím i celková hmotnost. Přesto však mají mechanické spoje své výhody a jsou nezbytné například z důvodu výroby, transportu nebo údržby součástí. Mechanické spoje také nabízejí snadné smontování a rozebírání, a to bez složité přípravy povrchu spojovaných dílů, jako tomu bývá například u technologie lepení. Spojování kompozitních dílů je ale výrazně komplikovanější a navrhnout takový spoj je složitější v porovnání s klasickým spojováním kovových materiálů. Důvodem je anizotropní chování kompozitu, vysoká citlivost na vrub a malá odolnost na stříhání a otláčení a s tím související složité režimy poruchy. Z těchto důvodů se pak mechanické spoje kompozitních dílů stávají neefektivními. [1]

Nejjednodušší způsob, jak zvýšit únosnost kompozitního spoje, je lokální zesílení laminátu, to ale může mít za následek excentrické zatížení způsobující nežádoucí koncentraci napětí. Efektivita této metody se s rostoucím lokálním zesílením snižuje. [2]

Snaha potlačit tyto nedostatky vedla vývoji pokročilejších spojovacích metod, mezi které můžeme zařadit využití vlepěného kovového insertu nebo upravení směru orientace vláken. [1]

Další možností zvýšení únosnosti spoje, která se jeví jako velmi efektivní, je využití lokální hybridizace, tedy nahrazení části vrstev laminátu tenkými kovovými plechy s vysokou pevností. Díky tomu se zvýší celková únosnost spoje, a to hlavně na otláčení. Lokální hybridizace je realizována postupným odstupňovaným nahrazením vybraných vrstev základního laminátu kovovými vrstvami tak, aby došlo k pozvolnému rozdělení napětí. [3, 2]

Tato práce se ve větším detailu věnuje právě konceptu lokální hybridizace a problematice kompozitů vyztužených kovovými vrstvami, které se v literatuře označují jako Fiber Metal Laminates (FML).

1.1 Cíl práce

Cílem práce je navrhnout a následně experimentálně ověřit kompozitní kování křídla sportovního letounu s využitím již zmíněného konceptu lokální hybridizace. Hlavním účelem této práce je prověřit, zda je možné využít analytické vztahy k navržení hybridního kování a porovnat výsledky měření s výpočtem pomocí metody konečných prvků.

První část práce se věnuje shrnutí nejdůležitějších poznatků v oblasti vlákno-kovových kompozitů se zaměřením na mechanické spoje a jejich využití v praxi.

V další části práce jsou představeny analytické přístupy, které jsou následně využity pro návrh prvního vzorku kompozitního oka, které poslouží jako demonstrátor. Kromě kompozitního oka je v této části rovněž provedena MKP analýza a je navržen potřebný výrobní zkušební přípravek.

Praktická část se skládá z popisu výroby zkušebních vzorků, návrhu a průběhu zkoušky. Následně jsou diskutovány výsledky. V závěrečné části práce jsou shrnuty získané poznatky a jsou navrženy vhodné navazující činnosti.

Tato práce by měla navazovat na diplomovou práci Jana Grenara: *Kompozitní kování křídla sportovního letounu*. [4]

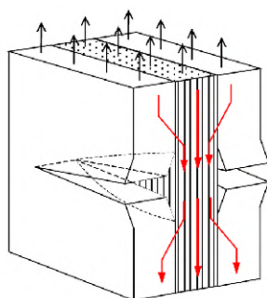
Autor se bohužel ve svém projektu nedostal k praktické výrobě demonstrátoru a experimentální části. navíc jeho práce obsahuje několik nedostatků. Kování bylo také navrhováno na úplně jiný letoun - CSA Mermaid, který má křídlo vyrobené z hliníkové slitiny a využití kování z FML za účelem zvýšení statické únosnosti v tomto případě nedává smysl. Při návrhovém výpočtu použil autor velmi zjednodušené postupy, které uvažují isotropní chování kompozitního materiálu, což vede k nesprávným výsledkům a závěrům. Z důvodu výše zmíněného se druhý bod zadání omezuje pouze na tento odstavec.

2 Rešerše

2.1 Vláknokovový kompozit (FML)

S rostoucím zájmem a využitím kompozitních materiálů v leteckém průmyslu se projevila jedna ze slabých stránek kompozitů, kterou je špatná odolnost proti nárazu. Zmíněný problém, ale také snahy nahradit konvenční hliníkové slitiny vedly k vývoji prvních vláknokovových (případně hybridních) kompozitů. Historie FML sahá až do 40. let 20. století, kdy Rob Schliekelmann kombinoval hliníkové vrstvy a všiml si jejich odolnosti proti únavovým trhlinám. V 80. letech 20. století se technologie FML dále rozvíjela, přičemž významnými příklady jsou lamináty ARALL a GLARE, jejichž průkopníkem byla Technická univerzita v Delftu. Převládající metodou výroby FML se stalo zpracování v autoklávu. Pro efektivní konstrukční řešení je zapotřebí takový materiál, který v sobě spojuje vysoký modul pružnosti, nízkou hustotu, vysokou pevnost, dobré únavové vlastnosti, vysokou houževnatost, a také odolnost proti korozi. FML téměř pokrývají všechny tyto požadavky, s výjimkou lomové houževnatosti. [5]

Vláknokovové kompozity nabízejí množství kombinací kovové složky a vláknové složky. Na základě těchto kombinací můžeme provést rozdělení FML (viz obr. 2).



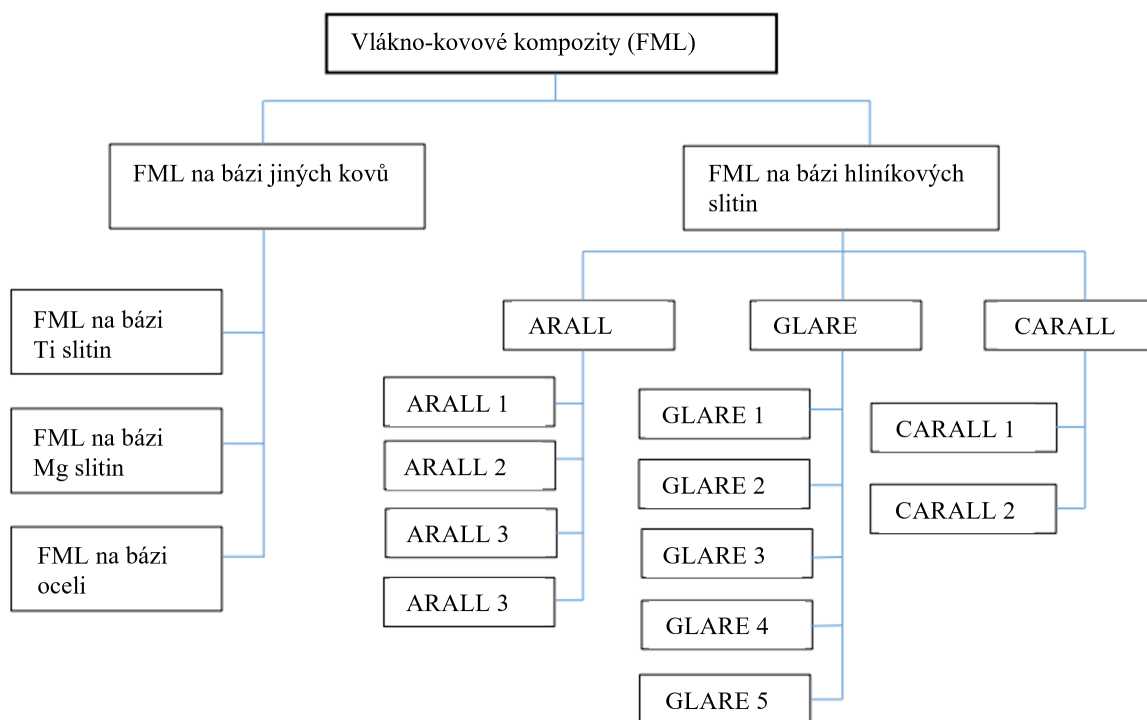
Obr. 1: Znázornění schopnosti laminátu GLARE v zabránění růstu trhliny díky nepřerušným vláknům [6]

2.1.1 ARALL

ARALL využívá kombinaci kompozitu na bázi aramidových vláken a plechů z hliníkové slitiny. Tato kombinace poskytuje ARALLu zvýšenou únavovou pevnost a tuhost vzhledem ke své hustotě. Díky vlastnosti aramidových vláken pohlcovat energii, vyniká ARALL také dobrou odolností proti nárazu a křehkému lomu. Slabou stránkou tohoto materiálu je jeho nízká pevnost v krutu a v tlaku společně s ohybem, a také vysoká absorpce vlhkosti. ARALL byl použit u nákladových dveří Boeingu C17 nebo jako nosný potah části trupu letounu Fokker F27, což vedlo k 30% úspoře hmotnosti a delší životnosti. [7, 5]

2.1.2 GLARE

Laminát GLARE je ze všech FML nevyužívanější a nejdostupnější. Kombinuje skelná vlákna a plechy z hliníkové slitiny a díky tomu v sobě spojuje dobré vlastnosti obou materiálů jako je vynikající únavová odolnost, která je 10x až 100x vyšší než u samotné hliníkové slitiny, zvýšená



Obr. 2: Rozdělení FML [7]

pevnost v tahu i tlaku v porovnání s ARALlem, a dále také odolnost proti nárazům, korozi a hoření, což jsou všechno klíčové vlastnosti materiálu pro letecké konstrukce. Nevýhodou GLARE je pak jeho složitost výroby a komplikovaná opravitelnost. Navzdory těmto nevýhodám našel tento laminát využití například jako součást primární struktury letounu Airbus A380, kde byl použit na horní potahové panely trupu nebo na náběžnou hranu vodorovného stabilizátoru. U letounu Boeing 777 byl GLARE použit na nárazuvzdornou přepážku v nákladovém prostoru. [7, 5, 8]

	ARALL		GLARE			
	ARALL 1	ARALL 2	GLARE 1	GLARE 2	GLARE 3	GLARE 4
Typ slitiny	7075-T6	2024-T3	7075-T6	2024-T3	2024-T3	2024-T3
Tloušťka slitiny [mm]	0,3	0,2-0,4	0,3	0,2-0,4	0,2-0,4	0,2-0,4
Typ vlákn	aramid	aramid	R-glass	R-glass	R-glass	R-glass
Tloušťka prepregu [mm]	0,22	0,22	0,25	0,25	0,25	0,375
Orientace vláken	0°	0°	0°	0°	-45°, +45°	-45°, +45°
Pevnost v tahu [MPa]	897	849	1494	1670	849	-
Mez kluzu [MPa]	535	411	530	416	382	-
Hustota laminátu [kg/m ³]	2160	2160	2420	2340	2420	-

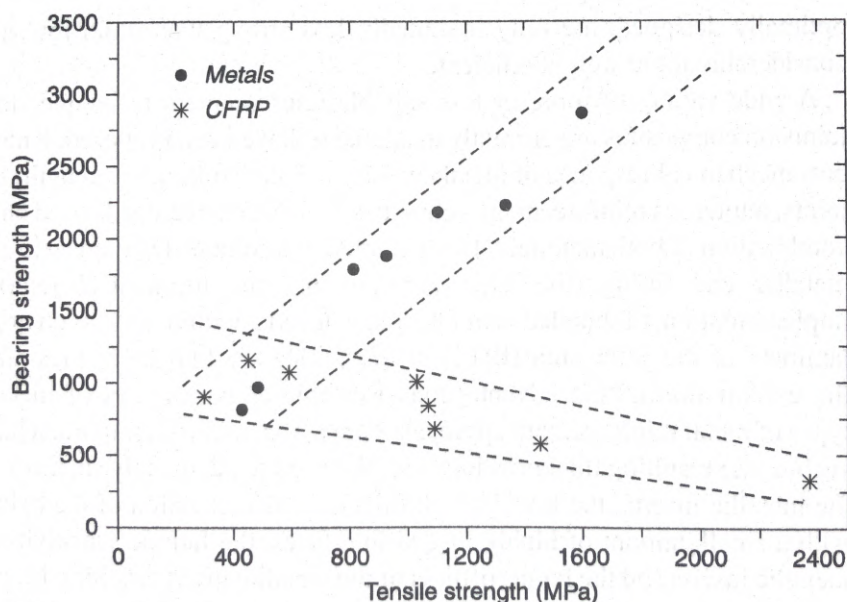
Tab. 1: Srovnání vybraných FML [8]

2.1.3 CARE/CARALL

Další z řady FML na bázi hliníkové slitiny je CARALL, který k vyztužení hliníkových vrstev využívá uhlíková vlákna. Výsledný laminát má podobné výhody jako ARALL nebo GLARE, ale na rozdíl od nich může mít až dvojnásobně vyšší pevnost a tuhost. Výraznou nevýhodou je pak nebezpečí galvanické koroze, která může vzniknout při kontaktu uhlíkových vláken s hliníkovou slitinou. Tomuto problému se dá předejít oddělením jednotlivých vrstev vložením další, velmi tenké vrstvy z polyetherimidu (PEI) nebo o něco tlustší vrstvy ze skelného vlákna. Zmíněná komplikovanost, náchylnost na korozi a složitá výroba zabránila širšímu využití CARALLu v leteckém průmyslu. [8]

2.2 Mechanické spoje v kompozitních materiálech

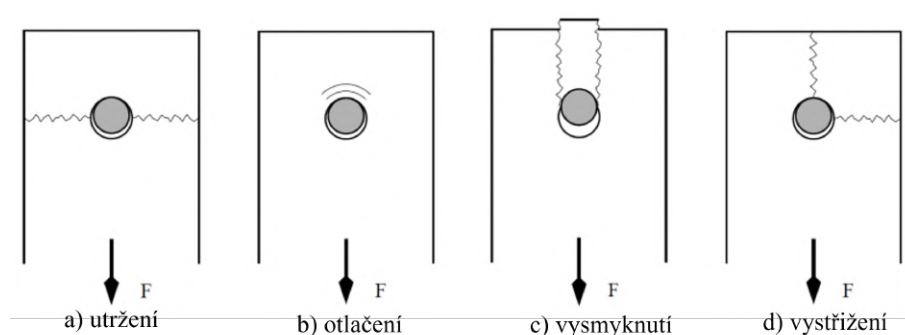
Kompozitní materiály nabízejí možnost volit si orientaci výztužných vláken a naladit tak vlastnosti celého laminátu podle směru zatížení. To znamená, že součásti, které jsou namáhané pouze v jednom směru využívají této výhody a je možné je navrhnout velmi efektivně s vysokou úsporou hmotnosti ve srovnání s kovovými materiály. Vysoce ortotropní lamináty však trpí nízkou pevností ve smyku, v otláčení a odolností proti poškození. Tento trend je dobře patrný z grafu 1, s rostoucí pevností v tahu klesá pevnost v otláčení. Tažné kovové materiály výrazně překonávají kompozity z hlediska statické únosnosti mechanických spojů, a to díky svému izotropnímu chování a schopnosti plastizace, která umožňuje přerozdělení napětí v okolí díry. Proto z pohledu návrhu skladby laminátu v místě díry je vhodné volit quasi-isotropní skladbu, která dobře postihuje složitou prostorovou napjatost v okolí díry (pro šroub, nýt apod.). [2, 9]



Graf 1: Pevnost v otláčení uhlíkových laminátů v porovnání s kovovými materiály [2]

Mezi hlavní režimy poruchy mechanického spoje s jedním spojovacím elementem patří utržení oka (net-tension), vysmyknutí (shear-out), vystřížení (cleavage), otláčení (bearing), vytržení spojovacího elementu (pull-through) a různé kombinace těchto režimů poruchy (viz

obr. 3). Selhání na otláčení se jeví jako nejvhodnější, protože je zpravidla provázeno nelineárním chováním materiálu a postupným snížením schopnosti přenášet zatížení na rozdíl od ostatních ostatních typů poruch, kde dochází k náhlému selhání součásti. Na druhou stranu z hlediska efektivity spoje je výhodné, aby došlo ke všem poruchám najednou, protože to značí, že takový spoj není zbytečně předdimenzovaný. [2, 9]



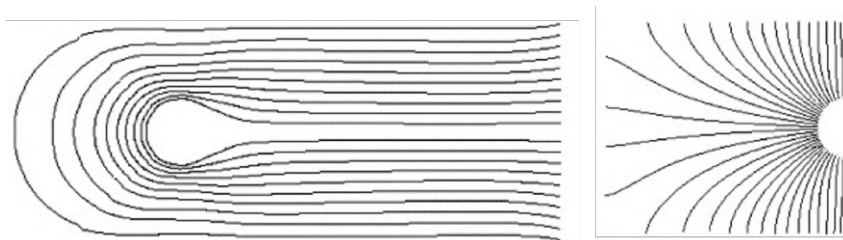
Obr. 3: Režimy poruchy kompozitního oka [1]

Pokud je potřeba zvýšit únosnost mechanického spoje, jednou z možností je v daném místě zvětšit tloušťku laminátu. Tento způsob má ale řadu nevýhod, protože tlustší kompozit vede k použití mohutnějších spojovacích prvků a nárůstu hmotnosti. U šroubového (příp. čep) spoje může docházet k nadměrnému ohybu šroubu a tím ke i snížení odolnosti kompozitu proti otláčení. V případě, že je laminát zesílený pouze na jednu stranu, což může být například z aerodynamických důvodů, dochází excentrickému zatížení a vzniká přídatný ohybový moment. [2]

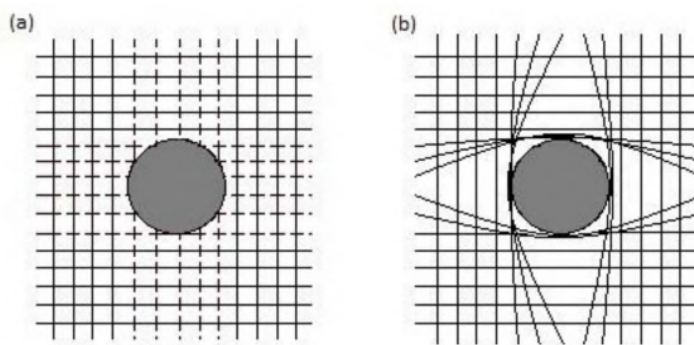
Další možností je vlepění kovové vložky do laminátu. Vložka pomáhá pomocí lepidla roznášet zatížení po celém obvodu díry, ve které je vložena. Podle závěrů z experimentů, které ve své práci provedl Camanho [10], je možné zvýšit únosnost na otláčení pomocí vlepěné vložky maximálně o 24 % v porovnání s dírou bez vložky. [9]

Podle Crosky [11], který upravil orientaci vláken kompozitu do směru hlavních napětí, se podařilo dosáhnout o 36 % vyšší pevnosti v otláčení než u neupraveného laminátu. Toto zvýšení pevnosti je poměrně výrazné vzhledem k tomu, že se tímto způsobem příliš nezvyšuje hmotnost laminátu. Nicméně se jedná o velice komplikovanou metodu na výrobu. Pro kování letounu se navíc tato technologie nehodí, protože oko kování je zatěžováno nejen v tahu, ale i v tlaku, při kterém se zmíněné výhody příliš neprojeví. [9]

Vrtání děr do kompozitu je složitý proces, který je velmi náchylný na způsob provedení a kvalitu vrtacího nástroje, a proto je výroba děr do kompozitu stále předmětem výzkumu. Technologie tvarování díry už při její laminaci se snaží tento problém řešit. Princip spočívá v upravení směru vláken tak, aby nedocházelo k jejich přerušení v oblasti díry (viz obr. 5). Bylo naměřeno až 46% zvýšení pevnosti spoje při použití této technologie v porovnání se vzorky, kde byla díra vyvrtána konvenčním vrtákem. Tímto způsobem se sice nezvyšuje hmotnost spoje, ale zato se zvyšuje náročnost výroby. [9]



Obr. 4: Orientace vláken ve směru maximálního hlavního napětí (vlevo) a ve směru nejmenšího hlavního napětí (vpravo) [11]



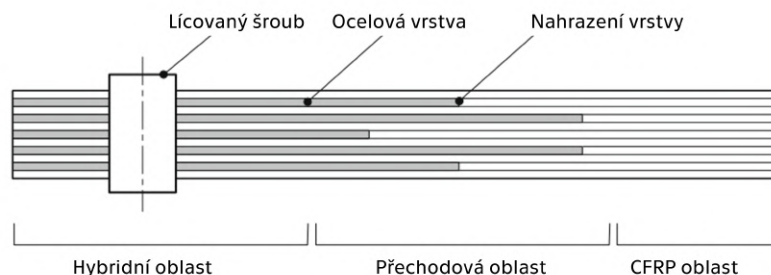
Obr. 5: Tvarování vláken kolem díry [9]

Poměrně jednoduchým řešením, jak zvýšit pevnost v otláčení je využití isotropických vlastností kovu a přilepit na kompozit kovovou desku s dírou, která přenáší zatížení z díry do laminátu pomocí lepeného spoje. Nevýhodou je však nízká statická únosnost, protože celé zatížení musí být přeneseno jednou lepenou plochou, zároveň je výsledný kompozit silně nehomogenní ve směru osy díry. Snaha potlačit tyto nevýhody vedla ke vzniku konceptu lokální hybridizace, kde se zesílení kovovými deskami zavádí na úrovni jednotlivých vrstev a vzniká vlákno-kovový kompozit (FML) Tato technologie se ukázala být velmi efektivní, když při použití titanové slitiny byla zvýšena pevnost v otláčení jednořadého nýtového spoje o 159 % v porovnání s uhlíkovým laminátem. [2, 12]

2.3 Princip lokální hybridizace

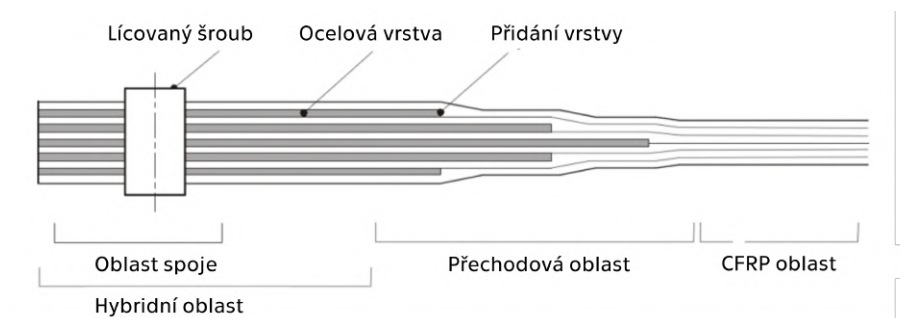
Vlákno-kovové lamináty zmíněné v předchozích kapitolách byly vyvinuty hlavně za účelem vylepšení mechanických vlastností hliníkových slitin, které trpí relativně nízkou životností z důvodu únavového šíření trhlin. Hybridní lamináty, jako je třeba GLARE, dokáží šíření trhlin výrazně zpomalit. Naopak koncept **lokální** hybridizace využívá kov k potlačení negativních vlastností kompozitů, jako je zejména nízká únosnost v místě mechanických spojů a obecně komplikované zavádění osamělých sil. V místě spoje je tímto způsobem možné vylepšit vlastnosti kompozitu lokálním vyztužením pomocí kovových plechů o vysoké pevnosti a tuhosti. [2, 5]

Vyztužení pomocí laminátu může být provedeno buď vložením kovových vrstev mezi nepřerušené vrstvy uhlíkových vláken (viz obr. 7) nebo nahrazením jednotlivých uhlíkových vrstev plechem o stejné tloušťce jako je tloušťka tkaniny (viz obr. 6). Nejprve se nahrazují vrstvy



Obr. 6: Princip lokální hybridizace technikou nahrazení vrstev [2]

kolmé na směr namáhání, jelikož přenášejí nejmenší zatížení, poté vrstvy pod úhlem $\pm 45^\circ$ a nakonec, pokud je to potřeba, se nahradí i vrstvy pod úhlem 0° . Výhodou druhé možnosti je fakt, že výsledný laminát má stále stejnou tloušťku, nicméně v případě vysoce namáhaného spoje s jedním šroubem (například oko závěsu křídla), kde se standartně zvětšuje tloušťka laminátu, se více hodí první varianta, tedy přidání kovových vrstev. Pevnost spoje z hybridního laminátu závisí na skladbě hybridní oblasti, ale také na kvalitě přechodové oblasti. Zde dochází ke změně tuhosti a přerušování vláken, což může způsobit koncentraci napětí a následnou delaminaci. Proto je potřeba, aby byl přechod pozvolně odstupňovaný a měl vyšší pevnost než samotný spoj. [2]



Obr. 7: Princip lokální hybridizace technikou přidání vrstev [1]

2.3.1 Výztužný kov

Aby hybridizace dávala smysl, je potřeba aby výztužný kov měl výborné mechanické vlastnosti. Tuhost materiálu by měla být podobná nebo vyšší než tuhost uhlíkového laminátu, ale ne příliš, protože poté by kov přebíral většinu namáhání a mohl by selhat předčasně. Je rovněž vhodné aby měl kov vysokou pevnost, ale také tažnost, která umožňuje plastizaci a přerozdělení napětí v případě dosažení meze kluzu. Nezbytnou podmínkou je, aby byl výztužný kov korozně odolný, aby nedocházelo ke galvanické korozi při kontaktu s uhlíkem. [2]

Pro kombinaci s uhlíkovým kompozitem (CFRP) se nabízí použití titanové slitiny a nerezové oceli. Titanové slitiny vynikají svojí vysokou specifickou pevností, výbornou chemickou a korozní odolností a nízkým součinitelem teplotní roztažnosti. Vhodnými kandidáty pro použití jsou slitiny Ti-6-4 (Ti-6Al-4V) s pevností 960 MPa nebo vytvrzená slitina Ti-15-3-3-3 (Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al) s pevností 1370 MPa. [2]

Nerezová ocel, konkrétně typ DIN 1.4310 (AISI 301, X10CrNi18-8), má na rozdíl od titanu vyšší absolutní pevnost a tuhost, ale má vyšší součinitel teplotní roztažnosti a nižší korozní odolnost. Velmi důležitým aspektem je také pořizovací cena, která je v je srovnání s titanem asi dvacetkrát nižší (vztaženo na pevnost). [2]

Společnou vlastností obou materiálů je jejich složitě lepení, přesto však byly vyvinuty různé metody jako je chemické leptání nebo sol-gel. Jiné metody přípravy povrchu ve své práci porovnával Dymáček [8]. Experiment byl proveden dle normy EN 1465. Z tabulky číslo 2 je zřejmé, že pískování přináší největší zlepšení pevnosti ve smyku, nicméně pro tenké plechy není příliš vhodné, protože by se mohly zdeformovat. Účinnou metodou se také jeví použití primeru PFL 120. Zvláštním poznatkem je, že samotné odmaštění v acetonu vykazuje vyšší pevnost než odmaštění a broušení papírem s hrubostí 220. [8, 2]

č.	Příprava povrchu	Smyková pevnost
1	Odmaštění v acetonu + brusný papír 220	6,9 MPa
2	Odmaštění v acetonu + moření v kyselině chromsýrové	6,8 MPa
3	Odmaštění v acetonu + brusný papír 220 + moření v $HCl + H_2O_2 + CH_2$	6,7 MPa
4	Odmaštění v acetonu + moření v $HCl + H_2O_2 + CH_2$	7,5 MPa
5	Odmaštění v acetonu	9,3 MPa
6	Odmaštění v acetonu + pískování	20,7 MPa
7	Odmaštění v acetonu + pískování + primer PFL 120	19,2 MPa
8	Odmaštění v acetonu + primer PFL 120	14,1 MPa

Tab. 2: Porovnání metod přípravy povrchu před lepením [8]

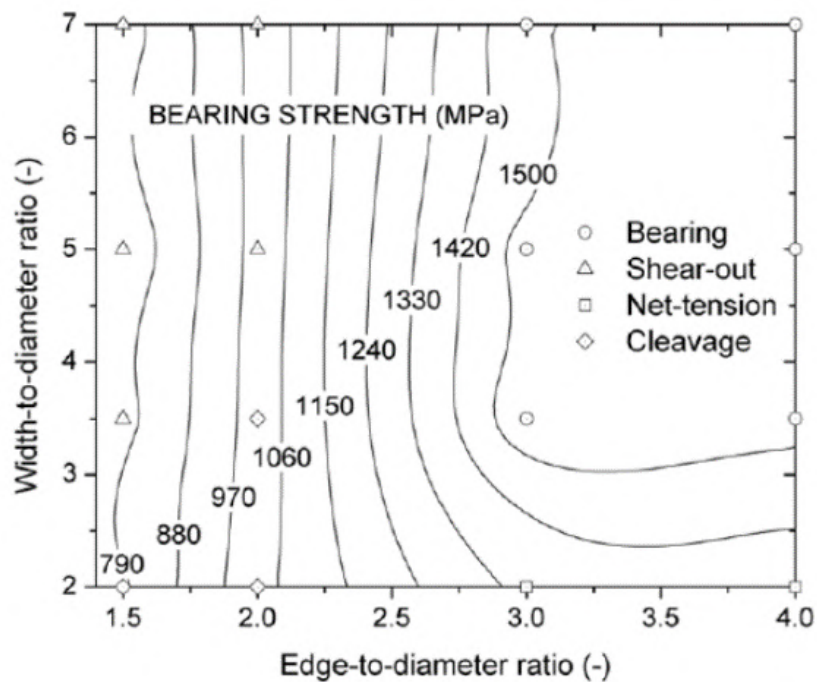
2.3.2 Pevnost v otláčení

Otláčení je napětí vztažené na průmět plochy díry, tedy součin tloušťky laminátu a průměru díry $A = t \cdot D$. K dosažení maximálního možného napětí v otláčení pro danou skladbu je potřeba, aby byla vzdálenost díry od okraje desky dostatečně velká. V opačném případě dojde k selhání spoje jiným režimem. Pokud je poměr e/D příliš nízký, střížné roviny nemají dostatečnou plochu a oko pravděpodobně selže vysmyknutím (Obr. 8b). Nízká hodnota w/D zase vede k utržení oka z důvodu malého nosného průřezu (Obr. 8a). Vliv poměru e/D a w/D na pevnost v otláčení je dobře patrný v grafu 2. [2]

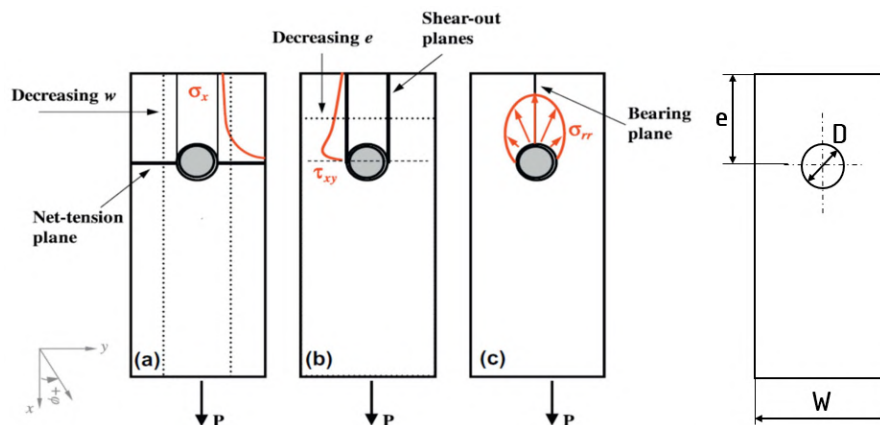
Pevnost v otláčení výrazně závisí na tom, zda je oko v testovacím přípravku příčně stažené deskami nebo podložkami. Příčné stažení dokáže bránit deformaci v kolmém směru na rovinu oka a díky tomu oddálit poruchu a finální lom. [13]

Tahový diagram má elasticko-plastický charakter. Nelineární chování je způsobené postupným vznikem poškození. V kompozitu dochází k příčnému praskání matrice a drobné delaminaci, u oceli zejména k plastizaci. Při dosažení nadměrného poškození, kdy se delaminace rozšíří do oblasti nestážených podložkami, dojde k příčné deformaci a konečnému lomu. [2]

Kov s vyšší tuhostí je schopný převzít vyšší zatížení a oddálit vznik poškození, zároveň s



Graf 2: Vliv geometrie na pevnost v otláčení [2]



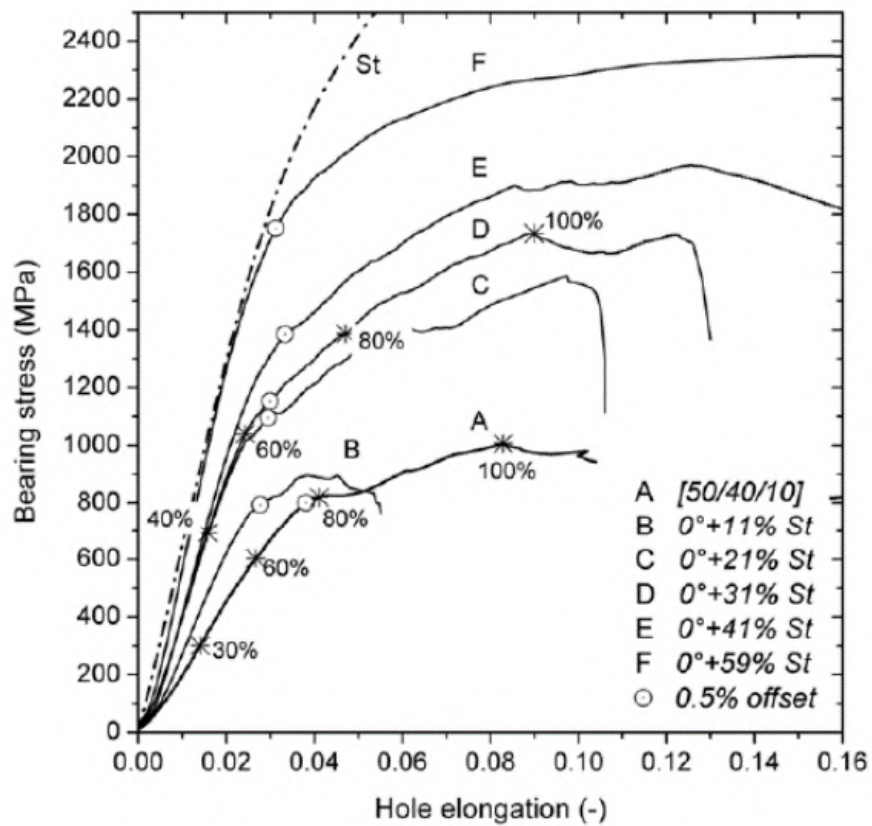
Obr. 8: Obecná geometrie oka (vpravo) a vliv geometrie na napjatost v okolí díry (vlevo) [9]

rostoucím procentem zastoupení kovu v laminátu roste únosnost díry na otláčení (viz graf 3). [2]

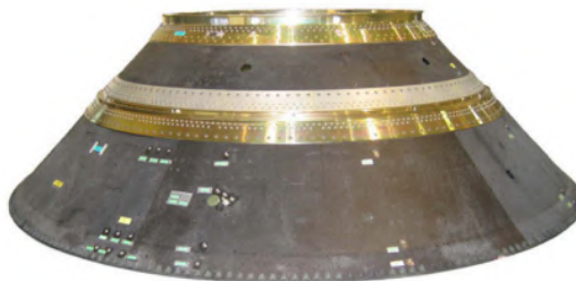
Nejvyšší meze kluzu a pevnosti v otláčení bylo dosaženo v kombinaci s vlákny s orientací 0° , naopak nejmenších hodnot bylo dosaženo s vlákny pod úhlem 90° . Změna orientace části vláken z 0° na $\pm 45^\circ$ má zanedbatelný vliv na pevnost v otláčení. [2]

2.4 Současné aplikace FML a konceptu lokální hybridizace

Zesílení pomocí lokální hybridizace bylo úspěšně využito pro spojku nákladového kontejneru nosné rakety Ariane 5. Původní návrh spoje z čistého kompozitu potřeboval dvě řady šroubů a výrazné lokální zesílení tloušťky. Díky lokální hybridizaci bylo možné použít pouze jednu řadu šroubů a snížit hmotnost celého spoje o 25 %. Vylepšený návrh rovněž splnil všechny požadavky



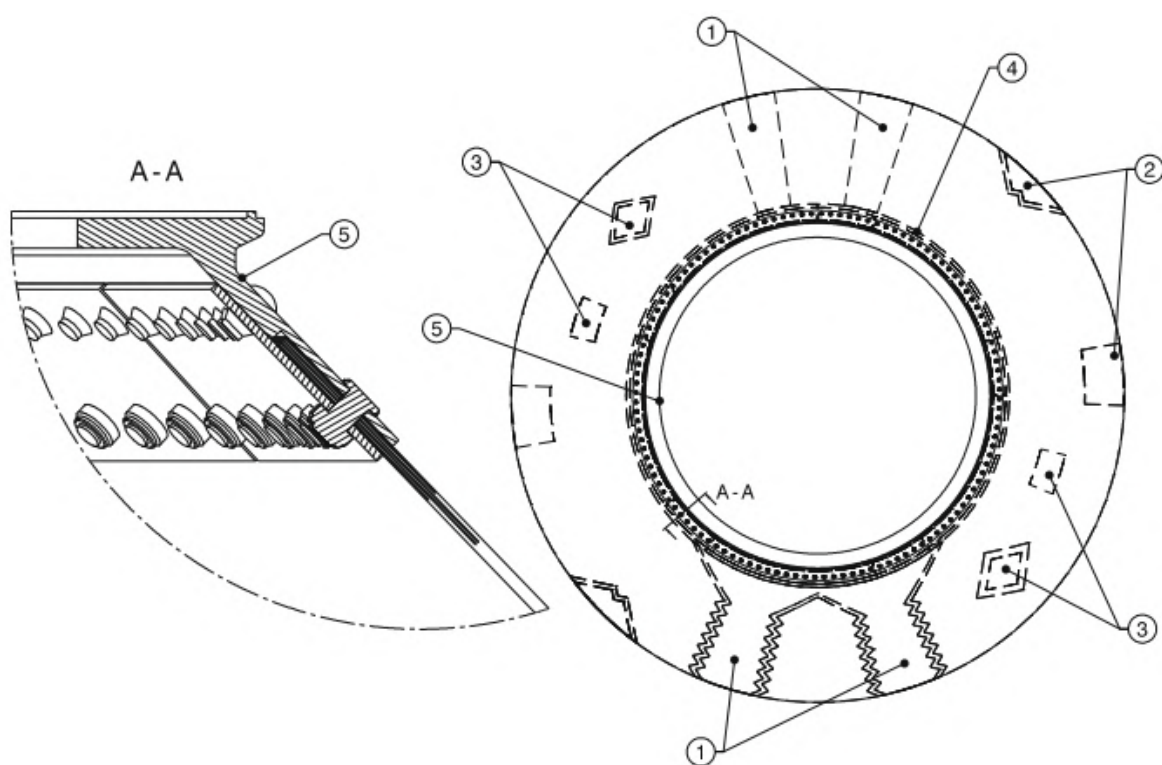
Graf 3: Tahový diagram pro různé poměry zastoupení oceli v laminátu (DIN 1.4310) [2]



Obr. 9: Spojka nákladového kontejneru Ariane 5 [3]

na kvalitu výroby a dokázal, že tato technologie může nalézt využití v reálných aplikacích. [3]

Detail spoje je vidět na obrázku 10. Jedná se o napojení kuželové kompozitní části na obruč z hliníkové slitiny. Spoj byl zesílen pomocí titanové slitiny s 33,3% zastoupením. [3]



Obr. 10: Detail spoje nákladového kontejneru [3]

3 Návrh kování

Křídlo zkoumaného letounu je připevněno k trupu pomocí třech kování: [14]

- horní kování tlačené pásnice hlavního nosníku
- spodní kování tažené pásnice hlavního nosníku
- pomocné kování v přední části profilu křídla

Pro účely této diplomové práce a vytvoření demonstrátoru se dále budeme zabývat pouze spodním kováním tažené pásnice, protože návrh a experimentální ověření celého spojení křídla s trupem by bylo nad rámec diplomové práce. Bylo vybráno kování tažené pásnice, jelikož má více režimů poruch (např. utržení oka) než kování tlačené pásnice, a proto lépe poslouží jako demonstrátor.

Kování se skládá ze tří hlavních částí:

- kompozitní oko
- kovová vidlice
- spojovací člen

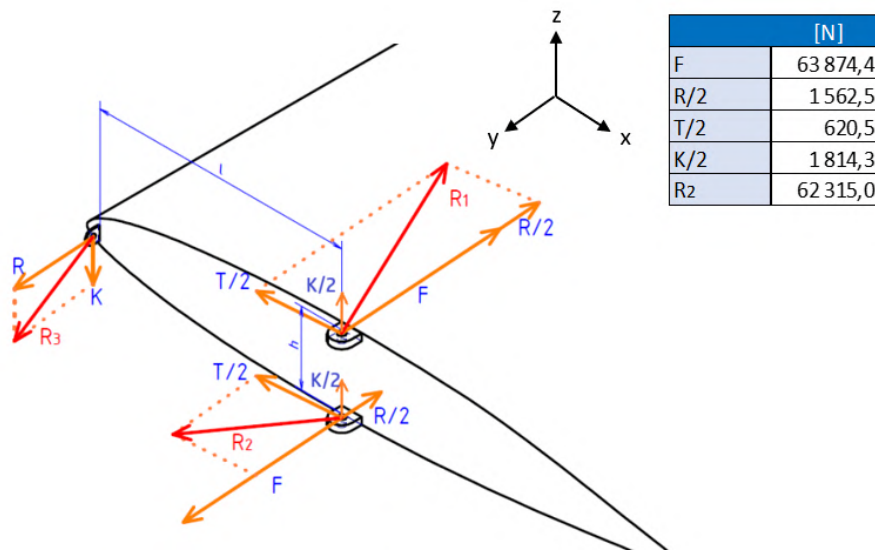
Jak už bylo zmíněno, účelem této práce je navržení demonstrátoru kování, zejména pak kompozitní části, tedy oka, které je hlavním předmětem výzkumu. Ostatní části jsou pak navrženy pro účely experimentu.

Jako spojovací člen použijeme lícovaný šroub, který přenáší zatížení, podobně jako čep, pomocí smykového napětí. Na rozdíl od standardního čepu je však možné v lícovaném šroubu vyvodit i axiální sílu, díky které je možné kompozitní oko stáhnout z obou stran a zvýšit tak únosnost na otláčení. [13]

Kovová vidlice je navržena s ohledem na bezpečné přenesení zkušebního zatížení, dostupnou experimentální aparaturu a jednoduchost výroby.

3.1 Stanovení zatížení

Zatížení bylo získáno z diplomové práce Filipa Tomáše [14], který se věnoval návrhu křídla zkoumaného rychlostního letounu. Velikost sil působících na kování vychází z obálky maximálních provozních násobků a z poryvové obálky, přičemž kladný násobek $n = 4$ je v tomto případě určující pro dimenzování kompozitního oka. Na kování působí síly ve všech třech osách souřadného systému (Obr. 11), nicméně síla ve směru osy y je výrazně vyšší než síly v ostatních směrech, a proto můžeme provést zjednodušení a uvažovat, že výslednice sil působí rovnoběžně s osou y . V případě reálného návrhu kování bychom pro tento letoun takové zjednodušení nemohli udělat, ale pro účely demonstrátoru je toto zjednodušení vhodné, protože bude možné výsledky z experimentálního ověření únosnosti lépe generalizovat.



Obr. 11: Síly v kování [14]

Kde:

- F reakce od maximálního normálového ohybového momentu
R reakce od maximálního tečného ohybového momentu
T reakce od tečné posouvající síly
K reakce od kroutícího momentu

Součinitel bezpečnosti určuje stavební předpis UL 2 na hodnotu $f = 1,5$. "Pro kompozitní konstrukce je nutné použít zvyšující součinitel bezpečnosti. Součinitel bezpečnosti f pro kompozitové konstrukce je v rozmezí 1,5 až 2,25, to znamená zvyšující součinitel 1 až 1,5.

Použití zvyšujícího součinitele závisí na:

- součásti či dílu, na který bude vztahován,
- přesnosti výpočtů a jejich spolehlivosti,
- předložených zkouškách vzorků kompozitového materiálu a jejich výsledcích, a
- ověření výroby, kontrolních postupech a zkušenostech výrobce."

[15]

Vzhledem k veliké nejistotě materiálových vlastností, přesnosti výroby a použití nové technologie volíme nejvyšší hodnotu zvyšujícího součinitele 1,5. **Součinitel bezpečnosti je tedy: $f = 2,25$**

Počovní zatížení je v předpise definováno jako součin maximálního provozního zatížení a součinitele bezpečnosti. Výsledné **maximální provozní** a **počovní zatížení** pro kladný a záporný násobek je:

Násobek	Max. provoz. z.[N]	Početní z.
$n = 4$	62 315	140 209
$n = -2$	31 157	70 104

Tab. 3: Maximální provozní a početní zatížení

3.2 Volba materiálu

Pásnice nosníku křídla letounu je vyrobena z uhlíkového kompozitu, z tohoto důvodu bude i kování z uhlíkového kompozitu, do kterého budou navíc vloženy kovové vrstvy. Výstužný kov musí mít vysokou tuhost a pevnost, aby jeho využití dávalo smysl. V úvahu tedy připadají dvě možnosti - titanová slitina nebo nerezová ocel. Zvolena byla nerezová ocel s označením DIN 1.4310 (AISI 301, X10CrNi18-8), protože má oproti titanové slitině vyšší pevnost a tuhost, a je tak schopná více vylepšit mechanické vlastnosti laminátu, zároveň je nerezová ocel výrazně levnější a dostupnější. Konkrétní typ oceli DIN 1.4310 byl zvolen proto, jelikož jsou k ní dostupné hodnoty pevnosti na otláčení a některé vlastnosti v kombinaci s uhlíkovým kompozitem (viz kapitola 2). [2]

Vybraná nerezová ocel se dodává ve formě tenkých plechů, v našem případě o tloušťce 0,15 mm. Tyto plechy jsou primárně určené na výrobu pružin, nicméně díky svým vynikajícím mechanickým vlastnostem se hodí i pro využití FML. Pevnost této oceli záleží na zvolené pevnostní třídě. Pro třídu +C1500 by se měla pevnost pohybovat v rozmezí 1500 až 1700 MPa, ale abychom byli schopni pevnost a mez kluzu určit přesněji, je nutné provést tahovou zkoušku. [16]

3.2.1 Tahová zkouška oceli

Za účelem získání hodnoty meze kluzu, meze pevnosti a modulu pružnosti byla provedena tahová zkouška vybrané oceli dle normy E 345 – 93 (2002), která je určena pro tenké kovové folie s maximální tloušťkou do 0,15 mm. Jako trhačí stroj byl použit *MTS Criterion Model 45*. K přesnému měření elastické deformace byl využit extensometr rovněž značky *MTS*. [17]

Pomocí nůžek na plech bylo vyrobeno 10 zkušebních vzorků typu B, které mají podle normy tvar obdélníku o rozměrech 12,5 x 230 mm. [17]

Aby nedocházelo k prokluzu vzorku v upínacích čelistech, byly mezi čelisti vloženy hliníkové příložky a brusný papír 320. Přesto však docházelo při zatěžování vzorků k občasnému prokluzu a některé vzorky musely být vyřazeny z vyhodnocení. Naměřené hodnoty jsou v tabulce 4. Za předpokladu normálního rozložení byly pro hodnoty meze pevnosti a kluzu vypočteny A báze a B báze podle vztahů 3.1 až 3.4 z MIL-HDBK-5J. Pro další výpočty volíme hodnotu A báze, protože kování křídla je "single member element", pro který platí, že jeho selhání má katastrofické důsledky. [18]



Obr. 12: vlevo - přetržený vzorek č. 4, vpravo - měřicí aparatura

$$A_{Baze} = \bar{x} - k_A \cdot s \quad (3.1)$$

$$k_A = 2,236 + \exp\left(1,34 - 0,522 \cdot \ln(n) + \frac{3,87}{n}\right) \quad (3.2)$$

$$B_{Baze} = \bar{x} - k_B \cdot s \quad (3.3)$$

$$k_B = 1,282 + \exp\left(0,958 - 0,520 \cdot \ln(n) + \frac{3,19}{n}\right) \quad (3.4)$$

Kde:

- \bar{x} průměrná hodnota
- s směrodatná odchylka
- n počet vzorků

	Průměr	Sm. odchylka	A báze	B báze
R_m [MPa]	1645,7	32,93	1562,76	1599,04
$R_{p0,2}$ [MPa]	1473,51	45,63	1358,89	1409,17
E [GPa]	182,61	6,53		

Tab. 4: Naměřená pevnost, mez kluzu a modul pružnosti oceli DIN 1.4310

3.2.2 Mechanické vlastnosti uhlíkové laminy

Vrstvy z uhlíkového kompozitu přenášejí zatížení, ale zároveň slouží jako pojídlo mezi ocelovými vrstvami. Aby bylo možné nahradit ve skladbě laminátu jednotlivé uhlíkové vrstvy

<i>Tuhost</i>	[MPa]	<i>Pevnost</i>	[MPa]
E_{11}	123340	X_t	1708
E_{22}	7780	X_c	704
ν_{12}	0,27	Y_t	34
ν_{13}	0,27	Y_c	68
ν_{23}	0,42	S_{12}	74
G_{12}	5000	S_{13}	74
G_{13}	5000	S_{23}	55
G_{23}	3080		

Tab. 5: Návrhové hodnoty uhlíkové laminy [22]

za ocelový plech, je nutné, aby obě vrstvy měly stejnou tloušťku nebo aby poměr tlouštěk oceli ku uhlíkové lamině byla celočíselná hodnota. Na základě této úvahy byla vybrána i vhodná uhlíková jednosměrná tkanina s plošnou hustotou 125 g/m². Jako matrice byla vybrána epoxidová pryskyřice L 285 MSG a tužidlo H 287 ze sortimentu Havel Composites. Tato pryskyřice se běžně využívá v leteckém průmyslu díky svým dobrým mechanickým vlastnostem a nízké viskozitě. Doba zpracovatelnosti se při použití tohoto tužidla pohybuje okolo 180 min. Aby byla tloušťka uhlíkové laminy stejná jako tloušťka té kovové, je potřeba dosáhnout objemového podílu vláken 46,7 %, což je zhruba maximální možná hodnota, která je dosažitelná zvolenou technologií ručního kladení a vakuování. Případné dosažení o trochu nižšího objemového podílu vláken by neznamenovalo problém, pouze by se zvětšila celková tloušťka laminátu. Výrobce udává některé mechanické vlastnosti kompozitu pro 60% podíl vláken, proto byly tyto hodnoty přepočítány na potřebný objemový podíl pomocí lineární interpolace. Zbylé hodnoty byly přebrány z materiálové knihovny softwaru ANSYS. [19, 20, 21]

Objemový podíl se vypočítá z následující rovnice, kde A_f je plošná hustota vlákna, ρ_f je objemová hustota vlákna a t_l je tloušťka vytvrzené laminy. [19]

$$V_f = \frac{A_f}{\rho_f \cdot t_l} \quad (3.5)$$

3.2.3 Volba spojovacího materiálu

Pro spojení oka a vidlice bylo zvoleno použití lícovaného šroubu, jak už bylo zmíněno v předchozí kapitole. Konkrétní průměr šroubu pak závisí na návrhu na základě pevnostního výpočtu. Jelikož šroub bude ve styku s uhlíkovým laminátem, hrozí zde galvanická koroze, a proto je nutné aby byl šroub rovněž z nerezové oceli. Zároveň je požadována vysoká pevnost materiálu šroubu, aby bylo možné maximálně využít zvýšenou únosnost hybridizovaného oka, které tímto šroubem plánujeme spojit.

Vzhledem k tomu, že spojovací šroub není kompozitní materiál, nevztahuje se na něj stejný součinitel bezpečnosti jako pro oko $f = 2,25$, postačí základní součinitel bezpečnosti $f = 1,5$. Početní zatížení, kterému musí odolat šroub pak vychází $F_{poc} = 93\,473\,N$. Nicméně, aby bylo

Skupina oceli	Pevnostní třída	R_m [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]
A1	50	500	210
A2	70	700	450
A4	80	800	600

Tab. 6: Pevnostní šrouby z austenitické oceli [23]

Pevnostní třída	R_m [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]
8.8	800	640
9.8	900	720
10.9	1000	900
12.9	1200	1080

Tab. 7: Ocelové pevnostní šrouby [23]

možné provést experiment a ověřit únosnost kompozitního oka, je nezbytné, aby šroub přenesl početní zatížení příslušející oku. Z tohoto důvodu jsou navrženy dva lícované šrouby - jeden pro nižší ($F_{poc} = 93\,473\text{ N}$) a druhý pro vyšší ($F_{poc} = 140\,209\text{ N}$) početní zatížení. Oba šrouby musí mít samozřejmě stejný průměr, ale mohou být z jiného materiálu, protože pro účely experimentu není podmínkou, aby byl šroub z nerezové oceli, protože po dobu experimentu nehrozí, že by byl ovlivněn korozi.

Jako vhodný nerezavějící materiál se jeví martenzitická precipitačně vytvrditelná ocel s označením 17-4 PH, která se používá v letectví pro vysoce namáhané díly. Dosahuje pevnosti až 1310 MPa a meze kluzu 1172 MPa, nicméně je také hůře dostupná a poměrně drahá v porovnání s běžnou nerezovou ocelí. Využijeme tedy šroub z řady pevnostních nerezových šroubů (viz Tab. 6).[18]

Šroub určený pro experiment vybíráme z tabulky standardní řady ocelových pevnostních šroubů (viz Tab. 7).

3.3 Analytický návrh

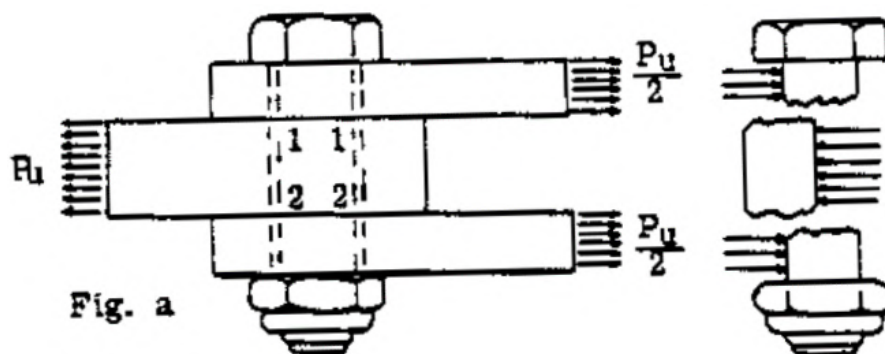
3.3.1 Volba skladby laminátu

Z poznatků získaných v rešeršní části práce je zřejmé, že s rostoucím zastoupením výztužného kovu roste únosnost kompozitu. V našem případě je snaha maximalizovat únosnost kování, a proto volíme nejvyšší možný poměr objemového zastoupení kovu v laminátu T , který nám technologie umožňuje. Aby bylo možné ocelové vrstvy slepit k sobě, je nutné, aby mezi každým plechem byla minimálně jedna uhlíková lamina prosycená pryskyřicí. Z této podmínky vyplývá, že maximální možná hodnota T se blíží 50 %, uvažujeme tedy tuto hodnotu pro další výpočty.

3.3.2 Střih šroubu

Šroub (v našem případě lícovaný) je v závěsu namáhán na střih a ohyb, avšak vzhledem k tloušťce laminátového oka a velikosti šroubu je smykové namáhání dominantní, a proto můžeme

provést zjednodušení a spoj počítat jako dvojitřizňý. To znamená, že zatížení je přenášeno ve dvou střižných rovinách, jako je znázorněno na obrázku 13. [24]



Obr. 13: Střih šroubu [24]

Síla, při které dojde k selhání spoje je dána vztahem: [24]

$$F_u = \tau_u \cdot A \cdot 2 \quad (3.6)$$

Kde:

F_u síla při selhání spoje na střih

τ_u maximální dovolené smykové namáhání šroubu

A plocha průřezu šroubu

Volíme nejvyšší pevnostní třídu A4-80, ve které se nerezové šrouby standartně vyrábějí, s pevností v tahu $R_m = 800 \text{ MPa}$ a mezí kluzu $R_{p0.2} = 600 \text{ MPa}$. Pomocí Von Miesovy pevnostní hypotézy můžeme snadno spočítat maximální dovolené smykové napětí, dosadit do rovnice 3.6 a vyjádřit minimální potřebný průměr šroubu. Jako kritické napětí volíme mez kluzu, protože by nemělo dojít k výraznější deformaci šroubu v oku kování. Větší deformace by mohly způsobit nerovnoměrné rozložení tlaku v díře a tím nadměrné zatěžování krajních vrstev kompozitu, se kterým se v návrhu oka neuvažuje. [24]

$$d_{min} = \sqrt{\frac{2 \cdot F_{poc}}{\pi \cdot \frac{R_{p0.2}}{\sqrt{3}}}} = 13,11 \text{ mm} \quad (3.7)$$

Volíme nejbližší vyšší průměr 14 mm. Pro účely experimentu byl navržen šroub z oceli s maximální běžně dostupnou pevnostní třídou 12.9 s pevností v tahu $R_m = 1200 \text{ MPa}$ a mezí kluzu $R_{p0.2} = 1080 \text{ MPa}$. Výpočet jistoty pro početní zatížení pro nerezový šroub A4-80 a pro šroub 12.9 je dán rovnicí 3.8. Je patrné, že pro šroub 12.9 vychází vyšší jistota, protože tento šroub je pro účely experimentu záměrně mírně předimenzovaný, aby nedošlo k jeho selhání v případě, že by kompozitní oko vydrželo vyšší zatížení, než na jaké je navrhováno. [23]

$$j_{střih} = \frac{2 \cdot \pi \cdot d^2}{F_{poc}} \cdot \frac{R_{p0,2}}{\sqrt{3}} \quad (3.8)$$

$$j_{střih_{A80}} = 1,14 \quad j_{střih_{12.9}} = 1,37$$

3.3.3 Návrhový průřez pásnice

Oko z hybridního kompozitu plynule navazuje na taženou pásnici hlavního nosníku křídla a tvoří tak jeden díl, který bude vyráběn najednou, a proto je potřeba počítat s touto skutečností i při návrhu oka. Pásnice je namáhána pouze na tah, případně tlak a z toho důvodu je orientace uhlíkových vláken pouze ve směru osy pásnice. Šířka pásnice $w_p = 30 \text{ mm}$ je převzata z předchozí práce. [14] Uvažujeme použití stejné uhlíkové tkaniny pro pásnici jako pro oko a můžeme tak vypočítat potřebnou tloušťku pásnice a minimální počet vrstev jednosměrné tkaniny. Uvažujeme, že orientace vláken tkaniny je pro všechny vrstvy 0° vzhledem k podélné ose pásnice. Podle správné návrhové filozofie by však měla být zastoupena vlákna ve všech hlavních směrech alespoň v deseti procentech. Nicméně účelem tohoto výpočtu je získat minimální průřez pásnice, který poslouží jako výchozí hodnota pro dimenzování oka. [25]

$$nsobek = 4 : \quad t_{min} = \frac{F_{poc_{n4}}}{w_p \cdot X_t} = 2,74 \text{ mm} \quad (3.9)$$

$$nsobek = -2 : \quad t_{min} = \frac{F_{poc_{n-2}}}{w_p \cdot X_c} = 3,32 \text{ mm} \quad (3.10)$$

V tomto případě je určující případ záporného násobku. Volíme nejbližší vyšší počet vrstev:

$$t = 3,45 \text{ mm} \quad pocet \ vrstev = 23$$

3.3.4 Utržení oka

Pro návrh oka na utržení byl použit analytický postup podle [25], který se používá pro klasické lamináty. Kritickým místem pro tento případ porušení je okraj díry, kde se koncentruje napětí. Intenzita napětí je dána faktorem koncentrace napětí pro nekonečnou desku s dírou K_{TOH}^∞ , který přímo závisí na jednotlivých členech ABD matice příslušné skladby laminátu. ABD matice je součástí klasické laminační teorie a svazuje dohromady tuhostní matice jednotlivých vrstev za účelem získání celkové mechanické odezvy na vnější síly (viz rovnice 3.11). [25]

K výpočtu matice byl použit software eLamX2. Vzhledem k tomu, že uhlíkové vrstvy jsou orientované pouze ve směru zatěžující síly a ocelové vrstvy považujeme za isotropické, většina

prvků matice je nulových (viz rovnice 3.12).

$$\begin{pmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \\ M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} & B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ A_{21} & A_{22} & A_{26} & B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ A_{61} & A_{62} & A_{66} & B_{61} & B_{62} & B_{66} \\ B_{11} & B_{21} & B_{61} & D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ B_{12} & B_{22} & B_{62} & D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ B_{16} & B_{26} & B_{66} & D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \end{pmatrix} \quad (3.11)$$

$$\begin{bmatrix} 574331 & 105674 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 105674 & 365363 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 132809 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 556449 & 95960 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 95960 & 331938 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 121174 \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

Po získání jednotlivých členů ABD matice můžeme dosadit do rovnice 3.13 a vypočítat K_{TOH}^∞ . [25]

$$K_{TOH}^\infty = 1 + \sqrt{\frac{2}{A_{22}} \left(\sqrt{A_{11}A_{22}} - A_{12} + \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{2A_{66}} \right)} \quad (3.13)$$

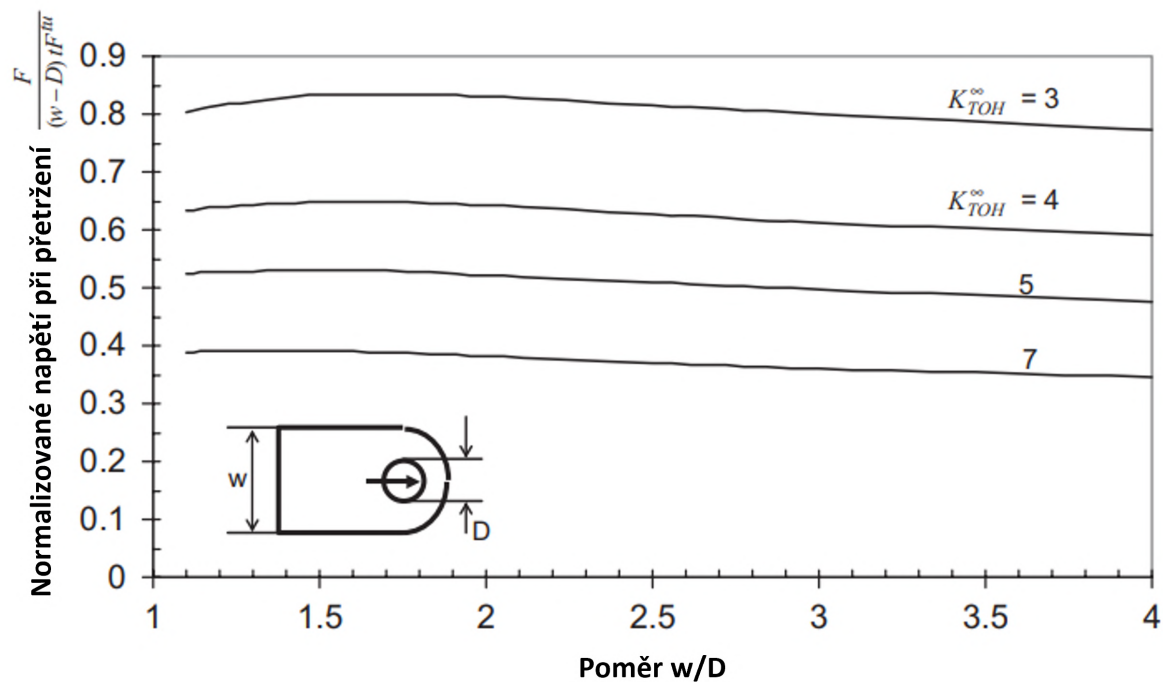
$$K_{TOH}^\infty = 3,454 \text{ MPa}\sqrt{m}$$

Výsledný vztah určující sílu při přetržení je dán rovnicí 3.14, kde σ^{tu} značí maximální napětí při selhání první vrstvy rovné desky laminátu o stejné skladbě (bez díry). V našem případě použijeme nejnižší hodnotu pevnosti jednoho ze dvou použitých materiálů - oceli. Hodnota kritického napětí je tedy $\sigma^{tu} = R_m^{Abaze} = 1546,27 \text{ MPa}$. [25]:

$$F_{n-t} = \frac{6\sigma^{tu}(w-D)t}{K_{TOH}^\infty + \frac{8w}{\pi^2 D}} \frac{\left(\frac{w}{D}\right)^3}{\left(2\left(\frac{w}{D}\right)^3 + \left(\frac{w}{D} - 1\right)^3\right)} \quad (3.14)$$

Na obrázku 4 je dobře patrná závislost maximálního napětí při přetržení na poměru w/D pro různé hodnoty faktoru intenzity napětí. Je zřejmé, že vliv w/D je minimální v porovnání s vlivem K_{TOH}^∞ . [25]

Je důležité poznamenat, že výše uváděné vztahy na výpočet síly potřebné pro utržení oka jsou určené zejména pro klasické vláknové kompozity a vliv ocelových vrstev na pevnost vytváří značnou nejistotu. Nicméně bychom se měli pohybovat spíše na bezpečné straně, protože díky plastizaci oceli se napětí u díry přerozdělí.



Graf 4: Závislost napětí při přetržení na geometrii a K_{TOH}^{∞} [25]

3.3.5 Otláčení oka

Slagter W. J. ve své práci, zabývající se statickou únosností nýtovaných spojů v GLARE FML [26], odvodil analytický model pro výpočet únosnosti dvojstřížného spoje. Slagter uvažuje dvě varianty spoje a režimy poruchy. V případě (a) dle obrázku 14 dochází vždy dříve k poruše zvané delaminační ztráta stability, která závisí na tloušťce výztužných plechů a řadě dalších faktorů. V druhém případě 14(b) je díky příčné podpoře zabráněno ztrátě stability a spoj pak následně selže čistě na otláčení. V našem případě je oko s vidlicí spojeno pomocí lícovaného šroubu, a proto únosnost na otláčení určíme z varianty 14(b). U klasických vláknových kompozitů závisí únosnost na otláčení ještě také na velikosti příčné síly vyvozené pomocí šroubu, avšak u FML je tento vliv minimální a s rostoucím utažením šroubu se už dále únosnost oka nezvyšuje. [26, 27]

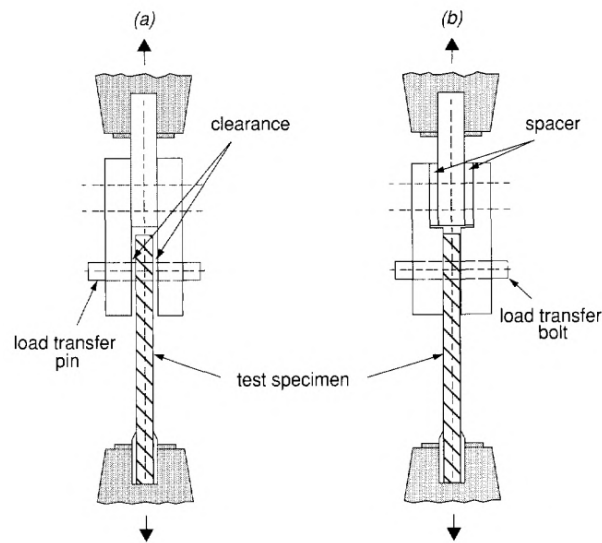
Analytický model uvažuje bilineární chování jak kovového, tak i vláknového laminátu. Výsledná únosnost FLM laminátu pak závisí na kombinaci dvou materiálů, jejichž poměr určuje zastoupení kovu v kompozitu T . Poměr snadno vypočítáme ze vztahu 3.15. V této fázi návrhu však neznáme přesný počet vrstev, nicméně víme, že poměr kovu se velmi blíží 50 %, takže můžeme v prvním přiblížení počítat s číslem $T = 0,5$. [26]

$$T = \frac{n_m \cdot t_m}{t_{lam}} \quad (3.15)$$

Kde:

n_m počet kovových vrstev

t_m tloušťka kovové vrstvy



Obr. 14: Dva typy zkoušky na otláčení: (a) Sílu přenáší čep a oko má vůli mezi vidlicí, (b) Sílu přenáší lícovaný šroub a oko je podepřeno i v příčném směru [26]

t_{lam} tloušťka celého laminátu

Závislosti ze zkoušky na otláčení *napětí - prodloužení díry* uhlíkového kompozitu a oceli DIN 1.4310 byly získány z grafu 6 [2]. Vzhledem k tomu, že uvažujeme použití lícovaného šroubu, volíme grafy s označením "Bolt" a "e/D = 2, Bolt". Hodnota 2 se více blíží naší konkrétní aplikaci a je více na straně bezpečnosti. Výsledný bilineární model je vidět v grafu 5. Norma ASTM D 5961/D 5961M - 23 doporučuje stanovit hodnotu meze kluzu jako napětí při 2 % plastické deformace díry a mez pevnosti jako maximální dosaženou sílu nebo mezní plastickou deformaci, která často udává hodnotu 4 %. Pro návrh volíme konzervativnější variantu, tedy maximální plastickou deformaci 4 %. [27]

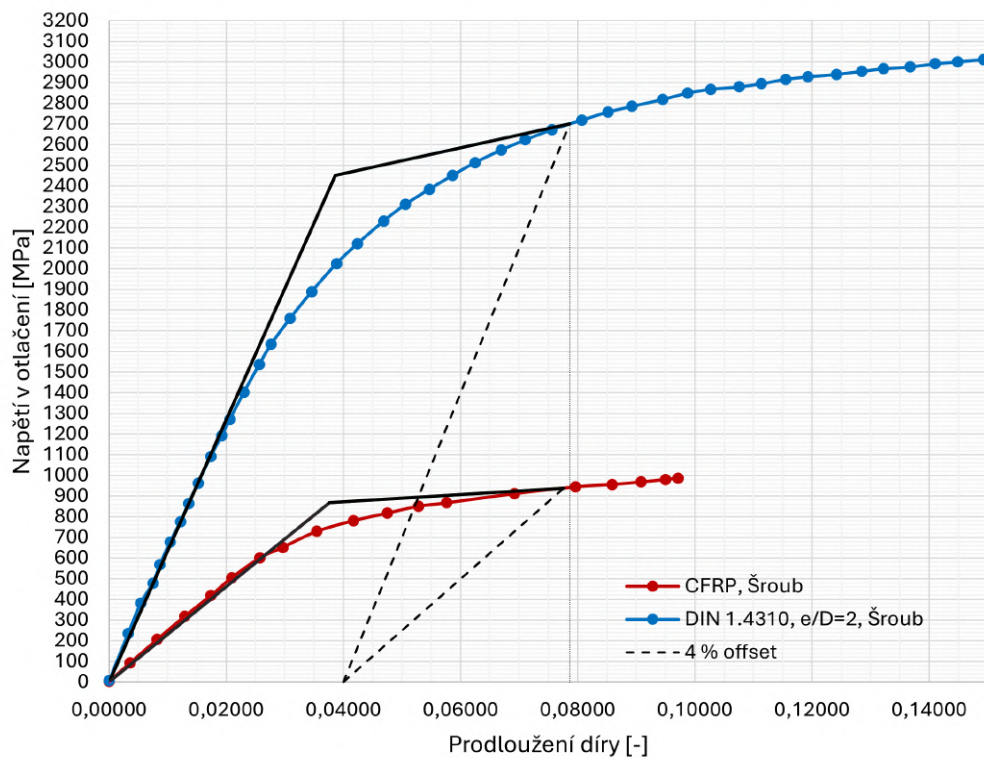
Po dosažení do vztahů 3.16 a 3.17 se vypočítá napětí na mezi kluzu v otláčení $\sigma_{b_y}^{lam}$ a na mezi pevnosti $\sigma_{b_u}^{lam}$. V těchto rovnicích $\sigma_{b_y}^m$, $\sigma_{b_u}^m$ značí mez kluzu a pevnost v otláčení kovové složky laminátu. K_{el}^m a K_{el}^f vyjadřují sklon přímky popisující elastickou část grafu pro kov a uhlíkový laminát. Poměry sklonů plastické a elastické části grafu značí míru zpevnění kappa, $\kappa = K_{pl}/K_{el}$. Hodnoty tuhostí pro elastickou a plastickou část grafu pro CFRP byly navíc sníženy v poměru objemového podílu vláken, protože data z grafu 6 odpovídají prepregové technologii, kde se standardně dosahuje vyššího 60% objemového podílu vláken. [13]

$$[h!] \sigma_{b_y}^{lam} = \sigma_{b_y}^m \cdot T + (1 - T) \frac{K_{fel}}{K_{mel}} \left[\sigma_{b_y}^m + \frac{2K_{mel}(\kappa_m - \kappa_f)}{100(\kappa_m - 1)} \right] (1 - T) \quad (3.16)$$

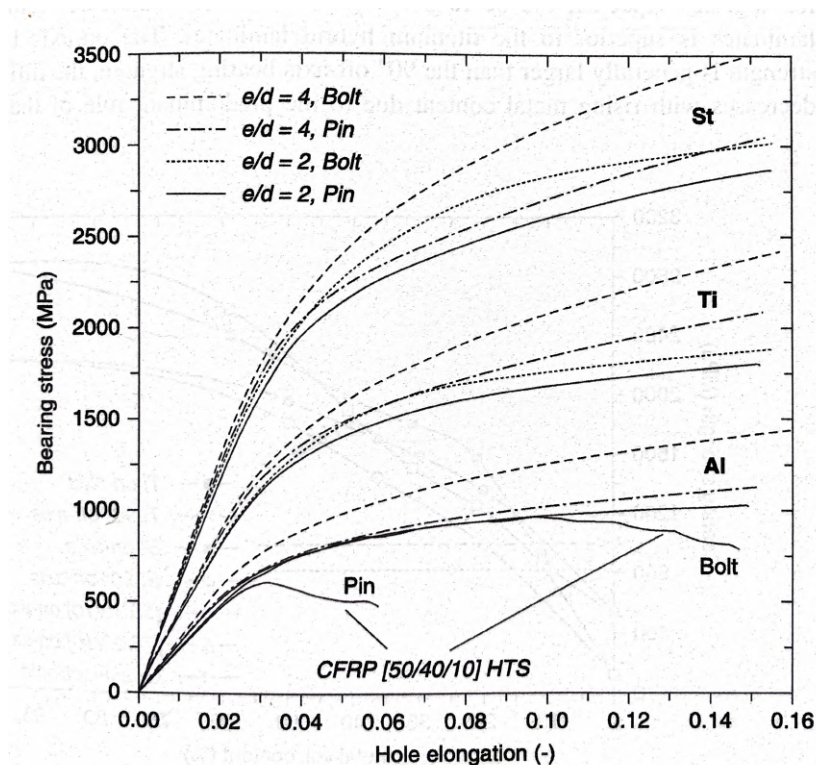
$$\sigma_{b_y}^{lam} = 1572,41 \text{ MPa}$$

$$[h!] \sigma_{b_u}^{lam} = \sigma_{b_u}^m \cdot T + (1 - T) \frac{K_{fel}}{K_{mel}} \left[\left(\sigma_{b_u}^m - \sigma_{b_y}^m \right) \frac{\kappa_f}{\kappa_m} \sigma_{b_y}^m - \frac{2K_{mel}(\kappa_m - \kappa_f)}{100(\kappa_m - 1)} \right] (1 - T) \quad (3.17)$$

$$\sigma_{b_u}^{lam} = 1599,97 \text{ MPa}$$



Graf 5: Bilineární model oceli a uhlíkového kompozitu



Graf 6: Zkouška jednotlivých materiálů na otláčení [2]

3.3.6 Vysmyknutí šroubu

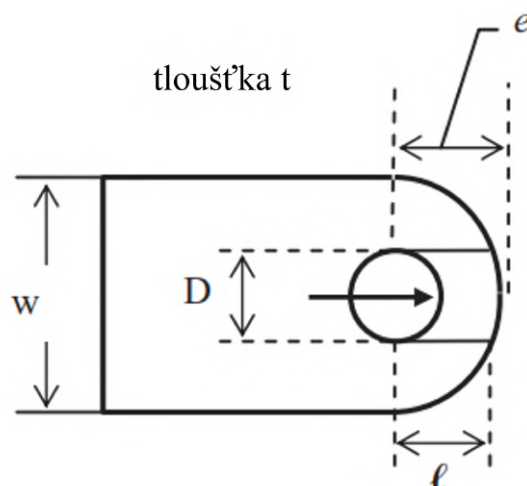
Síla při vysmyknutí šroubu závisí na ploše střížných rovin, které jsou dány součinem tloušťky laminátu a délky střížné roviny l (viz obr. 15). Vzdálenost díry od okraje závisí na návrhovém poměru e/D , ale pro náš návrh je nutné volit minimální hodnotu $e/D = 2$, protože při návrhu na pevnost v otláčení se vycházelo z grafů pro $e/D = 2$ a volbou nižšího poměru by se mohla výrazně snížit pevnost na otláčení. [25]

Jelikož jsou uhlíková vlákna rovnoběžná se střížnými rovinami, nepřenáší žádné zatížení. Pro návrh tedy uvažujeme, že smyk přenáší pouze ocelové vrstvy, a proto tloušťku laminátu t musíme vynásobit procentem zastoupení oceli T . Za τ_u dosazujeme maximální smykové napětí pro ocel, které vychází z Von Misesovy pevnostní hypotézy.

$$F_{shr} = \tau_u \cdot t \cdot T \cdot 2 \cdot l = \frac{R_m}{\sqrt{3}} \cdot t \cdot T \cdot 2 \cdot \left[\left(\frac{e}{D} \right) D - \left(\left(\frac{w}{2} \right) - \sqrt{\left(\frac{w}{2} \right)^2 - \left(\frac{D}{2} \right)^2} \right) \right] \quad (3.18)$$

3.3.7 Návrh geometrie oka

Jak bylo zmíněno v rešerši, z hlediska hmotnosti ideálně navržené oko selže všemi režimy poruchy v jeden okamžik. V našem analytickém návrhu uvažujeme stříh šroubu, utržení oka, otláčení a vysmyknutí.



Obr. 15: Geometrie pro analýzu vysmyknutí [25]

Předpokládaný tvar oka (viz obr. 15) má čtyři proměnné parametry: průměr díry D , šířku oka w , vzdálenost osy díry od okraje e a tloušťku laminátu t . Z pevnostní podmínky pro stříh šroubu je možné určit minimální potřebný průměr díry D . Parametry w a e můžeme převést na bezrozměrné tím, že je vztáhneme na průměr díry. Aby byla dosažena předpokládaná pevnost v otlacení (podle grafu na obrázku 6), je nutné, aby byla splněna podmínka $e/D \geq 2$. Nyní je možné stanovit tloušťku t jako funkci bezrozměrné šířky oka w/D . Tato závislost je vidět v grafu vlevo na obrázku 7. Na pravé straně je vykreslen graf plochy průřezu oka, která je vypočtena jako součin tloušťky t a šířky w . S rostoucí plochou A roste i hmotnost celého oka, a proto hledáme poměr w/D , pro který je A minimální. Pro nízké hodnoty bezrozměrné šířky je kritický režim utržení, od poměru $w/D = 3,62$ dál začíná být kritický otlacení. Ideální hodnota w/D se nachází zhruba v intervalu 2,5-3,5, nicméně pro nižší w/D rapidně roste minimální potřebná tloušťka laminátu znamenající výrazné lokální zesílení, což není příliš vhodné, jak bylo zmíněno v kapitole 2.

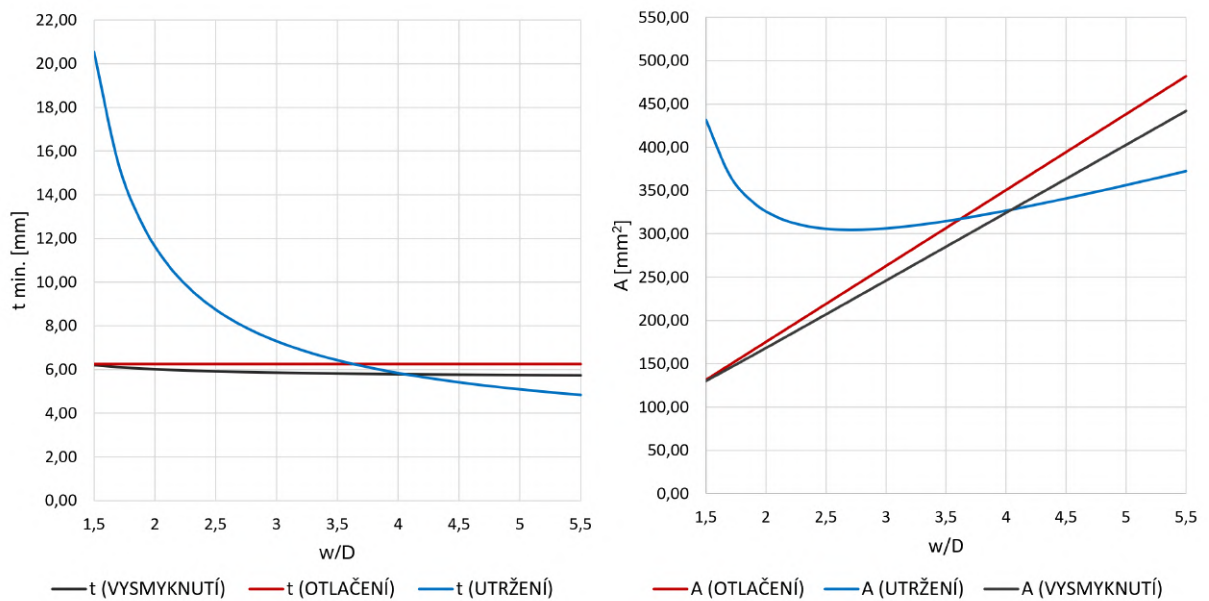
Výsledná geometrie byla vypočtena na základě zvoleného poměru w/D .

$$w/D = 3,29 \quad e/D = 2 \quad D = 14 \text{ mm} \quad w = 46 \text{ mm} \quad e = 28 \text{ mm} \quad t = 6,74 \text{ mm}$$

3.3.8 Návrh prvního zkušební vzorku

Na základě výstupu z předchozí kapitoly 3.3.7 byl navržen první zkušební vzorek oka, který slouží jako technologický demonstrátor pro účely experimentálního ověření analytického návrhu. Zkušební vzorek bude testován pouze na tahové zatížení - důvody byly zmíněny na začátku kapitoly 3.

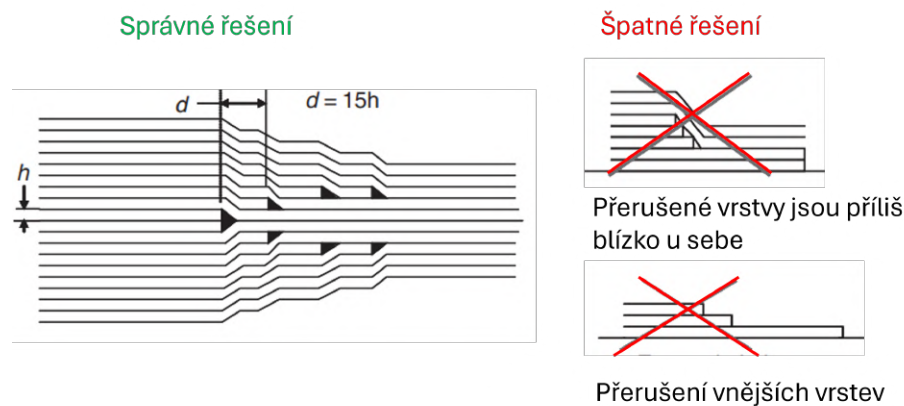
Minimální tloušťka, která byla vypočtena, je 6,74 mm, nejbližší vyšší násobek 0,15 mm je 6,75 mm. Navržená skladba má celkem 45, vrstev z toho 23 z uhlíkové jednosměrné tkaniny a 22 vrstev z oceli. Vrchní i spodní vrstva je uhlíková a celý laminát je tedy symetrický. Všechny uhlíkové laminy jsou orientované v jednom směru, rovnoběžně s vektorem zatěžující síly.



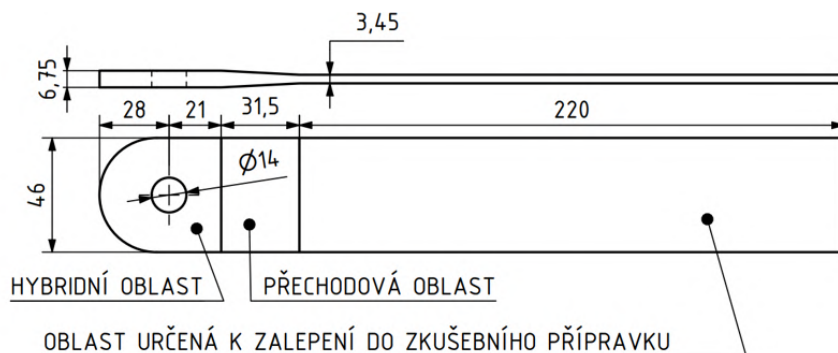
Graf 7: Minimální potřebná tloušťka laminátu t a minimální příčný průřez oka A v závislosti na bezrozměrné šířce oka , $e/D = 2$, $D = 14 \text{ mm}$

Hybridní oko přechází do pásnice, která má návrhovou tloušťku 3,45 mm a skládá se z 23 uhlíkových vrstev. Toto snížení tloušťky je realizováno schodovitým přechodem, kdy jsou postupně přerušeny jednotlivé ocelové vrstvy. Všechny uhlíkové laminy jsou nepřerušené, protože jejich počet v oku i pásnici zůstává stejný. Způsob odstupňování vychází z obrázku 16 a rovnice 3.19, podle které byla vypočtena minimální vzdálenost mezi přerušenými vrstvami. Délka přechodové oblasti byla nakonec určena dle úhlu sklonu přechodové rampy. Byl zvolen úhel 3° , načež byla dopočítána délka přechodové části a délka $d = 2,86 \text{ mm}$. [25]

$$d_{min} = 15 \cdot h = 15 \cdot 0,15 = 2,25 \text{ mm} \quad (3.19)$$



Obr. 16: Správné řešení odebírání vrstev kompozitu [25]



Obr. 17: Navržená geometrie vzorku 1

Vzdálenost přechodové oblasti od osy díry byla určena z výpočtu, který uvažuje, že tahové napětí v ocelové vrstvě se přenesou do uhlíkové vrstvy pomocí interlaminárního smyku. Jako maximální smykové napětí uvažujeme konzervativní hodnotu $\tau_{max} = 5 \text{ MPa}$. Každý ocelový plech je obklopen dvěma uhlíkovými vrstvami, které přenášejí smyk v oblasti, kterou pro zjednodušení uvažujeme jako součin vzdálenosti osy díry od okraje plechu e_2 a rozdílu šířky oka a díry.

$$A_2 = e_2 \cdot (w - D) \quad (3.20)$$

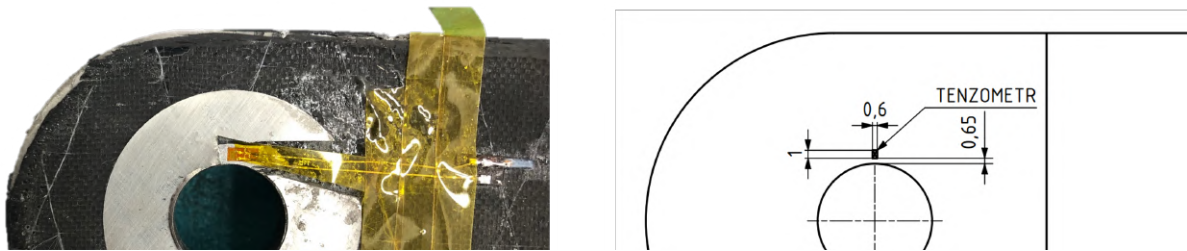
Tahové napětí v jedné vrstvě oceli je zjednodušeně vypočteno jako síla při početním zatížení dělená celkovým počtem vrstev. Po dosazení a vyjádření můžeme spočítat potřebnou vzdálenost mezi osou díry a krajem nejkratší vrstvy plechu.

$$e_2 = \frac{\frac{F_{poc}}{n}}{\tau_{max} \cdot (w - D)} = 19,47 \text{ mm} \quad \text{Volíme : } e_2 = 21 \text{ mm} \quad (3.21)$$

Navržená geometrie pro první vzorek je vidět na obrázku 17. Kompozitní oko má symetrickou skladbu laminátu (viz příloha 1) a symetrické odstupňování výšky tak, aby nedocházelo k předávnému ohybu.

Hybridní oko přechází do čistě uhlíkové části pásnice, která je určena k zalepení do zkušebnímu přípravku. Výpočet tohoto dvojitého lepeného spoje předpokládá konstantní rozložení smykového napětí v lepidle. Maximální dovolené napětí závisí na použitém lepidle. V našem případě bylo použito vysokopevnostní lepidlo *HexBond™ EA9394 STRUCTIL*, které při ideálních podmínkách a teplotě okolí 23°C dosahuje dle výrobce pevnosti až 30 MPa ve smyku. Vzhledem ke zjednodušenému výpočtu byla pro návrh použita konzervativní hodnota 10 MPa. Na základě vztahu 3.22 byla stanovena minimální délka lepeného spoje, z důvodu bezpečnosti však byla zvolena větší délka $l = 180 \text{ mm}$. [28]

$$l_{min}^{lep} = \frac{F_{poc}}{2 \cdot \tau_{max} \cdot w} = 152,4 \text{ mm} \quad (3.22)$$



Obr. 18: Umístění tenzometru

Na první vzorek byl navíc vedle díry nalepen tenzometr, aby bylo možné určit napjatost v ocelových vrstvách. Přesné umístění tenzometru je vidět na obrázku 18.

Jistoty oka na porušení při početním zatížení byly určeny podle analytických vztahů z předchozích kapitol.

$$\sigma_{b_u}^{lam} = 1599,17 \text{ MPa} \quad R_m = 1546,17 \text{ MPa}$$

Jistota na utržení oka při početním zatížení:

$$j_{n-t} = \frac{F_{n-t}}{F_{poc}} = 1,01 > 1 \quad (3.23)$$

Jistota na otláčení díry při početním zatížení:

$$j_b = \frac{\sigma_{b_u}^{lam} \cdot t_{lam} \cdot D}{F_{poc}} = 1,08 > 1 \quad (3.24)$$

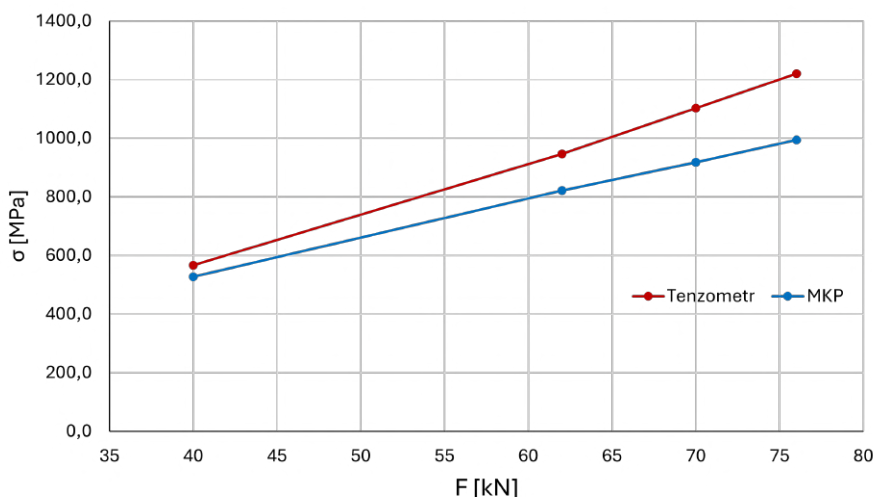
Jistota na vysmyknutí šroubu při početním zatížení:

$$j_{shr} = \frac{F_{shr}}{F_{poc}} = 1,16 > 1 \quad (3.25)$$

Jistota přechodové oblasti na přetržení při početním zatížení byla vypočtena v místě nejmenšího průřezu, kde je kompozit tvořen pouze uhlíkovými vlákny. K vytvoření dostatečné rezervy požadujeme jistotu minimálně 1,5.

Síla při přetržení je dána součinem mezního napětí a plochy průřezu, kde $t = 3,45 \text{ mm}$.

$$j_{tran} = \frac{X_t \cdot t \cdot w}{F_{poc}} = 1,93 > 1 \quad (3.26)$$



Graf 8: Porovnání napětí získaného pomocí tenzometru a pomocí MKP

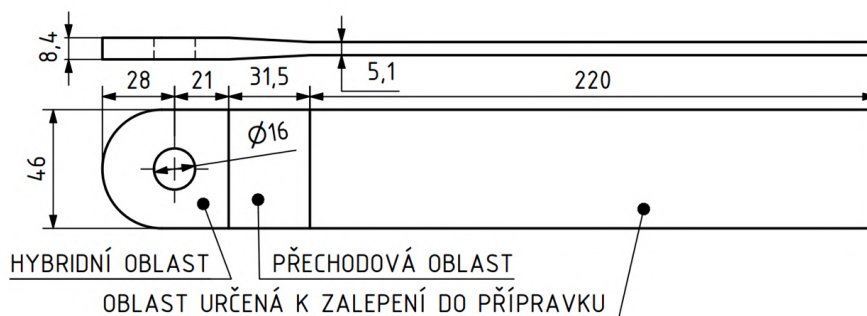
3.3.9 Návrh druhého zkušební vzorku

Druhý vzorek byl navržen s ohledem na výsledky experimentu vzorku 1, ten dosáhl 72,38 % početního zatížení. Z toho vyplývá, že analytické výpočty jsou příliš optimistické, a proto byl druhý vzorek zesílen zhruba o 30 % následně byl analyzován pomocí MKP softwaru a porovnán s výsledky prvního vzorku.

Dále byl zvolen plech s vyšší tloušťkou 0,3 mm, což je dvojnásobek původní tloušťky a díky tomu je možné nahrazovat uhlíkové a ocelové vrstvy v poměru 2:1. Další výhodou je možnost zvýšení objemového podílu zastoupení kovu v laminátu a tím zvětšit únosnost oka. Tlustší plech má také obecně vyšší ohybovou tuhost a díky tomu lepší odolnost proti ztrátě stability, která byla právě kritická pro první vzorek. K prvnímu zvlnění plechů došlo již při 55 % početního zatížení, a proto bylo potřeba zvětšit plochu na otláčení - to znamená zvýšit tloušťku laminátu nebo průměr díry.

Z experimentálního ověření prvního vzorku byly analyzovány naměřená data z tenzometru, který byl přilepen vedle otvoru na jedné z ocelových vrstev. Bohužel jsou však data neúplná, protože při prvním poklesu síly došlo k destrukci tenzometru. V grafu 8 je vidět napětí získané z tenzometrického měření v porovnání s napětím, které bylo vypočteno metodou konečných prvků. Rozdíl hodnot je poměrně značný a pohybuje se mezi 7 % až 18 %. Napětí v ocelové vrstvě je podle měření tenzometru výrazně vyšší, než predikuje MKP model. Z porovnání vyplývá, že jsou ocelové vrstvy více namáhané a uhlíkové vrstvy se podílejí na přenosu zatížení méně, než se očekávalo. Dalším důvodem může být nepřesné určení Youngova modulu pružnosti nerezové oceli. Samozřejmě je také nutné brát v úvahu nejistotu a chybu měření, jejíž velikost je neznámá.

Na základě těchto poznatků byly sníženy návrhové hodnoty, které byly použity v analytických výpočtech. Mez pevnosti v tahu oceli, která je určující pro režim utržení a vysmyknutí byla snížena na 80 %. Mez pevnosti v otláčení, která bylo získána z bilineárního modelu, byla snížena na 55 %. Šířka oka a vzdálenost díry od okraje zůstaly stejné, ale průměr



Obr. 19: Geometrie vzorku 2

díry byl změněn na 16 mm. Tloušťka laminátu tím pádem vzrostla na 8,4 mm a poměr zastoupení kovu v laminátu se zvýšil na 0,679 %. Pro vzorek 2 byla zvolena skladba celkem 37 vrstev, z toho 19 ocelových a 18 uhlíkových.

Přechodová oblast je vytvořena tak, aby měla stejný tvar a bylo možné využít stejnou formu, nicméně způsob přerušení vrstev byl mírně upraven a některé přerušené vrstvy jsou nahrazené uhlíkovými. Skladba vrstev je přehledně znázorněna v příloze 1.

Jistoty oka na porušení při početním zatížení byly určeny podle analytických vztahů, ve kterých byly použity redukované pevnostní hodnoty.

$$\sigma_{b_u}^{lam} = 1048,02 \text{ MPa} \quad R_m = 1236,94 \text{ MPa}$$

Jistota na utržení oka při početním zatížení:

$$j_{n-t} = \frac{F_{n-t}}{F_{poc}} = 1,05 > 1 \quad (3.27)$$

Jistota na otláčení díry při početním zatížení:

$$j_b = \frac{\sigma_{b_u}^{lam} \cdot t_{lam} \cdot D}{F_{poc}} = 1,01 > 1 \quad (3.28)$$

Jistota na vysmyknutí šroubu při početním zatížení:

$$j_{shr} = \frac{F_{shr}}{F_{poc}} = 1,05 > 1 \quad (3.29)$$

Jistota přechodové oblasti na přetržení při početním zatížení byla vypočtena v místě nejmenšího průřezu, kde je kompozit tvořen pouze uhlíkovými vlákny. V této přechodové oblasti dochází k přerušení některých uhlíkových vláken, což může vytvořit diskontinuitu a skok v tuhosti a oslabit laminát. Podle Camanho [12] však tato oblast dosahuje efektivity kolem 90 % oproti

nepřerušnému laminátu. Proto byla požadovaná jistota navýšena o 20 % z 1,5 na 1,8.

Síla při přetržení je dána součinem mezního napětí a plochy průřezu, kde $t = 5,1 \text{ mm}$.

$$j_{tran} = \frac{X_t \cdot t \cdot w}{F_{poc}} = 2,86 > 1,8 \quad (3.30)$$

3.4 Výpočet metodou konečných prvků

K výpočtu byl využit software *Abaqus/CAE 6.14-5*.

Numerické simulace vlákno-kovových laminátů představují velmi komplikované téma, a proto se v této práci omezíme na zjednodušený model, jehož účelem bude získání napjatosti v jednotlivých vrstvách, ale především porovnání s výsledky z analytického výpočtu a experimentu.

Kompozitní materiály je možné modelovat do různých úrovní detailů. Při diskretizaci laminátu na úroveň jednotlivých vrstev je možné aplikovat uživatelské chování materiálu a simulovat tak průběh poškození. Nevýhodou tohoto způsobu je výpočetní náročnost a komplikované nastavení modelu, které souvisí s vysokým počtem vstupních parametrů. Proto byl zvolen středně detailní model ¹, který využívá "continuum shell" elementy - skořepinové elementy, které mají reálnou tloušťku laminátu. [29, 30]

3.4.1 Idealizace modelu

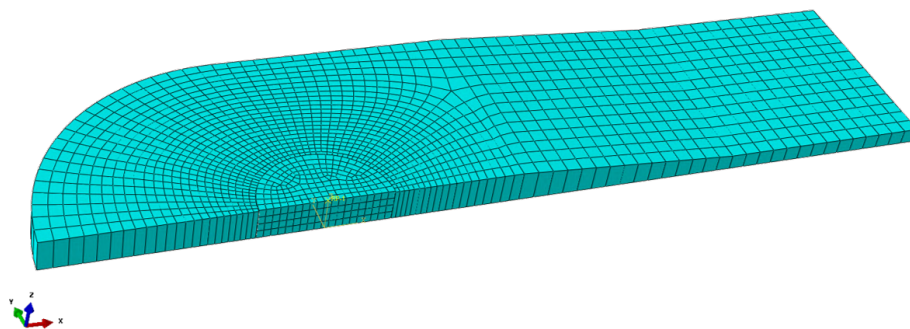
Vzhledem k tomu, že kompozitní oko má dvě roviny symetrie, stačilo vymodelovat pouze jednu čtvrtinu oka. Aby bylo možné dostatečně přesně simulovat způsob přenosu síly ze šroubu do díry oka, bylo nutné vytvořit kontaktní úlohu. Pro kontaktní úlohu je potřeba, aby geometrie součásti byla vymodelována jako prostorové těleso, a proto byly využity 3D skořepinové elementy. V Abaqusu jsou tyto elementy označeny jako SC8R - mají osm uzlových bodů, redukovanou integraci a "hourglass control". [30, 31]

Po tloušťce oka byl vždy vytvořen pouze jeden element a celá plocha byla rozdělena do třech oblastí - hybridní část, přechodová část a čistě uhlíková část. Každé oblasti byla poté přiřazena příslušná skladba laminátu pomocí funkce "composite layup". Pro každou vrstvu byly nastaveny tři integrační body.

Spojovací lícovaný šroub byl vymodelován pouze jako půlválec a k diskretizaci byly použity lineární šestistěnné elementy C3D8R s redukovanou integrací a "hourglass control". Tyto elementy nabízejí dobrý poměr výkonu a přesnosti a hodí se pro kontaktní úlohy. [30, 31]

Simulace byla provedena jako standartní statický výpočet, nicméně z důvodu kontaktu a plastického chování materiálu bylo nutné řešit tuto úlohu jako nelineární.

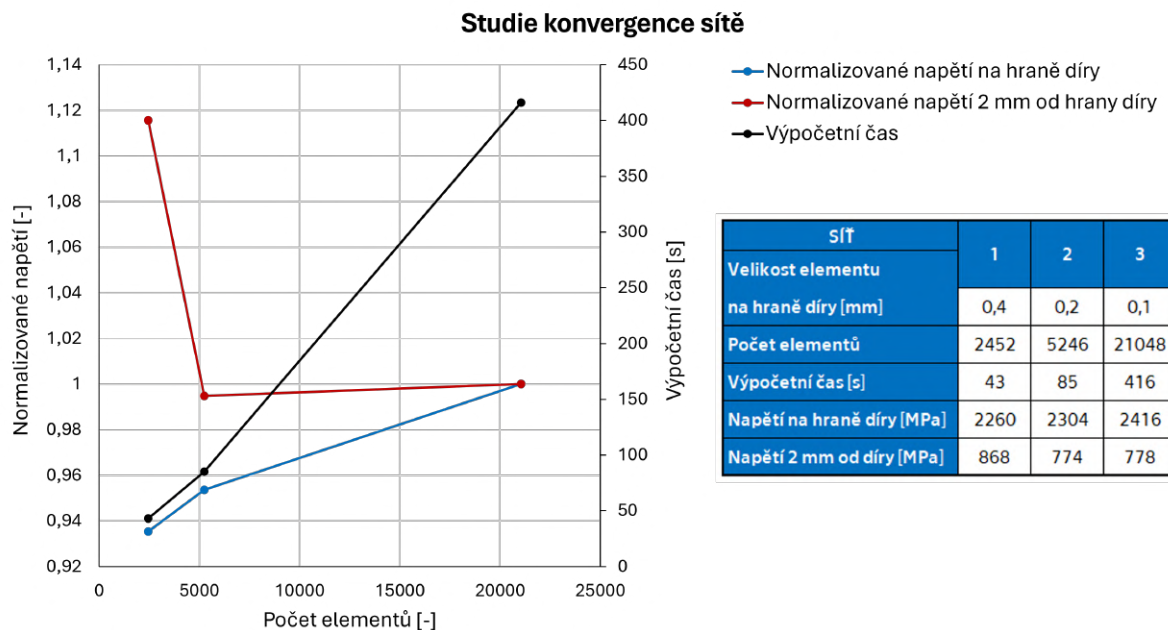
¹s ohledem na omezení studentské verze softwaru Abaqus na 200 000 uzlových bodů



Obr. 20: Vysíťovaný model

3.4.2 Studie konvergence sítě

Je důležité, aby použitá síť byla dostatečně jemná, a bylo tak možné důvěřovat výsledkům získaných výpočtem. Vypočtené hodnoty mají tendenci konvergovat ke konkrétní hodnotě s tím, jak se zjemňuje síť, nicméně se zvyšujícím se počtem elementů se zvyšují nároky na výpočetní výkon, proto je vhodné zvážit vhodnou hustotu sítě s ohledem na přesnost, ale také dobu výpočtu. Síť je možné prohlásit za dostatečně jemnou pokud se sledovaná veličina příliš nemění s rostoucí jemností sítě. [31]



Graf 9: Studie konvergence sítě

Studie konvergence sítě byla provedena zejména s ohledem na získání důvěryhodné hodnoty napětí v oblasti díry oka, kde se očekává vysoký gradient napětí. Jako místo referenčního napětí byly zvoleny dva uzlové body sítě - první bod na boční hraně díry a druhý bod dva milimetry vzdálený od hrany díry. Na základě provedené analýzy pro tři různé hrubosti sítě bylo rozhodnuto, že velikost elementu 0,1 mm v oblasti díry je dostatečná, protože napětí na hraně díry by vlivem vrubu teoreticky mohlo růst až do nekonečna. Více zjemněná síť by už byla neefektivní vzhledem

k výraznému nárůstu výpočetního času. Průměrná velikost elementu mimo oblast otvoru je 1 mm.

3.4.3 Materiálové charakteristiky

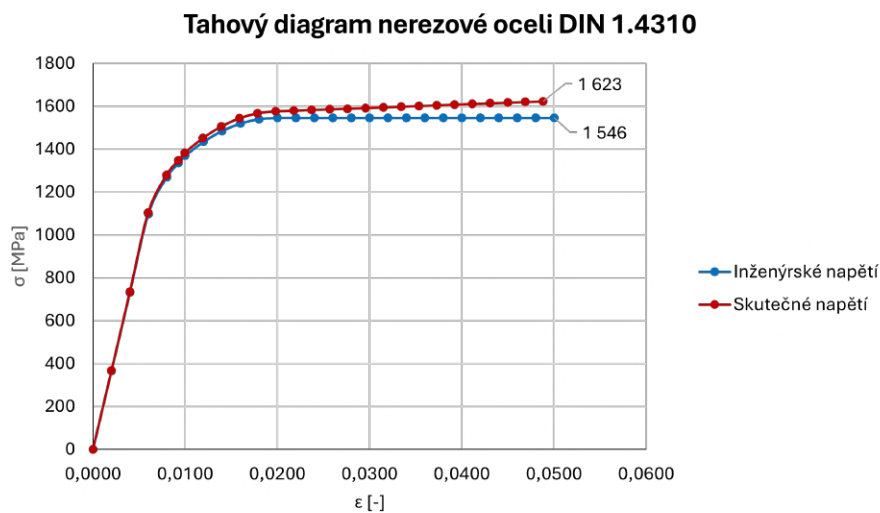
Lamina z uhlíkových vláken byla definována jako ortotropní materiál a byly ji přiřazeny příslušné materiálové vlastnosti (viz tab. 5).

Ocelová lamina byla nakonfigurována jako isotropní materiál s definovaným modulem pružnosti a Poissonovým číslem. Dále bylo nastaveno plastické chování materiálu pomocí bodů z tahového digramu oceli DIN 1.4310. Tyto hodnoty však bylo nutné přepočítat ze smluvního tahového digramu, který byt získán experimentem, na skutečný tahový diagram. Skutečné napětí je dané silou vztahenou na skutečnou plochu průřezu, oproti tomu smluvní napětí (někdy také označované jako inženýrské) je síla vztahená na počáteční plochu průřezu zkušební vzorku (viz graf 10). [32]

Přepočet je možné provést podle následujících vztahů. [32]

$$\varepsilon_{skut} = \ln(1 + \varepsilon_{el}) \quad (3.31)$$

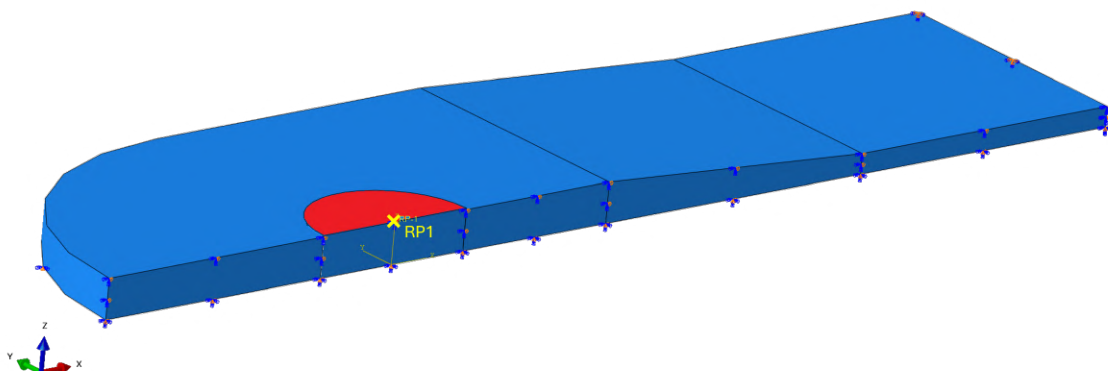
$$\sigma_{skut} = \sigma_{el}(1 + \varepsilon_{el})$$



Graf 10: Porovnání skutečného a inženýrského napětí.

3.4.4 Okrajové podmínky a zatížení

Volný konec oka byl ukotven pomocí vazby vetknutí, která omezuje všech šest stupňů volnosti. V rovině symetrie x-z byla oku i šroubu nastavena vazba bránící v pohybu ve směru osy x a rotaci kolem osy y a z. V rovině symetrie x-y byla rovněž oku i šroubu nastavena vazba bránící v pohybu ve směru osy z a rotaci kolem osy x a y.



Obr. 21: Okrajové podmínky a zatížení oka a šroubu.

Do referenčního bodu RP1 (viz obr. 21) byla ve směru osy x zavedena osamělá síla čtvrtinové velikosti síly provozního respektive početního zatížení. Tato síla se roznesla do plochy šroubu (vyznačeně na obrázku červeně) pomocí kinematické vazby, která spolu kinematicky svázala bod RP1 a plochu šroubu.

K vytvoření kontaktní úlohy bylo nejprve zapotřebí definovat interakci dvou povrchů. Předpokládáme, že mezi povrchy kontaktu dochází ke tření, které můžeme vypočítat podle Coulombova modelu tření, kde tečné napětí se rovná součinu kontaktního tlaku a koeficientu tření. Koeficient tření byl nastaven na hodnotu 0,15, a poté byl vytvořen kontakt pomocí funkce "general contact", která automaticky rozpozná dotek a přiřadí "master" a "slave" plochu. [30, 29]

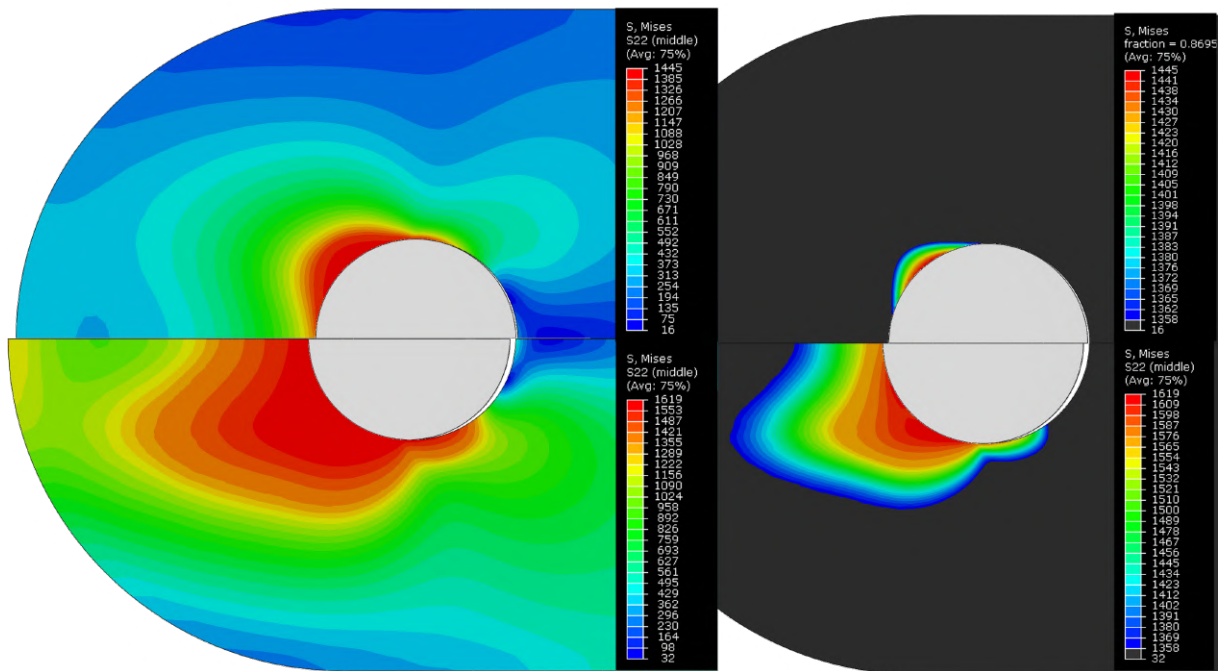
3.4.5 Výsledky MKP analýzy vzorku 1

Výsledky byly zaznamenány pro provozní a početní zatížení a pro vrchní uhlíkovou a vrchní ocelovou vrstvu. Pozice vrstvy po tloušťce má téměř zanedbatelný vliv na napjatost, přesto však jsou vrchní vrstvy o něco více namáhané, což je způsobené ohybem šroubu. Z tohoto důvodu byly vrchní vrstvy vybrány k reprezentaci výsledků.

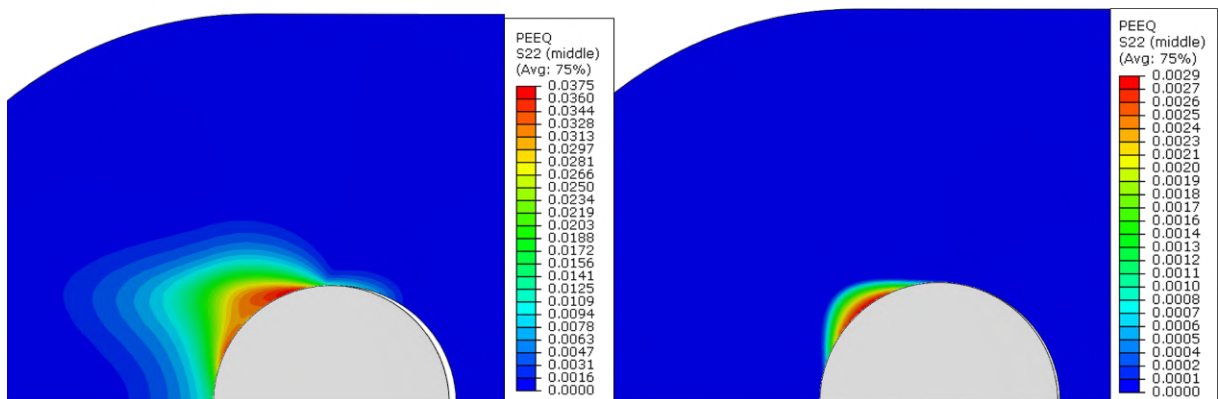
Napětí v ocelových vrstvách je nejdůležitější veličina pro analýzu pevnosti, jelikož ocelové vrstvy přenášejí většinu zatížení a jsou určující pro konečnou únosnost oka.

Na obrázku 22 je vidět barevná mapa zobrazující redukované napětí podle Von Miesovy pevnostní hypotézy. Z důvodu lepší přehlednosti je v pravé části obrázku vykreslené toto napětí pouze v intervalu od meze kluzu a do maximálního vypočteného napětí. Na obrázku číslo 23 je vidět další důležitá veličina pro ocelové vrstvy a to míra ekvivalentní plastické deformace PEEQ. Je patrné, že při početním zatížení je napětí kolem otvoru velmi vysoké, téměř dosahující maximální hodnoty pevnosti. Vysokému napětí také odpovídá rozsáhlá oblast, ve které dochází k plastizaci.

K určení napjatosti v ocelových vrstvách není možné použít redukované napětí a proto je pevnost vrstev hodnocena pomocí jednotlivých složek napětí a pevnostního kritéria. Nejzajímavější je složka napětí ve směru vláken, protože v ostatních směrech se uhlíkové vrstvy



Obr. 22: Vzorek 1: Von Misesovo napětí ve vrchní ocelové vrstvě pro provozní (nahore) a počáteční zatížení (dole)



Obr. 23: Vzorek 1: ekvivalentní plastická deformace pro provozní (vpravo) a počáteční (vlevo) zatížení

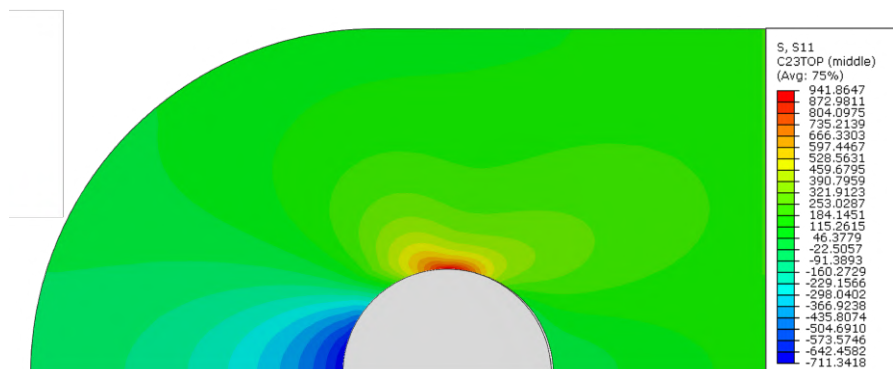
příliš nepodílejí na přenosu zatížení. Napětí ve směru osy x S11 je na obrázku 24 a 25.

Z obrázku je patrné, že v úzké oblasti u hrany díry dochází k výrazné koncentraci napětí vlivem vrubu a hodnota S11 zde překračuje hodnotu maximální pevnosti v tahu uhlíkového kompozitu X_t . Tlakové napětí v místě kontaktu není příliš vypovídající, protože v tomto místě ve skutečnosti dochází ke složitému chování materiálu, které tento model není schopný správně predikovat.

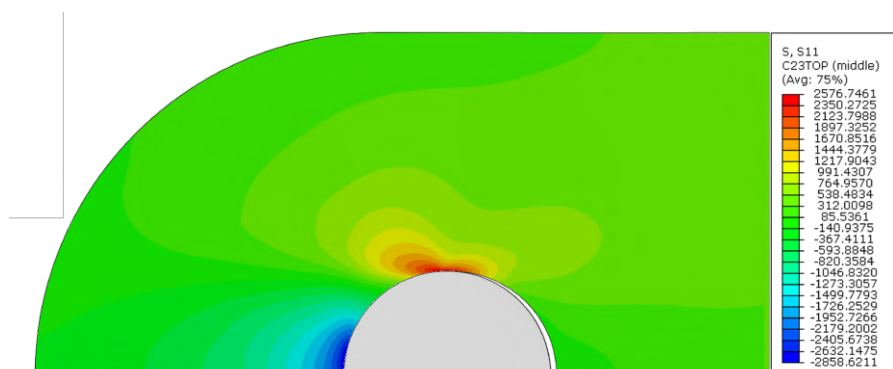
K získání indexu poruchy vrstvy bylo zvoleno pevnostní kritérium Tsai-Wu, které je

implementované v Abaqusu a hodí se pro kombinaci víceosé napjatosti. [25]

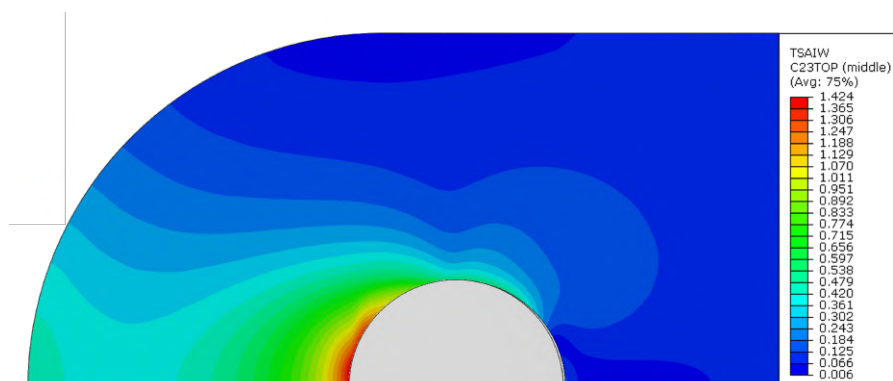
Na obrázku je vidět, že hodnota Tsai-Wu překračuje hranici porušení jedna na více místech, a to již při provozním zatížení. Tsai-Wu vyšší než jedna ještě ale nemusí znamenat selhání celého oka, vzhledem ke složité mechanice porušení vláknokovových kompozitů.



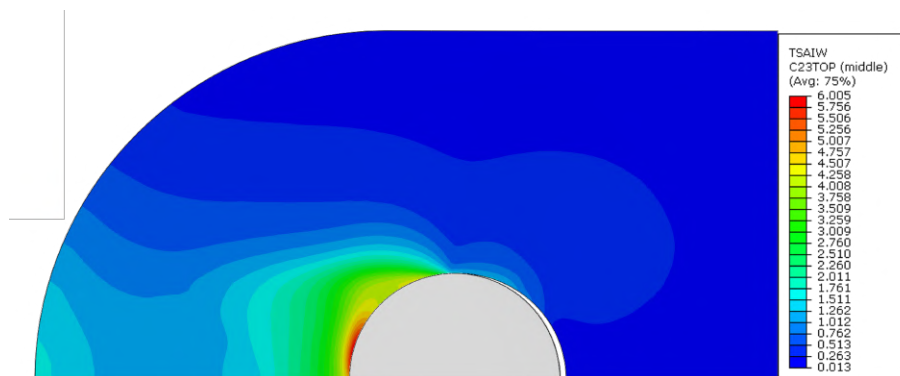
Obr. 24: Vzorek 1: napětí při provozním zatížení ve směru osy x - S11



Obr. 25: Vzorek 1: napětí při počátečním zatížení ve směru osy x - S11



Obr. 26: Vzorek 1: pevnostní kritérium Tsai-Wu pro provozní zatížení



Obr. 27: Vzorek 1: pevnostní kritérium Tsai-Wu pro početní zatížení

3.4.6 Výsledky MKP analýzy vzorku 2

Druhý vzorek byl podroben obdobné analýze se stejným nastavením modelu tak, aby bylo možné výsledky porovnávat.

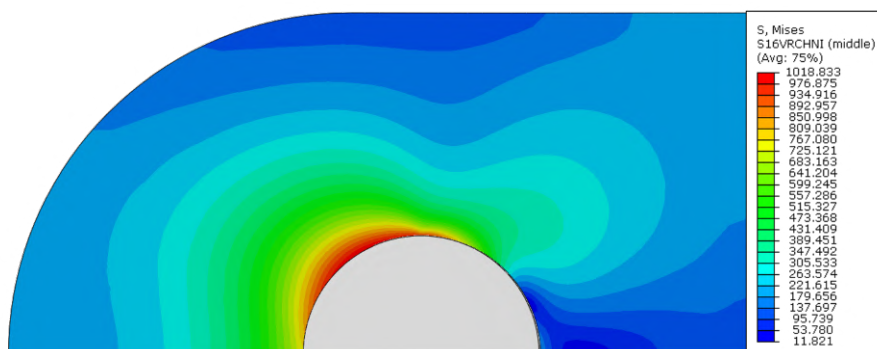
Ve srovnání s prvním vzorkem je redukované napětí v ocelových vrstvách značně nižší, nicméně porovnávání maximálních hodnot napětí není příliš vypovídající z důvodu plastického chování materiálu, které není lineární. Dobrým ukazatelem je ekvivalentní plastická deformace, která je u vzorku 2 výrazně méně rozsáhlá a jejíž maximum při početním zatížení dosahuje asi čtvrtinové hodnoty oproti vzorku 1.

Maximální tahové napětí S11 v uhlíkové vrstvě vzorku 2 je 56% oproti vzorku 1. Maximální hodnota pevnostního kritéria Tsai-Wu při početním zatížení je na úrovni 34 % vzorku 1.

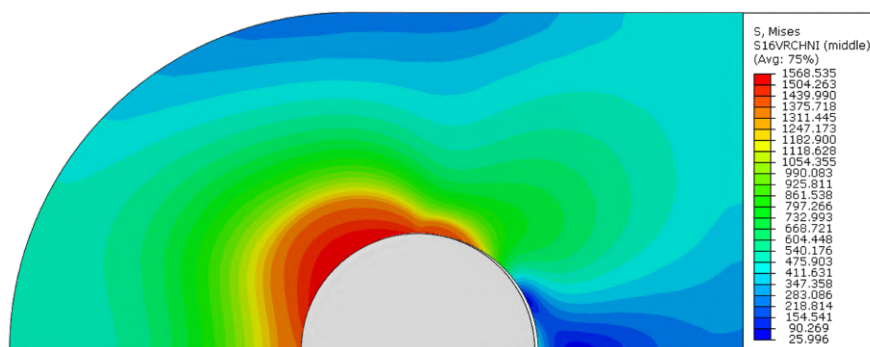
3.4.7 Omezení modelu

Jak už bylo zmíněno, tak tento MKP model má řadu omezení, a proto podle něho není možné přesně predikovat, kdy dojde k selhání celého oka. Použití skořepinových elementů omezuje výpočet pouze na rovinnou napjatost, což je postačující pro použití do té doby, dokud v kompozitu vlivem rostoucího zatížení nezačne docházet k porušování jednotlivých vrstev, praskání matrice a příčné deformaci. [33, 29, 12]

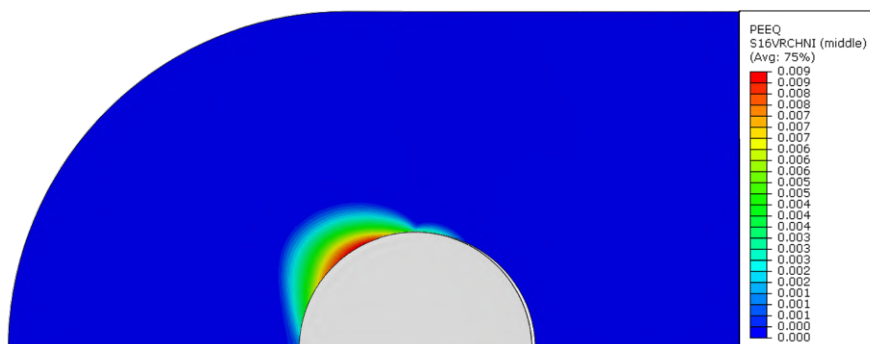
Přes veškerá omezení je tento model hodnotným zdrojem informací a v kombinaci s experimentem představuje silný nástroj pro návrh hybridního kování.



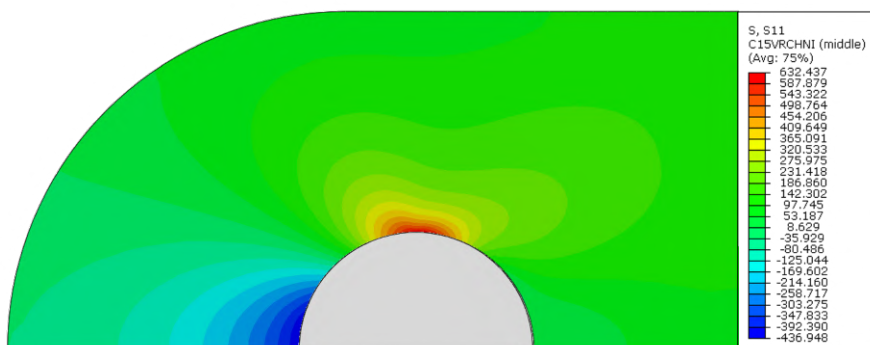
Obr. 28: Vzorek 2: napětí Von Mises pro vrchní ocelovou vrstvu při provozním zatížení



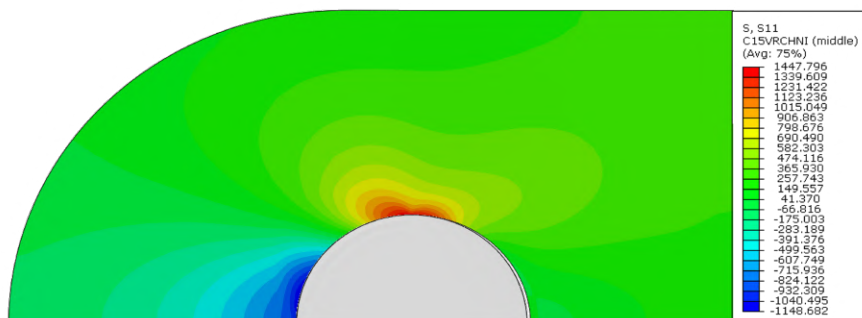
Obr. 29: Vzorek 2: napětí Von Mises pro vrchní ocelovou vrstvu při početním zatížení



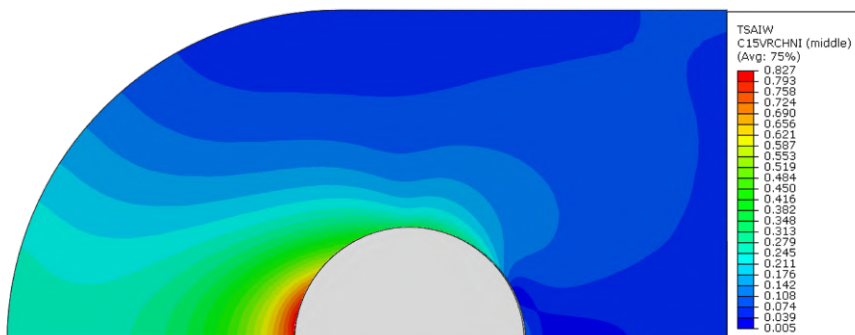
Obr. 30: Vzorek 2: ekvivalentní plastická deformace vrchní ocelové vrstvy při početním zatížení



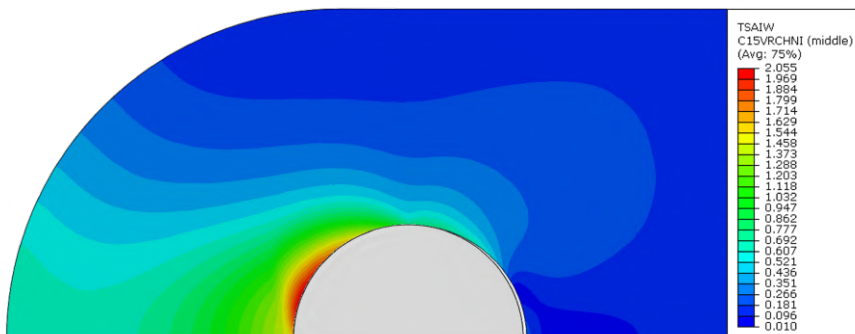
Obr. 31: Vzorek 2: napětí při provozním zatížení ve směru osy x - S11



Obr. 32: Vzorek 2: napětí při početním zatížení ve směru osy x - S11



Obr. 33: Vzorek 2: nevnostní kritérium Tsai-Wu pro provozní zatížení



Obr. 34: Vzorek 2: pevnostní kritérium Tsai-Wu pro početní zatížení

3.5 Zkušební přípravek

Zkušební přípravek byl navržen s ohledem na velikost zatížení, variabilitu v případě změny geometrie vzorku, kompatibilitu se zatěžovacím stojanem a také s ohledem na jednoduchost výroby.

Síla je do kompozitního oka zavedena přes zmiňovaný lícovaný šroub, který spojuje oko s dvěma ocelovými deskami. Tyto desky mají na druhém konci druhou díru a pomocí čepu jsou spojené s vidlicí, která je přímo našroubována na upínací závit zatěžovacího stroje.

Druhá strana kompozitního oka, v místě kde není díra, je vlepena mezi dvě ocelové desky, které mají na jedné straně díru pro čep, pomocí kterého jsou připevněny k druhé vidlici, jenž je opět našroubovaná na zatěžovací stroj.

Velikosti přípravků a průměry čepů byly voleny podle geometrie upínacích vidlic.

Sestava zkušebního přípravku je v příloze 2.

Z důvodu vysokého napětí na otláčení, které vzniká mezi lícovaným šroubem a spojovací deskou byla zvolena lepší ocel třídy 16 420.6, která má mez kluzu 540 MPa a mez pevnosti minimálně 780 MPa. [34]

Pro čep velké vidlice byl rovněž zvolen materiál s vyšší pevností, protože zde bylo zjištěno vysoké napětí při ohybu. Z důvodu snadné dostupnosti byl čep vysoustružen z pevnostního šroubu M36 10.9, který má minimální mez pevnosti 1040 MPa. [23]

Ostatní součásti zkušebního přípravku byly vyrobeny z běžné konstrukční oceli 11 523 s pevností 510 MPa. [34]

Jistota při početním zatížení pro otláčení v díře spojovacích desek byla zjednodušeně vypočítána:

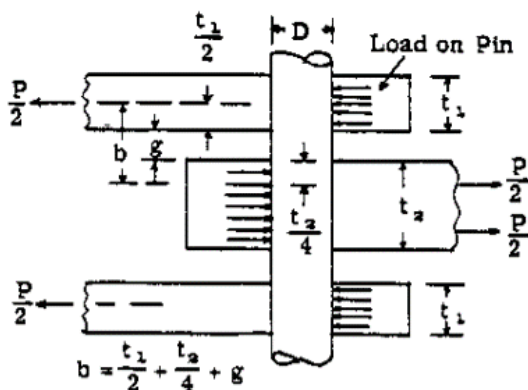
$$j_{spojka} = \frac{R_m \cdot t \cdot D}{\frac{F_{poc}}{2}} = 1,56 > 1 \quad (3.32)$$

Kontrola čepů na ohyb je počítána dle Bruhn [24]. Jedná se o čtyřbodový ohyb, pro který platí:

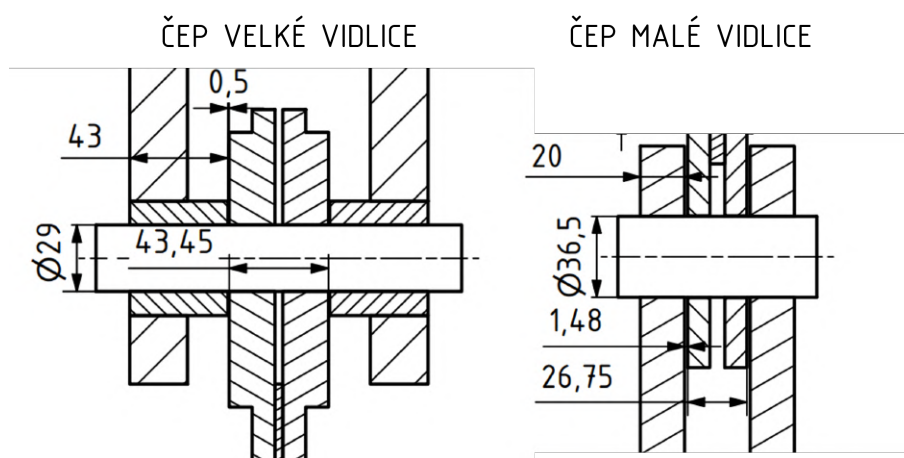
$$M_o = \frac{F}{2} \cdot b \quad (3.33)$$

$$\sigma_o = \frac{M_o}{W_o} = \frac{M_o}{\frac{\pi d^3}{32}}$$

Jistota při početním zatížení v ohybu pro čep velké vidlice:



Obr. 35: Výpočet ohybu čepu [24]



Obr. 36: Kontrolované čepy

$$j_{vvid} = \frac{2 \cdot R_m \cdot W_o}{F_{poc} \cdot b} = 1,08 > 1 \quad (3.34)$$

Jistota pro tento čep vychází velmi nízká, ale bohužel z důvodu špatné dostupnosti nebylo možné použít materiál s vyšší pevností.

Jistota při početním zatížení v ohybu pro čep malé vidlice:

$$j_{mvid} = \frac{2 \cdot R_m \cdot W_o}{F_{poc} \cdot b} = 3,59 > 1 \quad (3.35)$$

4 Výroba zkušebních vzorků

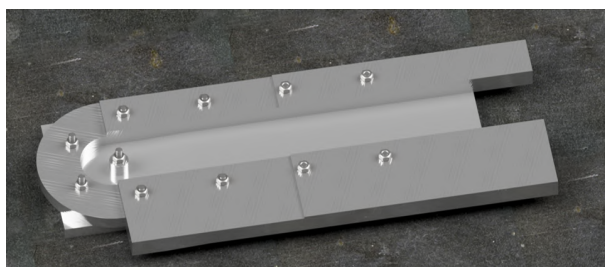
4.1 Výrobní přípravek

Výrobní přípravek představuje formu skládající se ze šesti dílů. Jako materiál formy byla zvolena hliníková slitina EN 573-3 AW 6063 T66, která je běžně dostupná, poměrně snadno se obrábí a vytváří hladký povrch vhodný pro laminaci.



Obr. 37: Frézování čela formy a řezání boční stěny

Nejprve byl pomocí CNC frézky obroben základní polotovár o rozměrech 315x190x15 mm. Z ofrézované desky byly následně uříznuty dvě části, které slouží jako boky formy. Část formy tvořící velký radius oka a čep pro díru byly vyrobeny na konvečním soustruhu. Boky formy a čep jsou ke spodní desce připevněné pomocí šroubů M5. Vůle v dírách pro šrouby umožňuje drobné pohyby a přesné ustavení jednotlivých dílů formy vůči sobě. V případě potřeby je také možné vyvrtat nové díry a snadno přizpůsobit tvar formy změně geometrie oka.



Obr. 38: Vizualizace formy

4.2 Technologie výroby zkušebních vzorků

Výroba zkušebního vzorku představovala značnou výzvu, protože technologie hybridního laminátu nebyla dosud na Ústavu letadlové techniky vyzkoušena.

Návrh výrobního procesu a potřebných přípravků probíhal s ohledem na potenciální výrobu celého křídla a dostupné možnosti výroby v dílně Ústavu letadlové techniky.

Předpokládá se, že v případě výroby celého křídla by se hybridní oko vyrábělo jako integrální součást celého nosníku a z tohoto důvodu byla zvolena stejná technologie - ruční kladení do formy a následné vakuové vytvrzování.

Nejvíce problematické bylo zvolit způsob výroby díry v oku tak, aby nedošlo k poškození vláken anebo k delaminaci. Podle Dymáčka P.[8] se jako vhodná metoda jeví řezání vodním paprskem, protože se jedná o přesnou technologii, která navíc tepelně neovlivňuje řezaný díl. Tímto způsobem však není možné vyrobít oko v rámci celého nosníku, protože by se celý díl nevešel do pracovního prostoru řezačky. Proto bylo navrženo vyrobít otvor již při samotné

laminaci tak, kdy se jednotlivé předem vyřezané vrstvy postupně nasazují na čep, který je součástí formy. Ocelové vrstvy byly vyříznuty pomocí vodního paprsku a uhlíková vlákna pomocí laseru.

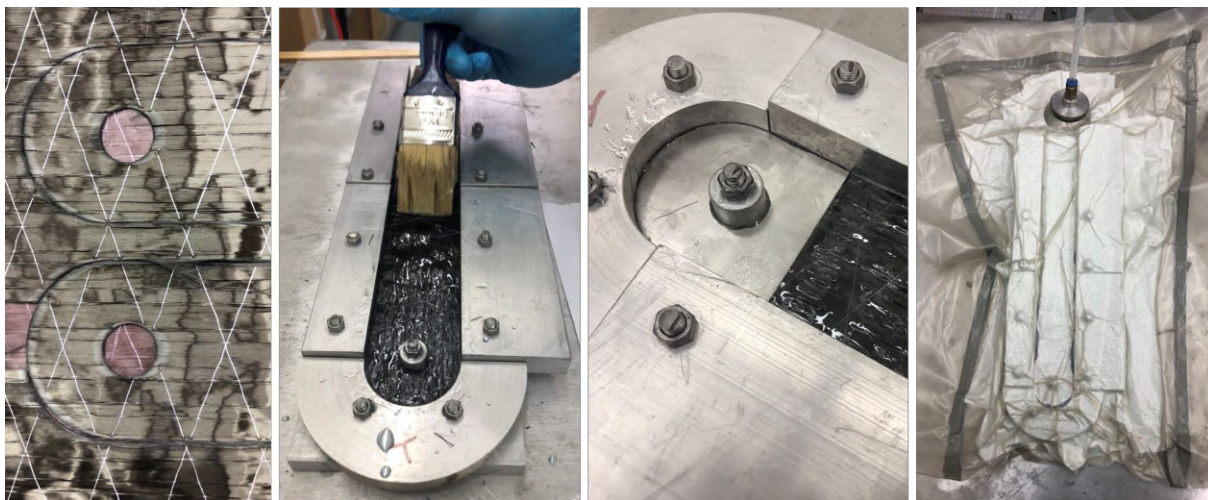


Obr. 39: Ocelové plechy vyříznuté vodním paprskem

4.3 Proces výroby zkušebních vzorků

V první fázi byl připraven povrch formy nanesením šesti vrstev separačního nátěru *Frekote 770-NC*. Povrch ocelových plechů byl zdrsňen brusným papírem s hrubostí 320 a následně byly plechy důkladně očištěny a odmaštěny acetonem.

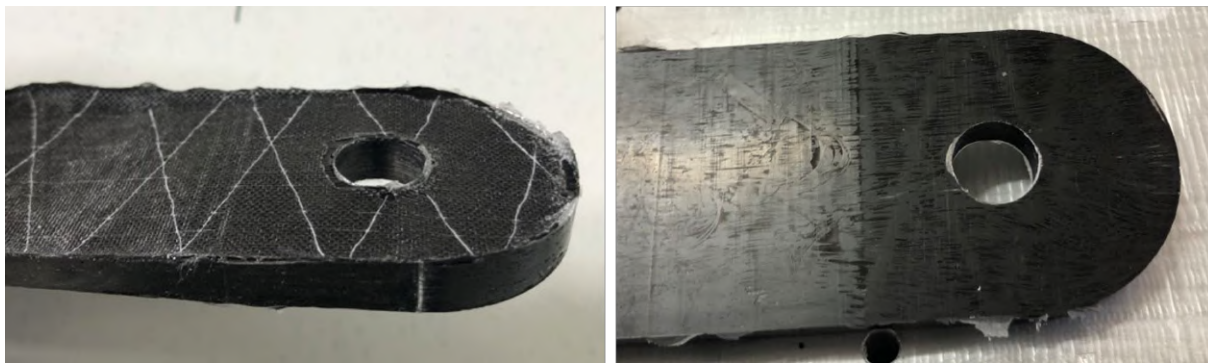
Po přípravě povrchu následovala ruční laminace, kdy bylo postupně do formy naskládáno celkem 45 respektive 37 vrstev. Na poslední vrchní vrstvu byla umístěna strhávací tkanina, poté tři vrstvy odsávací tkaniny, které zajišťují odvedení přebytečné pryskyřice. Nakonec byla celá forma vložena igelitového vaku, ve kterém byl vytvořen podtlak pomocí vývěvy.



Obr. 40: Zleva: Výřezy ok, aplikace epoxidové pryskyřice, detail ocelové vrstvy, vakuování

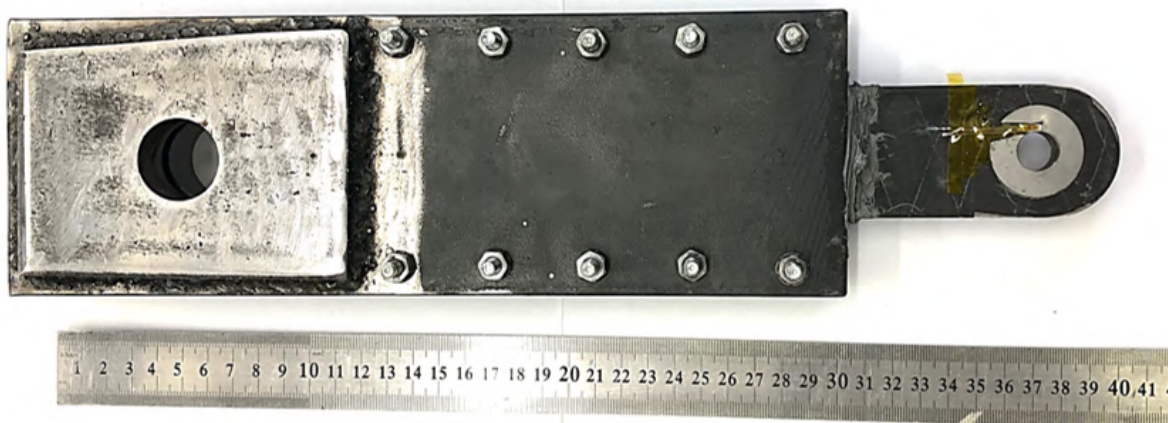
Po 24 hodinách vytvrzování za vnějšího přetlaku byl vzorek vyjmut z formy a byly obroušeny nerovnosti, které vznikly při výrobě.

Před zalepením vzorku do zkušebního přípravku bylo opět nutné připravit lepené povrchy. Lepená plocha ocelového přípravku byla zbroušena lamelovou brusku a následně byl povrch



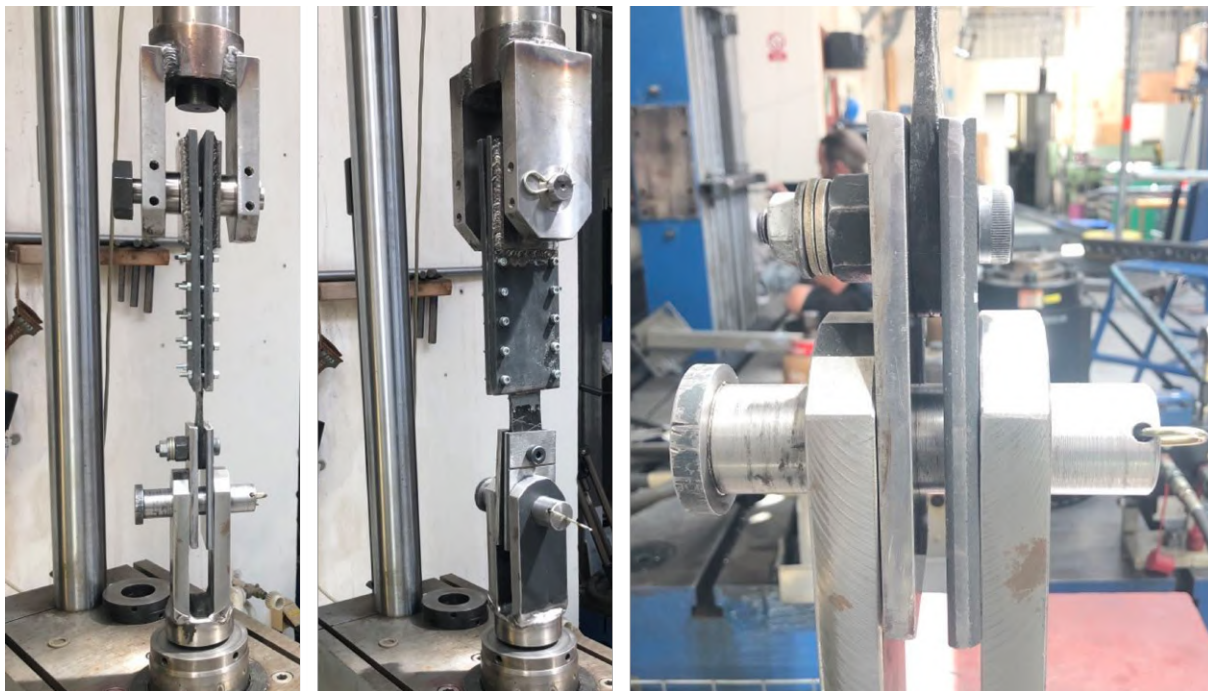
Obr. 41: Vzorek 1 po vyjmutí z formy, vlevo: vrchní strana, vpravo: spodní strana

přípravku i vzorku odmaštěn acetonem. Posledním krokem bylo zalepení vzorku do přípravku a sešroubování deseti šrouby. Lepidlo bylo vytvrzováno nejprve jeden den za pokojové teploty a poté dva dny za zvýšené teploty 35° C.



Obr. 42: Vzorek1 zalepený ve zkušebním přípravku

Za účelem zjištění napjatosti v místě otvoru byl na vzorek nainstalován tenzometr *HBM 1-LY1x-0.6/120* s rozměry měřicí mřížky 0,6x1 mm. [35] Přesná pozice je znázorněna na obrázku 18. Tenzometr byl umístěn na ocelovou vrstvu a aby nedošlo k jeho rozmáčknutí při zkoušce, byla kolem díry z obou stran nalepena 0,15 mm silná podložka s výřezem pro tenzometr.



Obr. 43: Vzorek 2 upnutý ve zkušebním přípravku

5 Experimentální část

Cílem zkoušky bylo experimentálně ověřit vzorek kompozitního oka, které bylo navrženo v předchozích kapitolách. Experimentální část se skládala ze dvou iterací. V prvním kroku byla provedena zkouška vzorku 1, následně byly vyhodnoceny výsledky, na základě kterých byl navržen, vyroben a odzkoušen vzorek 2.

Experimentální ověření pevnosti vyrobeného oka sestávalo pouze z tahové zkoušky. Jako zatěžovací rám byl využit stroj *INOVA ZUZ 200*, který je schopný pomocí hydraulického válce vyvodit sílu až 200 kN.

Průběh zatěžování byl navržen nejprve na hladinu provozního zatížení, poté krátká výdrž jednu sekundu na této hladině, a pak odlehčení. Po odlehčení je vzorek částečně vyjmut z přípravku, aby mohl být změřen průměr díry dutinovým mikrometrem. Následně je vzorek zpět upnut do přípravku a je spuštěno zatěžování až na hladinu početního zatížení. Poté opět následuje odlehčení, vyjmutí vzorku a změření průměru díry. Konečnou fází je zatížení oka až do doby, dokud nedojte k lomu.

Měřené veličiny byly: čas zatěžování, posun hydraulického válce, vyvozená síla snímaná pomocí siloměru a deformace tenzometru. Vzorkovací frekvence byla nastavena na 50 Hz.

5.1 Zkouška vzorku 1

První vzorek se skládal celkem ze 45 vrstev o tloušťce 0,15 mm (23 uhlíkových a 22 ocelových). Šířka oka byla navržena na 46 mm a průměr díry 14 mm se vzdáleností od okraje



Obr. 44: Vytržení vzorku z přípravku, vlevo: detail vytržení během zkoušky zkoušce, vpravo: stav povrchu vzorku a přípravku po vytržení

$e = 28 \text{ mm}$. Na tento vzorek byl navíc umístěn tenzometr k ověření napjatosti a porovnání s MKP modelem.

Ke spojení oka a vidlice byl využit lícovaný šroub o průměru na 14 mm. Tento šrouby byl po upnutí vzorku do přípravku utažen momentem 7 Nm, aby došlo k vyvození axiální síly ve šroubu a stažení oka.

Zkouška probíhala dle navrženého postupu, ale během pokusu o dosažení početního zatížení došlo při síle 79 960 N k vytržení vzorku ze zkušebního přípravku, nicméně celý vzorek zůstal neporušený. Důvodem byla nedostatečná adheze lepidla s ocelovým povrchem zkušebního přípravku (viz obr. 44). Tento problém byl vyřešen vybroušením řady příčných zářezů v přípravku, které slouží jako tvarový spoj. Následně byl vzorek opět zalepen do přípravku a po vytvrzení a vložení do zatěžovacího rámu mohla být zkouška dokončena.

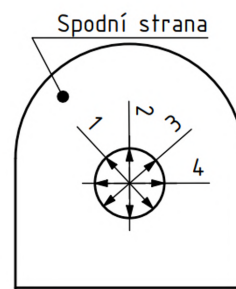
5.1.1 Výsledky zkoušky vzorku 1

Vzorek 1 bez výrazných plastických deformací přenesl provozní zatížení. Při pokusu o dosažení početního zatížení došlo k několika výrazným poklesům síly, které předznamenaly konečný lom, ke kterému došlo při dosažení maximální síly 101,49 kN, tedy 72,38 % početního zatížení. V grafu 11 je vidět závislost síly na posunutí hydraulického válce. Je patrné, že po úvodním vymezení vůlí narůstala síla poměrně lineárně až do hodnoty 72,02 kN, kdy došlo k náhlému poklesu síly asi o 4 kN a ztrátě signálu z tenzometru. Poté síla začala opět růst, ale tentokrát s nižší směrnici stoupání. Při síle 87,33 kN došlo k dalšímu výraznému poklesu síly asi o 10 kN a následně ke třetímu poklesu o 5 kN při síle 93,54 kN. K finální poruše došlo při síle 101,49 kN, kdy nastal lom a oko už dále nebylo schopné přenášet zatížení.



Graf 11: Zatěžovací diagram pro vzorek 1

Měření číslo	Zatížení [kN]				
	0	62,31	79,96	62,31	79,96
	Průměr díry [mm]			Poměrná deformace [%]	
1	13,725	13,784	13,819	0,430	0,685
2	13,737	13,803	13,858	0,480	0,881
3	13,732	13,716	13,810	-0,117	0,568
4	13,637	13,777	13,738	1,027	0,741



Tab. 8: Rozměry díry vzorku 1

V tabulce 8 jsou rozměry díry, které byly naměřeny dutinovým mikrometrem ve čtyřech různých polohách pro nulové a provozní zatížení a pro zatížení při kterém došlo k vytržení z přípravku (79,96 kN).

Po prohlédnutí vzorku a způsobu porušení bylo zjištěno, že zmíněné tři poklesy síly byly způsobené ztrátou stability a zvlněním výztužných plechů, jak je dobře patrné na obrázku 46. Zároveň je na kompozitním oku vidět výrazná delaminace, která byla patrně způsobena zvlněním plechů.

Přestože bylo oko z obou stran stažené, došlo ke ztrátě stability a příčné deformaci. Důvodem může být malá přítláčná síla v kombinaci s mírnými odchylkami v tloušťce oka. Dalším ovlivňujícím faktorem mohla být nepřesnost zkušebního přípravku a vyosení vektoru zatěžující síly. Kruhové podložky, které byly nalepeny z obou stran na krajní vrstvy pravděpodobně nejsou příčinou iniciace ztráty stability, jelikož se vlny na ocelových vrstvách nacházejí i pod podložkami.

Po odstranění utržených vrstev, viz. obrázek 47, jsou dobře vidět roviny, ve kterých došlo k šíření trhliny a konečnému lomu. Podle normy ASTM D5961M-23 [27] byl určen konkrétní režim poruchy hybridního oka, tedy "tearout"(vytržení).

Ztráta stability nejspíš do jisté míry zapříčinila snížení maximální síly, které bylo během



Obr. 45: Vzorek 1 po poruše



Obr. 46: Vzorek 1: detail roviny utržení (vlevo), zvlnění ocelových vrstev (uprostřed), detail ocelové vrstvy (vpravo)

zkoušky dosaženo. Z porušeného vzorku však nelze jednoznačně určit do jaké míry zvlnění plechů ovlivnilo celkovou únosnost nebo zda tento jev přímo inicioval trhlinu.

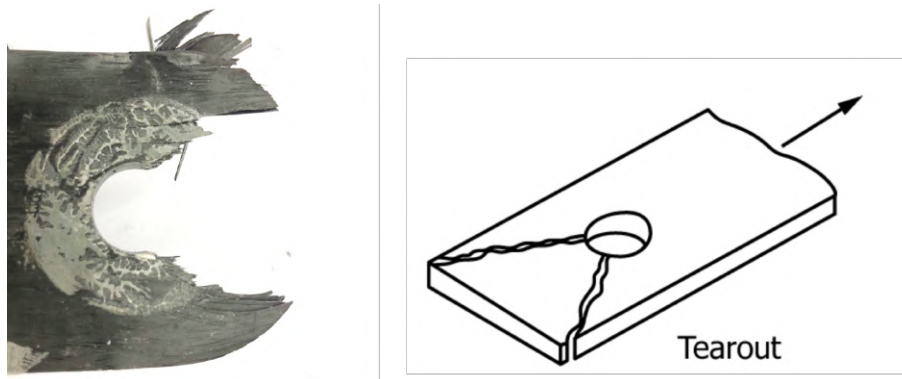
5.2 Zkouška vzorku 2

Druhý vzorek se skládal celkem ze 37 vrstev - z toho 18 uhlíkových o tloušťce 0,15 mm a 19 ocelových vrstev o tloušťce 0,3 mm. Šířka a vzdálenost díry od hrany zůstaly stejné jako u vzorku 1 ($e = 28 \text{ mm}$, $w = 46 \text{ mm}$). Průměr díry byl zvětšen na 16 mm. Na rozdíl od prvního nebyl druhý vzorek opatřen tenzometrem.

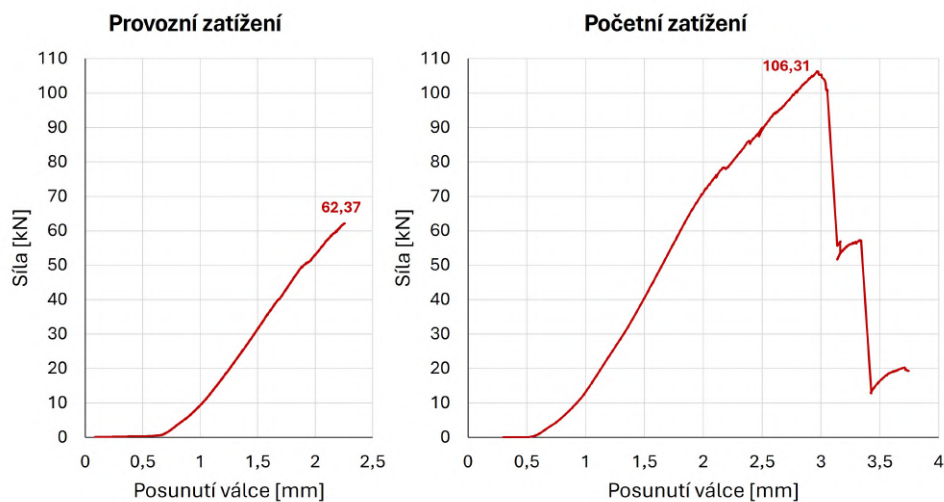
Podmínky a průběh zkoušky druhého vzorku byly obdobné jako toho prvního s výjimkou rozdílného utahovacího momentu lícovaného šroubu, který byl zvýšen na hodnotu 25 Nm za účelem zabránění ztráty stability ocelových vrstev.

5.2.1 Výsledky zkoušky vzorku 2

Vzorek 2 dosáhl hladiny provozního zatížení bez výrazné plastické deformace. Početního zatížení ale dosaženo nebylo, protože k lomu došlo už při síle 106,31 kN (75,83 % F_{poc}). V grafu 12 je opět patrné, že ze začátku, po vymezení vůlí v přípravku, byl nárůst síly lineární, nicméně v rozmezí 65 - 75 kN došlo k mírnému zlomu a snížil se sklon stoupání směrnice síly. S rostoucím posunutím válce se sice síla stále zvyšovala, ale postupně docházelo k praskání



Obr. 47: Vzorek 1: porovnání s režimu poruchy s normou *ASTM D5961M-23* [27]



Graf 12: Zatěžovací diagram pro vzorek 1

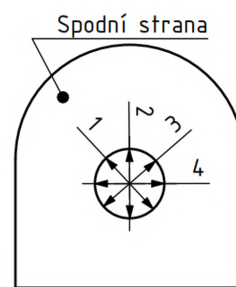
jednotlivých uhlíkových vláken, což je v grafu dobře vidět na zvlněnosti čáry. Při dosažení maximálního zatížení došlo k přetržení uhlíkových vláken v oblasti hybridního přechodu a následnému rychlému poklesu síly, což znamenalo konečnou poruchu.

Vzhledem k tomu, že nedošlo k poruše oka, ale k přetržení vzorku v přechodové oblasti, není bohužel možné vyhodnotit pevnost oka. Lze však konstatovat, že dosáhl vyšší maximální síly a po vyjmutí ze zkušebního přípravku na oku nebyly patrné žádné výrazné plastické deformace nebo zvlnění jako u vzorku 1. Po přeměření otvoru mikrometrem byla vypočtena maximální trvalá deformace, která má nejvyšší hodnotu 0,26 % v místě 1 (viz tabulka 9).

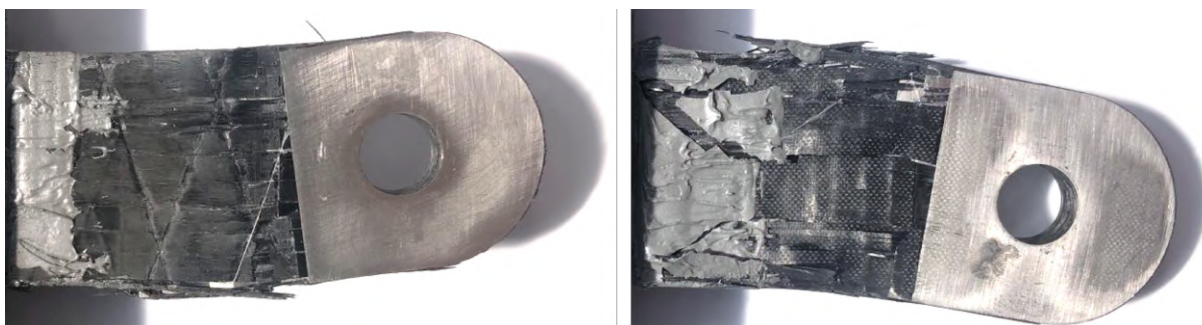
Přestože jistota pevnosti v tahu je v místě nejmenšího průřezu 2,86, tak se vzorek přetrhl. Přesný mechanismus porušení není jasný, nicméně na obrázku 50 je viditelně zachycena iniciace dvou trhlin, které jsou označeny číslem 1 a 2. První trhlina je patrná již při síle 90 kN, což odpovídá průběhu síly v grafu 12, kde je při této síle vidět drobný pokles síly.

S ohledem na komplikovanost kompozitní struktury v oblasti hybridního přechodu a možných způsobů poruchy se nabízí řada vysvětlení. Pravděpodobně došlo ke kombinaci více

Měření číslo	Zatížení [kN]				
	0	62,37	106,31	62,37	106,31
	Průměr díry [mm]			Poměrná deformace [%]	
1	16,004	16,029	16,046	0,156	0,262
2	16,013	16,035	16,046	0,137	0,206
3	16,024	16,038	16,041	0,087	0,106
4	16,074	16,029	16,017	-0,280	-0,355



Tab. 9: Rozměry díry vzorku 1



Obr. 48: Vzorek 2 po poruše

faktorů, které způsobili utržení. Z rozboru pořízeného video záznamu bylo zjištěno, že při zatěžování se zkušební přípravek nepatrně nahnul, což mohlo mít za následek vznik přídatného ohybového momentu a přetížení okrajových vrstev.

Selhání vrchních vrstev kompozitu také mohlo napomoci schodovité zesílení laminátu. V tomto místě potenciálně dochází ke vzniku napětí působícího kolmo na rovinu laminátu, které je nebezpečné z hlediska delaminace.

Po detailním prozkoumání vzorku a odebrání části vrchních vrstev bylo patrné, že velká část uhlíkových vláken se přetrhla v místě přerušení uhlíkových a kovových vrstev, jak je vidět na obrázku 51. V tomto místě dochází ke změně tuhosti a to může způsobit koncentraci napětí. Navíc je v této oblasti vysoký mezilaminární smyk, který může iniciovat delaminaci.

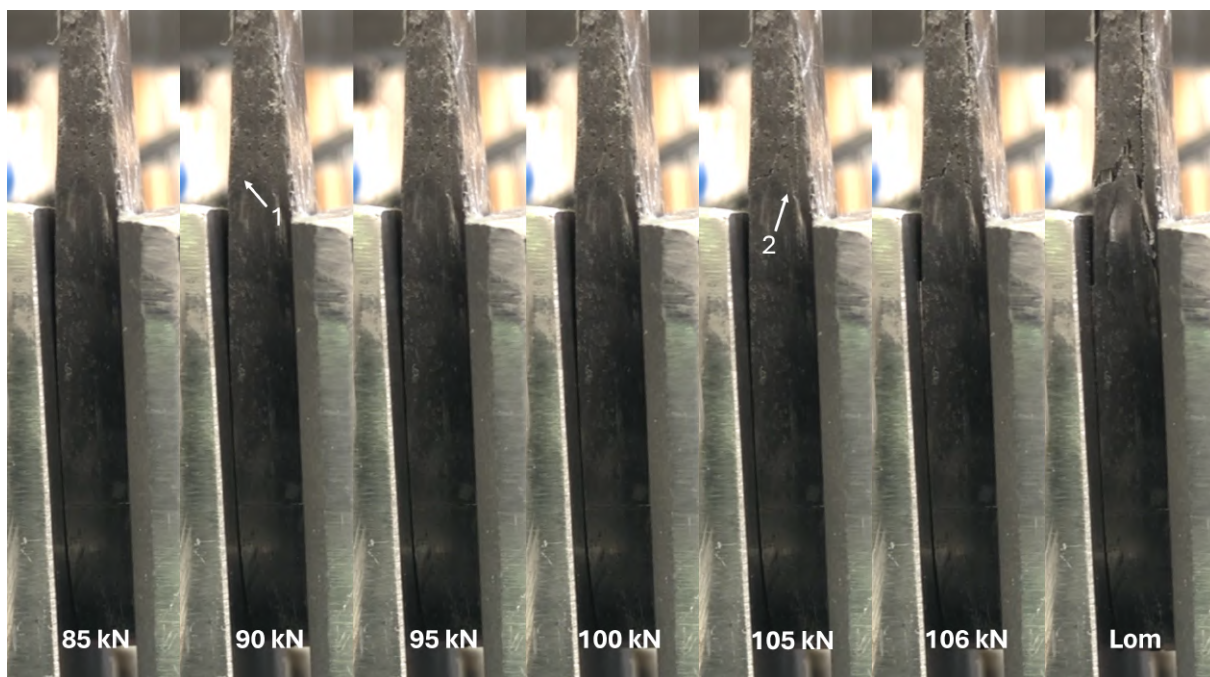
První vzorek měl všechny uhlíkové vrstvy nepřerušené. Druhý vzorek měl sice celkově větší tloušťku, ale některé uhlíkové vrstvy byly přerušeny a nahrazeny ocelovými plechy. Tato změna se zdá být kritická a pravděpodobně zapříčinila v kombinaci s dalšími vlivy vznik míst s koncentrovaným napětím, což mělo za následek postupné praskání vláken a nakonec utržení.

5.3 Diskuze k výsledkům

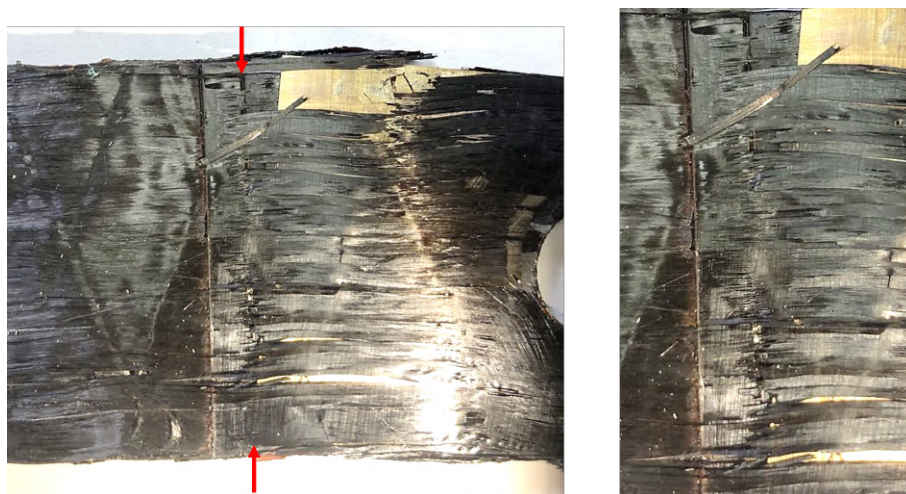
Oba vzorky byly navrženy podle analytických vztahů. Ze zkoušky prvního vzorku bylo zjištěno, že jsou tyto vztahy příliš optimistické a výrazně nadhodnocují únosnost kompozitního oka a to zejména v otlacení. Vyšší únosnost v otlacení má být však hlavní výhodou hybridních kompozitů, jak ostatně potvrzují výsledky z experimentů, které byly prezentovány v rešeršní



Obr. 49: Boční pohled na porušený vzorek 2



Obr. 50: Sekvence porušení vzorku 2

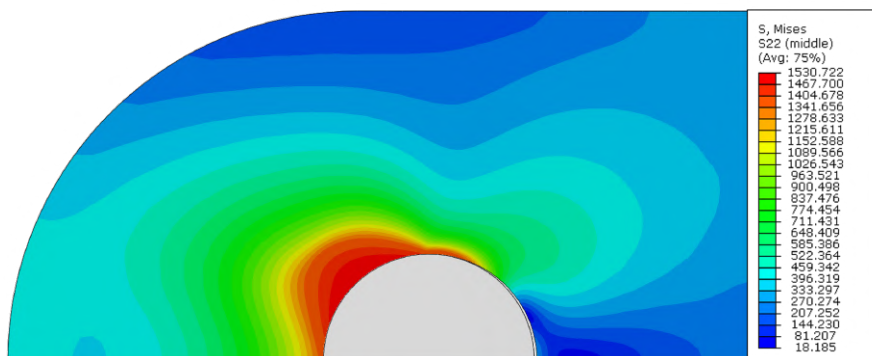


Obr. 51: Detail porušení vláken po odstranění části vrstev

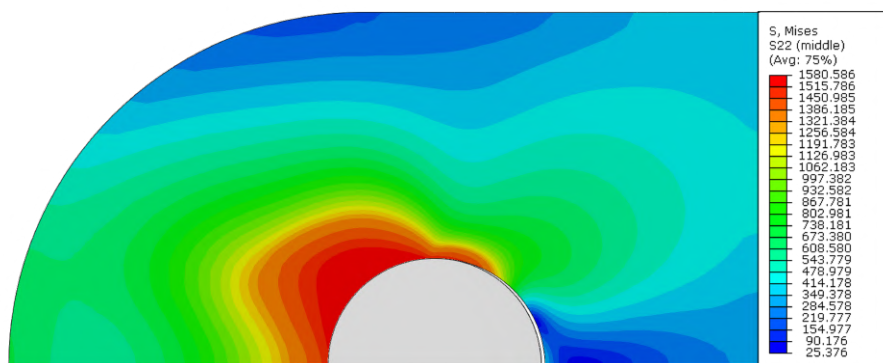
části. Pro 50% zastoupení nerezové oceli v kompozitu by podle grafu 3 mělo být možné dosáhnout pevnosti v otláčení 1800 MPa.

První vzorek selhal při 101,49 kN, což odpovídá 1073 MPa. Výsledky z MKP analýzy prvního vzorku naznačují, že při početním zatížení docházelo ve ocelových vrstvách k rozsáhlé plastizaci a uhlíkové vrstvy byly daleko za hranicí své únosnosti. Z výsledků MKP výpočtu, který byl dodatečně proveden pro zatížení 76 kN, při kterém došlo k prvnímu zvlnění a pro 101 kN, kdy došlo k lomu, vyplývá, že už při 76 kN bylo kritérium Tsai-Wu vyšší než 1,8 a v ocelových vrstvách bylo napětí vyšší než mez kluzu.

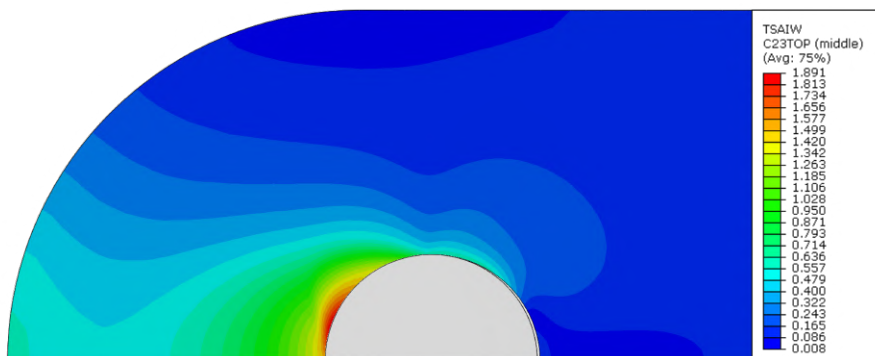
Z druhého experimentu bohužel není možné udělat závěr ohledně pevnosti oka. Nicméně když porovnáme MKP výsledky pro vzorek 1 při 76 kN a výsledky pro vzorek 2 při početním zatížení (140,2 kN), zjistíme, že napjatosti vzorku 2 v ocelových i uhlíkových vrstvách jsou nejspíše o moc vyšší než napjatosti u vzorku 1. Z toho lze předpokládat, že kompozitní oko vzorku 2 by mělo vydržet početní zatížení.



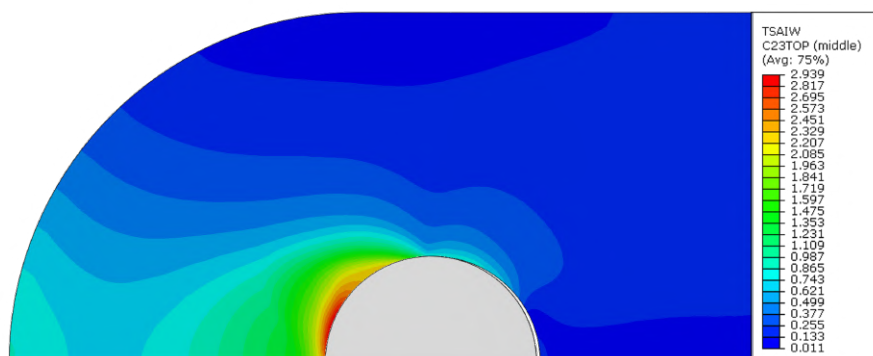
Obr. 52: Vzorek 1: Napětí von Mises pro ocelovou vrstvu při zatížení 76 kN



Obr. 53: Vzorek 1: Napětí von Mises pro ocelovou vrstvu při zatížení 101 kN



Obr. 54: Vzorek 1: Kritérium Tsai-Wu pro uhlíkovou vrstvu při zatížení 76 kN



Obr. 55: Vzorek 1: Kritérium Tsai-Wu pro uhlíkovou vrstvu při zatížení 101 kN

6 Závěr

Cílem této práce bylo navrhnout a experimentálně ověřit demonstrátor kompozitního kování křídla, který využívá technologii lokální hybridizace. Úvodu do této problematiky a seznámení se s vlákno-kovovými lamináty byla věnována druhá kapitola, která byla dále zaměřena na problematiku mechanických spojů v kompozitech. Hlavní nevýhoda těchto spojů je malá únosnost na otláčení, která je výrazně nižší než u kovových materiálů. Důvodem je anizotropie materiálu a komplikovaný mechanismus porušení. Jako možné řešení se jeví zesílit laminát vložením nebo nahrazením části vrstev kovovými vrstvami, které díky své vysoké pevnosti a isotropii výrazně vylepšují vlastnosti výsledného kompozitu. Tato technologie byla úspěšně aplikována u šroubového spoje nosné rakety Ariane 5. To dokazuje, že technologie lokální hybridizace má své uplatnění v praxi.

Třetí kapitola se zabývá návrhem a dimenzováním kompozitních ok, které posloužily jako zkušební vzorky. K návrhu byly použity analytické vztahy a poté byly oba vzorky simulovány metodou konečných prvků. Druhý vzorek byl navrhován až po vyhodnocení zkoušky prvního vzorku a jeho návrh proto vychází z poznatků získaných v experimentální části. Dále byly navrženy vhodné výrobní a zkušební přípravky.

Hlavní cíl této práce je splněn ve čtvrté kapitole, která se věnuje experimentálnímu ověření navržených vzorků pomocí tahové zkoušky. Následně jsou vyhodnoceny a diskutovány naměřené výsledky.

Z poznatků získaných v experimentální části lze konstatovat, že analytické výpočty jsou příliš optimistické a příliš nadhodnocují únosnost oka zejména v otláčení. Je ale důležité poznamenat, že oba experimenty byly ovlivněny řadou negativních vlivů pramenících z nedokonalosti výroby a nepřesnosti zkušebních přípravků. Tyto vlivy mohly do jisté míry způsobit, že vzorky nedosáhly očekávaného zatížení.

MKP výpočty predikují o něco konzervativnější výsledky než analytické vztahy, nicméně je u nich obtížné přesně stanovit, kdy dojde k selhání celého oka, protože jednotlivé vrstvy nabývají kritických hodnot napětí dlouho před tím, než dojde ke skutečnému lomu. Pokud se provede více experimentů společně s výpočtem MKP, lze z porovnání odhadovat, při jakých hodnotách vybraných ukazatelů dochází k selhání oka.

K vytvoření závěrů a spolehlivému zhodnocení pevnosti oka z hybridního kompozitu je potřeba provést více experimentů s více vzorky tak, aby bylo možné měření statisticky vyhodnotit. Dále se doporučuje, aby byly vzorky zkoušené bez přechodové oblasti, tedy pouze hybridní část z toho důvodu, aby byla eliminována možnost, že dojde k poruše v přechodové oblasti.

Tato práce se omezila na návrh a zkoušku jednoho ze tří ok a pouze pro jeden případ zatížení. Přesto však poskytuje důležité poznatky a poukazuje na slabá místa, ze kterých je možné vycházet při návrhu reálného kování.

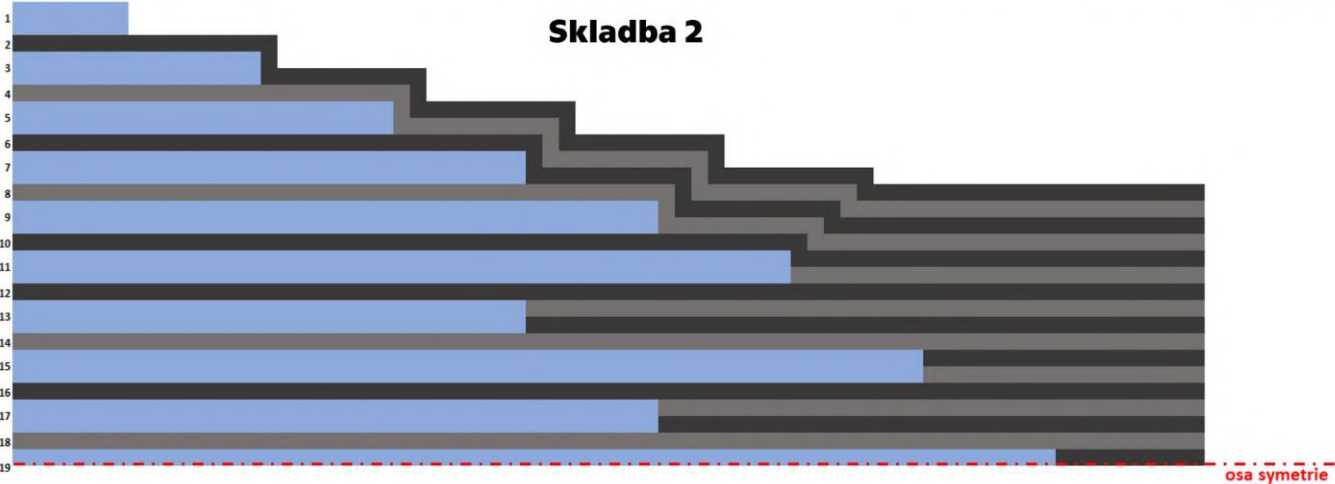
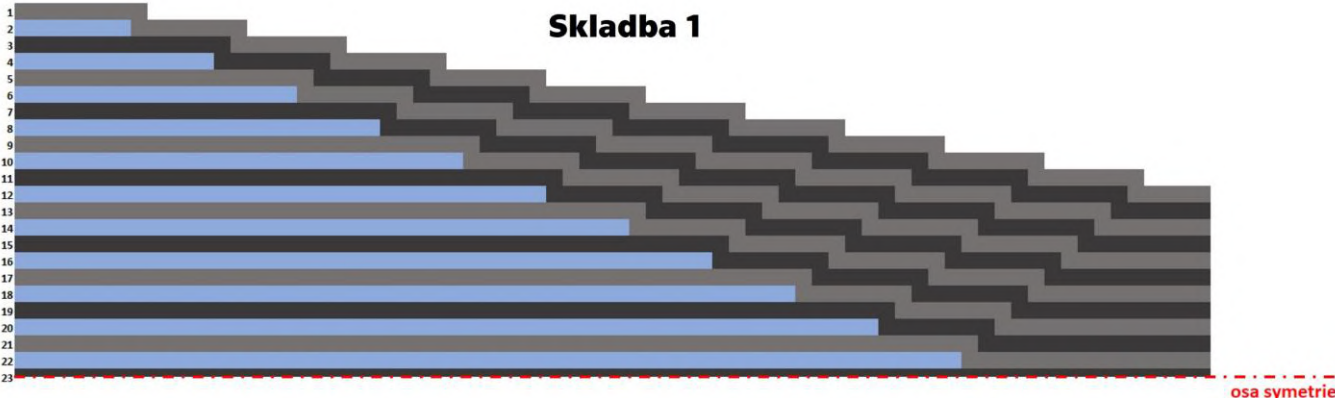
Technologie hybridního kování je potenciálně velmi efektivní řešení problému mechanického spojování kompozitů. Nevýhodou je složitost celého procesu od návrhu až k výrobě. Avšak ve velmi náročných aplikacích, jako jsou ty v leteckém a kosmickém průmyslu, kde úspora hmotnosti hraje klíčovou roli, se tato technologie jeví jako velmi výhodná.

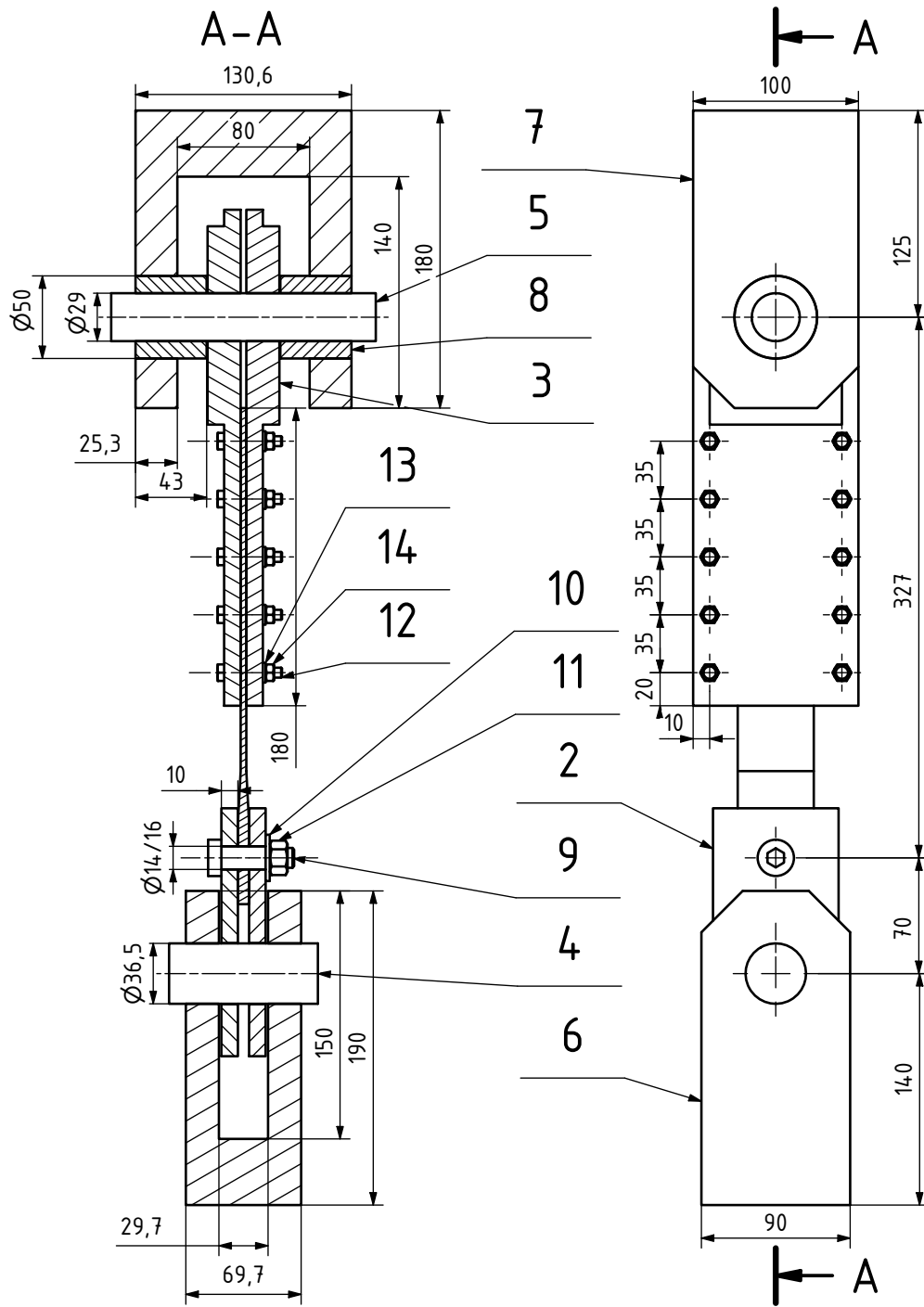
Reference

- [1] Claudia Cardoso. “Hybrid CFRP/Titanium bolted joints”. Dis. pr. Porto: Universidade de Porto, 2016.
- [2] A. Fink a P.P. Camanho. “Reinforcement of composite bolted joints by means of local metal hybridization”. In: *Composite Joints and Connections* (led. 2011), s. 3–34. DOI: 10.1533/9780857094926.1.3.
- [3] A. Fink et al. “Hybrid CFRP/titanium bolted joints: Performance assessment and application to a spacecraft payload adaptor”. In: *Composites Science and Technology* 70.2 (ún. 2010), s. 305–317. ISSN: 0266-3538. DOI: 10.1016/J.COMPSCITECH.2009.11.002.
- [4] Jan Grenar. “Kompozitní kování křídla sportovního letounu”. Dis. pr. Praha: ČVUT v Praze, 2020.
- [5] Hamza El Etri et al. “A state-of-the-art review on mechanical characteristics of different fiber metal laminates for aerospace and structural applications”. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2022 123:9 123.9 (lis. 2022), s. 2965–2991. ISSN: 1433-3015. DOI: 10.1007/S00170-022-10277-1. URL: <https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-022-10277-1>.
- [6] Russell Wanhill. “GLARE®: A Versatile Fibre Metal Laminate (FML) Concept”. In: dub. 2017, s. 291–307. ISBN: 978-981-10-2133-6. DOI: 10.1007/978-981-10-2134-3_{_}13.
- [7] Aniket Salve, Ratnakar Kulkarni a Ashok Mache. “A Review: Fiber Metal Laminates (FML’s) -Manufacturing, Test methods and Numerical modeling”. In: (dub. 2016). DOI: 10.15282/ijets.6.2016.10.2.1060.
- [8] Petr Dymáček. “Vlákno-kovové lamináty ocel-C/epoxy”. Dis. pr. Brno: VUT, čvn. 2001.
- [9] Anna Galińska. *Mechanical joining of fibre reinforced polymer composites to metals—a review. Part i: Bolted joining*. 2020. DOI: 10.3390/polym12102252.
- [10] P.P. Camanho et al. “Increasing the efficiency of composite single-shear lap joints using bonded inserts”. In: *Composites Part B: Engineering* 36.5 (čvc. 2005), s. 372–383. ISSN: 13598368. DOI: 10.1016/j.compositesb.2005.01.007.
- [11] A. Crosky et al. “Improvement of bearing strength of laminated composites”. In: *Composite Structures* 76.3 (lis. 2006), s. 260–271. ISSN: 02638223. DOI: 10.1016/j.compstruct.2006.06.036.
- [12] P.P. Camanho et al. “Hybrid titanium–CFRP laminates for high-performance bolted joints”. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 40.12 (pros. 2009), s. 1826–1837. ISSN: 1359835X. DOI: 10.1016/j.compositesa.2009.02.010.
- [13] C.D. Rans. “Bolted joints in glass reinforced aluminium (Glare) and other hybrid fibre metal laminates (FML)”. In: *Composite Joints and Connections* (led. 2011), s. 35–76. DOI: 10.1533/9780857094926.1.35.
- [14] Filip Tomáš. “Návrh křídla rychlostního letounu”. Dis. pr. Praha: ČVUT v Praze, 2020.
- [15] LAA ČR. *UL 2 - Část I*. Praha 10, led. 2019.
- [16] BS EN 10151:2002. *Stainless steel strip for springs — Technical delivery conditions*.
- [17] ASTM E 345 – 93 (2002). *Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Foil*. West Conshohocken, PA 19428-2959, United States.


- [18] MIL-HDBK-5J. “Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures”. In: *October January* (2003).
- [19] A.R. Bunsell a J Renard. *Fundamentals of Fibre Reinforced Composite Materials*. CRC Press, čvn. 2005. ISBN: 9781420056969. DOI: 10.1201/9781420056969.
- [20] Havel Composites s.r.o. *Uhlíková vlákna jednosměrná spojená mřížkou 125 g/m², šíře 30 cm z 12K*. Ún. 2024. URL: <https://www.havel-composites.com/cs/produkty/uhlikova-vlakna-jednosmerna-spojene-mrizkou-125g-m2-728-747>.
- [21] Havel Composites s.r.o. *Epoxidová pryskyřice L 285 /MGS/*. Dub. 2024. URL: <https://www.havel-composites.com/cs/produkty/epoxidova-pryskyrice-l-285-mgs-7-544>.
- [22] Inc ANSYS. *ANSYS Material Library*. 2024.
- [23] Killich s.r.o. *Technické informace - Nerez spojovací materiál, Ocelový spojovací materiál*. Dub. 2024. URL: <https://www.killich.cz/stranky/technicke-info>.
- [24] Elmer Franklin Bruhn. “Analysis and Design of Flight Vehicle Structures”. In: *Tri-State Offset Company* (1973).
- [25] Christos Kassapoglou. *Design and Analysis of Composite Structures: With Applications to Aerospace Structures: Second Edition*. 2013. DOI: 10.1002/9781118536933.
- [26] W. J. Slagter. “Static strength of riveted joints in Fibre Metal Laminates”. Dis. pr. Deft: TU Delft, dub. 1994. ISBN: 90-9007089-3. URL: <http://resolver.tudelft.nl/uuid:5db80592-96ce-4007-82eb-0a37708a7c01>.
- [27] ASTM D 5961/D 5961M 23. *Standard Test Method for Bearing Response of Polymer Matrix Composite Laminates*.
- [28] Hexcel. *Adhesives | Hexcel*. Květ. 2024. URL: <https://www.hexcel.com/Resources/DataSheets/AdhesivesDataSheets>.
- [29] M. Smolnicki et al. “A Review on Finite-Element Simulation of Fibre Metal Laminates”. In: *Archives of Computational Methods in Engineering* 30.2 (břez. 2023), s. 749–763. ISSN: 1134-3060. DOI: 10.1007/s11831-022-09814-8.
- [30] Simulia. *Abaqus/CAE User’s Manual*. Abaqus 6.11. Providence, RI, USA: Dassault Systèmes Simulia Corp., 2011.
- [31] Simulia. *Getting Started with Abaqus: Interactive Edition*. Abaqus 6.11. Providence, RI, USA: Dassault Systèmes Simulia Corp., 2011.
- [32] F. William Hosford. *Mechanical Behavior of Materials*. second. New York, USA: Cambridge University Press, 2010. ISBN: 978-0-511-65836-5.
- [33] Shiming Zu, Zhengong Zhou a Jiazhen Zhang. “Numerical simulation of pin-loaded joints of fiber metal laminate”. In: *Iranian Polymer Journal* 28.2 (ún. 2019), s. 145–155. ISSN: 1026-1265. DOI: 10.1007/s13726-018-00684-1.
- [34] T-Prom s.r.o. *Mechanické vlastnosti ocelí*. Květ. 2024. URL: <https://www.tprom.cz/mechanicke-vlastnosti-oceli>.
- [35] HBM. *Strain Gauges First choice for strain measurements*. Květ. 2024. URL: <https://www.hbm.com/fileadmin/mediapool/hbmdoc/technical/S01265.pdf>.

Příloha 1: Skladba vrstev kompozitního vzorku 1 a 2





1	Kompozitní oko			01-01-0001	S235JR (11 375)	1
2	Spojka			01-01-0002	S235JR (11 375)	2
3	Příložka			01-01-0003	S235JR (11 375)	2
4	Čep malé vidlice			01-01-0004	S235JR (11 375)	1
5	Čep velké vidlice			01-01-0005	S235JR (11 375)	1
6	Malá vidlice			01-01-0006	S235JR (11 375)	1
7	Velká vidlice			01-01-0007	S235JR (11 375)	1
8	Redukce			01-01-0008	S235JR (11 375)	2
9	Lícovaný šroub 14/16	ISO 7379 12.9		01-01-0009	S235JR (11 375)	1
10	Podložka 15	ENS 150 - A - 15		01-01-0010	S235JR (11 375)	1
11	Šestihranné matice, styl 1 - výrobní řada A a B	ISO 4032 - M12		01-01-0011	S235JR (11 375)	1
12	Šrouby se šestihrannou hlavou S redukovanou částí dířku. Výrobní třída B	ISO 4015 - M6 x 35		01-01-0012	S235JR (11 375)	10
13	Podložka 6,4	ENS 150 - A - 6,4		01-01-0013	S235JR (11 375)	10
14	Šestihranné matice, styl 1 - výrobní řada A a B	ISO 4032 - M6		01-01-0014	S235JR (11 375)	10
ODKAZ	NÁZEV	NORMA		Č. VÝKRESU	MATERIÁL	KS

NAVŘHL	Matěj Vavřina	Datum	21.05.2024	PŘEZK.		Podpis		Datum		HMOTNOST	Není k dispozici	MĚŘÍTKO	1:2
KRESLIL	Matěj Vavřina		21.05.2024	SCHVÁLIL						SESTAVA		PROMÍTÁNÍ:	☐ (ISO E)
		FAKULTA STROJNÍ v22.1		NÁZEV SESTAVA ZKUŠEBNÍHO PŘÍPRAVKU ČÍSLO VÝKRESU 01-00-0000		TYP: SESTAVNÝ VÝKRES LIST: 1/1							