

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI
FAKULTA STROJNÍ

Studijní program: P2031 Strojní inženýrství
Studijní obor: 2302V019 Stavba strojů a zřízení

DISERTAČNÍ PRÁCE

**Metodika návrhu a výroby skořepinových rámců
závodních automobilů**

Student DSP: **Ing. Michal Skovajsa**
Školitel: **doc. Ing. Ladislav Němec, CSc.**

Akademický rok 2020/2021

PROHLÁŠENÍ O AUTORSTVÍ

Předkládám tímto k hodnocení a obhajobě disertační práci zpracovanou na Katedře konstruování strojů Fakulty strojní Západočeské univerzity v Plzni.

Prohlašuji, že jsem předloženou disertační práci:

Metodika návrhu a výroby skořepinových rámců závodních automobilů

vypracoval samostatně, pod vedením a odborným dohledem školitele (příp.: a konzultanta specialisty) s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v soupisu bibliografických citací, který je součástí této práce.

Datum:

podpis

Autorská práva

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

Poděkování

Touto cestou bych chtěl poděkovat mému školiteli doc. Ing. Ladislavu Němecovi, CSc. za cenné rady a trpělivost při vedení disertační práce. Panu Ing. Janu Krystkovi, Ph.D. za pomoc s experimentálním měřením zkušebních vzorků a Ing. Romanu Kroftovi za měření vlastní frekvence na funkčním vzorku, kolegovi Ing. Františkovi Sedláčkovi za pomoc při výrobě funkčních vzorků a cenné rady při výpočtech kompozitních materiálů, panu Ing. Janu Zajícovi a panu Ing. Martinovi Mrázkovi za pomoc s experimentálním měřením torzní tuhosti a rozměrovou analýzou.

ANOTACE

AUTOR - STUDENT DSP	Příjmení vč. titulů Ing. Skovajsa	Jméno Michal
STUDIJNÍ OBOR	Stavba strojů a zařízení	
ŠKOLITEL	Příjmení vč. titulů doc. Ing. Němec, CSc.	Jméno Ladislav
PRACOVISŤE ŠKOLITELE	Katedra konstruování strojů Fakulta strojní, Západočeská univerzita v Plzni	
DRUH PRÁCE	Disertační práce	
NÁZEV PRÁCE	Metodika návrhu a výroby skořepinových rámu závodních automobilů	

Fakulta: Fakulta strojní

Katedra: Katedra konstruování strojů

Rok odevzdání: 2021

Počet stran (A4 a ekvivalentů A4)

Celkem	161	Textová část	161	Grafická část	0
---------------	-----	---------------------	-----	----------------------	---

STRUČNÝ POPIS ZAMĚŘENÍ, TÉMATU, CÍLŮ, POZNATKŮ A PŘÍNOSŮ PRÁCE	<p>Tato disertační práce se zabývá stanovením metodiky výroby a návrhu skořepinového rámu závodních automobilů. Hlavním cílem bylo provést stanovení dílčí metodiky výroby a návrhu na samotném kompozitním sendvičovém panelu s ověřením pomocí několika experimentálních měření. Celková metodika byla ověřena na dvou případových studiích. Za prvé na návrhu a výrobě negativní formy a za druhé na návrhu a výrobě funkčního vzorku skořepinového rámu. Na funkčním vzorku skořepinového rámu byla provedena rozměrová kontrola a několik experimentálních měření. Přínosem práce je ucelená metodika návrhu a výroby skořepinového rámu s ověřením na funkčním vzorku.</p>
KLÍČOVÁ SLOVA	Skořepinový rám, metodika návrhu a výroby, kompozitní sendvičový panel, torzní tuhost.

ANNOTATION

AUTHOR - DSP STUDENT	Surname, incl. ac. degrees Ing. Skovajsa	Name Michal
FIELD of STUDY	Design of Machines and Equipment	
SUPERVISOR	Surname, incl. ac. degrees doc. Ing. Němec, CSc.	Name Ladislav
INSTITUTION of SUPERVISOR	Department of Machine Design Faculty of Mech. Engineering, University of West Bohemia	
TYPE of WORK	Dissertation	
TITLE of WORK	Design and manufacture methodic of racing car monocoque	

Fakulta: Faculty of Mechanical Engineering

Katedra: Department of Machine Desing

Rok odevzdání: 2021

Number of pages (A4 and A4 equivalents)

Total	161	Textual part	161	Graphical part	0
--------------	-----	---------------------	-----	-----------------------	---

BRIEF DESCRIPTION of DIRECTION, TOPIC, GOALS, RESULTS and CONTRIBUTIONS of WORK	This dissertation deals with the determination of a methodology for manufacturing and designing racing car monocoques. The main goal was to determine a methodology for manufacturing and designing a composite sandwich panel with verification using several experimental measurements. The overall methodology was verified in two case studies. Firstly, on the design and manufacture of a negative mould and secondly, on the design and manufacture of a functional sample of the carbon fibre monocoque. The dimensional check and several experimental measurements were performed on the functional sample of the carbon fibre monocoque. The benefit of this dissertation is a comprehensive methodology for designing and manufacturing a carbon fibre monocoque with verification on a functional sample.
KEY WORDS	Monocoque, methodics of design and manufacturing, composite sandwich panel, torsional stiffness.

Obsah

Úvod.....	1
1 Cíle pro disertační práci	2
2 Skořepinový prostorový rám.....	3
2.1 Historie skořepinových prostorových rámu	4
2.2 Současný stav	8
3 Požadavky kladené na skořepinové rámy	9
3.1 Základní popis namáhání	9
3.2 Stanovení požadované torzní tuhosti	11
3.2.1 Přenos bočního zatížení	12
4 Skořepinové rámy závodních vozů	19
4.1 Konstrukční koncepty skořepinového rámu.....	20
5 Metodika návrhu a výroby sendvičového kompozitního panelu	22
5.1 Jádra	23
5.1.1 Mechanické a tvarové vlastnosti voštiny ze slitiny hliníku.....	24
5.2 Potah	27
5.2.1 Polotovar laminy	27
5.2.2 Matrice	30
5.2.3 Mechanické vlastnosti.....	31
5.2.4 Skladba laminátu.....	33
5.2.5 Experimentální měření mechanických vlastností daného materiálu potahu	35
5.2.6 Vliv skladby laminátu na torzní tuhost skořepiny.....	39
5.3 Metodika výpočtu tuhosti v ohybu.....	43
5.3.1 Analytický výpočet	43
5.3.2 Pevnostní kritéria sendvičového panelu v ohybu.....	48
5.4 Metodika výroby sendvičového panelu	50
5.4.1 Podmínky vytvrzování	51
5.4.2 Výrobní proces.....	53
5.4.3 Boční stabilita jádra	55
5.4.4 Technologie výroby	56
5.5 Ověření výrobního postupu.....	58
5.5.1 Experimentální měření integrity panelu.....	59
5.6 Experimentální měření pevnosti v ohybu	62
5.6.1 Numerický výpočet kompozitního panelu	66
5.6.2 Analytický výpočet	68

5.6.3	Evaluace experimentálního měření pevnostní v ohybu sendvičového panelu	70
5.7	Spojení sendvičového kompozitního panelu s konstrukčními prvky.....	71
5.7.1	Návrh šroubového spoje s insertem	73
5.7.2	Experimentální měření meze pevnosti ve smyku.....	75
5.7.3	Experimentální měření odolnosti průchozího šroubového spoje s insertem	77
6	Metodika návrhu a výroby skořepinového rámu	81
7	Případová studie návrhu skořepinového rámu	84
7.1	Pravidla	84
7.2	Ergonomie kokpitu.....	86
7.3	Koncepční návrh	87
7.4	Zástavba funkčních celků.....	88
7.4.1	Přední zavěšení	88
7.4.2	Řízení	89
7.4.3	Pedálová soustava	89
7.5	Návrh sendvičového panelu skořepiny	90
7.5.1	Návrh panelu	90
7.5.2	Experimentální měření tuhosti panelu v ohybu	95
7.5.3	Experimentální měření odolností panelu ve smyku	97
7.5.4	Experimentální měření pevnosti úchytných bodů bezpečnostních pásů	99
7.5.5	Výpočet torzní tuhosti.....	101
7.5.6	Evaluace návrhu skořepinového rámu	103
7.6	Návrh formy skořepiny	104
7.6.1	Negativní forma	104
7.6.2	Pozitivní forma.....	108
7.6.3	Poloha úchytných bodu funkčních celku a zavěšení.....	110
8	Případová studie výroby negativní formy	111
8.1	Výroba pozitivní formy.....	111
8.2	Výroba negativní formy	114
9	Případová studie výroby skořepinového rámu.....	119
9.1	Výroba skořepinového rámu.....	119
9.2	Ověřovací měření.....	129
9.2.1	Rozměrová analýza	129
9.2.2	Experimentální měření vlastních frekvencí a tvarů.....	133
9.2.3	Měření torzní tuhosti skořepinového rámu	139
9.2.4	Měření torzní tuhosti skořepinového rámu a zadního ocelového rámu	147
10	Souhrn navržené základní metodiky návrhu a výroby skořepinového rámu	153
11	Závěr	154

11.1	Shrnutí přínosů práce	156
12	Použitá literatura	157
13	Publikace autora.....	161

Seznam obrázků

Obrázek 2-1 Zatížení skořepinové struktury (a) zátěžný stav 1, (b) zátěžný stav 2	3
Obrázek 2-2 Zatížení příhradové konstrukce (a) zátěžný stav 1, (b) zátěžný stav 2	3
Obrázek 2-3 Poměrové zhodnocení jednotlivých druhů rámu [2].....	4
Obrázek 2-4 Lancia Lambda 1922 [3]	4
Obrázek 2-5 Skořepina vozu Formula 1 Lotus 25 z roku 1962 [4].....	5
Obrázek 2-6 Vůz Formula 1 Lotus 24 [7]	5
Obrázek 2-7 Vůz Formula 1 Cosworth 4WD z roku 1969 [8]	6
Obrázek 2-8 Skořepinový rám vozu McLaren MP4-1 z roku 1981 [9].....	6
Obrázek 2-9 McLaren F1 [11]	6
Obrázek 2-10 Skořepinový rám současných vozů Formula 1 [13]	7
Obrázek 2-11 Skořepinový rám vozu Bugatti Veyron 16.4 [14].....	7
Obrázek 3-1 Schéma torzního zatížení rámu vozu.....	9
Obrázek 3-2 Schéma vertikálního zatížení rámu vozu.....	9
Obrázek 3-3 Schéma bočního zatížení rámu vozu	10
Obrázek 3-4 Statický model vozidla	11
Obrázek 3-5 Statický model vozidla nahrazený soustavou pružin	12
Obrázek 3-6 Přenos bočního zatížení.....	12
Obrázek 3-7 Model vozu s jedním hmotným bodem a nekonečně tuhým rámem	13
Obrázek 3-8 Model vozu se dvěma hmotnými body a nekonečně tuhým rámem.....	14
Obrázek 4-1 Konceptní řešení skořepiny vozu formulového typu [13].....	19
Obrázek 4-2 Konceptní řešení skořepiny cestovního vozu [13] (a) Skořepinový rám s uzavřeným kokpitem (b) Skořepinový rám s otevřeným kokpitem.....	19
Obrázek 4-3 Řez vozem Formula 1 [13]	20
Obrázek 4-4 Řez vozem Formula Student [36]	20
Obrázek 4-5 Celistvá skořepina vozu Formula Student [37].....	20
Obrázek 4-6 Skládání skořepina vozu Volkswagen XL1 [20]	21
Obrázek 4-7 Spodní polovina lepeného skořepinového rámu [38].....	21
Obrázek 5-1 Sendvičový kompozitní panel	22
Obrázek 5-2 Výrobní postup voštiny s vyznačenými směry L a W	24
Obrázek 5-3 Voština s hexagonálním tvarem buňky.....	24
Obrázek 5-4 Deformace voštiny při ohýbání v jednom směru.....	25
Obrázek 5-5 Voština s obdélníkovým tvarem buňky	25
Obrázek 5-6 Vyztužený hexagonální tvar voštiny	25
Obrázek 5-7 Voština "FlexCore" s vlnkovitým tvarem jádra.....	26
Obrázek 5-8 Tvarovatelnost jádra FlexCore [41], [42]	26
Obrázek 5-9 Zleva vlákno, roving, tkanina	27
Obrázek 5-10 Vlastnosti tkaniny dle typu tkané vazby	29
Obrázek 5-11 Směry anizotropie a roviny symetrie elastických vlastností ortotropního materiálu	31
Obrázek 5-12 Hlavní směry anizotropie laminátu.....	32
Obrázek 5-13 Vlevo laminát $[90 _{\pm 45} 0]_s$, vpravo laminát $[40 -30 0 30]$	33
Obrázek 5-14 Deformace vlivem normálového zatížení u nevyváženého a nesymetrického laminátu a) tahové zatížení a ohybová deformace b) tahové zatížení a torzní deformace c) tahové zatížení a smyková deformace.....	33
Obrázek 5-15 Rozvržení vzorků na vyrobené desce	35
Obrázek 5-16 Vlevo zkouška tahem dle ASTM D 3039, vpravo zkouška tlakem dle ASTM D 3410	36
Obrázek 5-17 zkouška tahem dle ASTM D 3518 s připojeným biaxiální tenzometrem	38
Obrázek 5-18 Hnací hřídel se směr vláken 45° vůči ose rotace [49].....	39

Obrázek 5-19 Zjednodušený model skořepinového rámu, a) trubka, b) trubku s otvorem (simulace kokpitu) c) zjednodušený skořepinový rám	39
Obrázek 5-20 MKP model pro výpočet torzní tuhosti	40
Obrázek 5-21 Sendvičový kompozitní nosník při trojbodém ohybu s řezem v místě A	43
Obrázek 5-22 Průběh normálového a smykového napětí sendvičového nosníku v ohybu [44]	43
Obrázek 5-23 - Namáhání sendvičového panelu při trojbodém ohybu	44
Obrázek 5-24 - Deformace panelu způsobené vlivem ohybu a smyku	44
Obrázek 5-25 - Typy porušení sendvičového panelu při trojbodém ohybu	48
Obrázek 5-26 Vlevo mokrá laminace s ručním nanášením matrice, vpravo vakuově iunfusní metoda nanášení matrice.....	50
Obrázek 5-27 Vytvrzení dílů a) pec s vakuovým pytlek b) autokláv s vakuovým pytlek [55]	50
Obrázek 5-28 Zvlnění vnitřní vrstvy vlivem vnějšího tlaku.....	51
Obrázek 5-29 Porozita lepeného spoje vlivem vakua	52
Obrázek 5-30 Kvalita lepeného spoje vlivem sníženého vakua	52
Obrázek 5-31 Zvlnění vnější a vnitřní vrstvy při jedno-cyklovém procesu výroby	53
Obrázek 5-32 Vnější povrch při dvou-cyklovém vytvrzování	53
Obrázek 5-33 Výrobní proces kompozitního sendvičového panelu.....	54
Obrázek 5-34 Zatížení sendvičového kompozitního panelu vnějším tlakem	55
Obrázek 5-35 Zborcené jádro sendvičového kompozitního panelu po vytvrzení s vnějším tlakem 3 bar .	55
Obrázek 5-36 Ochrana jádra vnějším rámem	55
Obrázek 5-37 Ochrana jádra zkosením vnější hrany.....	55
Obrázek 5-38 Sestavení technologických vrstev při výrobě vnější vrstvy pro první vytvrzovací cyklus ..	57
Obrázek 5-39 Sestavení technologických vrstev při výrobě vnitřní vrstvy pro druhý vytvrzovací cyklus	57
Obrázek 5-40 Vyrobené testovací panely dle stanové metodiky: vlevo (trojbodý ohyb, střížné napětí potahu, odolnost spoje s insertem, vpravo (test odlupu nebo integrity panelu)	58
Obrázek 5-41 Zkušební vzorky zleva Odlup_P[2]_C[3,2,/72], Odlup_P[2+A]_C[3,2,/72], Odlup_P[2+A]_C[4,8/32], Odlup_P[2]_C[4,8/32]	59
Obrázek 5-42 Experimentální měření odlupu potahu od jádra, vlevo počátek zkoušky, vpravo průběh zkoušky	60
Obrázek 5-43 Vlevo vzorek Odlup_P[2]_C[4,8/32]_S[1], vpravo vzorek Odlup_P[2+A]_C[4,8/32]_S[1]	61
Obrázek 5-44 Zkušební vzorky pro trojbodý zleva Ohyb_P[5]_C[3,2/72], Ohyb_P[5]_C[4,8/32], Ohyb_P[4]_C[3,2/72], Ohyb_P[4]_C[4,8/32].....	62
Obrázek 5-45 Schéma uložení vzorku při průběhu zkoušky pevnosti v ohybu.....	63
Obrázek 5-46 Směr orientace jádra a hlavního směru vláken potahu	63
Obrázek 5-47 Boční pohled na lokální porušení jádra v tlaku pro vzorek Ohyb_P[4]_C[3,2/72]	65
Obrázek 5-48 Boční pohled na lokální porušení jádra v tlaku pro vzorek Ohyb_P[4]_C[3,2/72]	65
Obrázek 5-49 Síť pro numerickou simulaci trojbodého ohybu	66
Obrázek 5-50 Tahové napětí ve spodním potahu pro vzorek Ohyb_P[5]_C[4,8/32]	67
Obrázek 5-51 Tlakové napětí v horním potahu pro vzorek Ohyb_P[5]_C[4,8/32]	67
Obrázek 5-52 Smykové napětí v jádru pro vzorek Ohyb_P[5]_C[4,8/32]	67
Obrázek 5-53 Lokální zborcení jádra ve šroubovém spoji kompozitního sendvičového panelu	71
Obrázek 5-54 Vlevo šroubový spoj bez vyztužení vložkou; vpravo šroubový spoj vyztužený vložkou....	72
Obrázek 5-55 Možné typy insertu a jejich způsob vlepění do sendvičového panelu [68].....	72
Obrázek 5-56 Faktory ovlivňující návrh šroubového spoje [69].....	73
Obrázek 5-57 - Rozložení smykového napětí v řezu panelu s insertem	74
Obrázek 5-58 Smykové porušení potahu	74
Obrázek 5-59 Zkušební vzorky zleva Střih_P[5]_C[4,8/32], Střih_P[4]_C[3,2,/72], Střih_P[5]_C[3,2,/72], Střih_P[4]_C[4,8/32].....	75
Obrázek 5-60 Schéma uložení vzorku při průběhu zkoušky pevnosti potahu ve smyku	76

Obrázek 5-61 Zkušební vzorky zleva Insert_P[4]_C[4,8/32], Insert_P[4]_C[3,2,/72], Insert_P[5]_C[4,8/32], Insert_P[5]_C[3,2,/72]	77
Obrázek 5-62 Schéma uložení vzorku při průběhu zkoušky pevnosti insertu v tahu	78
Obrázek 6-1 Oblasti ovlivňující návrh skořepinové struktury	81
Obrázek 6-2 Metodika návrhu skořepinového rámu z kompozitních materiálů.....	82
Obrázek 6-3 Metodika výroby skořepinového rámu z kompozitních materiálů	83
Obrázek 7-1 Přední a hlavní oblouk.....	84
Obrázek 7-2 Šablony pro minimální velikost kokpitu; vlevo prostor řidiče; vpravo prostor nohou	84
Obrázek 7-3 Šablona 95% postavy muže.....	85
Obrázek 7-4 Mezera mezi spojnicí hlavních oblouků a helmou řidiče	85
Obrázek 7-5 Poloha kotvicích bodů ramenních a břišních/stehenních pásů.....	85
Obrázek 7-6 Výšková úroveň volantu.....	85
Obrázek 7-7 Zjednodušený model kokpitu pro měření celkové ergonomie.....	86
Obrázek 7-8 Definovaný minimální prostor řidiče vzhledem k měření ergonomie a požadovaných šablon z pravidel.....	86
Obrázek 7-9 Boční pohled na celkový rám vozu	87
Obrázek 7-10 Zadní trubkový ocelový rám, vlevo přední pohled, vpravo zadní 3D pohled.....	87
Obrázek 7-11 Prostor a zástavba funkčního celku předního zavěšení.....	88
Obrázek 7-12 Kryt tlumičů a stabilizátoru	88
Obrázek 7-13 Prostor a zástavba funkčního celku systému řízení	89
Obrázek 7-14 Prostor a zástavba funkčního celku pedálové soustavy	89
Obrázek 7-15 Přehled okrajových podmínek ze strany pravidel soutěže	90
Obrázek 7-16 Rozměr a poloha přípojných bodů zadního ocelového rámu.....	93
Obrázek 7-17 Rozklad sil v zavěšení	94
Obrázek 7-18 Zatížení konzolového otočného bodu.....	94
Obrázek 7-19 Schéma uložení zkušební vzorku	95
Obrázek 7-20 Poloha úchytného bodu ramenních pásů a ustavení vzorku na zkušebním zařízení	99
Obrázek 7-21 Poloha úchytného bodu břišních pásů a ustavení vzorku na zkušebním zařízení.....	99
Obrázek 7-22 Rozvržení GLOBAL LAYUP na skořepinovém rámu. (nahore- 3D pohled, dole vlevo – spodní pohled, dole vpravo – zadní pohled).....	101
Obrázek 7-23 MKP model s uložení a aplikovanou zatěžovací silou	102
Obrázek 7-24 Výsledky numerické simulace pro zatížení 500 Nm – posunutí ve směru Z.....	102
Obrázek 7-25 Jedno a dvou-cyklové formování	104
Obrázek 7-26 Varianty možných dělicích rovin skořepinového rámu	104
Obrázek 7-27 Dvanácti-dílná forma vozu Formula 1[70].....	105
Obrázek 7-28 Řez skořepinou v přední, střední a zadní části.....	105
Obrázek 7-29 Navržené dělicí roviny pro formu skořepiny	106
Obrázek 7-30 Čtyřdílná negativní forma pro výrobu skořepinového rámu.....	106
Obrázek 7-31 Horní a spodní pozitivní forma.....	108
Obrázek 7-32 Obrábění materiálu SBM700.....	109
Obrázek 7-33 Obrábění materiálu MDF-E1	109
Obrázek 7-34 Výrobní postup zadní formy s využitím dočasné pomocné dělicí roviny.....	109
Obrázek 7-35 Přední negativní a pozitivní forma	109
Obrázek 7-36 Kolíky v pozitivní formě v místech úchytných bodů	110
Obrázek 7-37 Postup přenosu polohy úchytných bodů z pozitivní na negativní formu	110
Obrázek 8-1 Opracování horní poloviny formy na stroji RAY FC 3022 SUPER HIGH.....	111
Obrázek 8-2 Horní pozitivní forma včetně dělicích rovin bez čepů v úchytných bodech	112
Obrázek 8-3 Spodní pozitivní forma včetně dělicích rovin s teflonovými a ocelovými čepy v úchytných bodech	112

Obrázek 8-4 Rozměrová analýza horní poloviny pozitivní formy	113
Obrázek 8-5 Rozměrová analýza spodní poloviny pozitivní.....	113
Obrázek 8-6 Schéma výrobního postupu výroby formy s tří cyklovým vytvrzením	114
Obrázek 8-7 Stav bez použití kohezivní vrstvy, vlevo prasklina v gelcoatu, vpravo odtržený gelcoat....	116
Obrázek 8-8 Kompletní sestavená negativní forma	117
Obrázek 8-9 Rozměrová analýza negativní formy vůči 3D modelu, pohled na levou polovinu formy ...	117
Obrázek 8-10 Rozměrová analýza negativní formy vůči 3D modelu, pohled na pravou horní polovinu formy	118
Obrázek 8-11 Negativní forma skořepinového rámu pro vůz Caterham F1 2016 [72]	118
Obrázek 9-1 Schéma výrobního postupu výroby skořepinového rámu s dvou cyklovým vytvrzením	119
Obrázek 9-2 Vlevo pracovní poloha kokpitem dolů, vpravo pracovní poloha kokpitem nahoru.....	121
Obrázek 9-3 Operace č. 6 - Vložení spodní poloviny vrstvy 1/1 - 0°	122
Obrázek 9-4 Metodika položení strhávací tkaniny a separační fólie, vlevo nesprávné, vpravo správné..	122
Obrázek 9-5 Operace č. 25 a 26 vložení, vlevo strhávací tkaniny, vpravo separační fólie	122
Obrázek 9-6 Operace č. 32 vložení odsávací tkaniny s dočasnou fixací teflonovou tyčí.....	123
Obrázek 9-7 Operace č. 33 - Využití odsávací tkaniny na překrytí šroubových spojů, vlevo před aplikací odsávací tkaniny, vpravo průběh aplikace odsávací tkaniny	123
Obrázek 9-8 Schéma rozložení vakuového pytle s vyznačením těsnicích míst.....	124
Obrázek 9-9 Metodika položení vakuového pytle, vlevo nesprávné, vpravo správné	124
Obrázek 9-10 Operace č. 35 – Zkouška těsnosti vakuového pytle.....	125
Obrázek 9-11 Operace č. 44 - Vložení insertů ve spodní části.....	126
Obrázek 9-12 Operace č. 49 - Vkládání jádra, vlevo prostor kokpitu, vpravo prostor nohou.....	126
Obrázek 9-13 Schéma postupu vložení insertu se zajištěním polohy vůči původní formě	127
Obrázek 9-14 Delaminace laminátu vlivem vrtání otvoru klasickým vrtákem [74].....	127
Obrázek 9-15 Delaminace laminátu vlivem vrtání otvoru vrtákem s hrotem ve tvaru „W“	127
Obrázek 9-16 Skořepinový rám po vyjmutí z formy.....	128
Obrázek 9-17 Ochrana otevřeného jádra epoxidovým lepidlem	128
Obrázek 9-18 3D Skenování skořepinového rámu zařízením ATOS Triple Scan	129
Obrázek 9-19 Vlevo sken s chybou měření plochy kompozitního potahu, vpravo problematika bezkontaktního snímání povrchu kompozitního potahu.....	129
Obrázek 9-20 Rozměrová analýza vyrobené skořepiny přední pohled na levnou stranu	130
Obrázek 9-21 Rozměrová analýza vyrobené skořepiny zadní pohled na pravou stranu	130
Obrázek 9-22 Rozměrová analýza vyrobené skořepiny spodní pohled.....	130
Obrázek 9-23 Posuzovaná délka s rovinami určujícími měřicí bod	131
Obrázek 9-24 Rozměrová analýza polohy bodů zavěšení na levé straně skořepiny	131
Obrázek 9-25 Rozměrová analýza polohy bodů zavěšení na pravé straně skořepiny	132
Obrázek 9-26 Rozměrová analýza polohy úchytných bodů převodky řízení	132
Obrázek 9-27 Rozměrová analýza polohy úchytných stabilizátoru a sloupku řízení	132
Obrázek 9-28 Rozměrová analýza polohy bodů přípojného místa zadního rámu a ramenních pásů	132
Obrázek 9-29 Poloha referenčního bodu a modální kladívko	133
Obrázek 9-30 Zavěšený skořepinový rám rozdělený na 18 měřících bodů z jedné strany.....	133
Obrázek 9-31 Zjednodušený drátěný model měřených bodů	134
Obrázek 9-32 1. vlastní tvar s vlastní frekvencí 112 Hz	135
Obrázek 9-33 2. vlastní tvar s vlastní frekvencí 177 Hz	135
Obrázek 9-34 3. vlastní tvar s vlastní frekvencí 235 Hz	135
Obrázek 9-35 4. vlastní tvar s vlastní frekvencí 277 Hz	136
Obrázek 9-36 5. vlastní tvar s vlastní frekvencí 301 Hz	136
Obrázek 9-37 6. vlastní tvar s vlastní frekvencí 395 Hz	136

Obrázek 9-38 MKP model pro modální analýzu.....	137
Obrázek 9-39 Schéma zkoušky krutem pro skořepinový rám.....	139
Obrázek 9-40 Schéma měření deformace skořepiny při zatížení krutem.....	139
Obrázek 9-41 Označení úchylkoměrů.....	140
Obrázek 9-42 Deformace zadního přípravku v rovině YZ při zatížení kroutícím moment 655, 2 Nm....	141
Obrázek 9-43 Fotogrammetrické měření polohy měřených bodu úchylkoměrem v prostoru.....	141
Obrázek 9-44 Význam směru posunutí měřeného bodu	142
Obrázek 9-45 Numerická simulace – deformace skořepinového rámu vlivem zatížení kroutícím momentem v přední části	143
Obrázek 9-46 Experimentální měření – deformace skořepinového rámu v zadní části vlivem zatížení kroutícím momentem v přední části.....	144
Obrázek 9-47 Deformace přední části přípravku s otočným čepem.....	144
Obrázek 9-48 MKP model pro výpočet torzní tuhosti s měřicími body v místech úchylkoměrů pro variantu d) s náhradou fixačního přípravku.....	145
Obrázek 9-49 Schéma zkoušky krutem pro skořepinový rám se zadní trubkovou ocelovou konstrukcí .	147
Obrázek 9-50 Označení úchylkoměrů.....	148
Obrázek 9-51 Naměřené hodnoty deformace při měření skořepinového rámu se zadním ocelovým rámem	148
Obrázek 9-52 Deformace zadního přípravku v XYZ při zatížení kroutícím moment 658, 2 Nm	149
Obrázek 9-53 MKP model pro výpočet torzní tuhosti s měřicími body v místech úchylkoměrů pro variantu c) s náhradou fixačního přípravku.....	151
Obrázek 10-1 Vývojový diagram souhrnné metodiky návrhu a výroby	153

Seznam tabulek

Tabulka 3-1 Poměrová diference přenosu bočního zatížení X_F-X_{F0} vozu s dokonale tuhým rámem a poddajným rámem závislosti na torzní tuhosti rámu.....	18
Tabulka 5-1 Porovnání relativní tuhosti, pevnosti a hmotnosti [16]	22
Tabulka 5-2 Mechanické vlastnosti používaných voštin s hexagonálním tvarem buňky z materiálu 505626	
Tabulka 5-3 Přehled některých předimpregnovaných tkanin od společností Toray	29
Tabulka 5-4 Přehled používaných matic u závodních vozů od společnosti Toray	30
Tabulka 5-5 Rozdíl mezi izotropním a ortotropním materiálovým modelem	31
Tabulka 5-6 Rozdíl mezi ortotropním a ortotropním materiálovým modelem pro rovinnou napjatost.....	32
Tabulka 5-7 příklady jednotlivých tuhostních matic ABD v závislosti na skladbě laminátu.....	34
Tabulka 5-8 Specifikace vlastností použité předimpregnované tkaniny	35
Tabulka 5-9 Přehled vzorků pro získání mechanických vlastností laminátů.....	35
Tabulka 5-10 Výsledky experimentálního měření tahových zkoušek pro hlavní směr vláken 0°	37
Tabulka 5-11 Výsledky experimentálního měření tahových zkoušek pro hlavní směr vláken 90°	37
Tabulka 5-12 Výsledky experimentálního měření tlakových zkoušek pro hlavní směr vláken 0°	37
Tabulka 5-13 Výsledky experimentálního měření tlakových zkoušek pro hlavní směr vláken 90°	37
Tabulka 5-14 Výsledky experimentálního měření tahových zkoušek pro hlavní směr vláken 45°	38
Tabulka 5-15 Výsledné naměřené mechanické hodnoty tkaniny CC200 s maticí ER 130_90 C2	38
Tabulka 5-16 Výsledky posouzení vlivu skladby potahu na torzní a ohybovou tuhost	40
Tabulka 5-17 Přehled vlastností použité metody vytvrzování [55].....	51
Tabulka 5-18 Výrobní proces sendvičového kompozitního panelu v závislosti na počtu vytvrzovacích cyklů	54
Tabulka 5-19 Přehled zkušebních vzorků pro stanovení odtrhové síly potahu	59
Tabulka 5-20 Výsledné naměřené hodnoty odlupové síly	61
Tabulka 5-21 Materiálové vlastnosti testovaných jader	62
Tabulka 5-22 Přehled zkušebních vzorků pro stanovení tuhosti v ohybu	63
Tabulka 5-23 Výsledné naměřené hodnoty vzorků trojbodého ohybu.....	64
Tabulka 5-24 Výsledky v lineární oblasti s vyjádřením ekvivalentního modulu pružnosti	65
Tabulka 5-25 Materiálové vlastnosti potahu pro numerickou simulaci	66
Tabulka 5-26 Průhyb panelu dle numerické simulace.....	67
Tabulka 5-27 Průhyb panelu dle analytického výpočtu	68
Tabulka 5-28 Predikované a experimentální naměřené hodnoty porušení pro všechny typy vzorků	69
Tabulka 5-29 Porovnání průhybu panelu při trojbodém ohybu experimentálního měření, numerické simulace a analytického výpočtu.....	70
Tabulka 5-30 Možné materiály insertů pro šroubové spoje kompozitních panelů	72
Tabulka 5-31 Přehled zkušebních vzorků pro stanovení smykové pevnosti potahu	75
Tabulka 5-32 Výsledné naměřené hodnoty se stanovenou mezí pevnosti ve smyku	77
Tabulka 5-33 Výsledné naměřené hodnoty kritického zatížení na mezi pevnosti s odchylkou vůči analytickému výpočtu	79
Tabulka 5-34 Výsledné naměřené hodnoty zatížení při maximální tuhosti s odchylkou vůči analytickému výpočtu.....	80
Tabulka 7-1 Tuhostní matice ABD pro vybrané skladby laminátu	91
Tabulka 7-2 Ekvivalentní vlastnosti tuhosti dané sekce.....	92
Tabulka 7-3 Ekvivalentní vlastnosti tuhosti dané sekce pro kompozitní panely dvou variant.....	92
Tabulka 7-4 Vlastnosti posuzovaného vzorku pro měření tuhosti v ohybu	95
Tabulka 7-5 Naměřené hodnoty pro vzorek Ohyb_P[0 45 0 0 -45 0]_C[3,2/72]_S[1].....	96
Tabulka 7-6 Ekvivalentní vlastnosti tuhosti dané sekce pro kompozitní panely pro naměřený ekvivalentní modul pružnosti potahu.....	96
Tabulka 7-7 Vlastnosti posuzovaných vzorků pro odolnosti panelu ve smyku.....	97

Tabulka 7-8 Výsledné naměřené hodnoty se stanovenou odchylkou meze pevnosti ve smyku.....	97
Tabulka 7-9 Výsledné naměřené hodnoty kritického zatížení na mezi pevnosti s odchylkou vůči analytickému výpočtu	100
Tabulka 7-10 Výsledné naměřené hodnoty zatížení při maximální tuhosti s odchylkou vůči analytickému výpočtu.....	100
Tabulka 7-11 Vypočtené hodnoty numerické simulace a poloha měřicích bodů.....	103
Tabulka 7-12 Vypočtená hmotnost navrženého skořepinového rámu	103
Tabulka 7-13 Orientační výpočet ceny materiálu potřebného na výrobu formy	107
Tabulka 7-14 Porovnání polotvarů pro výrobu pozitivní formy	108
Tabulka 7-15 Souhrn vlastností porovnávaných polotovarů	108
Tabulka 8-1 Výrobní postup pozitivní formy.....	111
Tabulka 8-2 Celková průběžná doba a časová náročnost výrobních dělníků výroby negativních forem.	114
Tabulka 8-3 Postup laminace negativní formy.....	116
Tabulka 9-1 Celková průběžná doba a časová náročnost výrobních dělníků výroby skořepinového rámu	119
Tabulka 9-2 Výrobní postup skořepinového rámu.....	121
Tabulka 9-3 Těsnostní zkouška.....	124
Tabulka 9-4 Celková délka forem/skořepiny ve výrobní proces.....	131
Tabulka 9-5 Naměřené vlastní frekvence.....	134
Tabulka 9-6 Porovnání naměřených a vypočtených vlastních frekvencí	137
Tabulka 9-7 Porovnání vlastního tvaru experimentálního měření a numerické simulace	138
Tabulka 9-8 Naměřené hodnoty deformace při měření skořepinového rámu	140
Tabulka 9-9 Poloha měřeného bodu úchylkoměrem v prostoru.....	142
Tabulka 9-10 Hodnoty posunutí na daném úchylkoměru pro zatížení bez předpětí 745,4 N.....	142
Tabulka 9-11 Hodnoty torzní tuhosti daných sekcí dle experimentálního měření	143
Tabulka 9-12 Definice okrajových podmínek pro jednotlivé varianty.....	144
Tabulka 9-13 Porovnání hodnot deformací a natočení jednotlivých variant s experimentálním měřením	145
Tabulka 9-14 Naměřené a vypočtené torzní tuhosti pro jednotlivé sekce skořepinového rámu	147
Tabulka 9-15 Naměřené hodnoty posunutí a polohy měřicích bodů.....	149
Tabulka 9-16 Hodnoty torzní tuhosti daných sekcí dle experimentálního měření	150
Tabulka 9-17 Definice okrajových podmínek pro jednotlivé varianty.....	150
Tabulka 9-18 Porovnání hodnot deformací a natočení jednotlivých variant s experimentálním měřením	151
Tabulka 9-19 Naměřené a vypočtené torzní tuhosti pro jednotlivé sekce skořepinového rámu se zadním ocelovým rámem.....	152

Seznam použitých zkratk a symbolů

Veličina	Jednotka	Popis
φ	(°)	Úhel natočení rámu vlivem deformace
ΔF_{zF}	(N)	Změna svislého zatížení přední nápravy s poddajným rámem
ΔF_{zF0}	(N)	Změna svislého zatížení přední nápravy s dokonale tuhým rámem
ΔF_{zR}	(N)	Změna svislého zatížení zadní nápravy s poddajným rámem
ΔF_{zR0}	(N)	Změna svislého zatížení zadní nápravy s dokonale tuhým rámem
Δy	(m)	Maximální ohyb rámu vlivem deformace
Δz	(m)	Maximální průhyb rámu vlivem deformace
$\Delta \gamma_{12}$	(-)	Změna poměrného deformace zkosení v rovině 12
$\Delta \varepsilon_l$	(-)	Změna poměrné deformace prodloužení v podélném směru
$\Delta \varepsilon_t$	(-)	Změna poměrné deformace prodloužení v příčném směru
$\Delta \tau_{12}$	(-)	Změna smykové napětí v rovině 12
μ	(-)	Koeficient tření pneumatiky
μ_{12}	(-)	Poissonova konstanta v rovině 12
μ_{13}	(-)	Poissonova konstanta v rovině 13
μ_{23}	(-)	Poissonova konstanta v rovině 23
a	(m)	Vzdálenost přední nápravy od těžiště
A	(m ²)	Plocha průřezu potahu
a_B	(m.s ⁻²)	Délka brzdového pedálu
a_N	(m.s ⁻²)	Maximální zpomalení
a_{Nz}	(m.s ⁻²)	Maximální zpomalení při zadním nárazu
a_x	(m.s ⁻²)	Zpomalení při brzdění ve směru x
a_y	(m.s ⁻²)	Boční zrychlení
b	(m)	Vzdálenost zadní nápravy od těžiště
b_i	(m)	Průměr insertu včetně vrstvy lepidla
b_p	(m)	Průměr podložky
b_V	(m)	Vzdálenost volantu od uložení volantové tyče
D	(Nm ²)	Ohybová tuhost
d_{CG}	(m)	Vzdálenost těžiště od osy klonění
d_F	(m)	Vzdálenost těžiště přední nápravy od osy klonění
d_R	(m)	Vzdálenost těžiště zadní nápravy od osy klonění
d_{trn}	(m)	Průměr střížného trnu
e	(m)	Vzdálenost bodu G a E
E_1	(GPa)	Modul pružnosti ve směru 1
E_2	(GPa)	Modul pružnosti ve směru 2
E_3	(GPa)	Modul pružnosti ve směru 3
E_c	(GPa)	Modul pružnosti v tahu jádra
E_f	(GPa)	Modul pružnosti v tahu potahu
E_{kN}	(J)	Pohlčená kinetická energie
E_{ocel}	(Pa)	modul pružnosti v tahu oceli
f	(-)	Ukazatel poměru tloušťky potahu a jádra
F_B	(N)	Brzdná síla na pedálu
F_C	(N)	Síla v bodě C
F_D	(N)	Síla v tlačné tyči tlumiče
F_{ex}	(N)	Síla v bodě E ve směru x
F_{ey}	(N)	Síla v bodě E ve směru y
F_F	(N)	Síla v bodě F
F_{FL}	(N)	Síla na levém předním kole
F_{FLy}	(N)	Síla ve směru y na levé straně vozu
F_{FR}	(N)	Síla na pravém předním kole
F_{FRy}	(N)	Síla ve směru y na pravé straně vozu
F_{Gx}	(N)	Síla v bodě G ve směru x
F_{gy}	(N)	Síla v bodě G ve směru y

F_{GZ}	(N)	Síla v bodě G vlive svislého ztížení předního vnějšího kola
F_H	(N)	Axiální síla v hřebenu převodky řízení
F_{kri}	(N)	Kritické zatížení, při kterém dojde k porušení na hranici insertu a jádra
F_{kri-s}	(N)	Kritické zatížení, při kterém dojde k porušení potahu ve smyku při zatěžování šroubového spoje s insertem v tahu
$F_{kri-s0,70}$	(N)	70% hodnoty F_{kri-s}
F_{Lz}	(N)	Síla ve směru z na levé straně vozu
F_N	(N)	Nárazová síla
F_{NO}	(N)	Nárazová síla hlavové opěrky
F_P	(N)	Síla v uložení otočného bodu P
F_{Rz}	(N)	Síla ve směru z na pravé straně vozu
F_{s-max}	(N)	Maximální naměřené zatížení při zkoušce
F_T	(N)	Síla v uložení tlumiče
F_Z	(N)	Statické zatížení vozu
F_{z0}	(N)	Svislé zatížení vnějších kol
F_{zF}	(N)	Svislé zatížení předních kol
F_{zF0}	(N)	Svislé zatížení předního vnějšího kola
F_{Zx}	(N)	Síla v kontaktu vozovky s pneumatikou ve směru x
F_{zxy}	(N)	Maximální síla v kontaktu vozovky s pneumatikou
F_{zy}	(N)	Síla v kontaktu vozovky s pneumatikou ve směru y
g	(m)	Výška bodu G nad vozovkou
G_{12}	(GPa)	Modul pružnosti ve smyku v rovině 12
G_{13}	(GPa)	Modul pružnosti ve smyku v rovině 13
G_{23}	(GPa)	Modul pružnosti ve smyku v rovině 23
G_c	(GPa)	Modul pružnosti ve smyku jádra
G_c	(MPa)	Modul pružnosti ve smyku jádra
h_{CG}	(m)	Výška těžiště vozu
h_F	(m)	Výška těžiště přední nápravy
h_R	(m)	Výška těžiště zatížení zadní nápravy
I_{cy}	(m ⁴)	Kvadratický průřezový moment v ohybu jádra
I_{fyT}	(m ⁴)	Kvadratický průřezový moment v ohybu potahů k těžišti daného potahu
I_t	(m ⁴)	kvadratický průřezový moment v ohybu ekvivalentních trubek
I_y	(m ⁴)	kvadratický průřezový moment v ohybu pro obdélníkový profil
k_c	(Nm/°)	Torzni tuhost rámu
k_{cbo}	(Nm/°)	Boční ohybová tuhost rámu
k_{cvo}	(Nm/°)	Vertikální ohybová tuhost rámu
k_F	(Nm/°)	Klopná tuhost přední nápravy
k_R	(Nm/°)	Klopná tuhost zadní nápravy
l	(m)	Rozvor
m	(m)	Hmotnost vozidla
M_B	(Nm)	Krouticí moment od brzdového pedálu
m_F	(kg)	Zatížení přední nápravy
m_H	(kg)	Průměrná hmotnost hlavy
m_{HI}	(kg)	Průměrná hmotnost helmy
M_k	(Nm)	Aplikovaný krouticí moment
M_{KV}	(Nm)	Krouticí moment volantů
m_N	(kg)	Nárazová hmotnost
m_R	(kg)	Zatížení zadní nápravy
M_{UV}	(Nm)	Krouticí moment v uložení volantové tyče
r_D	(m)	Rameno působící síly F_D
r_{RP}	(m)	Rameno pastorku řízení
r_T	(m)	Rameno působící síly F_T
r_V	(m)	Poloměr volantů
R_{va}	(N)	Silová dvojice nahrazující krouticí moment volantů
S	(N)	Smyková tuhost

t	(m)	Rozchod
v_N	(m.s ⁻¹)	Nárazová rychlost
x_F	(-)	Poměrová změna torní tuhosti přední nápravy s poddajným rámem
x_{F0}	(-)	Poměrová změna torní tuhosti přední nápravy s dokonale tuhým rámem
x_R	(-)	Poměrová změna torní tuhosti zadní nápravy s poddajným rámem
x_{R0}	(-)	Poměrová změna torní tuhosti zadní nápravy s dokonale tuhým rámem
y	(m)	Průhyb nosníku obdélníkového průřezu z homogenního materiálu
z_{CG}	(m)	Výška osy klonění v těžišti
z_F	(m)	Výška osy klonění přední nápravy
z_R	(m)	Výška osy klonění zadní nápravy
α_D	(°)	Úhly mezi tlačnou tyčí tlumiče a ramenem
β_C	(°)	Úhel sklonu prutu ramene k bodu C
β_F	(°)	Úhel sklonu prutu ramene k bodu F
γ_D	(°)	Úhel mezi výslednicí síla F_P a ramenem r_D
γ_T	(°)	Úhel mezi výslednicí síla F_P a ramenem r_T
δ	(m)	Průhyb sendvičového panelu
δ_b	(m)	Deformace způsobená vlivem ohybového namáhání
δ_s	(m)	Deformace způsobená vlivem smykového zatížení
ε	(-)	Poměrné prodloužení
ρ_c	(k.m ⁻³)	Hustota jádra
ρ_f	(k.m ⁻³)	Hustota potahu
σ	(Pa)	Napětí
σ_b	(Pa)	Kritické tlakové napětí v potahu při kterém nastane porušení zvrásněním
σ_c	(Pa)	Tlakové napětí v jádře
σ_{Dc}	(Pa)	Dovolené tlakové napětí v jádře
σ_{Df}	(Pa)	dovolené napětí v potahu
σ_f	(Pa)	Napětí v potahu
$\sigma_{Pd,1}$	(Mpa)	Mez pevnosti v tlaku pro směr 1
$\sigma_{Pd,2}$	(Mpa)	Mez pevnosti v tlaku pro směr 2
$\sigma_{Pt,1}$	(Mpa)	Mez pevnosti v tahu pro směr 1
$\sigma_{Pt,2}$	(Mpa)	Mez pevnosti v tahu pro směr 2
τ_c	(Pa)	Smykové napětí v jádře
τ_{Dc}	(Pa)	Dovolené smykové napětí v jádře
τ_{fmz}	(Pa)	Mez pevnosti potahu ve smyku kolmo na rovinu potah

Úvod

Cílem této disertační práce je stanovení základní metodiky v oblasti návrhu a výroby skořepinových rámců závodních vozů. Skořepinové rámy výrazně zvyšují torzní tuhost vozu se zachováním nebo se snížením hmotnosti ve srovnání s klasickými trubkovými prostorovými rámy příhradové konstrukce. Tento efekt výrazně zlepšuje jízdní vlastnosti a celkovou dynamiku vozu. Skořepinové rámy neboli „monocoque“ přenášejí zatížení vnější obálkou vozu, vnější karoserie tedy tvoří hlavní nosnou část rámu. Vývoj materiálů pro skořepinové rámy prošel několika zásadními etapami. V současné době se pro výrobu skořepinových rámců využívají zejména kompozitní sendvičové struktury, jež se skládají z vnějších panelů vytvořených z uhlíkových vláken a jader, které jsou například z hliníkových voštin.

Detailní návrh sendvičového kompozitního panelu je velice komplexní disciplína a závisí na mnoha proměnných. Celý návrh kompozitního panelu je podmíněn volbou materiálu potahu a jádra, způsobu zatěžování a charakteru porušení pro daný typ zatížení. Existuje několik možností výrobního procesu sendvičových kompozitních panelů, které specificky ovlivňují kvalitu výsledného produktu. Vzhledem k materiálovému charakteru potahu a jádra se jedná o ortotropní materiál, proto je nutné pro správnost analytických výpočtů nebo numerické simulace získat všechny materiálové konstanty v hlavních směrech anizotropie.

Další problematickou částí kompozitních panelů je jejich výroba vzhledem k zachování integrity mezi potahem a jádrem tak, aby při výrobě i tvarově složitých součástí, jako je skořepinový rám, bylo zachováno adhezního spojení těchto dvou součástí. Do integrity panelu je možno zařadit i spojení kompozitních panelů s ostatními částmi vozu. Toto spojení je převážně realizované s využitím šroubových spojů. Zde vzniká velice komplexní disciplína, která se zaměřuje na problematiku zkoumání porušení spoje s insertem mezi kompozitním panelem a dalšími součástmi vozu.

Nyní je metodika návrhu a výroby „know-how“ výrobců skořepinových rámců, jak pro závodní účely, tak pro sériově vyráběné vozy. Existuje několik publikací, které se zabývají detailně kompozitními materiály, sendvičovými panely nebo částečně popisují návrh skořepinových rámců. Není však definována souhrnná a ucelená základní metodika, která by popisovala metodiku návrhu skořepinového rámu vozu závodního automobilu.

1 Cíle pro disertační práci

Základní výzkumnou otázkou je, jak postupovat při návrhu a výrobě skořepinového rámu závodních automobilů z kompozitní sendvičových panelů. Proto byly stanoveny následující cíle disertační práce.

Cílem disertační práce je stanovit základní metodiku návrhu a výroby skořepinových rámu závodních vozů. Tento cíl bude naplněn stanovením dílčích metodik návrhu a výroby s jejich ověřením experimentálním měřením na funkčním vzorku. Hlavním cílem dílčích metodik je zaměřením se na návrh samotného sendvičového kompozitního panelu. Sekundárním cílem dílčích metodik je okrajově se zaměřit na samotný konstrukční návrh skořepiny, protože konstrukční (tvarový) návrh je ovlivněn celou řadou faktorů a je zde mnoho různých variant řešení.

Závěrečným cílem bylo provést případovou studii návrhu a výroby reálného skořepinového rámu tak, aby bylo provedeno ověření stanovené metodiky. Cílem je provést na vyrobeném skořepinovém rámu řadu experimentálních měření, která ověří správnost numerických simulací skořepinového rámu vyrobeného ze sendvičového kompozitního panelu a zejména vhodnost navržené základní metodiky návrhu.

Strukturovaný popis cílů disertační práce:

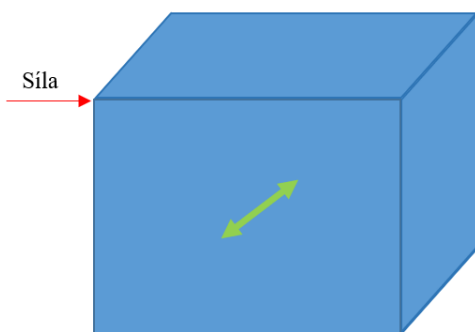
- analýza současného stavu,
- stanovení požadavku na torzní tuhost rámu,
- stanovení základní metodiky návrhu sendvičového kompozitního panelu analytickým výpočtem a numerickou simulací s ověřením pomocí experimentálního měření,
- stanovení základní metodiky návrhu a výroby skořepinového rámu,
- ověření metodiky výroby a návrhu skořepinového rámu na případové studii s funkčním vzorkem s vhodnými experimentálními měřeními pro validaci numerické simulace torzní tuhosti.

2 Skořepinový prostorový rám

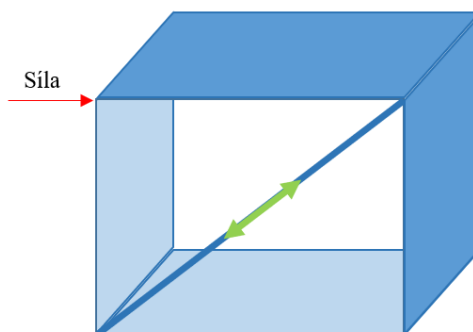
Skořepinový prostorový rám neboli „monocoque“ je složeninou ze dvou slov „mono“ (které je překládáno z řečtiny jako „jeden“) a „coque“ (které ve francouzštině znamená „skořepina“). Jedná se o strukturu, která přenáší obecné zatížení vnější skořápkou (kapotáží vozu), neboli jde o konstrukční součást vozu, do které je integrována kapotáž.

Proč se vlastně využívá skořepinový rám? Hlavním cílem konstruktérů při návrhu závodních vozů je zvýšení tuhosti a snížení hmotnosti. Skořepinová struktura v kombinaci s kompozitními panely (vyrobenými například z uhlíkových vláken a hliníkového voštinového jádra) poskytuje vyšší tuhost při nižší hmotnosti než prostorové trubkové příhradové konstrukce.

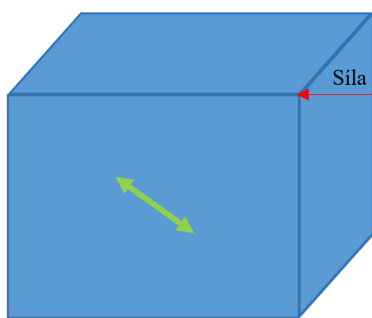
Na následujících obrázcích je demonstrován rozdíl v tuhosti mezi skořepinovou strukturou a příhradovou konstrukcí. Skořepinová struktura v zátěžném stavu 1 (Obrázek 2-1 a) a zátěžném stavu 2 (Obrázek 2-1 b) je stále namáhána tahem a skořepina tak poskytuje tuhou stabilní strukturu. Příhradová konstrukce v zátěžném stavu 1 (Obrázek 2-2 a) je namáhána tahovým napětím a poskytuje adekvátní tuhost, stejně jako skořepinová struktura, ale v zátěžném stavu 2 (Obrázek 2-2 b) je namáhána tlakovým napětím (vzpěrem). Tento stav vykazuje nižší tuhost s možností ztráty stability celé konstrukce. Příhradové konstrukce mohou poskytnout ekvivalentní tuhost jako skořepinové struktury, ale s mnohem vyšší hmotností.



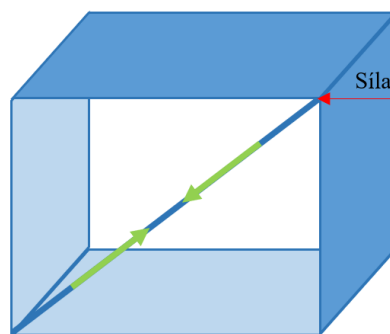
(a)



(a)



(b)



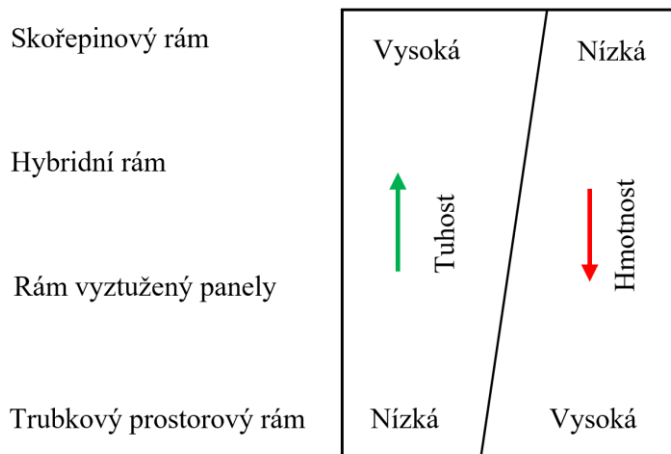
(b)

Obrázek 2-1 Zatížení skořepinové struktury
(a) zátěžný stav 1, (b) zátěžný stav 2

Obrázek 2-2 Zatížení příhradové konstrukce
(a) zátěžný stav 1, (b) zátěžný stav 2

Snížení hmotnosti při použití skořepinového prostorového rámu v porovnání s příhradovou konstrukcí se pohybuje nejčastěji do výše 20 %, a to při zachování nebo dokonce zvýšení celkové tuhosti struktury [1]. Další úspora hmotnosti se poté nachází v samotné kapotáži, která již není nutná v plném rozsahu, protože je částečně tvořena samotnou skořepinou.

Na obrázku (Obrázek 2-3) je znázorněn poměr mezi tuhostí a hmotností od prostorového trubkového rámu až po kompletní skořepinový rám.



Obrázek 2-3 Poměrové zhodnocení jednotlivých druhů rámu [2]

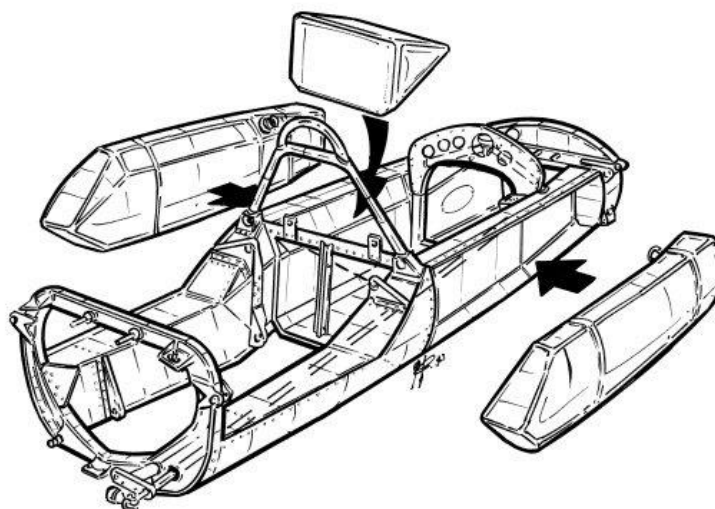
2.1 Historie skořepinových prostorových rámu

Prvním vozem se skořepinovým rámem byl vůz Lancia Lambda 1922 (Obrázek 2-4), který určil nový směr vývoje automobilových rámu na dalších 40 let [3]. Jeho skořepina byla vyrobena z ocelových plechů o tloušťce 2 mm. Celý koncept skořepinové karoserie byl patentován již v roce 1919 v USA, do Evropy se koncept skořepinové karoserie dostal až v polovině třicátých let.



Obrázek 2-4 Lancia Lambda 1922 [3]

První závodní vůz, na kterém byl použit skořepinový rám, je vůz Formule 1 Lotus 25 (Obrázek 2-5) z roku 1962. Skořepina tohoto vozu byla vytvořena lepením a nýtováním hliníkových a ocelových plechů. Součástí skořepinového rámu byly i palivové nádrže, které také tvořily nosnou část rámu [4], [5]. Torzní tuhost tohoto skořepinového rámu byla $2\,711\text{ Nm}/^\circ$ s hmotností skořepiny $31,75\text{ kg}$, což udává hodnotu využitelnosti struktury $85,4\text{ Nm}/^\circ/\text{kg}$ [6].



Obrázek 2-5 Skořepina vozu Formula 1 Lotus 25 z roku 1962 [4]

Předchůdcem vozu Lotus 25 byl vůz Lotus 24 (Obrázek 2-6), který byl tvořen rámem prostorové trubkové konstrukce. Tento vůz měl torzní tuhost $1\,355\text{ Nm}/^\circ$ s hmotností rámu $32,7\text{ kg}$, což udává hodnotu využitelnosti struktury $41,43\text{ Nm}/^\circ/\text{kg}$. V případě porovnání vozů Lotus 24 a 25, bylo využitím skořepiny docíleno dvojnásobného zvýšení torzní tuhosti se snížením hmotnosti rámu o 1 kg [6]. Tato konstrukční výhoda přinesla týmu Lotus v sezóně Formula 1 v roce 1963 sedm vyhraných závodů a bezkonkurenční celkové vítězství (celkový počet závodů byl deset).



Obrázek 2-6 Vůz Formula 1 Lotus 24 [7]

Dalším vývojovým stupněm u závodních vozů bylo využití materiálu „Mallite“. Mallite je kompozitní laminátový materiál, který je tvořen jádrem z balzového dřeva s vnějším pláštěm ze slitiny hliníku. První aplikace tohoto materiálu byla na vozech Formula 1 McLaren M2A z roku 1965 a M2B z roku 1966. Tento materiál byl velice neohebný, a proto bylo složité opláštit vozy tehdejší zaoblené konstrukce. Proto byly Mallitenové desky použity u vozu M2B pouze na spodní díl rámu a některé jeho vnitřní části. Torzní tuhost skořepinového rámu u vozu M2B byla zhruba $8\,000\text{ Nm}/^\circ$. Poslední použití tohoto materiálu bylo na voze Formula 1 Cosworth 4WD (Obrázek 2-7) z roku 1969, který byl vytvořen právě pomocnými rovnými deskami materiálu Mallite. Od této konstrukce se však upustilo vzhledem k její nevhodné aerodynamice.



Obrázek 2-7 Vůz Formula 1 Cosworth 4WD z roku 1969 [8]

Od roku 1966 se pro stavbu skořepinových rámců používaly hliníkové sendvičové panely s jádrem z hliníkových voštin nebo polyetylenu.

Prvním závodním vozem, kde byla použita skořepina z uhlíkových vláken, je vůz Formule 1 McLaren MP4-1 (Obrázek 2-8) z roku 1981. Skořepina tohoto vozu byla vytvořena pomocí vnější formy a následným slepením jednotlivých dílů skořepiny [4], [9]. Torzní tuhost vozu McLaren MP4-1 byla $19\,662\text{ Nm}^\circ$ [10].



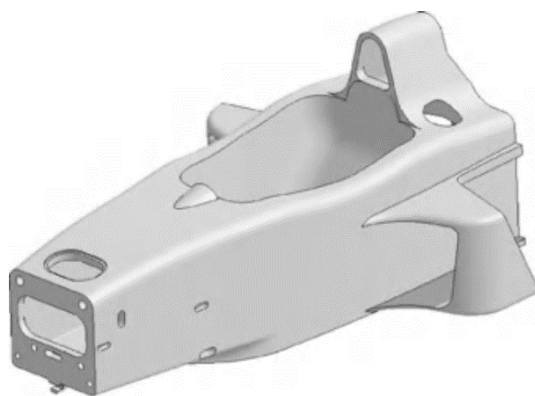
Obrázek 2-8 Skořepinový rám vozu McLaren MP4-1 z roku 1981 [9]

Přičemž prvním sériově vyráběným vozem se skořepinovým rámcem z uhlíkových vláken byl McLaren F1 (Obrázek 2-9) z roku 1995 [11]. Torzní tuhost vozu je $13\,500\text{ Nm}^\circ$ [10]. Hmotnost tohoto skořepinového rámu je 79 kg [12].



Obrázek 2-9 McLaren F1 [11]

Skořepinové rámy současných vozů Formula 1 dosahují torzní tuhosti $29\,000 - 35\,000\text{ Nm}^\circ$ s hmotností skořepiny mezi 35-40 kg. Tyto skořepiny dosahují využitelnosti struktury až $875\text{ Nm}^\circ/\text{kg}$, což je v porovnání s první skořepinovou strukturou desetinásobný nárůst.



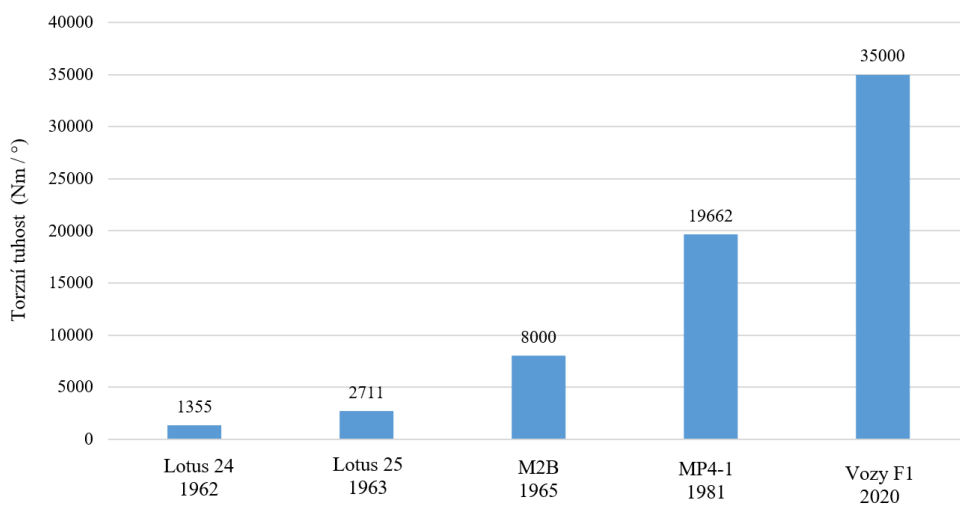
Obrázek 2-10 Skořepinový rám současných vozů Formula 1 [13]

Sériovým vozem s největší hodnotou torzní tuhosti je v současnosti vůz Bugatti Veyron 16.4. Rám vozu, který je tvořen skládanou skořepinovou strukturou z uhlíkových vláken (Obrázek 2-11), dosahuje hodnoty torzní tuhosti na úrovni 60 000 Nm/° [10].



Obrázek 2-11 Skořepinový rám vozu Bugatti Veyron 16.4 [14]

Níže uvedený graf (Graf 2-1) zobrazuje postupný vývoj zvyšování torzní tuhosti u závodních vozů v letech 1962 až 2017. V tomto období se dosahovaná torzní tuhost zvýšila zhruba třináctkrát.



Graf 2-1 Vývoj hodnoty torzní tuhosti

2.2 Současný stav

Metodika návrhu a výroby skořepinových rámců závodních a sériově vyráběných vozů z kompozitů s využitím uhlíkových vláken je v současné době „know-how“ předních světových automobilových výrobců. Přesto existuje nespočet publikací, které uvádějí alespoň nezbytnou vědní základnu jednotlivých podoblastí řešené problematiky z tohoto důvodu bylo čerpáno z celé řady odborných publikací a vědeckých článků: například publikace od E. J. Barbero [15], [16] a F. C. Campbell [16] se věnují pouze mechanice kompozitních materiálů, dělení kompozitních materiálů a metodice návrhu a výroby dílčích komponent z uhlíkových vláken. Další publikace od J. Njuguna, Ed. [1] se zabývají popisem využití kompozitních materiálů v dopravě.

Současné publikace, které se zabývají skořepinovými rámy, byly pro potřeby této práce rozděleny do několika skupin. První skupinu tvoří články o sériově vyráběných vozech, které pouze informují o vývoji daného vozu, zlepšení jízdních vlastností a snížení hmotnosti. Jedná se například o publikace o vývoji vozu BMW [17], popis skořepinové struktury vozu Lamborghini Aventador [18] nebo vozu McLaren MP4-12C [19], [20]. Druhou skupinu tvoří publikace o výrobě, testování a popisu skořepinových rámců závodních vozů. Publikace od G. Savage [21] popisuje odolnost a testování ochranné schránky řidiče vůči bočnímu nárazu pro vozy Formula 1. Další publikace od G. Savage [22] popisuje výběr materiálů a výrobní postup částí kapotáže vozu Formula 1. Publikace od S. Randle, Ch. Horner, A. Newey [23] ukazuje dílčí postup výroby lepené skořepiny vozu Formula 1 RB6, zde je například stanovená požadovaná přesnost skořepinové struktury, a to $\pm 0,05$ mm. Dále se publikace věnuje výrobnímu postupu dvoudílného skořepinového rámu pomocí lepení. Poslední publikace v této skupině je od G. Savage a M. Oxley [24] a popisuje postup opravy skořepinového rámu.

Závěrečnou skupinou jsou publikace, které se zabývají návrhem a výrobou skořepinových rámců pro vozy Formula Student. Tato skupina je nejrozsáhlejší, protože se zde nejedná o „know-how“ předních světových automobilových výrobců a není zde kladen důraz na konkurenci. Publikace od J. A. García-Manriquea, S. Peña-Miñanoa, M. Rivasa [25] a od J. Wu, O. A. Badu, Y. Tai, A. R. George [26] se věnují popisu návrhu a výroby skořepinového rámu včetně FEM analýzy. Na druhou stranu publikace od L. Hamilton, P. Joyce, Ch. Forero, M. McDonald [2] a E. V. Olsen, H. G. Lemu [27] se zabývají testováním materiálů a popisují zkoušky průrazem a trojbodým ohybem. Nedílnou součástí projektu Formula Student jsou i diplomové práce, proto byly také zařazeny jako zdroje této disertační práce. Jedná se například o diplomové práce a studentské projekty od Jannis D.G. van Kerkhoven [28]; M. Hagan, J. Rappolt, J. Waldrop [29]; M. Děřda [30], které popisují návrh a výrobu konkrétní skořepinové struktury.

Žádné z výše uvedených publikací však komplexně nepopisují metodiku návrhu a výroby skořepinových rámců závodního vozu. Publikace se nevěnují například metodice stanovení okrajových podmínek, zátěžných stavů a definici použitelných materiálů s popisem jejich vlastností pro skořepinové rámy. Nedefinují problematiku technologického postupu výroby, která zahrnuje výrobu forem a samotný proces formování včetně dodržení a kontroly výsledných rozměrů skořepiny. Popisují pouze konkrétní návrhy dílčích částí skořepiny a neudávají možné celkové koncepční řešení návrhu skořepiny s dopadem na následný technologický postup návrhu a výroby.

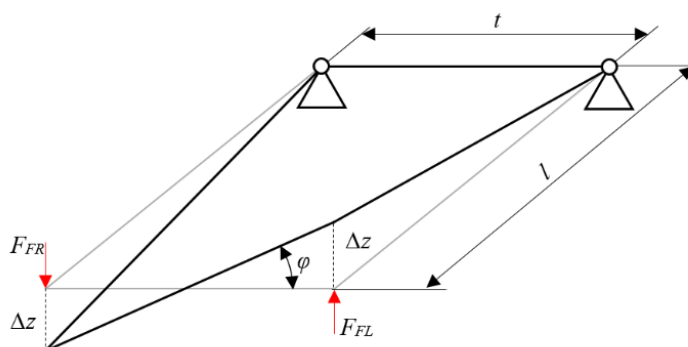
3 Požadavky kladené na skořepinové rámy

Návrh skořepinových rámu je ovlivněn celou řadou namáhání od silových účinků až po tepelné zdroje. Cílem této kapitole bylo stanovení jednotlivých kritických zatížení a požadavku na torzní tuhost rámu, které je vstupním parametrem pro návrh celého rámu vozu.

3.1 Základní popis namáhání

Rámy závodních vozů slouží především k přenosu silových účinků mezi pneumatikami a těžištěm vozu. Na tomto základě byly definovány tři druhy zatížení dle [31].

Torzní zatížení – Rám vozu je torzně zatížen při průjezdu zatáčkou. Odolnost vůči torznímu zatížení je nazývána „torzní tuhost rámu“. Torzní tuhost je možné vyjádřit dle schématu torzního zatížení, které je zobrazené na obrázku (Obrázek 3-1), jako podíl aplikovaného torzního momentu a úhlu zkroucení dle rovnic (3-1),(3-2).



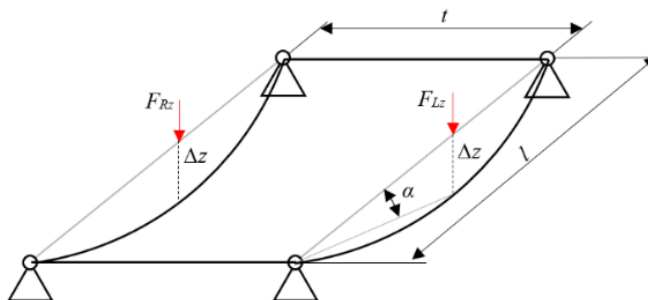
Obrázek 3-1 Schéma torzního zatížení rámu vozu

$$M_k = \frac{1}{2} t (F_{FR} + F_{FL}), \quad (3-1)$$

$$k_C = \frac{M_k}{\varphi}, \quad (3-2)$$

kde M_k je aplikovaný krouticí moment (Nm), t je rozchod (m), F_{FR} je síla na pravém předním kole (N), F_{FL} je síla na levém předním kole (N), k_C je torzní tuhost rámu (Nm/°), φ je úhel natočení rámu vlivem deformace (°).

Vertikální zatížení – Rám vozu je zatížen vertikálním zatížením vlastní hmotností a dynamickými účinky, které působí na těžiště vozu při akceleraci a brždění. Jedná se o tzv. efekty „Anti-squat“ a „Anti-dive“, při kterých dochází ke změnám v ohybovém namáhání rámu vozu. Ohybovou tuhost ve směru z je možné vyjádřit podle schématu vertikálního zatížení, které je zobrazené na obrázku (Obrázek 3-2), jako podíl vertikálního zatížení a maximálního průhybu v ose z rámu vozu dle rovnice (3-3).



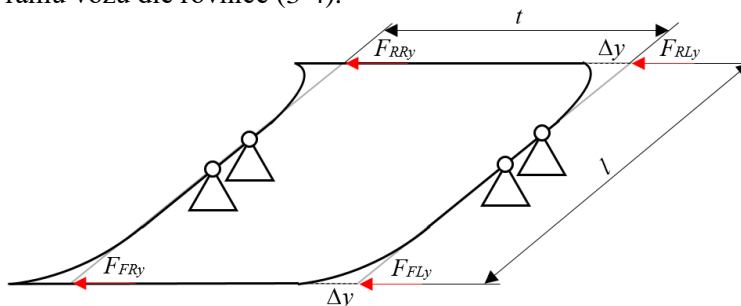
Obrázek 3-2 Schéma vertikálního zatížení rámu vozu

$$k_{cvo} = \frac{F_{Rz} + F_{Lz}}{\Delta z}, \quad (3-3)$$

kde t je rozchod (m), l je rozvor (m), F_{Rz} je síla ve směru z na pravé straně vozu (N), F_{Lz} je síla ve směru z na levé straně vozu (N), k_{cvo} je vertikální ohybová tuhost rámu (N/mm), Δz je maximální průhyb rámu vlivem deformace (mm).

Ohybová tuhost podvozku ve směru z není obecně tak důležitá, jako torzní tuhost. Existují proto dva důvody, tím prvním je, že statické ohýbání podvozku významně neovlivní zatížení kol nebo jeho rozložení. Druhým a mnohem významnějším důvodem je, že podvozek, který má dostatečnou torzní tuhost, má také adekvátní ohybovou tuhost. [31]

Boční zatížení – Rám vozu je zatížen v příčném směru při průjezdu zatáčkou. Jedná se o přenos sil dostředivého zrychlení mezi těžištěm vozu a vozovkou. Toto ohybové namáhání také vzniká například při bočním větru. Ohybovou tuhost ve směru y je možné vyjádřit dle schématu bočního zatížení, které je zobrazené na obrázku (Obrázek 3-3), jako podíl bočního zatížení a maximálního průhybu v ose y rámu vozu dle rovnice (3-4).



Obrázek 3-3 Schéma bočního zatížení rámu vozu

$$k_{cbo} = \frac{F_{FRy} + F_{FLy}}{\Delta y}, \quad (3-4)$$

kde t je rozchod (m), l je rozvor (m), F_{FRy} je síla ve směru y na pravé straně vozu (N), F_{FLy} je síla ve směru y na levé straně vozu (N), k_{cbo} je boční ohybová tuhost rámu (N/mm), Δy je maximální průhyb rámu vlivem deformace (mm).

Torzní tuhost je obecně brána jako mnohem důležitější než tuhost ohybová, avšak vlivem malé hodnoty této ohybové tuhosti může docházet ke vzájemnému natočení přední a zadní nápravy, čímž dochází ke změně směrové úchytky pneumatiky. Tímto jevem může být ovlivněna jízdní stabilita vozu při průjezdu zatáčkou, a proto nesmí být ohybová tuhost podvozku ve směru y opomenuta.

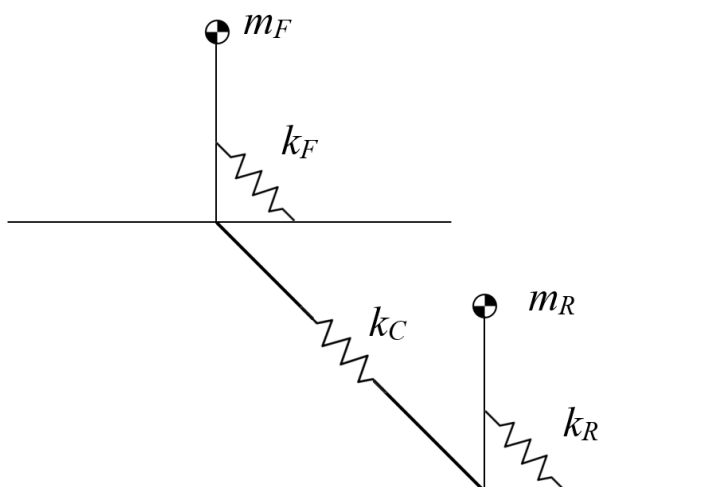
3.2 Stanovení požadované torzní tuhosti

Torzní tuhost je nejdůležitějším parametrem rámu závodního vozu. Zajišťuje přenos bočního/vertikálního zatížení mezi přední a zadní nápravou, čímž ovlivňuje jízdní stabilitu a rovnoměrné rozložení svislého zatížení jednotlivých pneumatik. Velikostí torzní tuhosti rámu může být mírně ovlivněna přetáčivost nebo nedotáčivost vozu.

Nízké hodnoty torzní tuhosti způsobují:

- špatnou distribuci bočního zatížení,
- špatnou odezvu vozu na změny nastavení podvozku,
- velké změny v kinematice zavěšení vůči navrhovaným parametrům, proto není možné garantovat správné zatěžování pneumatik (vlivem torzního namáhání dochází k vzájemnému natočení přední a zadní nápravy, což způsobuje změnu statických parametrů podvozku, čímž se odlišuje skutečná kinematika zavěšení od navržené),
- zvyšování vibrační soustavy,
- snižování jízdní stability,
- zvýšení únavového namáhání soustavy.

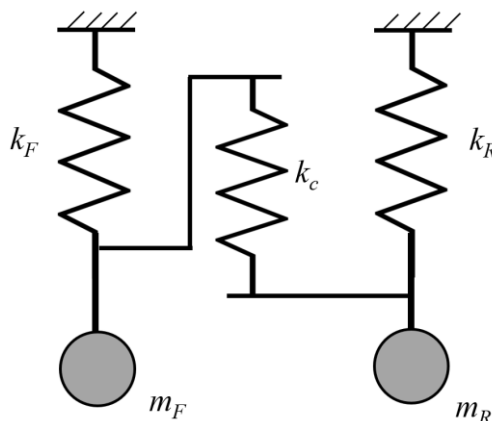
Důležitým faktorem pro stanovení torzní tuhosti rámu je poměr torzní tuhosti rámu a klopné tuhosti obou náprav. Například nadměrná torzní tuhost rámu nezlepšuje jízdní vlastnosti vozu, ale naopak negativně ovlivňuje celkovou hmotnost vozu. Stanovením správného poměru mezi celkovou klopnou tuhostí obou náprav a torzní tuhostí rámu se zabývá několik publikací [32]–[34]. Na základě tohoto faktu byla torzní tuhost nadefinována statickým modelem vozidla se dvěma hmotnými body (Obrázek 3-4), kde jednotlivé tuhosti náprav a rámu byly nahrazeny pružinami.



Obrázek 3-4 Statický model vozidla

kde m_F je zatížení přední nápravy (kg), m_R je zatížení zadní nápravy (kg), k_F je klopná tuhost přední nápravy ($\text{Nm}/^\circ$), k_R je klopná tuhost zadní nápravy ($\text{Nm}/^\circ$), k_C je torzní tuhost rámu ($\text{Nm}/^\circ$).

Výše uvedený statický model vozidla byl předefinován na klasickou soustavu pružin se dvěma hmotnými body (Obrázek 3-5).

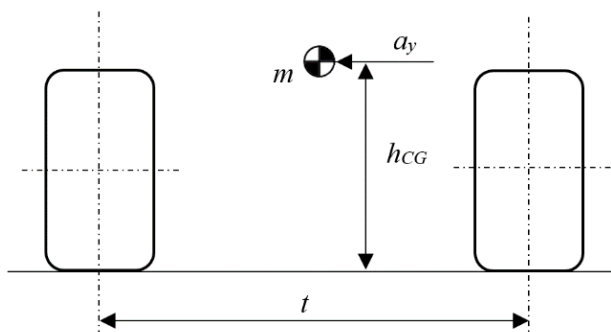


Obrázek 3-5 Statický model vozidla nahrazený soustavou pružin

kde m_f je zatížení přední nápravy (kg), m_r je zatížení zadní nápravy (kg), k_f je klopná tuhost přední nápravy (Nm/°), k_r je klopná tuhost zadní nápravy (Nm/°), k_c je torzní tuhost rámu (Nm/°).

3.2.1 Přenos bočního zatížení

Při statické poloze vozu je zatížení jednotlivých kol jedné nápravy rovnoměrné. Pokud je vůz zatížen bočním přetížením (průjezd zatáčkou) dle rovnice (3-5) a dle obrázku (Obrázek 3-6) dochází k snížení zatížení na vnitřním kole a k zvýšení zatížení na vnějším kole [31].



Obrázek 3-6 Přenos bočního zatížení

$$\Delta F_z = \frac{m h_{CG}}{t} a_y, \quad (3-5)$$

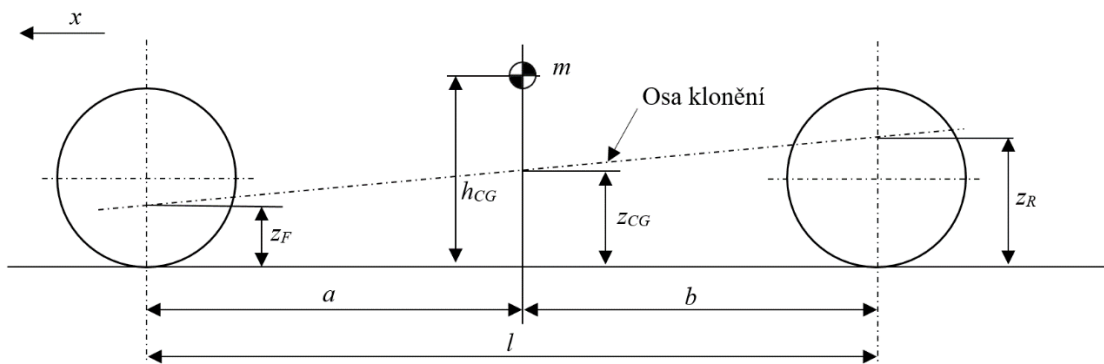
kde m je hmotnost vozidla (kg), h_{CG} je výška těžiště vozu (m), t je rozchod, a_y je boční zrychlení (m.s⁻²).

Protože charakteristika současných závodních pneumatik není lineární (např. dle [35]), pneumatiky generují větší boční sílu především s narůstající směrovou úchylnou a nikoliv s rostoucím svislým zatížením. Je důležité zachovat stejné svislé zatížení na vnitřním a vnějším kole, přičemž při nízké torzní tuhosti dochází k výraznému přenosu zatížení z přední na zadní nápravu, čímž dochází ke snížení zatížení přední nápravy, a tím i ke snížení generované boční síly pneumatik. Tento efekt může být využit k částečné kompenzaci přetáčivosti nebo nedotáčivosti vozu.

Pro stanovení výpočtu torzní tuhosti a přenosu bočního zatížení bylo definováno několik předpokladů výpočtu, konkrétněji že:

- boční přetížení negeneruje žádné klopení vozu,
- klonění přední a zadní nápravy je nezávislé,
- poloha středu klonění vozu a těžiště leží v podélné rovině vozu,
- neodpružené hmoty jsou zanedbatelné,
- rozchod přední a zadní nápravy je totožný,
- všechny normály k ose klonění jsou vertikální.

V prvním kroku byl definován model vozu s jedním hmotným bodem a nekonečně tuhým rámem (Obrázek 3-7).



Obrázek 3-7 Model vozu s jedním hmotným bodem a nekonečně tuhým rámem

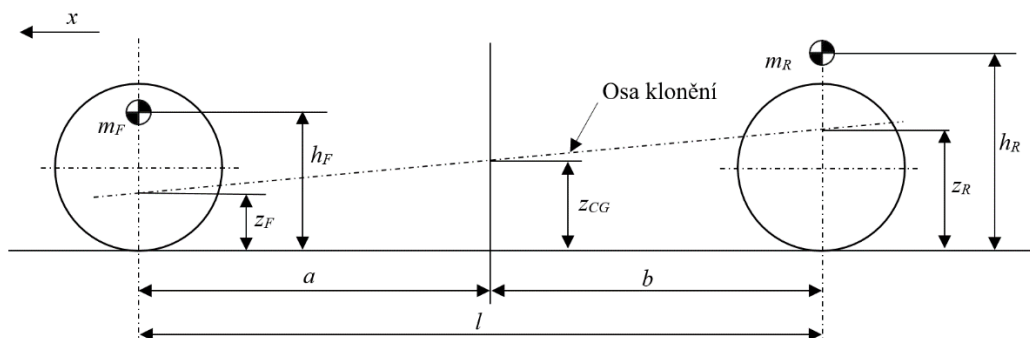
$$\Delta F_{zF} = \frac{m}{t} \left(\frac{k_F}{k_F + k_R} d_{CG} + \frac{b}{l} z_F \right) a_y, \quad (3-6)$$

$$\Delta F_{zR} = \frac{m}{t} \left(\frac{k_F}{k_F + k_R} d_{CG} + \frac{a}{l} z_R \right) a_y, \quad (3-7)$$

$$d_{CG} = h_{CG} - z_{CG}, \quad (3-8)$$

kde m je hmotnost vozidla (kg), t je rozchod (m), l je rozvor (m), a je vzdálenost přední nápravy od těžiště (m), b je vzdálenost zadní nápravy od těžiště (m), k_F je tuhost přední nápravy (Nm/°), k_R je tuhost zadní nápravy (Nm/°), a_y je boční dostředivé zrychlení (m/s²), z_F je výška osy klonění přední nápravy (m), z_R je výška osy klonění zadní nápravy (m), d_{CG} je vzdálenost těžiště od osy klonění (m), h_{CG} je výška těžiště (m), z_{CG} je výška osy klonění v těžišti (m), ΔF_{zF} je změna svislého zatížení přední nápravy s dokonale tuhým rámem (N), ΔF_{zR} je změna svislého zatížení zadní nápravy s dokonale tuhým rámem (N).

V druhém kroku byl definován model vozu se dvěma hmotnými body na jednotlivých nápravách a nekonečně tuhým rámem (Obrázek 3-8).



Obrázek 3-8 Model vozu se dvěma hmotnými body a nekonečné tuhým rámem

Dále bylo nadefinované jednotlivé zatížení náprav dle rovnice (3-9), (3-10).

$$m_F = \frac{b}{l} m, \quad (3-9)$$

$$m_R = \frac{a}{l} m, \quad (3-10)$$

kde m je hmotnost vozidla (kg), m_F je zatížení přední nápravy (kg), m_R je zatížení zadní nápravy (kg), l je rozvor (m), a je vzdálenost přední nápravy od těžiště (m), b je vzdálenost zadní nápravy od těžiště (m).

Pro jednotlivé zatížení přední a zadní nápravy byla definovaná změna vertikálního zatížení, tyto změny jsou dány rovnicemi (3-11), (3-12).

$$\Delta F_{zF0} = \frac{m}{t} \left(\frac{k_F}{k_F + k_R} \frac{b}{l} d_F + \frac{k_F}{k_F + k_R} \frac{a}{l} d_R + \frac{b}{l} z_F \right) a_y, \quad (3-11)$$

$$\Delta F_{zR0} = \frac{m}{t} \left(\frac{k_F}{k_F + k_R} \frac{b}{l} d_F + \frac{k_F}{k_F + k_R} \frac{a}{l} d_R + \frac{a}{l} z_R \right) a_y, \quad (3-12)$$

$$d_F = h_F - z_F, \quad (3-13)$$

$$d_R = h_R - z_R, \quad (3-14)$$

kde m je hmotnost vozidla (kg), m_F je zatížení přední nápravy (kg), m_R je zatížení zadní nápravy (kg), l je rozvor (m), a je vzdálenost přední nápravy od těžiště (m), b je vzdálenost zadní nápravy od těžiště (m), k_F je tuhost přední nápravy (Nm/°), k_R je tuhost zadní nápravy (Nm/°), a_y boční dostředivé zrychlení (m/s²), z_F je výška osy klonění přední nápravy (m), z_R je výška osy klonění zadní nápravy (m), d_F je vzdálenost těžiště přední nápravy od osy klonění (m), h_F je výška těžiště přední nápravy (m), d_R je vzdálenost těžiště zadní nápravy od osy klonění (m), h_R je výška těžiště zadní nápravy (m), ΔF_{zF0} je změna svislého zatížení přední nápravy s dokonale tuhým rámem (N), ΔF_{zR0} je změna svislého zatížení zadní nápravy s dokonale tuhým rámem (N).

V posledním kroku byly rovnice (3-11), (3-12) rozšířeny o definici rámu s definovanou torzní tuhostí. Výsledkem jsou rovnice (3-15), (3-16), které definují změnu vertikálního zatížení náprav v závislosti na dané torzní tuhosti rámu vozu a jednotlivých tuhostí obou náprav.

$$\Delta F_{zF} = \frac{m}{t} \left(\frac{k_F}{k_F + \frac{k_R k_C}{k_R + k_C}} \frac{b}{l} d_F + \frac{\frac{k_F k_C}{k_F + k_C}}{k_R + \frac{k_F k_C}{k_F + k_C}} \frac{a}{l} d_R + \frac{b}{l} z_F \right) a_y \quad (3-15)$$

$$\Delta F_{zR} = \frac{m}{t} \left(\frac{\frac{k_R k_C}{k_R + k_C}}{k_F + \frac{k_R k_C}{k_R + k_C}} \frac{b}{l} d_F + \frac{k_R}{k_R + \frac{k_F k_C}{k_F + k_C}} \frac{a}{l} d_R + \frac{b}{l} z_R \right) a_y \quad (3-16)$$

kde m je hmotnost vozidla (kg), m_F je zatížení přední nápravy (kg), m_R je zatížení zadní nápravy (kg), l je rozvor (m), a je vzdálenost přední nápravy od těžiště (m), b je vzdálenost zadní nápravy od těžiště (m), k_F je tuhost přední nápravy (Nm/°), k_R je tuhost zadní nápravy (Nm/°), a_y boční dostředivé zrychlení (m.s⁻²), z_F je výška osy klonění přední nápravy (m), z_R je výška osy klonění zadní nápravy (m), d_F je vzdálenost těžiště přední nápravy od osy klonění (m), h_F je výška těžiště přední nápravy (m), d_R je vzdálenost těžiště zadní nápravy od osy klonění (m), h_R je výška těžiště zadní nápravy (m), ΔF_{zF} je změna svislého zatížení přední nápravy s poddajným rámem (N), ΔF_{zR} je změna svislého zatížení zadní nápravy s poddajným rámem (N).

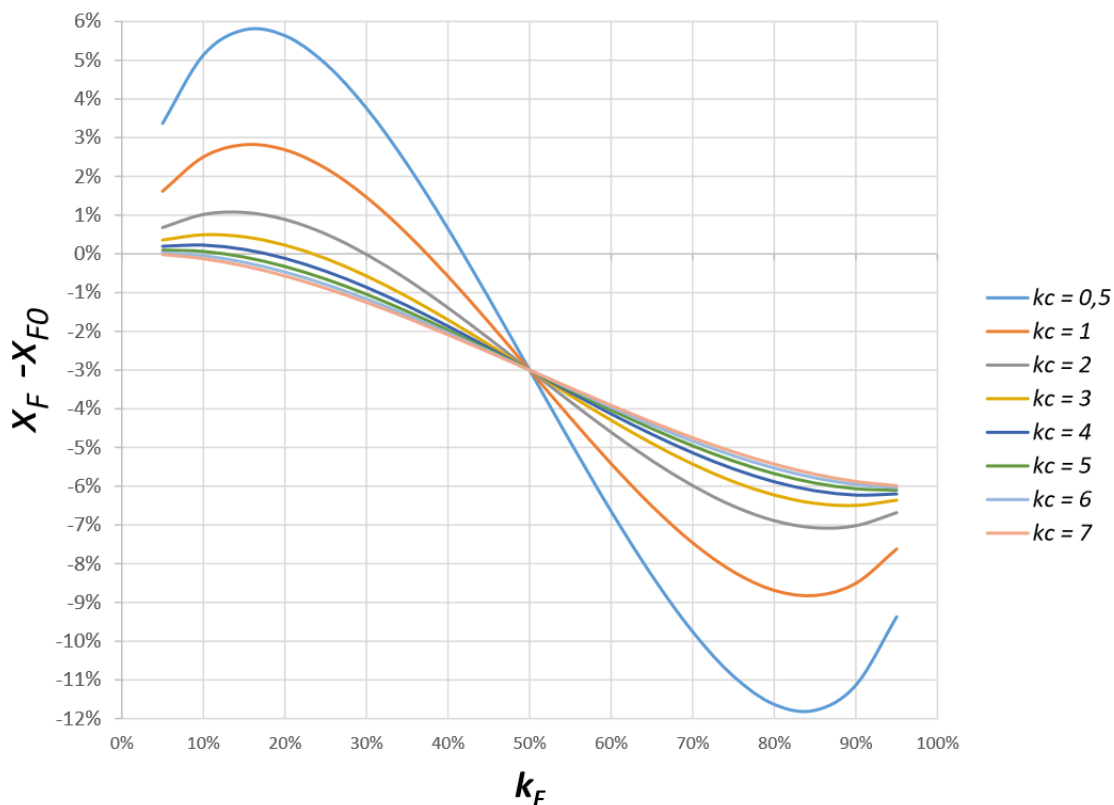
Z výše definovaných rovnic byl stanoven poměr změny zatížení jednotlivých náprav pro změnu vertikálního zatížení s dokonale tuhým a poddajným rámem vztažený ke změně vertikálního zatížení dle rovnice (3-5).

$$x_F = \frac{\Delta F_{zF}}{\Delta F_z}; x_{F0} = \frac{\Delta F_{zF0}}{\Delta F_z} \quad (3-17)$$

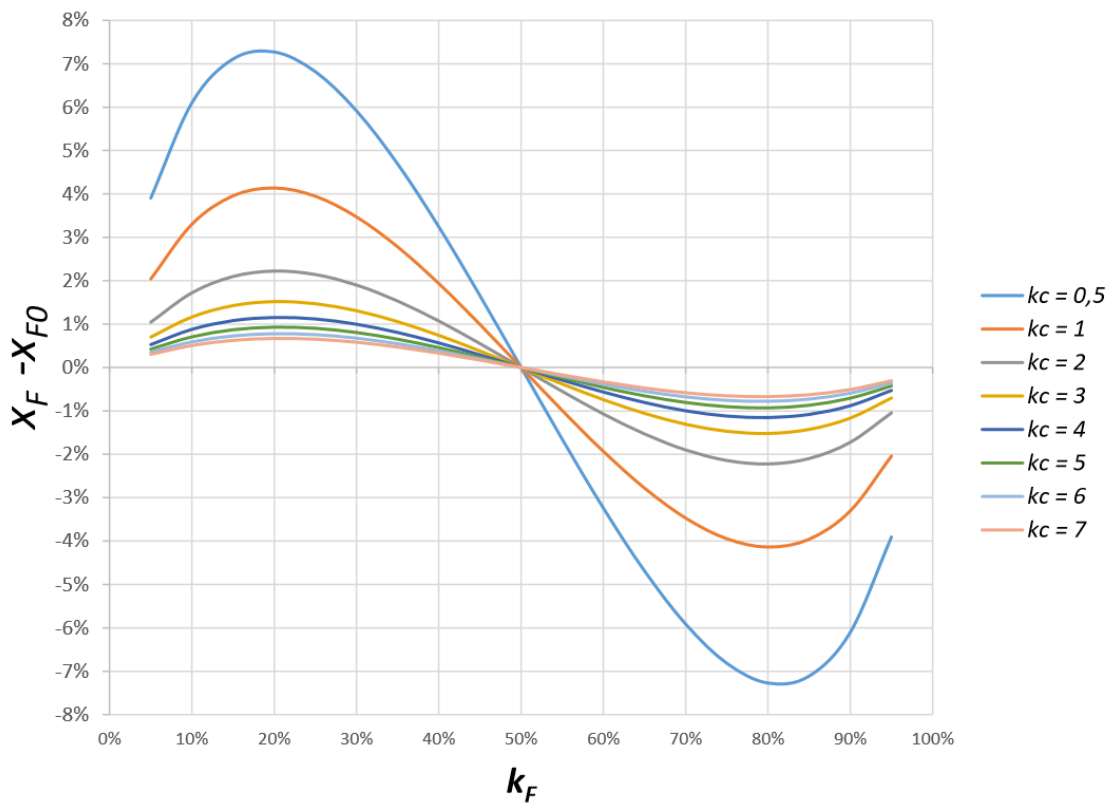
$$x_R = \frac{\Delta F_{zR}}{\Delta F_z}; x_{R0} = \frac{\Delta F_{zR0}}{\Delta F_z} \quad (3-18)$$

kde x_F je poměrová změna torzní tuhosti přední nápravy s poddajným rámem (-), x_R je poměrová změna torzní tuhosti zadní nápravy s poddajným rámem (-), x_{F0} je poměrová změna torzní tuhosti přední nápravy s dokonale tuhým rámem (-), x_{R0} je poměrová změna torzní tuhosti zadní nápravy s dokonale tuhým rámem (-).

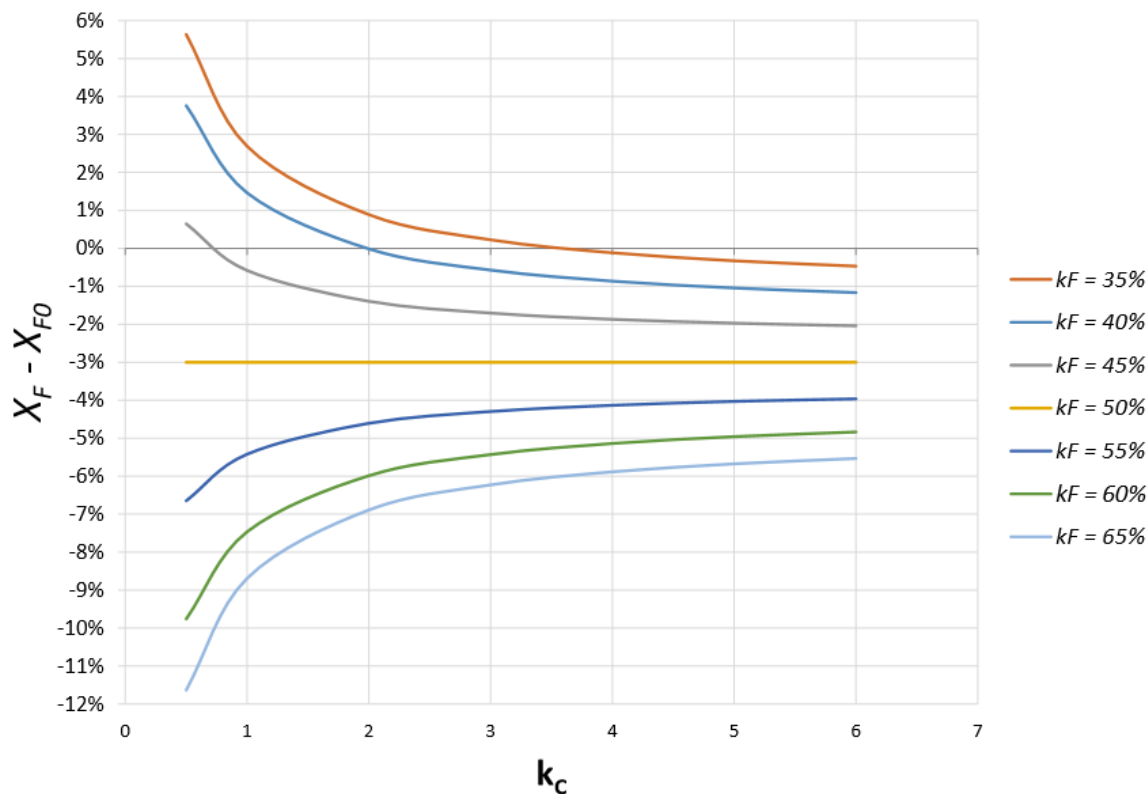
Na základě rovnic (3-17), (3-18) byly vygenerovány grafy (Graf 3-1, Graf 3-2, Graf 3-3, Graf 3-4), které znázorňují poměrovou diferenci přenosu bočního zatížení vozu s dokonale tuhým rámem a poddajným rámem v závislosti na torzní tuhosti rámu k_C a na tuhosti přední nápravy k_F . Torzní tuhost rámu k_C je definovaná v násobcích celkové klopné tuhosti obou náprav a tuhost přední nápravy je definovaná jako procentuální část celkové tuhosti obou náprav. Grafy (Graf 3-2, Graf 3-4) byly stanoveny za předpokladu rovnoměrného rozložení hmotností na jednotlivé nápravy $m_F = m_R$ a grafy (Graf 3-1, Graf 3-3) byly stanoveny za předpokladu rozložení hmotností na jednotlivé nápravy v poměru 47:53, tedy $0,53m_F = 0,47m_R$. Oba grafy byly také stanoveny za předpokladu stejných parametrů náprav, a to $z_F = z_R$, $h_F = h_R$, $d_F = d_R$.



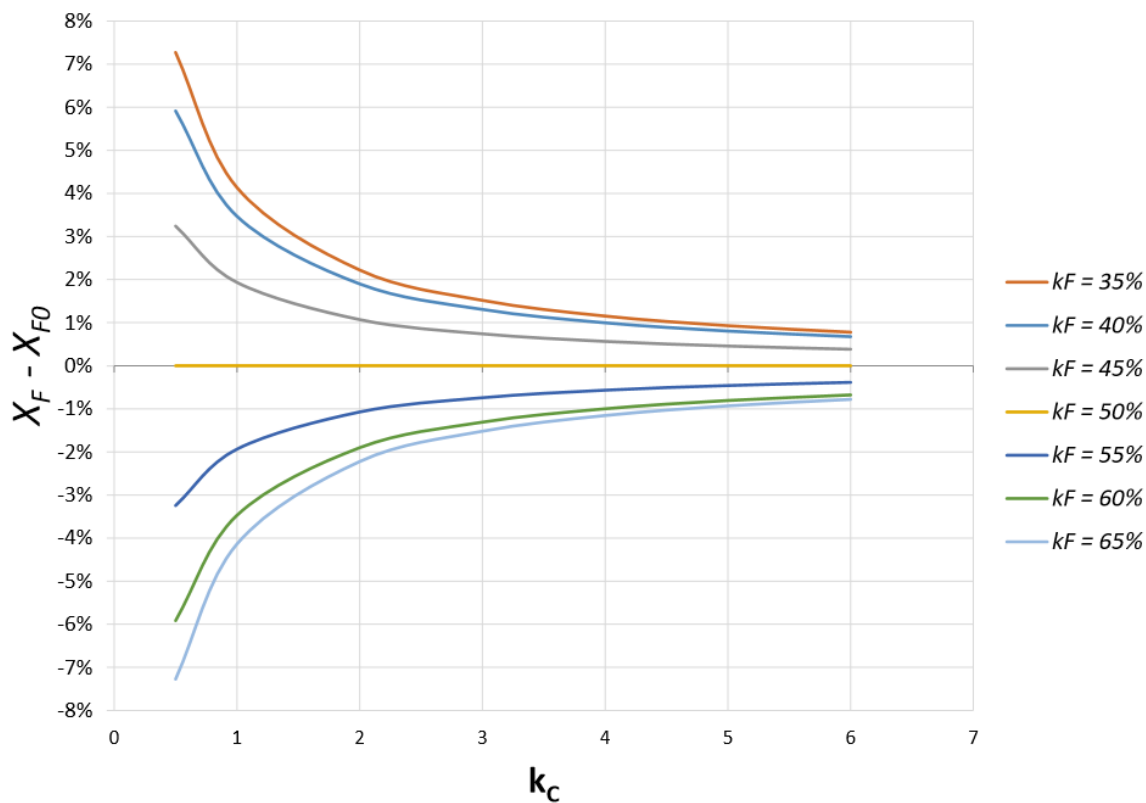
Graf 3-1 Poměrová diference $X_F - X_{F0}$ v závislosti na procentuální tuhosti přední nápravy pro rozdílné torzní tuhosti rámu a pro rozložení zatížení jednotlivých náprav v poměru 47:53 ($0,53m_F = 0,47m_R$)



Graf 3-2 Poměrová diference $X_F - X_{F0}$ v závislosti na procentuální tuhosti přední nápravy pro rozdílné torzní tuhosti rámu a pro rovnoměrné zatížení obou náprav ($m_F = m_R$)



Graf 3-3 Poměrová diference $X_F - X_{F0}$ v závislosti na torzní tuhosti rámu pro rozdílné tuhosti rámu a pro rozdílné procentuální tuhosti přední nápravy a pro rozložení zatížení jednotlivých náprav v poměru 47:53 ($0,53m_F = 0,47m_R$)



Graf 3-4 Poměrová diference $X_F - X_{F0}$ v závislosti na torzní tuhosti rámu pro rozdílné tuhosti rámu a pro rozdílné procentuální tuhosti přední nápravy a pro rovnoměrné zatížení obou náprav ($m_F = m_R$)

Z grafu (Graf 3-1, Graf 3-2, Graf 3-3, Graf 3-4) bylo stanoveno, že pro $k_F = k_R$ platí, že torzní tuhost rámu k_C nemá vliv na přenos bočního zatížení mezi nápravami. Dále bylo stanoveno, že vlivem změny zatížení jednotlivých náprav dochází ke zvětšování celkové difference přenosu bočního zatížení a posunu inflexního bodu grafu ve vertikální ose.

Protože je vůz zatížen dynamickými ději a charakteristika tlumičů a pružin není lineární, pak ani charakteristika tuhosti jednotlivých náprav není lineární. Z tohoto důvodu byl posuzován vliv torzní tuhosti v definovaném rozsahu možné změny tuhosti dané nápravy. Pro posouzení vlivu torzní tuhosti vozu byl stanoven rozsah změny tuhosti přední nápravy k_F od 35 % do 65 %.

Pro definovaný rozsah byla vytvořena tabulka (Tabulka 3-1), která zahrnuje hodnotu rozdílu a zlepšení poměrových diferencí přenosu bočního zatížení $X_F - X_{F0}$.

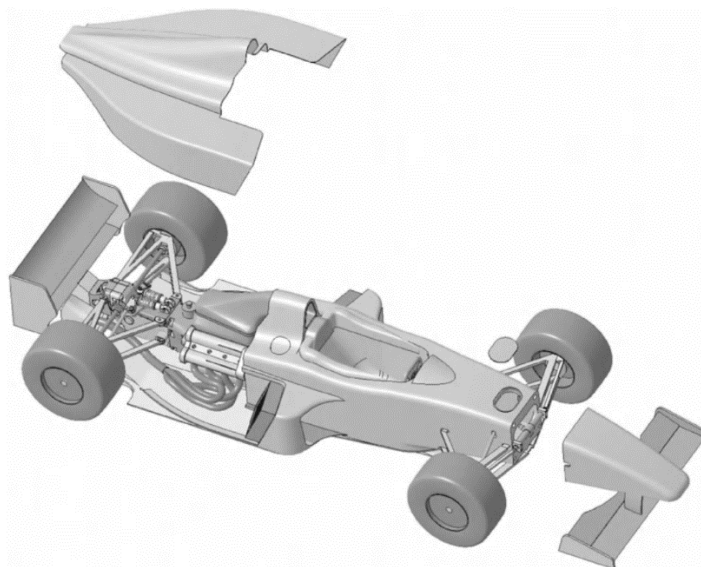
	k_C						
	0,5	1	2	3	4	5	6
$k_F = 35 \%$	4,69 %	2,78 %	1,53 %	1,06 %	0,81 %	0,65 %	0,55 %
$k_F = 40 \%$	3,24 %	1,94 %	1,07 %	0,74 %	0,57 %	0,46 %	0,38 %
$k_F = 45 \%$	1,66 %	0,99 %	0,55 %	0,38 %	0,29 %	0,24 %	0,20 %
$k_F = 50 \%$	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %	0,00 %
$k_F = 55 \%$	-1,66 %	-0,99 %	-0,55 %	-0,38 %	-0,29 %	-0,24 %	-0,20 %
$k_F = 60 \%$	-3,24 %	-1,94 %	-1,07 %	-0,74 %	-0,57 %	-0,46 %	-0,38 %
$k_F = 65 \%$	-4,69 %	-2,78 %	-1,53 %	-1,06 %	-0,81 %	-0,65 %	-0,55 %
$(X_F - X_{F0})_{\Delta k_F 35\%} - (X_F - X_{F0})_{\Delta k_F 65\%}$	9,38 %	5,56 %	3,06 %	2,11 %	1,61 %	1,31 %	1,10 %
$\frac{((X_F - X_{F0})_{\Delta k_F 35\%} - (X_F - X_{F0})_{\Delta k_F 65\%}) - 1}{((X_F - X_{F0})_{\Delta k_F 35\%} - (X_F - X_{F0})_{\Delta k_F 65\%})}$		3,82 %	2,50 %	0,95 %	0,50 %	0,31 %	0,21 %

Tabulka 3-1 Poměrová difference přenosu bočního zatížení $X_F - X_{F0}$ vozu s dokonale tuhým rámem a poddajným rámem závislosti na torzní tuhosti rámu

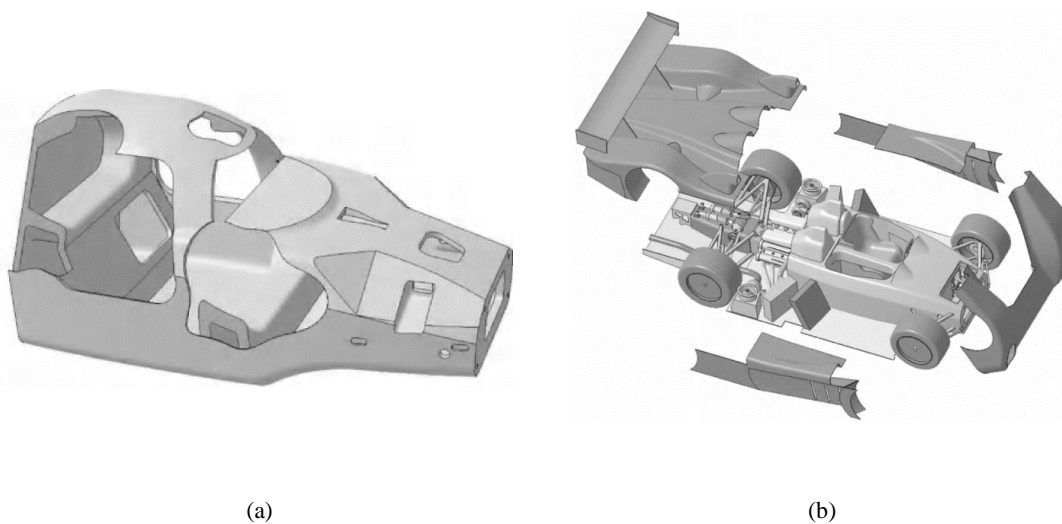
Pro hodnoty k_C 0,5 až 4 dochází k výraznému zmenšení přenosu boční síly. Nad hodnotou $k_C = 4$ dochází k zlepšení o méně než 0,5 %, proto je vhodné stanovit hodnotu k_C v rozmezí 4 až 6 násobku celkové klopné tuhosti obou náprav. Pokud by se například uvažovalo o vozidle s hmotností 300 kg, potom přenos bočního zatížení mezi přední a zadní nápravou pro hodnotu $k_C = 1$ bude 8,34 kg a celkové rozvážení vozu se poté změní o 16,68 kg, naopak pro hodnotu $k_C = 6$ bude 1,65 kg a celkové rozvážení vozu se změní o 3,30 kg.

4 Skořepinové rámy závodních vozů

Cílem této kapitoly bylo znázornit možná koncepční řešení skořepinových ráků. Na obrázcích (Obrázek 4-1, Obrázek 4-2) jsou uvedeny dvě koncepční provedení vozů formulového a cestovního typu se skořepinovou strukturou. Na obrázku (Obrázek 4-2 a) je zobrazena skořepina vozu s uzavřeným kokpitem a na obrázku (Obrázek 4-2 b) skořepina s otevřeným kokpitem. Tato práce je dále zaměřena na metodiku návrhu a výroby skořepiny vozů formulového typu.



Obrázek 4-1 Koncepční řešení skořepiny vozu formulového typu [13]

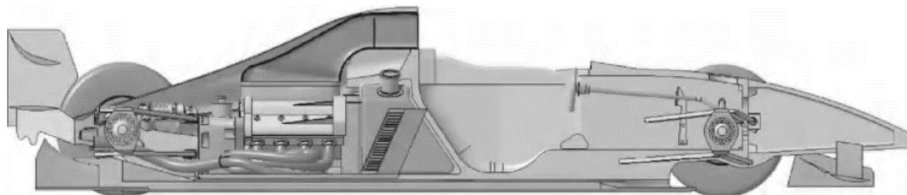


Obrázek 4-2 Koncepční řešení skořepiny cestovního vozu [13] (a) Skořepinový rák s uzavřeným kokpitem (b) Skořepinový rák s otevřeným kokpitem

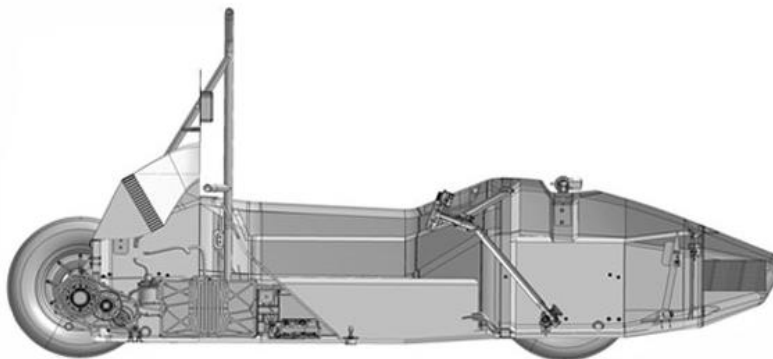
Obě výše zmíněné varianty koncepčního řešení zahrnují zadní část vozu tvořenou motorem a převodovkou.

4.1 Konstrukční koncepty skořepinového rámu

Z hlediska konstrukčního uspořádání byly definovány dva základní typy konstrukce, které jsou zobrazené na obrázcích (Obrázek 4-3, Obrázek 4-4). Na obrázku (Obrázek 4-3) je skořepinová struktura, kde nosnou část zadní nápravy tvoří motor s převodovkou. Toto uspořádání je v současné době nejpoužívanější, protože vlastní motor s převodovkou tvoří nosnou část rámu, což snižuje výslednou hmotnost vozu. Při použití tohoto řešení musí být tepelně odstíněna kontaktní plocha motoru od skořepiny tak, aby nedocházelo k poškození skořepiny. Na obrázku (Obrázek 4-4) je naopak skořepinová struktura, která tvoří i nosnou část zadní nápravy a uložení motoru s převodovkou. Toto řešení se u závodních vozů obvykle nepoužívá, protože motor a převodovka poskytují dostatečnou torzní tuhost.



Obrázek 4-3 Řez vozem Formula 1 [13]



Obrázek 4-4 Řez vozem Formula Student [36]

Z hlediska vlastní konstrukce skořepiny byly definovány další dva základní typy. Za prvé se jedná o celistvou strukturu vyrobenou z jednoho kusu, viz obrázek (Obrázek 4-5). Výhodou celistvé struktury je eliminace nepřesnosti vlivem lepení, naopak nevýhodou je složitější dělená forma a náročnější technologický postup výroby.



Obrázek 4-5 Celistvá skořepina vozu Formula Student [37]

Za druhé se jedná o modulární skořepinu, která je vytvořena slepením několika dílčích skořepin, viz obrázek (Obrázek 4-6). Výhodou tohoto konceptu je možnost výroby skořepiny

komplexnějšího tvaru a snadná výroba jednotlivých dílů. Nevýhodou je nutnost zajištění přesného a pevného lepeného spoje.



Obrázek 4-6 Skládaná skořepina vozu Volkswagen XL1 [20]

Na obrázku (Obrázek 4-7) je znázorněná spodní polovina skořepinového rámu vozu Formula Dallara.

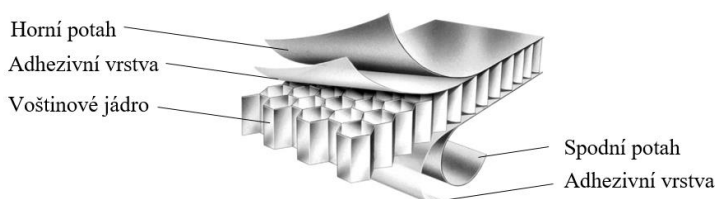


Obrázek 4-7 Spodní polovina lepeného skořepinového rámu [38]

5 Metodika návrhu a výroby sendvičového kompozitního panelu




Cílem této kapitoly bylo provést rešerši používaných materiálů pro kompozitní sendvičové panely a uvést metodiku návrhu a výroby sendvičového kompozitního panelu s ověřením výrobního postupu. Pomocí experimentálních měření provést evaluaci analytického a numerického výpočtu.

Sendvičové kompozitní panely poskytují velice efektivní využití hmotnosti struktur vzhledem k celkové tuhosti panelu. Termín sendvičové panely popisuje strukturu, která je složena z vnějších potahů s vysokým modulem pružnosti v tahu a jádra s nízkou hustotou a vysokým modulem pružnosti ve smyku (Obrázek 5-1). Materiály potahu jsou obvykle hliníkové desky, sklo laminát, uhlíkový laminát, aramidový laminát atd. Pro materiály jádra se obvykle využívá balsové dřevo, PUR pěny, voštinová jádra z hliníku, aramidu, nerezů atd.



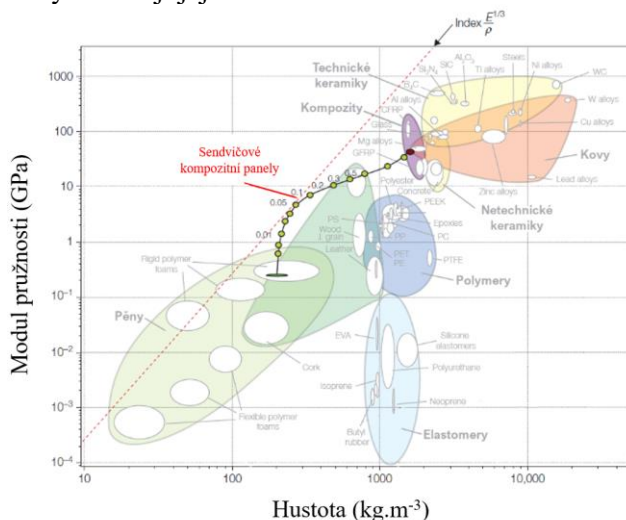
Obrázek 5-1 Sendvičový kompozitní panel

Tabulka (Tabulka 5-1) zobrazuje relativní porovnání tuhosti, pevnosti a hmotnosti pro ocelovou desku tloušťky t a sendvičové struktury tloušťky $2t$ a $4t$. Z tabulky je patrné, že u sendvičových panelů tloušťky $4t$ dochází k navýšení hmotnosti pouze o 6 %, zatímco tuhost je zvýšena 37x vůči ocelové desce tloušťky t [16].

Vlastnost	Ocelová deska	Sendvičová struktura	Tužší sendvičová struktura
Tloušťka			
Relativní tuhost	100 %	700 %	3700 %
Relativní pevnost	100 %	350 %	925 %
Relativní hmotnost	100 %	103 %	106 %

Tabulka 5-1 Porovnání relativní tuhosti, pevnosti a hmotnosti [16]

Sendvičové kompozitní panely tak vyplňují volné místo v grafu (Graf 5-1) základních materiálů a zvyšují tuhost struktury a snižují její hmotnost.



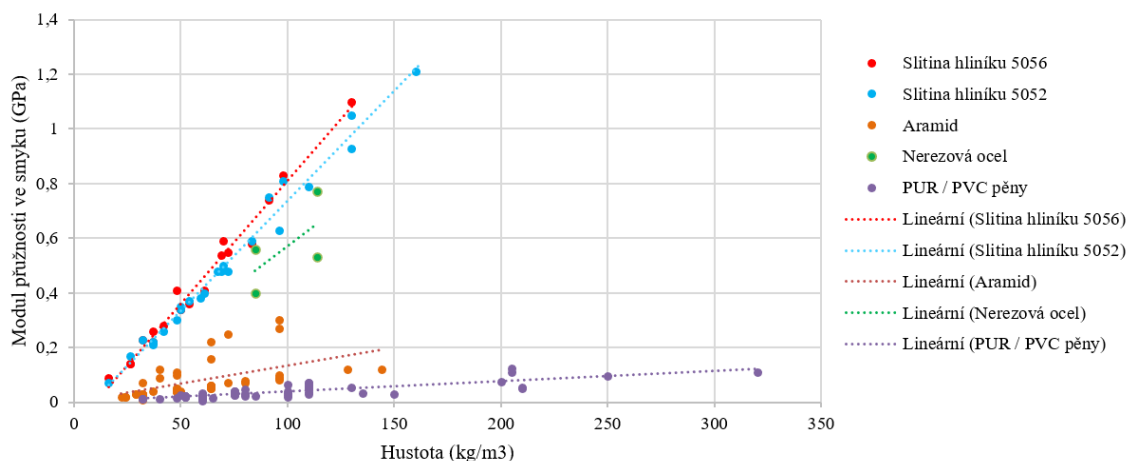
Graf 5-1 Porovnání základních materiálů z hlediska jejich hustoty a modulu pružnosti

5.1 Jádra

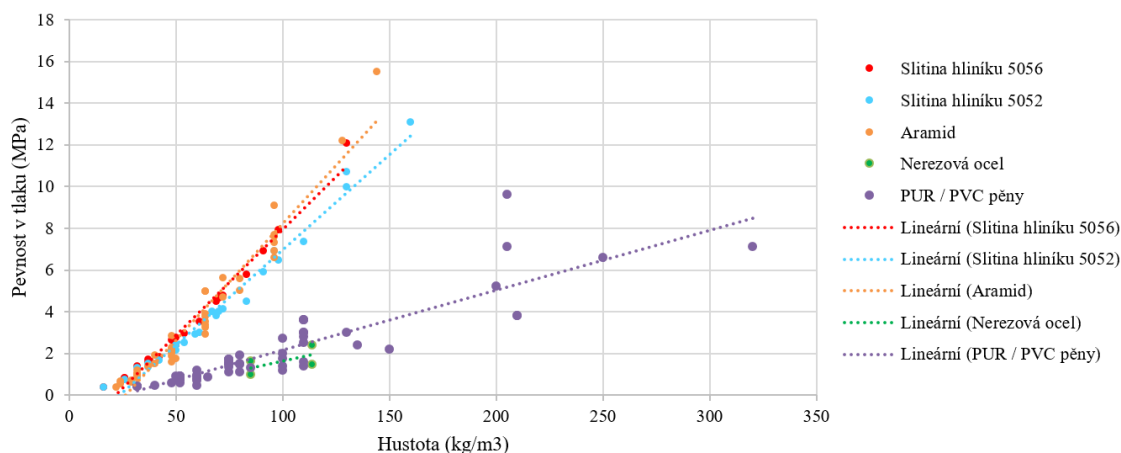
Výběr správného jádra pro danou aplikaci je velmi obtížný problém. Nejen z pohledu pevnosti a tuhosti, ale je nutné také brát v úvahu okolní vlastní prostředí, jako je například teplota, vlhkost, chemická odolnost, odolnost proti rázu atd. Jedním s posuzovaných faktorů by měla být také cena výsledné součásti. Dalším ovlivňujícím aspektem je způsob zpracování jádra (obrábění, tváření za tepla, lepení atd.)[39].

Obecně hliníkové voštiny poskytují nejlepší mechanické vlastnosti při nejnižší hmotnosti. Naopak aramidové nebo termoplastové voštiny poskytují vysokou houževnost a nárazovou odolnost při nejnižší ceně.

Mezi základní mechanické vlastnosti jádra patří modul pružnosti ve smyku a odolnost v tlaku v závislosti na hustotě jádra. Do grafů (Graf 5-2 a Graf 5-3) byly zaneseny tyto hodnoty pro pěny a hliníkové, aramidové, nerezové voštiny. Z grafu (Graf 5-2) je patrné, že větší modul pružnosti ve smyku v závislosti na hustotě jádra poskytují voštiny ze slitiny hliníku EN AW 5056. Naopak z grafu (Graf 5-3) je patrné, že nejlepší pevnost v tlaku v závislosti na hustotě jádra poskytují aramidové voštiny. Pro zvyšování tuhosti sendvičového panelu, dle kapitoly 5, je nutné využít jádro s největším modulem pružnosti ve smyku. Proto byla pro stanovení metodiky v následujících kapitolách využita voštinová jádra z hliníkové slitiny EN AW 5056.



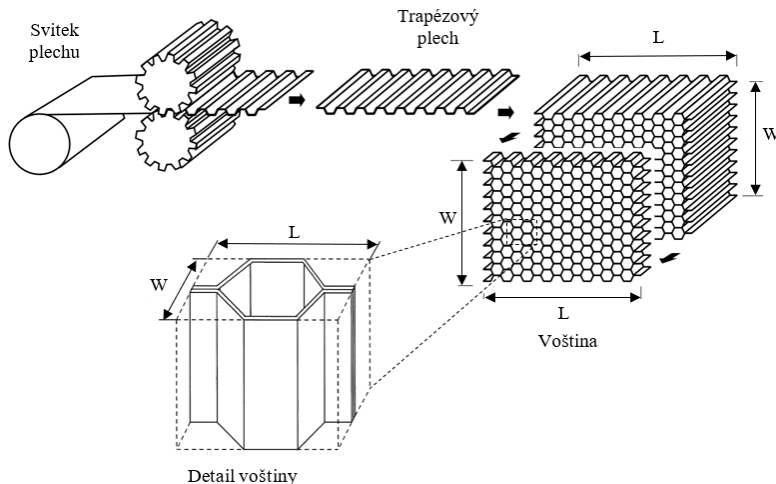
Graf 5-2 Závislost modulu pružnosti ve smyku na hustotě jádra



Graf 5-3 Závislost pevnosti v tlaku na hustotě jádra

5.1.1 Mechanické a tvarové vlastnosti voštiny ze slitiny hliníku

Mechanické vlastnosti voštiny závisí především na materiálu a tvaru buňky. Mechanické vlastnosti jsou udávány ve třech směrech a to L (podélný směr), W (příčný směr) a kolmo na rovinu voštiny. Na obrázku (Obrázek 5-2) je zobrazen výrobní postup voštiny s vyznačenými směry L a W.



Obrázek 5-2 Výrobní postup voštiny s vyznačenými směry L a W

Mechanické vlastnosti

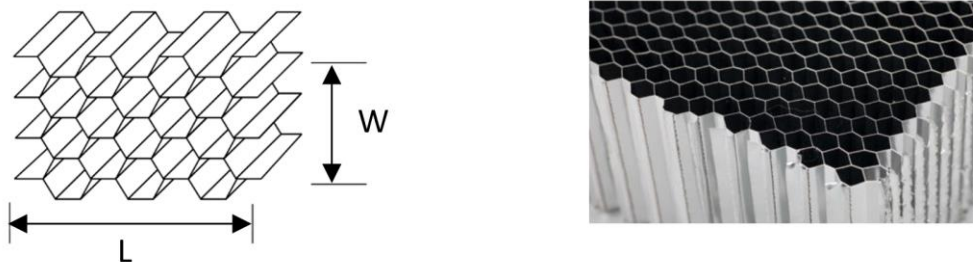
Níže uvedené mechanické vlastnosti voštin jsou v dnešní době součástí technického listu voštiny a lze je použít pro návrh a dimenzování sendvičového panelu. Mechanické vlastnosti některých dostupných voštin s hexagonálním tvarem buňky byly uvedeny v tabulce (Tabulka 5-2).

- Modul pružnosti ve smyku pro směr L (přibližně v rozsahu 0,05 - 1,2 GPa),
- modul pružnosti ve smyku pro směr W (přibližně v rozsahu 0,04 - 0,5 GPa),
- modul pružnosti v tlaku kolmo na rovinu směřů W a L (přibližně v rozsahu 0,1-2 GPa),
- pevnost ve smyku pro směr L (přibližně v rozsahu 0,3 - 7 MPa),
- pevnost ve smyku pro směr W (přibližně v rozsahu 0,2 - 3,5 MPa),
- pevnost v tlaku kolmo na rovinu směřů W a L (přibližně v rozsahu 0,3 - 15 MPa).

Tvar buňky/hustota voštiny

- Hustota (přibližně v rozsahu 30 až 160 kg.m⁻³)
- Velikost buňky (přibližně v rozsahu 3,2 až 24,4 mm)
- Tvar buňky (hexagonální, obdélníkový, vyztužený hexagonální, FlexCore atd.)

Hexagonální – Základním, nejrozšířenějším a nejdostupnějším tvarem buňky voštiny je šestiúhelník (Obrázek 5-3). Vzhledem ke geometrii buňky tyto voštiny poskytují dvojnásobně větší modul tuhosti ve smyku ve směru L než ve směru W [40].



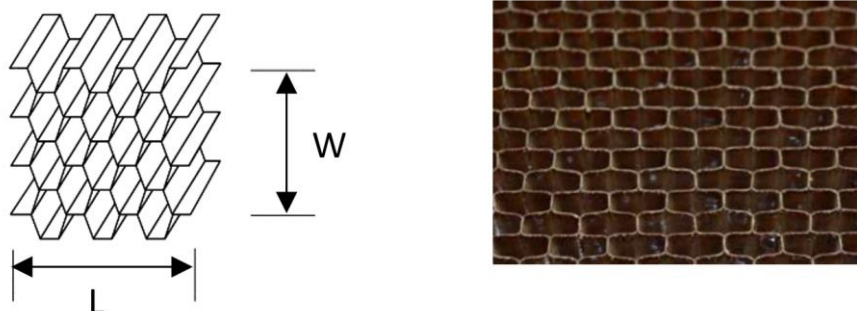
Obrázek 5-3 Voština s hexagonálním tvarem buňky

Vzhledem k rozdílným vlastnostem ve směrech L a W dochází při ohýbání v jednom směru k opačnému ohýbání v druhém směru (Obrázek 5-4). Voštiny s vyšší tuhostí je obtížné tvarovat do složitých ploch. Z tohoto důvodu je nutné brát tento efekt v úvahu při návrhu křivosti ploch výsledného produktu.



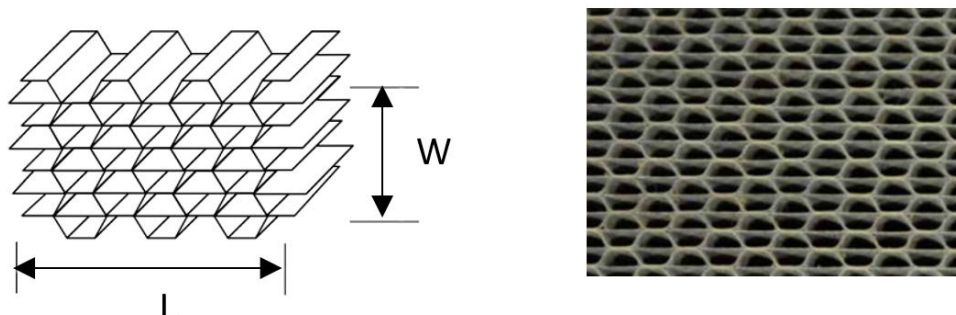
Obrázek 5-4 Deformace voštiny při ohýbání v jednom směru

Obdélníkový – Tvar buňky je protažen ve směru W a vytváří obdélníkový tvar buňky (Obrázek 5-5). Tento tvar zvyšuje modul tuhosti ve smyku ve směru W a snižuje ho ve směru L. Tyto voštiny se používají zejména při výrobě válcových tvarů, protože voština je dobře tvarovatelná do válcovitého tvaru ve směru W [40].



Obrázek 5-5 Voština s obdélníkovým tvarem buňky

Vyztužený hexagonální – Jedná o klasický hexagonální tvar buňky, který je vyztužený ve směru L podélným plechem (Obrázek 5-6). Toto vyztužení zvyšuje modul pružnosti ve smyku ve směru L, ale výrazně zvyšuje hustotu. Tento druh voštiny se používá tam, kde je nutné zvýšit odolnost spoje s insertem.[40]



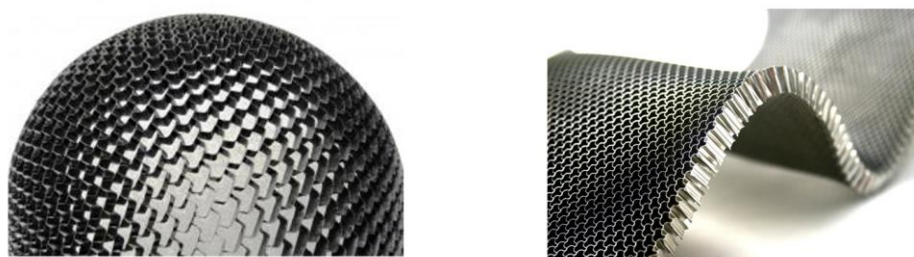
Obrázek 5-6 Vyztužený hexagonální tvar voštiny

FlexCore – Jedná se o vlnkovitý tvar voštiny (Obrázek 5-7), který zajišťuje velkou tvarovatelnost voštiny. Poskytuje zhruba poloviční mechanické vlastnosti ve srovnání s hexagonálním tvarem

buňky o stejné hustotě. Používá se zejména tam, kde je požadovaná velká tvarovatelnost jádra například na kulovitých plochách. [40]



Obrázek 5-7 Voština "FlexCore" s vlnkovitým tvarem jádra



Obrázek 5-8 Tvarovatelnost jádra FlexCore [41], [42]

Materiál	Velikost buňky		Hustota	Pevnost v tlaku		Modul pružnosti v tlaku	Pevnost ve smyku ve směru L		Modul pružnosti ve smyku ve směru L	Pevnost ve smyku ve směru W		Modul pružnosti ve smyku ve směru W
				Průměr	Min.		Průměr	Průměr		Min	Průměr	
	(inch)	(mm)	(Kg.m ⁻³)	(MPa)	(MPa)	(GPa)	(MPa)	(MPa)	(GPa)	(MPa)	(MPa)	(GPa)
AL 5056	1/8	3,2	50	2,41	1,79	0,64	1,95	1,38	0,34	1,01	0,76	0,16
AL 5056	1/8	3,2	72	4,76	3,45	1,27	2,97	2,41	0,55	1,73	1,41	0,23
AL 5056	1/8	3,2	98	7,93	5,69	1,96	5,08	3,62	0,83	2,78	2,1	0,34
AL 5056	1/8	3,2	130	12,09	8,96	2,99	6,07	5,1	1,1	3,65	3,03	0,41
AL 5056	3/16	4,8	32	1,37	0,83	0,31	1,06	0,72	0,23	0,65	0,34	0,12
AL 5056	3/16	4,8	50	2,76	1,79	0,66	1,91	1,38	0,34	1,08	0,76	0,18
AL 5056	3/16	4,8	70	4,65	3,38	1,24	2,76	2,34	0,59	1,63	1,37	0,26
AL 5056	3/16	4,8	91	6,9	5,07	1,81	3,67	3,31	0,74	2,28	1,93	0,33
AL 5056	5/32	4	42	1,84	1,28	0,48	1,34	1,05	0,28	0,9	0,55	0,11
AL 5056	5/32	4	61	3,52	2,59	0,96	2,36	1,88	0,41	1,34	1,07	0,21
AL 5056	1/4	6,4	26	0,84	0,55	0,21	0,72	0,54	0,14	0,48	0,26	0,07
AL 5056	1/4	6,4	37	1,71	1,07	0,40	1,17	0,9	0,26	0,74	0,43	0,12
AL 5056	1/4	6,4	54	2,94	2,17	0,79	2,04	1,59	0,36	1,11	0,9	0,15
AL 5056	1/4	6,4	69	4,48	3,21	1,19	2,58	2,24	0,54	1,52	1,31	0,2
AL 5056	1/4	6,4	83	5,79	4,45	1,59	2,92	2,93	0,58	2,11	1,69	0,22
AL 5056	3/8	9,6	16	0,38	0,24	0,10	0,38	0,31	0,09	0,24	0,17	0,04
AL 5056	3/8	9,6	26	0,81	0,55	0,21	0,78	0,54	0,14	0,44	0,26	0,07
AL 5056	3/8	9,6	37	1,59	1,07	0,40	1,17	0,9	0,22	0,65	0,43	0,1
AL 5056	3/8	9,6	48	2,62	1,72	0,63	1,69	1,31	0,41	1	0,69	0,13

Tabulka 5-2 Mechanické vlastnosti používaných voštin s hexagonálním tvarem buňky z materiálu 5056

5.2 Potah

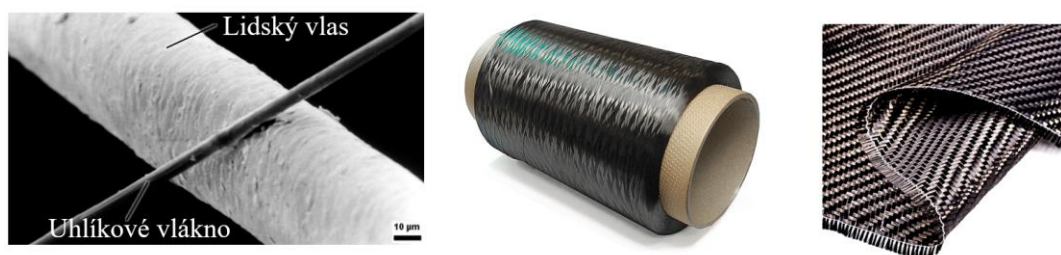
Potah sendvičových kompozitních panelů je převážně tvořen vícevrstevnými lamináty nebo hybridními lamináty, které se skládají z dlouho-vláknových lamin s jednosměrně nebo oboustranně orientovanými vlákny.

Lamina, jakožto kompozitní materiál, se skládá ze dvou nebo více chemicky a mechanicky odlišných složek. Jedná se o nespojitou fázi, která je tvořena vlákny a spojitou fázi (matrice).

5.2.1 Polotovar laminy

Základní rozdělení polotovaru dle formy:

- Vlákno – jedná se o „nekonečně“ dlouhé vlákno. Základní materiál pro výrobu rovingu.
- Roving (neboli svazek vláken) – jedná se o „nekonečně“ dlouhý svazek vláken. Základní materiál pro výrobu tkaniny.
- Tkanina – jedná se o utkaná vlákna do určitého tvaru.



Obrázek 5-9 Zleva vlákno, roving, tkanina

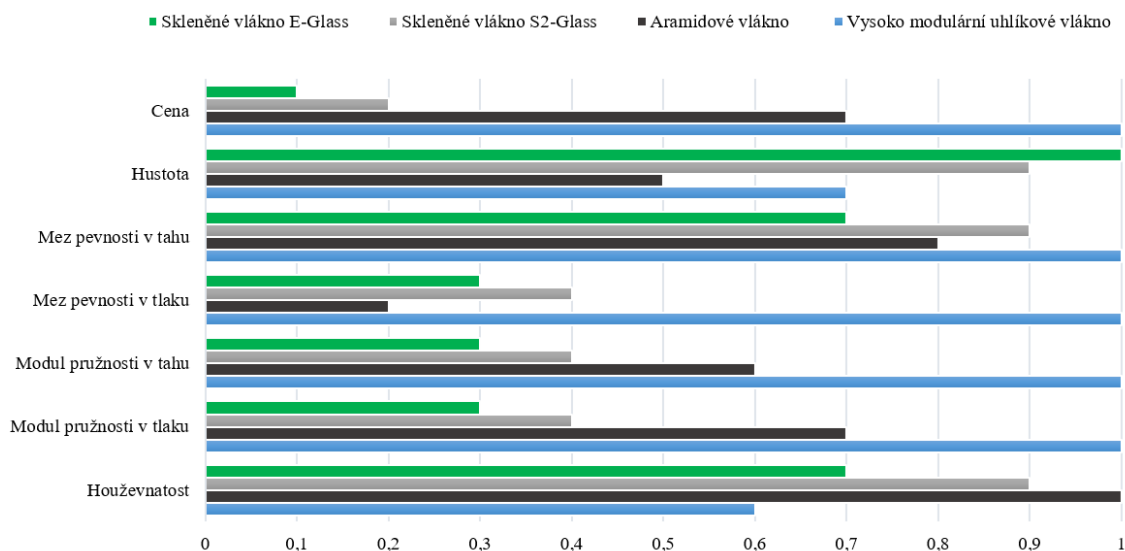
Vlákno

Pro výrobu rovingu se používají uhlíková, skelná a aramidová vlákna. Mezi základní mechanické vlastnosti vlákna patří modul pružnosti v tahu/tlaku, pevnost v tahu/tlaku a hustota.

- **Skelná vlákna** poskytují vysokou pevnost v tahu, dobrou odolnost proti nárazu, dobrou odolnost při nízké ceně. Nicméně jejich vlastnosti neodpovídají vlastnostem uhlíkových vláken, protože v porovnání s uhlíkovými vlákny mají relativně nízký modul pružnosti v tahu, nižší odolnost vůči únavě a vyšší hustotu. Používají se zejména v aplikacích, kde není kladen důraz na nízkou hmotnost a je potřeba snížit výslednou cenu produktu. Rozlišujeme dva základní typy skelných vláken E-Glass a S2-Glass. E-Glass je nejčastější a nejlevnější, poskytuje dobrou kombinaci pevnosti v tahu až 3,5 GPa a modul pružnosti v tahu až 70 GPa. S2-Glass poskytuje pevnost v tahu až 4,5 GPa a modul pružnosti v tahu až 87 GPa. Je dražší, ale je o 30 % pevnější než E-Glass, přičemž si dokáže zachovat své mechanické vlastnosti i při zvýšené teplotě. [16]
- **Aramidová vlákna** se svými vlastnostmi pohybují v oblasti mezi skelnými a uhlíkovými vlákny. Aramidová vlákna mají mez pevnosti v tlaku zhruba na hodnotě 25 % meze pevnosti v tahu, proto je nevhodné je používat pro tlakové zatížení. Aramidová vlákna mají extrémně vysokou houževnatost, a tedy jejich hlavní vlastností je schopnost absorbovat velké množství energie při lomu. Proto se používají v aplikacích, které vyžadují odolnost vůči nárazu. [16]
- **Uhlíková vlákna** poskytují vysokou pevnost v tahu i tlaku až 6,5 GPa při vysokém modulu pružnosti v tahu až 1000 GPa. Pro své vlastnosti jsou nejčastěji používány v konstrukčních součástech, které vyžadují výslednou vysokou tuhost s nízkou hmotností. Uhlíková vlákna mohou být rozdělena do čtyř základních skupin dle modulu pružnosti v tahu: standardní modul pružnosti (modul pružnosti přibližně 230 GPa), střední modul pružnosti (modul pružnosti přibližně 280 GPa), vysoký modul pružnosti (modul

pružnosti přibližně 400-600 GPa), ultra vysoký modul pružnosti (modul pružnosti přibližně až 1000 GPa).[16]

Porovnání vlastností jednotlivých typů vláken je uvedeno v grafu (Graf 5-4).



Graf 5-4 Relativní porovnání vlastností základních typů vláken [16]

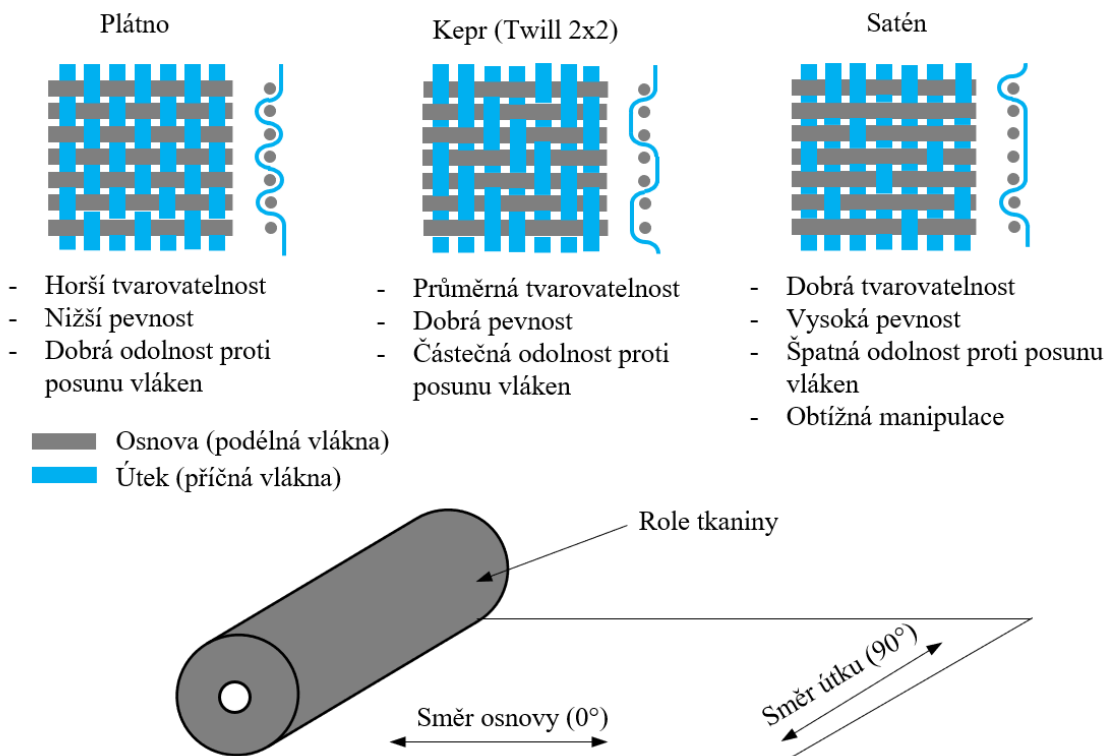
Roving

Roving je svazek několika tisíc paralelních vláken bez zkrutu nebo s velice minimální zkrutem. Jemnost svazku se označuje celkovým počtem filamentů v tisících. Standardně se vyrábí roving s označením počtu filamentů 1k, 3k, 6k, 12k, 24k.

Tkanina

Tkanina je utkaná z rovingu na tkalcovském stavu. U tkaniny rozlišujeme několik vlastností:

- **Typ vlákna (z hlediska materiálu, počtu vláken ve snopku (tzv. TEX), tvaru snopku).**
- **Vazba tkaniny:** Mezi základní vazby tkaniny patří plátno, kepr (neboli Twill), satén. Výběr vazby tkaniny závisí na požadované pevnosti a složitosti tvaru výsledné součásti. Tři základní typy vazby tkaniny byly zobrazeny na obrázku (Obrázek 5-10). Vláčna tkaniny ve směru osnovy (směr označovaný 0° a kolmý na osu rotace role) jsou rovna a nedochází při výrobě tkaniny k jejich ohýbání jako u vláken ve směru útku (směr označovaný 90° a rovnoběžný s osou rotace role). Proto má tkanina vyšší modul pružnosti ve směru 0° .
- **Gramáž:** hustota tkaniny se udávána v g.m^{-2} . Tkaniny se standardně vyrábějí v rozmezí 60 až 600 g.m^{-2} .
- **Šírka role a délka role:** Šírka role se standardně vyrábí v rozsahu 100 až 150 cm s délkou 50 až 150 m.



Obrázek 5-10 Vlastnosti tkaniny dle typu tkané vazby

Do tabulky (Tabulka 5-3) byly vypsány vlastnosti některých dostupných předimpregnovaných tkanin od společnosti Toray. Přehled obsahuje tkaniny s vlákny se standardním až vysokým modulem pružnosti v tahu.

Název produktu	Vlákna	Vazba tkanina	Gramáž (g.m ⁻²)	Modul pružnosti v tahu ve směru vláken 0° (GPa)	Modul pružnosti v tahu ve směru vláken 90° (GPa)
Toray E722	T300 3k	Kepr 2x2	205	56,1	52,4
Toray E720	T300 3k	Satén 5HS	280	58,4	52,4
Toray E720	T800 6k	Kepr 2x2	276	68,2	63
Toray E750	T1000 12K	Satén 5HS	285	72,5	72,9
Toray E750	T800 6k	Kepr 2x2	200	75,6	74
Toray E745	T700 6k	Kepr 2x2	200	75,9	78,9
Toray E760	M46JB 6K	Satén 5HS	285	98	95,3
Toray E750	M46J 6K	Kepr 2x2	200	110	109

Tabulka 5-3 Přehled některých předimpregnovaných tkanin od společnosti Toray

5.2.2 Matrice

Matrice spojuje jednotlivá vlákna a chrání je před okolním prostředím. Matrice přenáší zatížení mezi vlákna a je rozhodujícím prvkem při tlakovém zatížení, při kterém zabraňuje selhání vlákn. Matrice poskytuje kompozitu houževnatost, chrání před poškozením, zvyšuje odolnost proti nárazu a poškrábání.

Nejčastěji používanou matrací v oblasti průmyslu a automobilu je epoxidová pryskyřice. Mezi základní vlastnosti epoxidové pryskyřice, které rozhodují o její volbě, patří:

- Vytvrzovací teplota – teplota, při které dochází k vytvrzení matrice.
- Vytvrzovací čas – doba, za kterou dojde k vytvrzení matrice při teplotě vytvrzování.
- Doba zpracovatelnosti (Gel Time) – zpracovatelnost matrice, důležitý faktor především pro výrobu metodou mokré laminace.
- Teplotní odolnost (T_g) – teplotní odolnost matrice po vytvrzení.

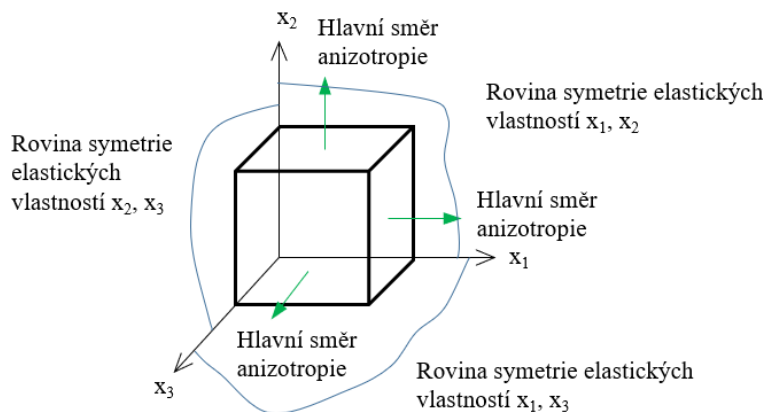
Do tabulky (Tabulka 5-4) byly uvedeny příklady používaných matric s jejich vlastnostmi a použitím od společnosti Toray v závodních automobilech a vozech Formula 1.

Název produktu	Typ matrice	T_g (°C)	Vytvrzovací teplota / doba	Základní vlastnost	Příklad použití
E650	Epoxydová pryskyřice	121	210 min při 70 °C	Střední lepivost	Prototypové díly
E720	Epoxydová pryskyřice	110	60 min při 120 °C	Dobrá lepivost k voštině	Obecné struktury
E745	Epoxydová pryskyřice	118	60 min při 135 °C	Vysoká houževnatost	Boční nárazová struktura, deformační člen
E722	Epoxydová pryskyřice	120	60 min při 120 °C	Vysoká tuhost	Skořepiny
E721-FR	Epoxydová pryskyřice	120	60 min při 120 °C	Nehořlavost	Vnitřní díly
E731	Epoxydová pryskyřice	140	60 min při 125 °C	Vysoká kosmetická čistota	Pohledové díly
E750	Epoxydová pryskyřice	148	60 min při 135 °C	Variabilní teplota vytvrzení od 80 °C	Vysoce odolné nárazové struktury, kapotáže
TC350-1	Epoxydová pryskyřice	191	120 min při 177 °C	Vysoká inter laminární pevnost	Vysoce odolné nárazové struktury, skořepina
E760	Epoxydová pryskyřice	204	120 min při 180 °C	Vysoká teplotní odolnost a vysoké mechanické vlastnosti	Teplotně namáhané díly v blízkosti motoru
TC346	Epoxydová pryskyřice	221	120 min při 180 °C + 120 min při 200 °C	Stále mechanické vlastnosti za vysoké teploty	Teplotně namáhané díly např. převodovka
TC420	Kyanátu esterová pryskyřice	348	180 min při 177 °C + 180 min při 260 °C	Vynikající teplotní stabilita a odolnost vůči mikro trhlinám	Převodovka, tepelné štíty, sání brzd
C740	Kyanátu esterová pryskyřice	325	120 min při 135 °C + 120 min při 300 °C	Vysoká teplotní odolnost a dlouhá životnost	Potrubi a náfuhy v oblasti výfuku
C640	Kyanátu esterová pryskyřice	335	600 min při 80 °C + 600 min při 300 °C	Vysoká teplotní odolnost a možná změna vytvrzovací teploty	Sání, kryt brzd

Tabulka 5-4 Přehled používaných matric u závodních vozů od společnosti Toray

5.2.3 Mechanické vlastnosti

Jestliže má materiál dvě navzájem kolmé (ortogonální) roviny symetrie elastických vlastností a existuje-li třetí, která je k oběma rovinám kolmá, je i tato rovina rovinou symetrie elastických vlastností. Materiál mající takové vlastnosti se nazývá ortogonálně anizotropní, neboli zkráceně ortogonální materiál. Každým bodem ortogonálního materiálu procházejí zároveň tři vzájemně kolmé hlavní směry anizotropie (Obrázek 5-11) [43].



Obrázek 5-11 Směry anizotropie a roviny symetrie elastických vlastností ortotropního materiálu

Laminát/lamina složený z vláken a matrice, dle výše uvedeného, je považován za ortotropní materiál. Rozdíl mezi izotropním a ortotropním materiálovým modelem byl uveden v tabulce (Tabulka 5-5). Model byl vyjádřen pomocí Hookova zákona (5-1) a matice poddajnosti.

$$\varepsilon = S \cdot \sigma \quad (5-1)$$

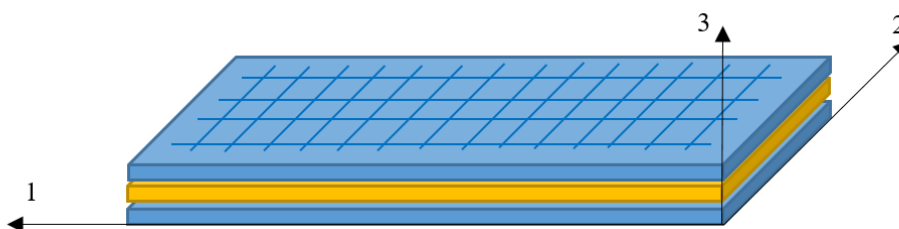
kde ε je poměrné prodloužení (-), S je matice tuhosti (Pa), σ je napětí (Pa).

Izotropní materiál	Ortotropní materiál
$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E & -\mu/E & -\mu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\mu/E & 1/E & -\mu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\mu/E & -\mu/E & 1/E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\mu_{21}/E_2 & -\mu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\mu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\mu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\mu_{13}/E_2 & -\mu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix}$
Parametry: E, μ $G = \frac{E}{2(1 + \mu)}$	Parametry: $E_1, E_2, E_3, G_{12}, G_{13}, G_{23}, \mu_{12}, \mu_{13}, \mu_{23}$ $\frac{\mu_{ij}}{E_i} = \frac{\mu_{ji}}{E_j}$
Podmínka stability řešení: $E > 0; G > 0$ $-1 < \mu < 0,5$	Podmínka stability řešení: $E_i > 0; G_{ij} > 0 \quad i, j = 1, 2, 3$ $ \mu_{ij} < \sqrt{E_i/E_j}$ $1 - \mu_{12}\mu_{21} - \mu_{23}\mu_{32} - \mu_{13}\mu_{31} - 2\mu_{23}\mu_{32}\mu_{13} > 0$

Tabulka 5-5 Rozdíl mezi izotropním a ortotropním materiálovým modelem

kde E_1, E_2, E_3 jsou moduly pružnosti v tahu v hlavních směrech anizotropie
 G_{12}, G_{13}, G_{23} jsou moduly pružnosti ve smyku v rovinách rovnoběžných s příslušnou rovinou symetrie elastických vlastností v hlavních směrech anizotropie
 $\mu_{12}, \mu_{13}, \mu_{23}$ jsou Poissonova čísla, u kterých první index odpovídá směru působícího normálového napětí a druhý směru, při němž vzniká příslušná deformace v příčném směru.

Z výše uvedené tabulky (Tabulka 5-5) je nutné pro výpočet napětí a deformace ortotropního materiálu znát 9 materiálových konstant. Pokud uvažujeme výpočet kompozitního panelu, kde t tloušťka potahu je mnohonásobně menší než c tloušťka jádra, je možné uvažovat výpočet deformace a napětí potahu jako rovinnou napjatost. Potom za předpokladu platnosti rovnice (5-2) a uvažováním jednoho směru hlavní anizotropie 12, kdy směr 3, dle obrázku (Obrázek 5-12), je kolmo na rovinu laminy, platí hodnoty uvedené v tabulce (Tabulka 5-6) pro rovinnou napjatost ortotropního materiálu. [44]



Obrázek 5-12 Hlavní směry anizotropie laminátu

$$\sigma_{33} = \sigma_{13} = \sigma_{23} = 0 \tag{5-2}$$

Ortotropní materiál	Ortotropní materiál pro rovinnou napjatost
$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\mu_{21}/E_2 & -\mu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\mu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\mu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\mu_{13}/E_2 & -\mu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix}$	$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\mu_{21}/E_1 & 0 \\ -\mu_{12}/E_1 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix}$
Parametry: $E_1, E_2, E_3, G_{12}, G_{13}, G_{23}, \mu_{12}, \mu_{13}, \mu_{23}$ $\frac{\mu_{ij}}{E_i} = \frac{\mu_{ji}}{E_j}$	Parametry: $E_1, E_2, G_{12}, \mu_{12}$ $\frac{\mu_{ij}}{E_i} = \frac{\mu_{ji}}{E_j}$

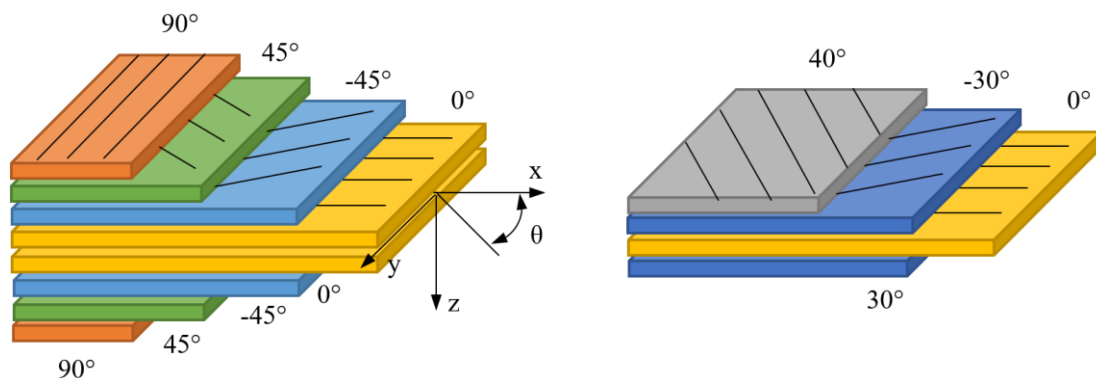
Tabulka 5-6 Rozdíl mezi ortotropním a ortotropním materiálovým modelem pro rovinnou napjatost

Dle výše uvedeného je nutné pro výpočet kompozitního panelu znát minimálně 4 materiálové konstanty potahu. Tyto materiálové konstanty lze získat:

- experimentálním měřením,
- z technického listu dodavatele (výrobci však často neudávají všechny potřebné hodnoty, a pokud jsou uvedeny, platí pro konkrétní výrobní postup laminátu s danou maticí),
- výpočtem pomocí směšovacích pravidel kompozitních materiálů anebo pomocí jiných mikro mechanických modelů.

5.2.4 Skladba laminátu

Velkou výhodou vláknových kompozitů je to, že jejich vlastnosti mohou být účinně řízeny. Volbou skladby jednotlivých lamin lze snadno získat požadované vlastnosti v určitých směrech. Na obrázku (Obrázek 5-13) vlevo je znázorněn symetrický laminát (rovina symetrie xy) včetně jeho označení $[90|\pm 45|0]_s$. Znamená to, že horní vrstva svírá s osou x úhly $\theta = 90^\circ$. Další vrstvy svírají s osou x úhly $+45^\circ$, -45° , 0° . Index „s“ označuje symetrii laminátu vzhledem k rovině xy . V případě, že se některé vrstvy opakují je tento počet označen spodním indexem např. $[(90)_3|\pm 45|0]$. Na obrázku (Obrázek 5-13) vpravo je znázorněn nesymetrický laminát.[43]



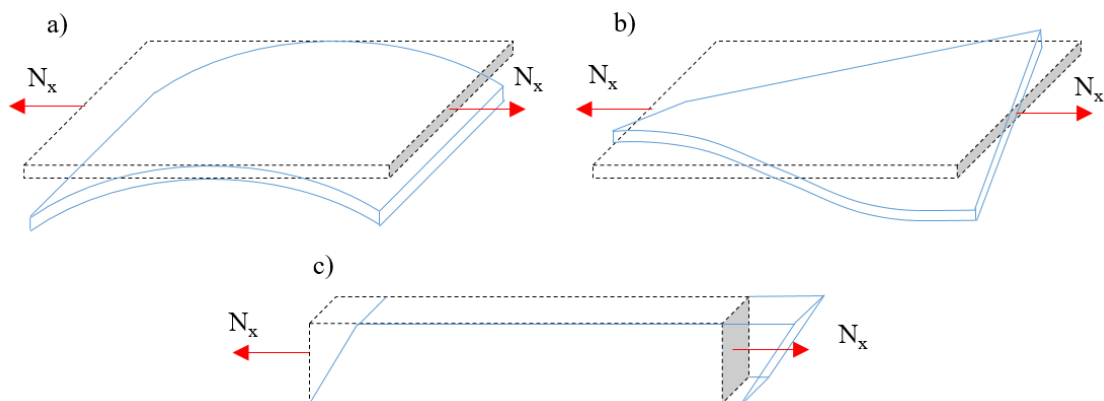
Obrázek 5-13 Vlevo laminát $[90|\pm 45|0]_s$, vpravo laminát $[40|-30|0|30]$

Vliv skladby jednotlivých lamin laminátu byl vyjádřen pomocí klasické laminátové teorie. Konstitutivní rovnice (5-3) laminátové desky vyjadřuje síly a momenty v závislosti na poměrných deformacích ve střední rovině a na křivosti.

$$\begin{bmatrix} N \\ \dots \\ M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & \vdots & B \\ \dots & \vdots & \dots \\ B & \vdots & D \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \varepsilon_m^\circ \\ \dots \\ k \end{bmatrix} \quad (5-3)$$

kde N je vektor normálových sil, M je vektor ohybových momentů, A je matice tahové tuhosti, B je matice vazební tuhosti, D je matice ohybové tuhosti, ε_m° je vektor poměrné deformace, k je křivost.

Cílem skladby jednotlivých lamin je vytvořit laminát, u kterého nebude docházet k parazitní deformaci (Obrázek 5-14) vlivem nevyváženosti nebo nesymetričnosti laminátu.



Obrázek 5-14 Deformace vlivem normálového zatížení u nevyváženého a nesymetrického laminátu a) tahové zatížení a ohybová deformace b) tahové zatížení a torzní deformace c) tahové zatížení a smyková deformace

V rozeepsané rovnici (5-4) dle rovnice (5-3) byly vyznačeny členy tuhostí matice ABD, které způsobují parazitní deformace u normálového a ohybového zatížení. Pokud budou členy $A_{16}=A_{26}=0$, potom neexistuje vazba mezi tahem a smykem jedná se o vyrovnaný laminát. Pokud jsou všechny prvky vazební matice B rovny nule, neexistuje vazba mezi tahem/smykem a ohybem/krutem, jedná se o symetrický laminát. Pokud jsou členy $D_{16}=D_{26}=0$, potom neexistuje vazba mezi ohybem a krutem a jedná se o křížově vrstvený laminát.[16]

$$\begin{aligned}
 \begin{bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{21} & A_{22} & A_{26} \\ A_{61} & A_{62} & A_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx}^{\circ} \\ \varepsilon_{yy}^{\circ} \\ \gamma_{xy}^{\circ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{bmatrix} \\
 \begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx}^{\circ} \\ \varepsilon_{yy}^{\circ} \\ \gamma_{xy}^{\circ} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{bmatrix}
 \end{aligned}
 \tag{5-4}$$

tah/smyk (tah/smyk) / (ohyb/krut)
 ohyb/krut

Tabulka (Tabulka 5-7) znázorňuje příklady tuhostních matic ABD v závislosti na skladbě laminátu. Nejlepší variantou z hlediska minimalizace parazitní deformace je symetrický křížově vrstvený laminát.

Typ laminátu	Matice tahové tuhosti [A]	Matice vazební tuhosti [B]	Matice ohybové tuhosti [D]	Skladba
Symetrický	$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{21} & A_{22} & A_{26} \\ A_{61} & A_{62} & A_{66} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix}$	$[45 90 0 60 -30]_s$
Vyrovnaný	$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{21} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{16} \\ B_{21} & B_{22} & B_{26} \\ B_{61} & B_{62} & B_{66} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix}$	$[30 -60 0 60 -30]$
Symetricky vyrovnaný	$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{21} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{21} & D_{22} & D_{26} \\ D_{61} & D_{62} & D_{66} \end{bmatrix}$	$[30 -30 60 -60]_s$
Symetricky křížově vrstvený	$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{21} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 \\ D_{21} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & D_{66} \end{bmatrix}$	$[0 90 0 0 90 0]$
Asymetricky křížově vrstvený	$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & 0 \\ A_{21} & A_{22} & 0 \\ 0 & 0 & A_{66} \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} B_{11} & 0 & 0 \\ 0 & B_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & 0 \\ D_{21} & D_{22} & 0 \\ 0 & 0 & D_{66} \end{bmatrix}$	$[0 90 0 90 0 90]$

Tabulka 5-7 příklady jednotlivých tuhostních matic ABD v závislosti na skladbě laminátu

5.2.5 Experimentální měření mechanických vlastností daného materiálu potahu

Jako materiál potahu byla vybrána tkanina CC 200 od společnosti Kordcarbon. Specifikace výsledné předimpregnované tkaniny byla uvedena v tabulce (Tabulka 5-8). Protože výrobce udává pouze materiálové vlastnosti použitých vláken, a nikoliv výsledné tkaniny, bylo provedeno experimentální měření materiálových vlastností potahu.

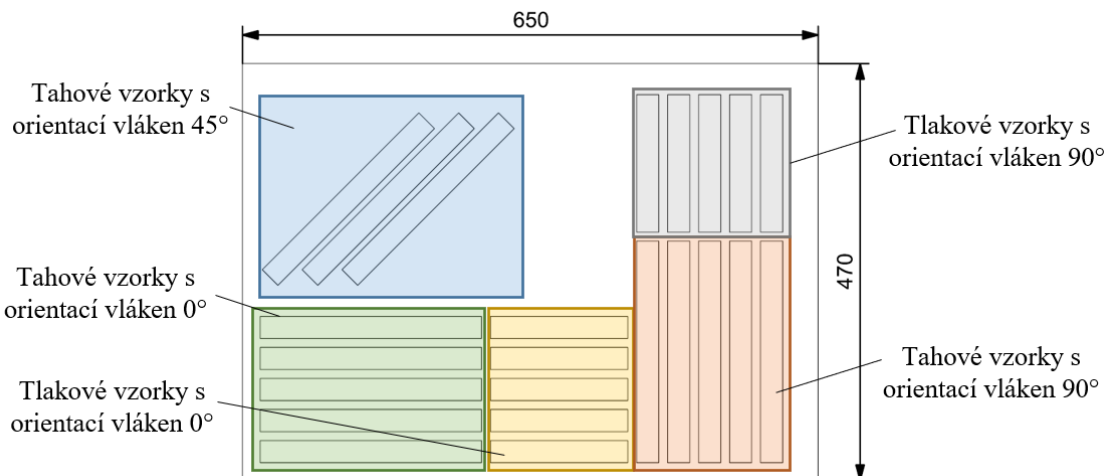
Složka	Název/druh	Vlastnosti
Vlákná	Toray T300 3K	Pevnost v tahu 3530 MPa Modul pružnosti v tahu 230 GPa
Skladba tkaniny	Kepr 2x2	Gramáž 200 g.m ⁻²
Matrice	Epoxydová pryskyřice ER 130_90 C2	Vytvrzovací teplota 120 °C Doba vytvrzování 120 min T _g – 138 °C Hustota 1,2 g.cm ⁻³

Tabulka 5-8 Specifikace vlastností použité předimpregnované tkaniny

Pro experimentální měření byla vyrobena deska (Obrázek 5-15) o rozměru 650x470 mm se skladbou tkaniny CC200 [0₅]. Tato deska byla vyrobena v autoklávu při teplotě 120 °C po dobu 2 hodin a vnějšího tlaku 6 bar. Z desky byly vodním paprskem vyřezány vzorky (Tabulka 5-9).

Vzorek	Počet	Hlavní směr orientace vláken	Typ zkoušky	Rozměr (mm)	Získané hodnoty
Tah_P[5]_0	5	0°	Tah	250x25x1,3	$\sigma_{Pt,1}, E_1, \mu_{12}$
Tlak_P[5]_0	5	0°	Tlak	155x25x1,3	$\sigma_{Pd,1}$
Tah_P[5]_90	5	90°	Tah	250x25x1,3	$\sigma_{Pt,2}, E_2$
Tlak_P[5]_90	5	90°	Tlak	155x25x1,3	$\sigma_{Pd,2}$
Tah_P[5]_45	3	45°	Tah	250x25x1,3	G_{12}

Tabulka 5-9 Přehled vzorků pro získání mechanických vlastností laminátů

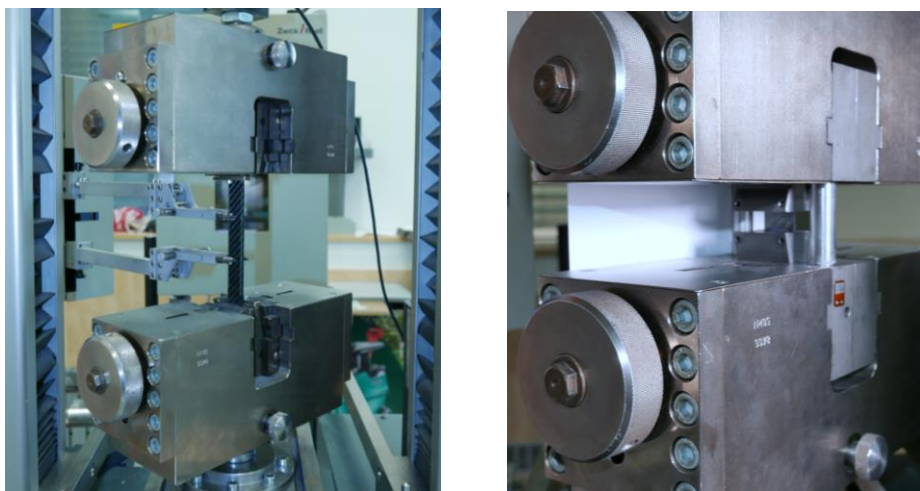


Obrázek 5-15 Rozvržení vzorků na vyrobené desce

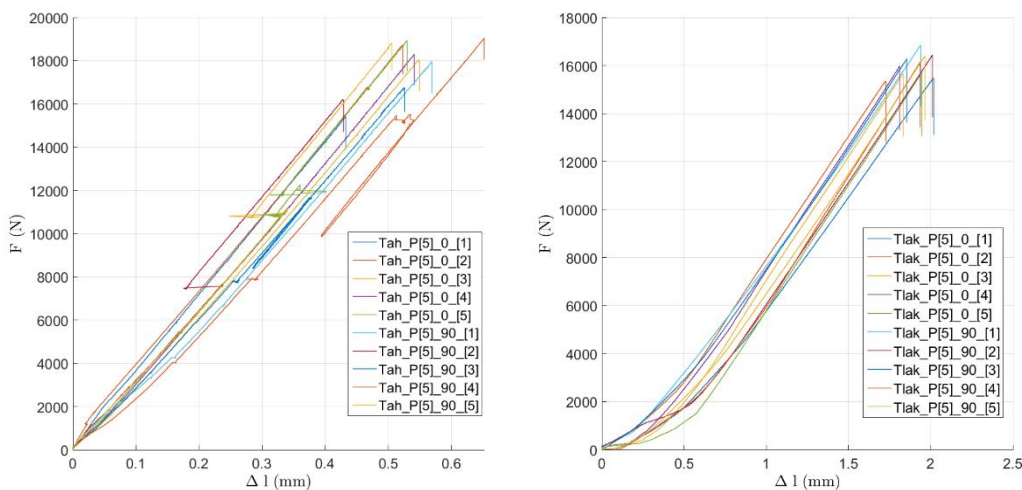
Bylo provedeno experimentální měření tahem (Obrázek 5-16 vlevo) na elektro-mechanickém zkušebním zařízení Zwick Roell Z050 dle normy ASTM D 3039[45]. Tahová zkouška byla provedena pro pět zkušebních vzorků s hlavním směrem vláken 0° a pět vzorků s hlavním směrem vláken 90°. Velikost vzorku byla $l = 250$ mm, $b = 25$ mm, $t = 1,3$ mm. Ze vzorku pro hlavní směr 0° byl určen modul pružnosti E_1 pro směr 1, mez pevnosti v tahu $\sigma_{Pt,1}$ pro směr 1, a s využitím

biaxiálního tenzometru byla určena hodnota Poissonova čísla μ_{12} . Ze vzorku pro hlavní směr 90° byl určen modul pružnosti E_2 pro směr 2 a mez pevnosti v tahu $\sigma_{Pt,2}$ pro směr 2. Měření prodloužení všech vzorků bylo provedeno připojeným ramítkovým extenzometrem s roztečí $l_0 = 50$ mm. Výsledky jsou uvedeny v tabulce (Tabulka 5-10, Tabulka 5-11) a v grafu (Graf 5-5 vpravo).

Dále bylo provedeno experimentální měření tlakem (Obrázek 5-16 vpravo) na zařízení Zwick Roell Z050 dle normy ASTM D 3410[46]. Tlaková zkouška byla provedena pro pět zkušebních vzorků s hlavním směrem vláken 0° a pět vzorků s hlavním směrem vláken 90° . Velikost vzorku byla $l = 155$ mm, $b = 25$ mm, $t = 1,3$ mm, funkční délka vzorku mezi čelistmi byla 10 mm. Ze vzorku pro hlavní směr 0° byla mez pevnosti v tlaku $\sigma_{Pd,1}$ pro směr 1. Ze vzorku pro hlavní směr 90° byla mez pevnosti tlaku $\sigma_{Pd,2}$. Výsledky byly uvedeny v tabulce (Tabulka 5-12, Tabulka 5-13) a v grafu (Graf 5-5 vlevo).



Obrázek 5-16 Vlevo zkouška tahem dle ASTM D 3039, vpravo zkouška tlakem dle ASTM D 3410



Graf 5-5 Vpravo záznam z měření tahem pro vzorky Tah_P[5]_0 a Tah_P[5]_90, vlevo záznam z měření tlakem pro vzorky Tlak_P[5]_0 a Tlak_P[5]_90

Hodnota Poissonova konstanty byla vypočtena dle rovnice (5-5) na hodnotu $\mu_{12} = 0,11$ (-).

$$\mu_{12} = -\Delta\varepsilon_t / \Delta\varepsilon_l \quad (5-5)$$

kde μ_{12} je Poissonova konstanta (-), $\Delta\varepsilon_t$ je změna poměrné deformace prodloužení v příčném směru (-), $\Delta\varepsilon_l$ je změna poměrné deformace prodloužení v podélném směru (-).

Vzorek	$\sigma_{Pt,1}$ (MPa)	E_1 (GPa)
Tah_P[5]_0_[1]	574,0	54,3
Tah_P[5]_0_[2]	576,0	52,7
Tah_P[5]_0_[3]	554,8	50,9
Tah_P[5]_0_[4]	562,9	52,1
Tah_P[5]_0_[5]	582,5	51,3
Aritmetický průměr	570,1	52,3
Standartní odchylka	11,1	1,4
Variační koeficient (%)	1,9	2,6

Tabulka 5-10 Výsledky experimentálního měření tahových zkoušek pro hlavní směr vláken 0°

Vzorek	$\sigma_{Pt,2}$ (MPa)	E_2 (GPa)
Tah_P[5]_90_[1]	552,7	47,1
Tah_P[5]_90_[2]	-	49,9
Tah_P[5]_90_[3]	564,3	49,2
Tah_P[5]_90_[4]	575,8	46,6
Tah_P[5]_90_[5]	560,7	50,8
Aritmetický průměr	563,4	48,7
Standartní odchylka	9,6	1,8
Variační koeficient (%)	1,7	3,7

Tabulka 5-11 Výsledky experimentálního měření tahových zkoušek pro hlavní směr vláken 90°

Vzorek	$\sigma_{Pd,1}$ (MPa)
Tlak_P[5]_0_[1]	476,1
Tlak_P[5]_0_[2]	472,1
Tlak_P[5]_0_[3]	481,5
Tlak_P[5]_0_[4]	491,5
Tlak_P[5]_0_[5]	483,5
Aritmetický průměr	480,9
Standartní odchylka	7,4
Variační koeficient (%)	1,5

Tabulka 5-12 Výsledky experimentálního měření tlakových zkoušek pro hlavní směr vláken 0°

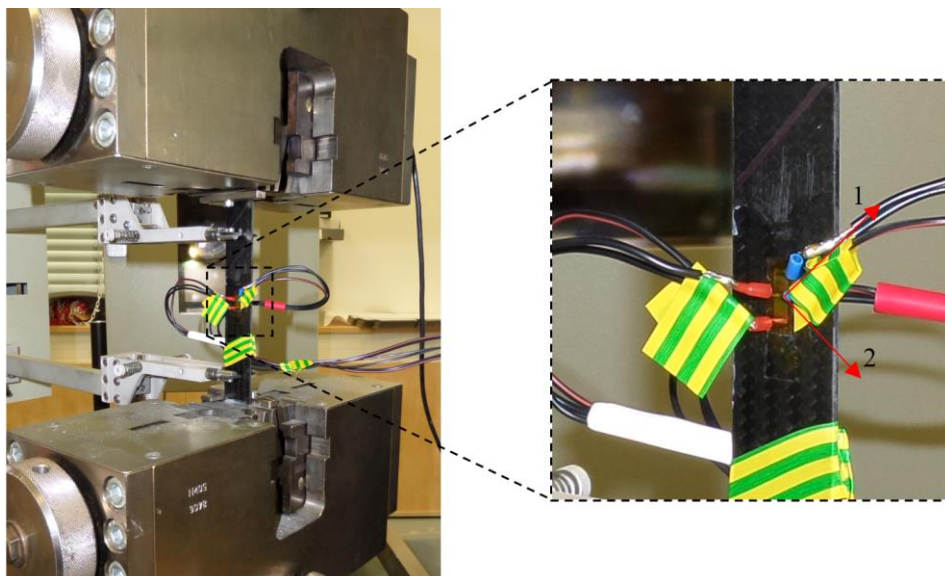
Vzorek	$\sigma_{Pd,2}$ (MPa)
Tlak_P[5]_90_[1]	518,3
Tlak_P[5]_90_[2]	505,9
Tlak_P[5]_90_[3]	500,7
Tlak_P[5]_90_[4]	497,1
Tlak_P[5]_90_[5]	504,4
Aritmetický průměr	505,3
Standartní odchylka	8,0
Variační koeficient (%)	1,6

Tabulka 5-13 Výsledky experimentálního měření tlakových zkoušek pro hlavní směr vláken 90°

Dále bylo provedeno experimentální měření tahem (Obrázek 5-17) na totožném zkušebním zařízení Zwick Roell Z050 dle normy ASTM D 3518 [47]. Tahová zkouška byla provedena pro tři zkušební vzorky s hlavním směrem vláken 45°. Velikost vzorku byla $l = 250$ mm, $b = 25$ mm, $t = 1,3$ mm. Ze vzorku pro hlavní směr 45° byl určen pomocí biaxiálního tenzometru a rovnice (5-6) modul pružnosti G_{12} pro rovinu 12. Výsledky byly uvedeny v tabulce (Tabulka 5-14) do této tabulky byl pro názornost přidán ekvivalentní modul pružnosti v tahu E_{ekv45} pro hlavní směr vláken 45°.

$$G_{12} = \frac{\Delta\tau_{12}}{\Delta\gamma_{12}} \quad (5-6)$$

kde G_{12} je modul pružnosti v rovině 12 (Pa), $\Delta\tau_{12}$ je změna smykové napětí (Pa), $\Delta\gamma_{12}$ změna poměrné deformace zkosení (-).



Obrázek 5-17 zkouška tahem dle ASTM D 3518 s připojeným biaxiální tenzometrem

Vzorek	E_{ekv45} (GPa)	G_{12} (GPa)
Tah_P[5]_45_[1]	-	-
Tah_P[5]_45_[2]	9,16	2,36
Tah_P[5]_45_[3]	9,02	2,27
Aritmetický průměr	9,09	2,32
Standartní odchylka	0,1	0,1
Variační koeficient (%)	1,1	2,8

Tabulka 5-14 Výsledky experimentálního měření tahových zkoušek pro hlavní směr vláken 45°

Z porovnání hodnot modulu pružnosti v tahu pro směry 1,2 a 45° (E_1, E_2, E_{ekv45}) je patrné, jak orientace vláken ovlivňuje výsledný modul pružnosti laminátu. Pro vzorek Tah_P[5]_45_[1] nebyla v tabulce (Tabulka 5-14) uvedena naměřená hodnota, protože během zkoušky došlo k uvolnění kabelu biaxiálního tenzometru a nebyla zaznamenána data z poměrného prodloužení vzorku. Výsledné materiálové vlastnosti měřeného laminátu byly uvedeny v tabulce (Tabulka 5-15).

Veličina		Hodnota
E_1	Modul pružnosti v tahu pro směr 1	52,3 (GPa)
E_2	Modul pružnosti v tahu pro směr 2	48,7 (GPa)
G_{12}	Modul pružnosti ve smyku pro rovinu 12	2,32(GPa)
μ_{12}	Poissonova konstanta pro rovinu 12	0,11 (-)
$\sigma_{Pt,1}$	Mez pevnosti v tahu pro směr 1	570,1 (MPa)
$\sigma_{Pt,2}$	Mez pevnosti v tahu pro směr 2	563,4 (MPa)
$\sigma_{Pd,1}$	Mez pevnosti v tlaku pro směr 1	480,9 (MPa)
$\sigma_{Pd,2}$	Mez pevnosti v tlaku pro směr 2	505,3 (MPa)

Tabulka 5-15 Výsledné naměřené mechanické hodnoty tkaniny CC200 s matricí ER 130_90 C2

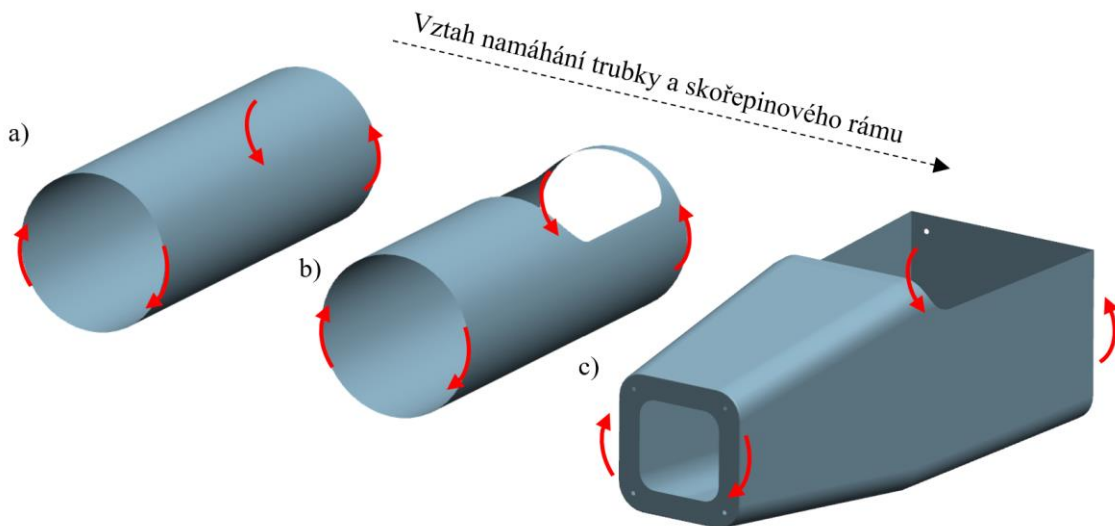
5.2.6 Vliv skladby laminátu na torzní tuhost skořepiny

Základním požadavkem skořepinových rámu je torzní tuhost. Tuhost v krutu přímo ovlivňuje úhel natočení hlavního směru vláken. Vhodnou skladbou jednotlivých lamin laminátu může být dosaženo požadovaných mechanických vlastností skořepinového rámu v ohybu i v krutu. Pokud bude uvažováno namáhání trubky krutem, jako jsou namáhány v praxi hnací hřídele, potom tyto hnací hřídele budou mít největší tuhost a únosnost v krutu se skladbou vláken pro úhel 45° vůči ose (Obrázek 5-18). V praxi se u navíjených hnacích hřídel s využitím jednosměrného laminátu používá úhel vláken $35 - 55^\circ$. [48]



Obrázek 5-18 Hnací hřídel se směr vláken 45° vůči ose rotace [49]

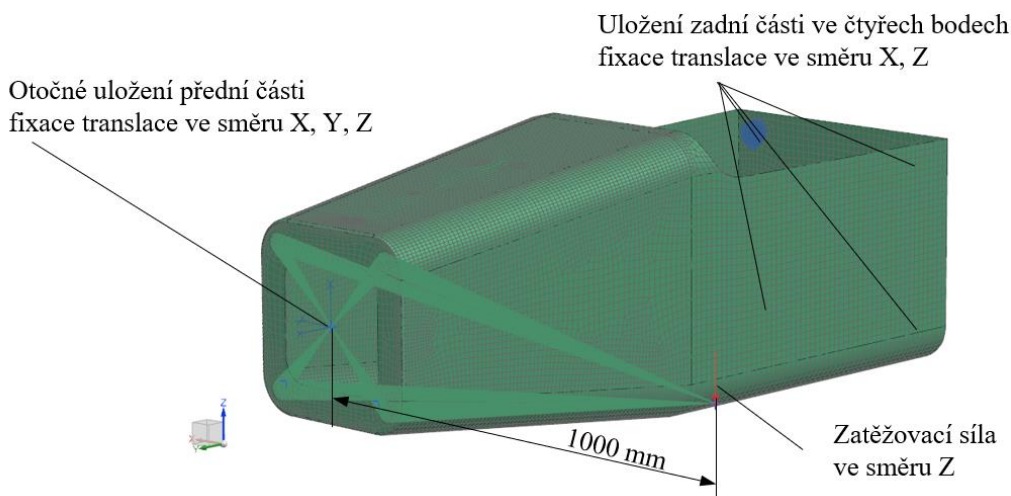
Stejným způsobem je namáhán i skořepinový rám. Vliv skladby celého laminátu byl demonstrován na zjednodušeném skořepinovém rámu, viz obrázek (Obrázek 5-19), který vychází z trubky, ve které je vyříznuta díra (kokpit).



Obrázek 5-19 Zjednodušený model skořepinového rámu, a) trubka, b) trubku s otvorem (simulace kokpitu)
c) zjednodušený skořepinový rám

Na zjednodušeném modelu byla provedena numerická simulace pro laminát ze 4, 5 a 6 vrstev lamin s různým počtem vrstev pod úhlem 45° . Pro výpočet byly použity upravené mechanické vlastnosti materiálu z experimentálního měření v kapitole (5.2.5), kdy bylo uvažováno, že $E_1 = E_2$. Všechny výpočty byly provedeny se stejným voštinovým jádrem s velikostí ok 3,2 mm, hustotou 72 kg.m^{-3} a tloušťkou 20 mm, které bylo zvoleno z tabulky (Tabulka 5-2). Numerické simulace byly provedeny ve strukturálním lineárním řešiči NX Nastran 101 a pre-post procesoru Siemens Simcenter 12 [50], [51]. Na zjednodušený model skořepiny byla aplikována 2D síť s osmi uzly typu CQUAD8. Výsledný sendvičový panel byl vytvořen ve specializovaném modulu

NX Laminate Composite metodou Global Layup. Zjednodušený model skořepiny byl v přední části uložen na otočném čepu s fixací translace ve směrech X, Y, Z a v zadní části byl fixován (fixace translace ve směrech X, Z) v přípojných místech další struktury vozu (Obrázek 5-20). Zatěžovací moment 1000 Nm byl vytvořen silou $F = 1000 \text{ N}$ na rameni o délce 1000 mm.



Obrázek 5-20 MKP model pro výpočet torzní tuhosti

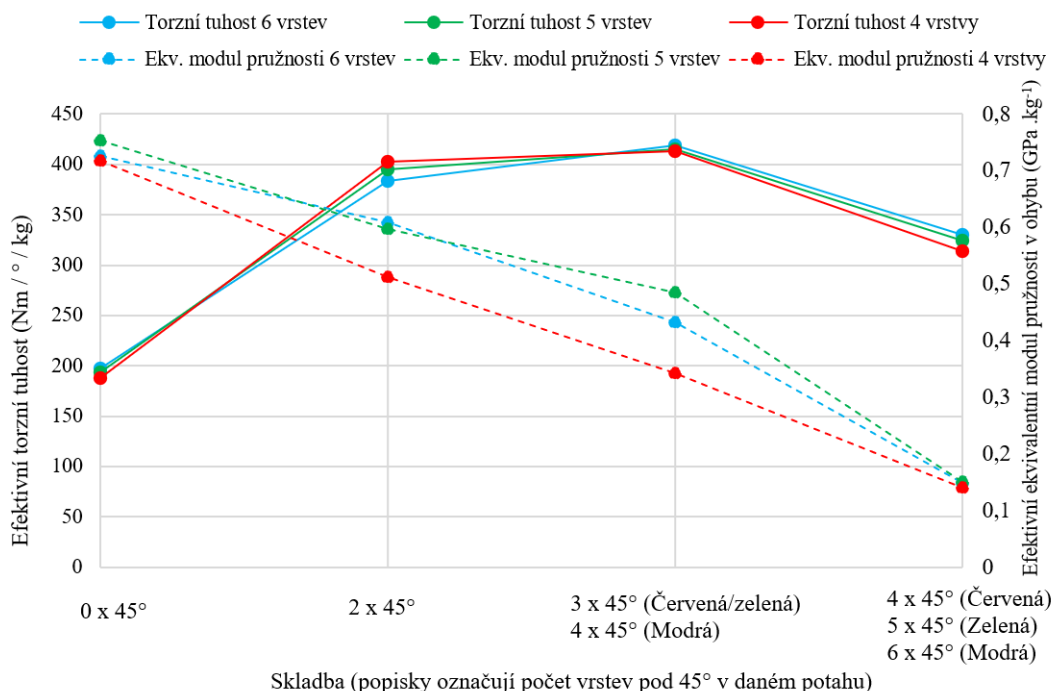
Se zvyšujícím se počtem vrstev pod úhlem 45° se zvyšuje torzní tuhost, ale naopak klesá ohybová tuhost panelu. Aby bylo možné tento vztah mezi torzní a ohybovou tuhostí vyjádřit, byla u každé skladby provedena numerická simulace panelu v ohybu dle metodiky popsané v kapitole (5.6.1). Všechny výsledky byly zaneseny do tabulky (Tabulka 5-16). Se změnou počtu vrstven dochází ke změně hmotnosti posuzované skořepiny. Proto byly hodnoty torzní a ohybové tuhosti vztaženy na jednotku hmotnosti, čímž byly vyjádřeny efektivní hodnoty torzní a ohybové tuhosti skořepiny.

Potah		Hmotnost (kg)	Torzní tuhost (Nm/°)	Efektivní torzní tuhost (Nm/°/kg)	Ekvivalentní modul pružnosti v ohybu (GPa)	Efektivní ekvivalentní modul pružnosti v ohybu (GPa/kg)
Skladba	Tloušťka (mm)					
[0 0 0 0 0 0]	1,56	20,296	4010,4	197,6	14,7	0,726
[0 45 0 0 45 0]			7784,7	383,6	12,4	0,609
[0 45 45 45 45 0]			8497,2	418,7	8,8	0,432
[45 45 45 45 45 45]			6707,6	330,5	3,0	0,149
[0 0 0 0 0]	1,3	17,639	3421,5	194,0	13,3	0,753
[0 45 0 45 0]			6970,2	395,2	10,5	0,597
[0 45 45 45 0]			7324,1	415,2	8,6	0,485
[45 45 45 45 45]			5722,4	324,4	2,7	0,151
[0 0 0 0]	1,04	14,982	2814,1	187,8	10,8	0,718
[0 45 45 0]			6028,8	402,4	7,7	0,513
[0 45 45 45]			6189,1	413,1	5,1	0,342
[45 45 45 45]			4708,2	314,3	2,1	0,141

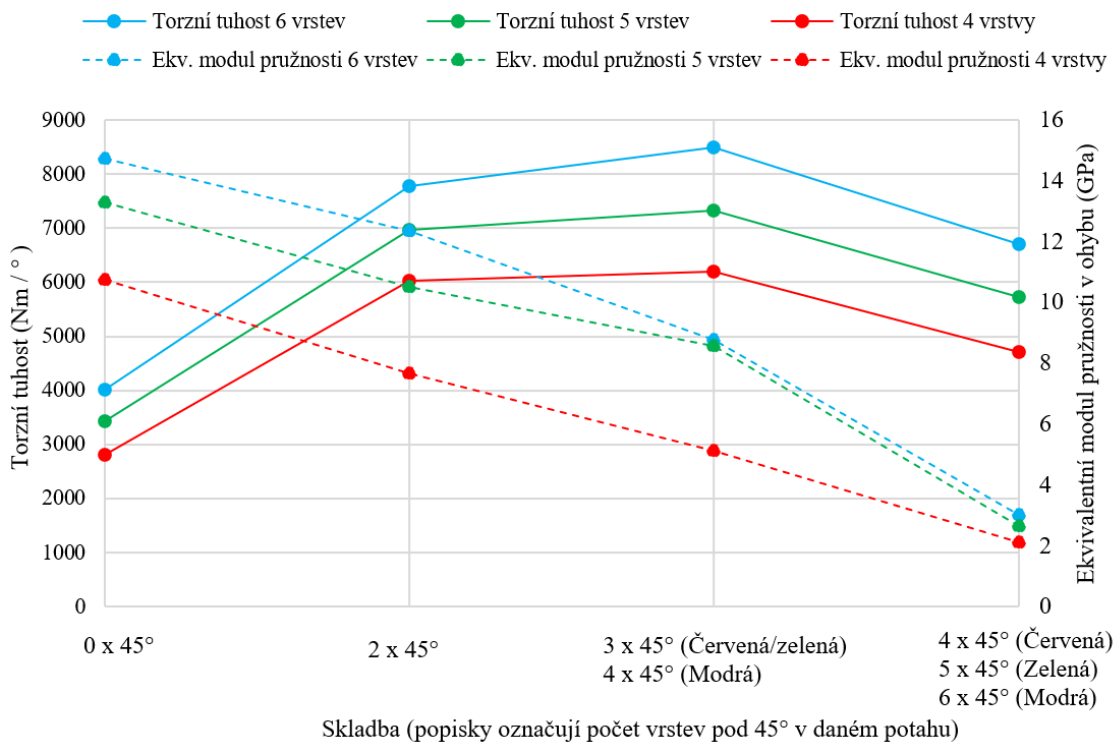
Tabulka 5-16 Výsledky posouzení vlivu skladby potahu na torzní a ohybovou tuhost

Pro lepší přehlednost byly vypočtené hodnoty zaneseny do grafů (Graf 5-6, Graf 5-7). Z grafů je patrné, že efektivní tuhost se s rostoucím počtem vrstev příliš nemění, ale zvyšuje se hodnota celkové torzní tuhosti. S využitím dvou vrstev pod úhlem 45° dochází k výraznému zlepšení torzní tuhosti. S přidáním dalších dvou nebo jedné vrstvy pod úhlem 45° už dochází jen k mírnému zlepšení torzní tuhosti, ale naopak se stejným trendem jako v předchozím kroku se snižuje ohybová tuhost, což je nežádoucí. V posledním kroku, kdy byly všechny vrstvy daného

potahu pro úhlem 45°, dochází ke snížení torzní tuhosti. Toto snížení je způsobeno tím, že zjednodušený model oproti celistvé trubce obsahuje otvor kokpitu. V tomto prostoru dochází při krutu celé skořepiny ke kombinovanému namáhání v krutu a ohybu, a proto o celkové hodnotě torzní tuhosti rozhoduje i ohybová tuhost v této části skořepiny.

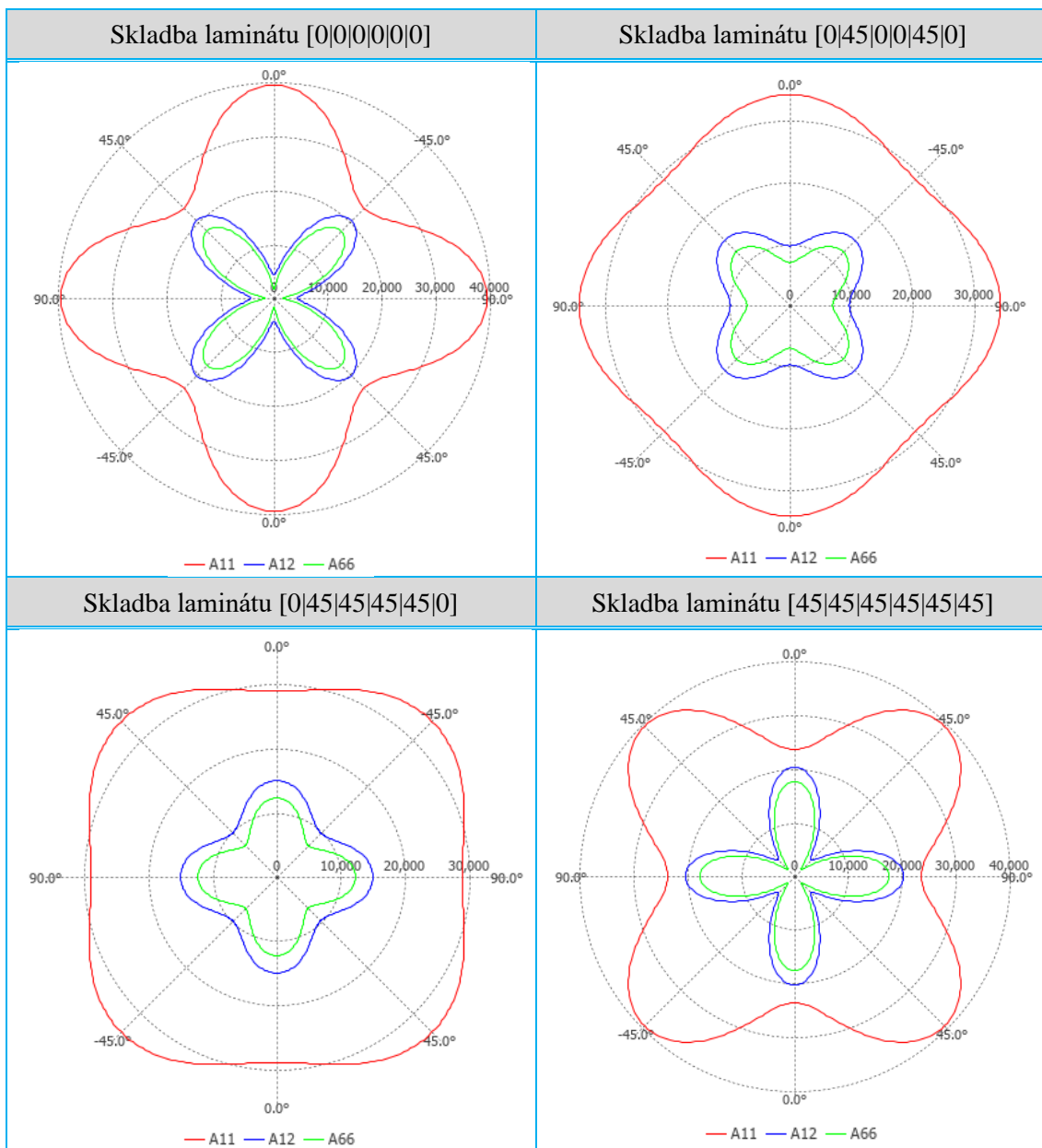


Graf 5-6 Závislost efektivních tuhostí na skladbě laminátu a počtu vrstev pod úhlem 45°



Graf 5-7 Závislost tuhostí na skladbě laminátu a počtu vrstev pod úhlem 45°

Tuhost jednotlivých skladem pro variantu se šesti vrstvami byla znázorněna v polárních grafech prvků A_{11} , A_{12} , A_{66} matice tuhosti A , viz rovnice (5-3) pro dány úhel zatížení.



Graf 5-8 Porovnání polárních grafů prvků A_{11} , A_{12} , A_{66} matice tuhosti A pro různé skladby vrstev laminátu

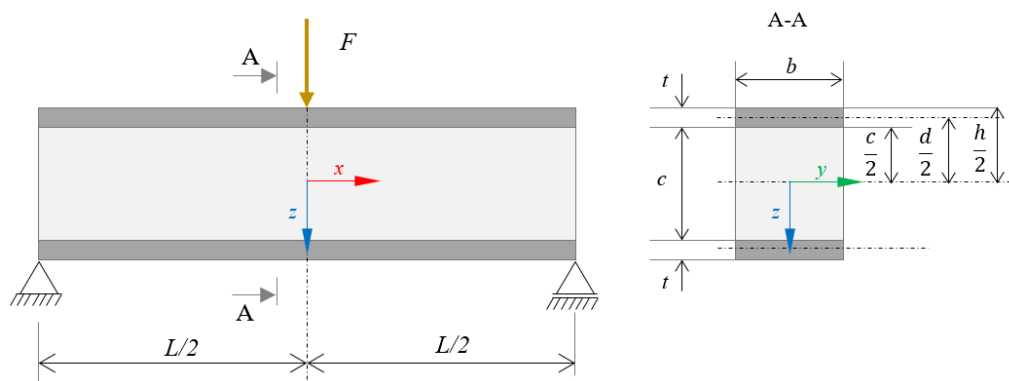
5.3 Metodika výpočtu tuhosti v ohybu

Tato kapitola popisuje postup analytického výpočtu tuhosti kompozitního panelu při trojbodém ohybu a způsobu porušení potahu.

5.3.1 Analytický výpočet

Pro analytický výpočet tuhosti sendvičového panelu byly stanoveny následující předpoklady:

- Ortotropní materiál potahu byl nahrazen izotropním materiálem s jednou hodnotou modulu pružnosti v tahu E_f .
- Ortotropní materiál jádra byl nahrazen izotropním materiálem s jednou hodnotou modulu pružnosti v tlaku E_c a jednou hodnotou tuhosti ve smyku G_c .
- Modul pružnosti potahu je několikanásobně větší než modul pružnosti jádra; $E_f \ll E_c$.
- Tloušťka potahu t je několikanásobně menší než tloušťka jádra c ; $t \ll c$.

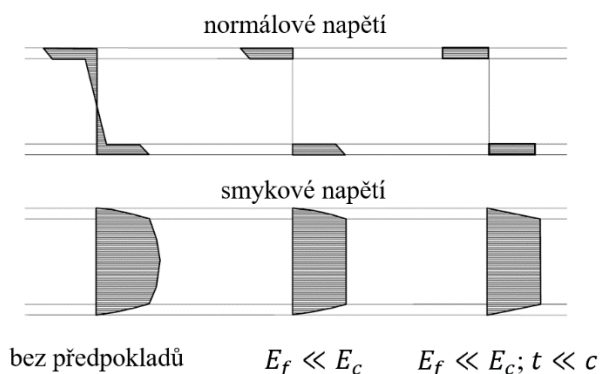


Obrázek 5-21 Sendvičový kompozitní nosník při trojbodém ohybu s řezem v místě A

kde $L/2$ je polovina vzdálenosti podpor (m), F je zatížení (N), b je šířka sendvičového panelu (m), c je tloušťka jádra (m), t je tloušťka potahu (m), $d/2$ je polovina střední vzdálenosti potahů (m), $h/2$ je polovina tloušťky sendvičového panelu (m).

Sendvičový nosník zatížený trojbodým ohybem vytváří tlakové napětí v horním potahu a tahové napětí ve spodním potahu. Jádro, které spojuje horní a spodní potah, je namáhané smykovým napětím. Tím je zajištěno, že se sendvičový panel chová jako homogenní struktura.

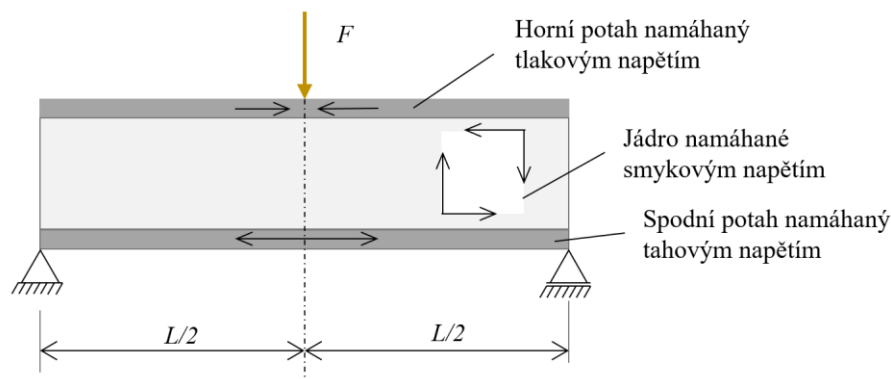
Rozložení napětí v sendvičovém panelu vlivem daných předpokladů bylo znázorněno graficky v obrázku (Obrázek 5-22).



Obrázek 5-22 Průběh normálového a smykového napětí sendvičového nosníku v ohybu [44]

kde E_f je modul pružnosti v tahu potahu (GPa), E_c je modul pružnosti v tahu jádra (GPa), G_c je modul pružnosti ve smyku jádra (GPa).

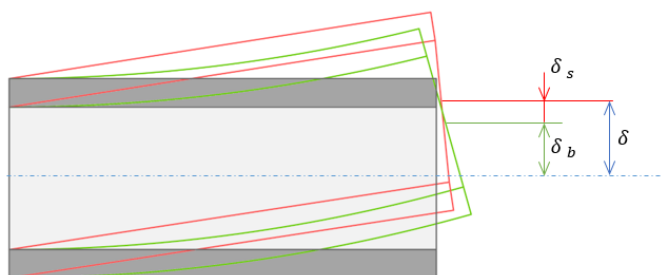
Následující obrázek (Obrázek 5-23) zobrazuje jednotlivé složky normálového a smykového napětí v sendvičovém nosníku.



Obrázek 5-23 - Namáhání sendvičového panelu při trojbodém ohybu

Celkový průhyb panelu v ohybu δ je dán součtem průhybu způsobeného vlivem ohybového namáhání δ_b (Obrázek 5-24 znázorněno zeleně) a průhybu způsobeného vlivem smykového zatížení δ_s (Obrázek 5-24 – znázorněno červeně). Celkový průhyb panelu je dán rovnicí (5-7).

$$\delta = \delta_b + \delta_s \quad (5-7)$$



Obrázek 5-24 - Deformace panelu způsobené vlivem ohybu a smyku

Jednotlivé dílčí průhyby byly vyjádřeny rovnicemi (5-8) a (5-9), kde D je ohybová tuhost panelu, S smyková tuhost panelu. Koeficienty k_b a k_s jsou dány pro výpočet nosníku na dvou podporách, tedy $k_b = \frac{1}{48}$ a $k_s = \frac{1}{4}$.

$$\delta_b = \frac{k_b FL^3}{D} \quad (5-8)$$

$$\delta_s = \frac{k_s FL}{S} \quad (5-9)$$

kde δ_b je průhyb způsobený vlivem ohybového namáhání (m), δ_s je průhyb způsobený vlivem smykového zatížení (m), F je zatížení (N), L je vzdálenost podpor (m), D je ohybová tuhost (Nm^2), S je smyková tuhost (N).

Stanovení ohybové tuhosti nosníku bylo provedeno pomocí určení ekvivalentního kvadratického momentu k ose y . Kvadratický průřezový moment v ohybu pro obdélníkový profil je dán vztahem (5-10).

$$I_y = \frac{bh^3}{12} \quad (5-10)$$

kde I_y je kvadratický průřezový moment v ohybu pro obdélníkový profil (m^4), b je šířka obdélníkového profilu (m), h je výška obdélníkového profilu (m).

Kvadratický průřezový moment v ohybu potahů je dán rovnicí (5-11), která je dána dvounásobkem kvadratického průřezového momentu v ohybu potahů v těžišti potahu a Steinerovy věty ve formátu:

$$I_{fy} = 2 \left[I_{fyT} + A \left(\frac{d}{2} \right)^2 \right] \quad (5-11)$$

kde I_{fy} je kvadratický průřezový moment v ohybu potahů (m^4), A je plocha průřezu potahu (m^2), I_{fyT} je kvadratický průřezový moment v ohybu potahů k těžišti daného potahu (m^4), d je střední vzdálenost potahů (m).

Kvadratický průřezový moment v ohybu jádra byl stanoven rovnicí (5-12).

$$I_{cy} = \frac{bc^3}{12} \quad (5-12)$$

kde I_{cy} je kvadratický průřezový moment v ohybu jádra (m^4), b je šířka sendvičového panelu (m), c je tloušťka jádra (m).

Ekvivalentní ohybová tuhost byla vyjádřena součtem jednotlivých kvadratických průřezových momentů v ohybu potahu a jádra, a to dle [39], protože sendvičový panel je složen z materiálů o různých mechanických vlastnostech, viz rovnice (5-14).

$$D = I_{fy}E_f + I_{cy}E_c \quad (5-13)$$

$$D = E_f \frac{bt^3}{6} + E_f \frac{btd^2}{2} + E_c \frac{bc^3}{12} \quad (5-14)$$

V rovnici ohybové tuhosti byly odstraněny členy, které představují ohybovou tuhost potahu k těžišti a ohybovou tuhost jádra, protože platí $E_f \ll E_c$ a $t \ll c$. Výsledná zjednodušená ohybová tuhost panelu byla dána rovnicí (5-15).

$$D = E_f \frac{btd^2}{2} \quad (5-15)$$

Smyková tuhost jádra byla dána rovnicí (5-16) dle [52].

$$S = bdG_c \quad (5-16)$$

kde S je smyková tuhost jádra (N), b je šířka sendvičového panelu (mm).

Výsledný průhyb sendvičového panelu při trojbodém ohybu byl dán rovnicí (5-17), která plyne z dosazení výše uvedených hodnot do rovnice (5-7).

$$\delta = \frac{FL^3}{24E_f btd^2} + \frac{FL}{4bdG_c} \quad (5-17)$$

Rovnicí (5-20) byl vyjádřen ekvivalentní modul pružnosti sendvičového panelu, a to porovnáním průhybu nosníku z homogenního materiálu dle rovnice (5-18) s průhybem sendvičového panelu dle rovnice (5-19).

Důležitým ukazatelem vzhledem k tuhosti sendvičového panelu jsou tloušťky jádra a potahu v závislosti na celkové hustotě panelu. Proto byly zavedeny ukazatele poměru tloušťky potahu a jádra f dle rovnice (5-21) a ukazatel relativní hustoty sendvičového panelu ρ_{rel} dle rovnice (5-22). Pro vyhodnocení využitelnosti sendvičového panelu byl zaveden bezrozměrný index γ poměru ekvivalentního modulu tuhosti a relativní hustoty, viz rovnice (5-23).

$$y = \frac{FL^3}{48 E_{ekv} I_y} \quad (5-18)$$

$$y = \delta \quad (5-19)$$

$$E_{ekv} = \frac{1}{\left[\frac{1}{24E_f btd^2} + \frac{1}{L^2 4bdG_c} \right] 48I_y} \quad (5-20)$$

$$f = 2t/h \quad (5-21)$$

$$\rho_{rel} = \frac{V_f \rho_f + V_c \rho_c}{V} \quad (5-22)$$

$$\gamma = \frac{E_{ekv}^{1/3}}{\rho_{rel}} \quad (5-23)$$

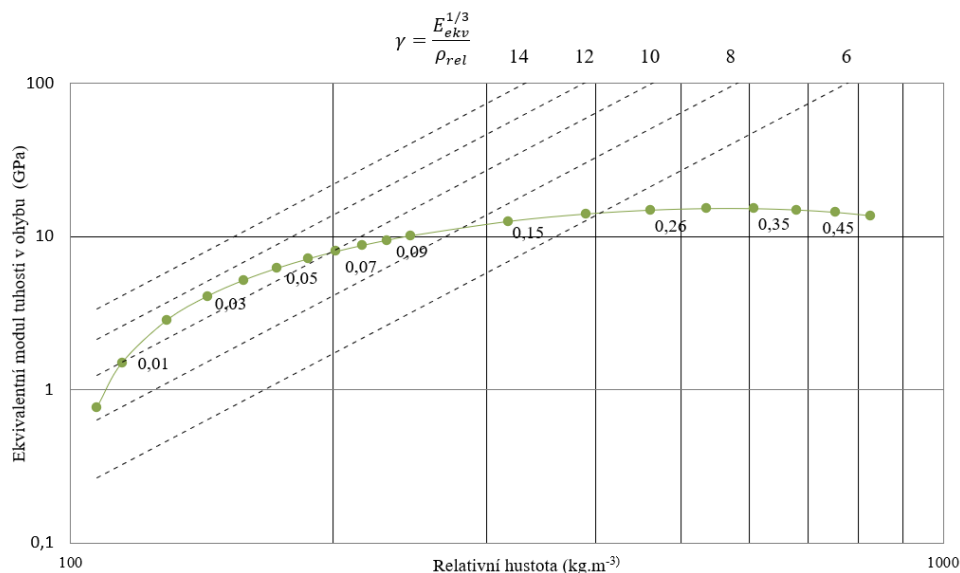
kde y je průhyb nosníku obdélníkového průřezu z homogenního materiálu (m), I_y je kvadratický průřezový moment v ohybu pro obdélníkový profil (m), δ je průhyb sendvičového panelu (m).

Příklad:

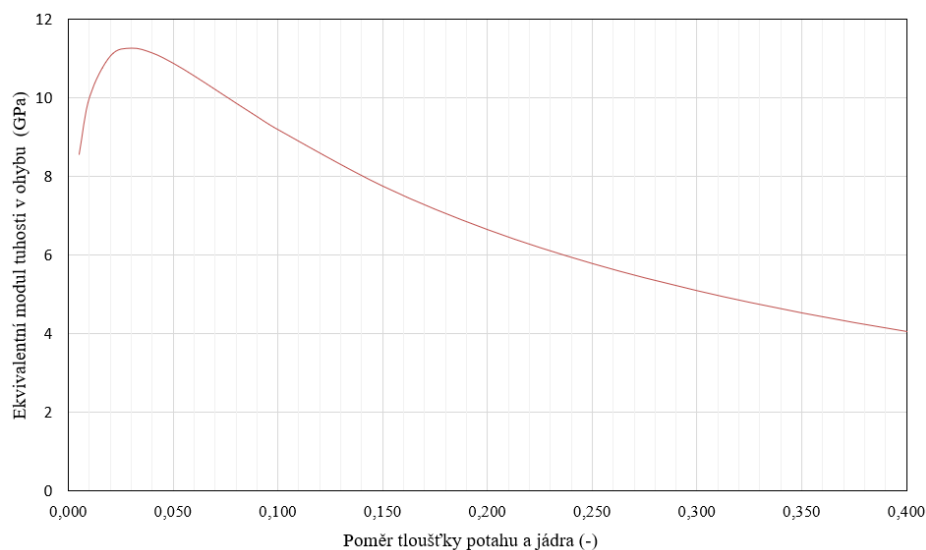
Pro vyjádření ekvivalentního modulu tuhosti v ohybu a relativní hustoty v závislosti na ukazateli poměru tloušťky potahu a jádra f , byl proveden výpočet dle rovnice (5-23) pro následující parametry sendvičového panelu:

$$\begin{aligned} E_f &= 52 \text{ GPa} \\ G_c &= 230 \text{ MPa} \\ \rho_f &= 1550 \text{ kg.m}^{-3} \\ \rho_c &= 72 \text{ kg.m}^{-3} \\ h &= 22 \text{ mm} \\ L &= 400 \text{ mm} \\ b &= 100 \text{ mm} \end{aligned}$$

Výsledky byly zaneseny do grafů (Graf 5-9, Graf 5-10). Z obou grafů je patrné, že nejlepší využitelnost panelu v závislosti na hmotnosti byla pro ukazatel poměru tloušťky potahu a jádra $f \cong 0,03$.



Graf 5-9 Závislost ekvivalentního modulu pružnosti v ohybu na relativní hustotě pro jednotlivé poměry tloušťky potahu a jádra.



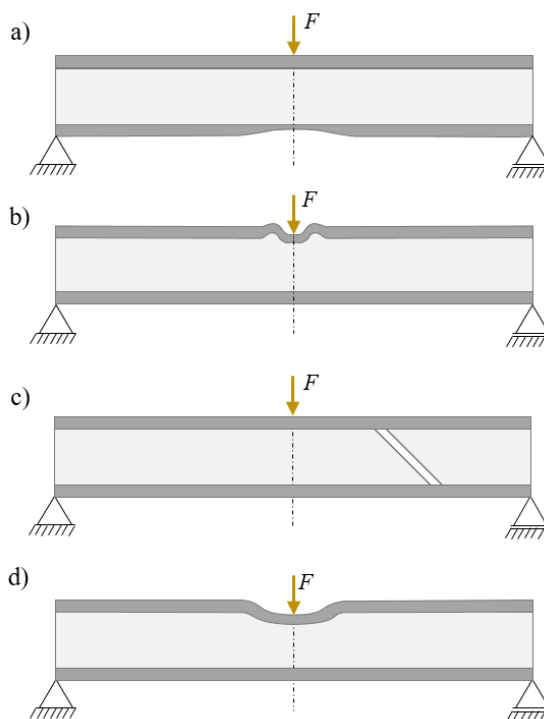
Graf 5-10 Závislost ekvivalentního modulu pružnosti v ohybu na poměru tloušťky potahu a jádra.

5.3.2 Pevnostní kritéria sendvičového panelu v ohybu

Sendvičové kompozitní panely vykazují na rozdíl od klasických materiálů, jako jsou například slitiny oceli a hliníku, řadu různých způsobů porušení. Pro namáhání trojbodým ohybem bylo využito již stanovených základních způsobů porušení. Těmito pevnostními kritérii porušení se zabývá několik publikací, technologických manuálů výrobců a vědeckých článků, jako například HexWeb™ Honeycomb sandwich design technology [52]; Introduction to Sandwich Construction [44]; Mechanics of Composite Structures [27]; Honeycomb Technology: Materials, Design, Manufacturing, Applications and Testing [39].

Při zatížení sendvičového panelu trojbodým ohybem dochází k:

- porušení spodního potahu v tahu,
- porušení horního potahu zvrásněním s lokálním zbertěním jádra v tlaku,
- smykovému porušení jádra,
- lokálnímu zbertěním jádra. [44]



Obrázek 5-25 - Typy porušení sendvičového panelu při trojbodém ohybu

Ad a) Napětí v potahu σ_f bylo definováno rovnicí (5-24) dle [52]. Hodnota \pm označuje tlakové a tahové napětí v horním a spodním potahu. Porušení potahu nastane, pokud je překročeno dovolené namáhání potahu dle rovnice (5-25).

$$\sigma_f = \pm \frac{FL}{4dtb} \quad (5-24)$$

$$\sigma_f \geq \sigma_{Df} \quad (5-25)$$

kde σ_f je napětí v potahu (Pa), σ_{Df} je dovolené napětí v potahu (Pa), F je zatížení panelu (N), L je vzdálenost podpory (m), d je střední vzdálenost potahů (m), t je tloušťka potahu (m), b je šířka sendvičového panelu (m).

Ad b) Porušení potahu zvrásněním s lokálním zbertěním do jádra nastane při tlakovém namáhání potahu na měkké podložce (jádro), pokud je překročeno kritické tlakové napětí v potahu dle rovnice (5-27). Kritické tlakové napětí v potahu, při kterém nastane porušení tohoto typu, bylo dáno rovnicí (5-26). Rovnice (5-26) byla stanovena v publikacích [44], [53] pomocí analytických výpočtů a experimentů.

$$\sigma_b = 0,5(E_f E_c G_C)^{1/3} \quad (5-26)$$

$$\sigma_b \geq \sigma_f \quad (5-27)$$

kde σ_f je napětí v potahu (Pa), σ_b je kritické tlakové napětí v potahu při kterém nastane porušení zvrásněním (Pa), E_f je modul pružnosti v tahu potahu (Pa), E_c je modul pružnosti v tlaku potahu (Pa), G_C je modul pružnosti ve smyku jádra (Pa).

Ad c) Smykové porušení jádra nastane, pokud je překročené dovolené smykové napětí jádra.

$$\tau_c = \frac{F}{2bd} \quad (5-28)$$

$$\tau_c \geq \tau_{Dc} \quad (5-29)$$

kde τ_c je smykové napětí v jádře (Pa), τ_{Dc} je dovolené smykové napětí v jádře (Pa), F je zatížení panelu (N), d je střední vzdálenost potahů (m), b je šířka sendvičového panelu (m).

Ad d) Lokální deformace jádra s následným zbertěním potahu. Toto porušení nastane, pokud je překročené dovolené namáhání jádra v tlaku. Dojde tak ke ztrátě stability jádra a následně k proboření potahu. Pro tento způsob porušení není jednoznačný analytický výpočet. Výpočet by měl brát v potaz tuhost potahu, stabilitu jádra, velikost kontaktní plochy mezi potahem a opěrnou částí, která se mění v průběhu zatěžování. Pro tuto práci byl využit výpočet z publikace „Indentation failure of composite sandwich beams“ [54], který ve výpočtu zahrnuje tuhost potahu.

$$\sigma_c = \frac{F}{2b} \left(\frac{\frac{E_c b}{c}}{4E_f I_{fy}} \right)^{1/4} \quad (5-30)$$

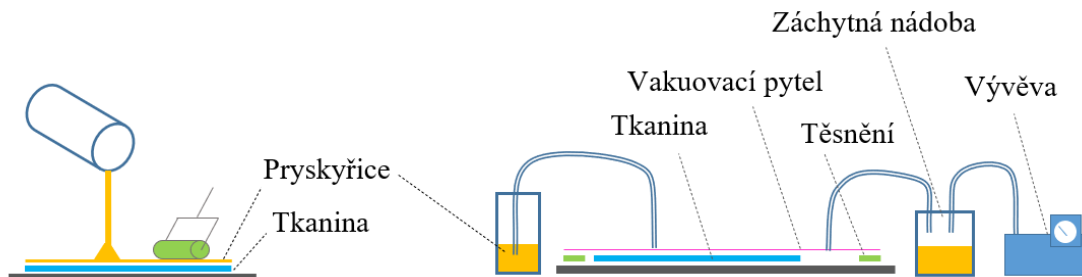
$$\sigma_{Dc} \geq \sigma_c \quad (5-31)$$

kde σ_c je tlakové napětí v jádře (Pa), σ_{Dc} je dovolené tlakové napětí v jádře (Pa), F je zatížení potahu (N), I_{fy} je kvadratický průřezový moment v ohybu potahů (m⁴), E_f je modul pružnosti v tahu potahu (Pa), E_c je modul pružnosti v tlaku potahu (Pa), b je šířka sendvičového panelu (m), c je výška jádra (m).

5.4 Metodika výroby sendvičového panelu

Sendvičové panely s jádry různých typů lze vyrábět několika různými metodami. Mezi první základní způsoby dělení laminace patří mokrá a suchá metoda.

Při mokré laminaci je matrice aplikována na suchou tkaninu během procesu laminace, přičemž samotné vytvrzování může probíhat za pokojové teploty. Aplikace matrice při mokré laminaci může být prováděna ručně (nanášením štětcem, válečkem atd.) nebo vakuovou infuzí dle obrázku (Obrázek 5-26).

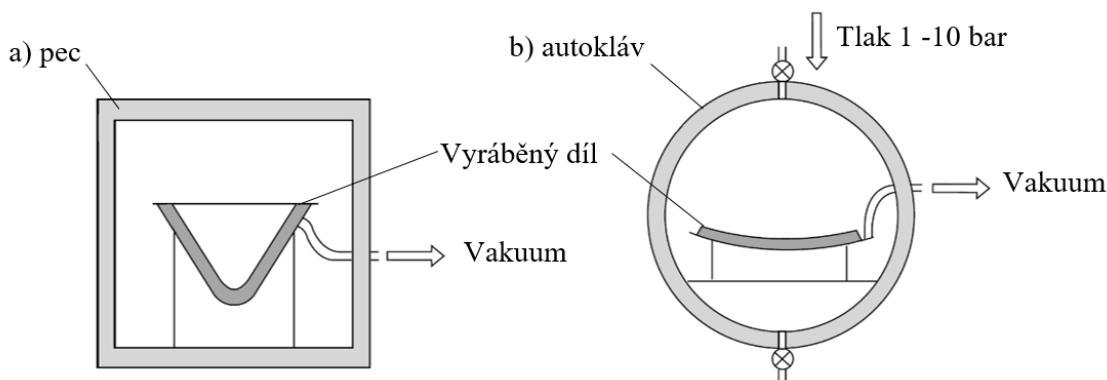


Obrázek 5-26 Vlevo mokrá laminace s ručním nanášením matrice, vpravo vakuově infuzní metoda nanášení matrice

Suchá laminace využívá tzv. „prepreg“. Jedná se o již matricí předimpregnovanou suchou tkaninu, která se vytvrzuje za teploty a případně s vnějším tlakem. S využitím prepregu je snazší dosáhnout přesnějšího potřebného poměru matrice a vláken s vysokou kvalitou výsledného dílu. Další výhodou je snížení technologické a časové náročnosti výrobního procesu dílu.

Další dělení je dle způsobu vytvrzování matrice. U obou výše uvedených metod laminace je možné provést vytvrzení především těmito třemi způsoby:

- vytvrzení v peci za zvýšené teploty s využitím vakuového pytle (Obrázek 5-27),
- vytvrzení v autoklávu za zvýšené teploty a vnějšího tlaku s využitím vakuového pytle (Obrázek 5-27),
- vytvrzení s využitím vnějšího tlaku vyvolaného například hydraulickým lisem ve vyhřívané formě bez použití vakuového pytle.



Obrázek 5-27 Vytvrzení dílů a) pec s vakuovým pytle b) autokláv s vakuovým pytle [55]

Metoda s vakuovým pytle a peci je vhodná pro tenké profily nebo pro velké sendvičové panely. Vakuum v prostoru vyráběného dílu spolu s atmosférickým tlakem vytváří tlak 1 baru pro stlačení jednotlivých vrstev dílu. Výsledná sestava je vložena do pece s dobrou cirkulací vzduchu pro zajištění rovnoměrného prohřátí. Tato metoda zajišťuje relativně krátký cyklus vytvrzování v závislosti na použitém typu matrice. [55]

Metoda vytvrzování v autoklávu se používá k výrobě strukturálně složitějších dílů s větší kvalitou, které obsahují velký podíl vláken a mále množství dutin. Metoda vytvrzení v autoklávu, stejně jako předchozí metoda, vyžaduje použití vakuového pytle k docílení přetlaku mezi

prostorem dílu a prostorem s vnějším tlakem. Autokláv je tlaková nádoba, která poskytuje řízené podmínky vakua, vnějšího tlaku, rychlosti zahřívání a chladnutí. Proces vytvrzování vyžaduje dlouhý cyklus vzhledem k nutnosti ohřívání a chlazení velkého objemu hmoty tlakové nádoby autoklávu [55].

Výběr jednotlivé metody závisí na požadované kvalitě, ceně a typu vyráběného dílu. Níže uvedená tabulka (Tabulka 5-17) udává přehled vlastností dané metody.

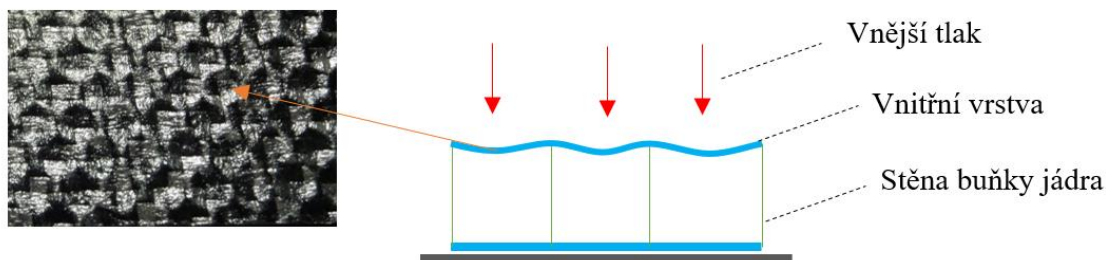
Metoda	Vyráběný díl		Cena metody	
	Kvalita	Tloušťka dílu	Cena dílu	Doba vytvrzení
Pec + vakuový pytel	Dobrá	Tenké	Průměrná	Krátká
Autokláv + vakuový pytel	Výborná	Tlusté	Vysoká	Dlouhá

Tabulka 5-17 Přehled vlastností použité metody vytvrzování [55]

5.4.1 Podmínky vytvrzování

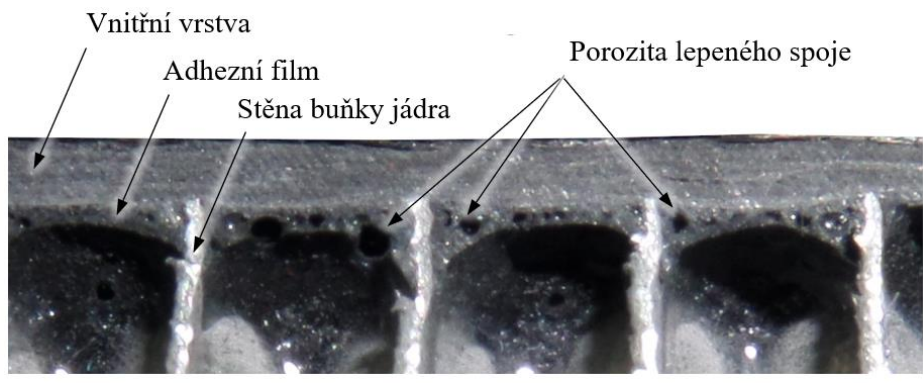
Teplota a doba vytvrzování – teplota a doba vytvrzování závisí na použité matrici a adhezním filmu. Tyto hodnoty pro použité materiály jsou zjistitelné z technických listů. Zpravidla dochází k vytvrzení při teplotách 70 až 300 °C za dobu 1 až 10 hodin, viz tabulka (Tabulka 5-4).

Vnější tlak – hodnota vnější tlaku závisí na návrhu vyráběného dílu a odolnosti použité formy. Pokud je vyráběný díl bez vnitřního jádra, pohybují se hodnoty vnějšího tlaku v rozmezí od 1 až 10 bar, přičemž s rostoucí hodnotou tlaku se navyšuje i kvalita výsledného dílu. Pokud je použito při výrobě jádro, je nutné vnější tlak snížit, aby nedošlo ke zborcení jádra. Dalším ovlivňujícím faktorem je zvlnění vnitřní vrstvy (Obrázek 5-28). Tato vrstva je při zatížení vnějším tlakem podepřena pouze v čárovém dotyku stěnou buněk jádra. Při nadměrném zvlnění dochází ke snížení mechanických vlastností až o 30 %. Hodnota vnějšího tlaku závisí tedy na tloušťce vnitřní vrstvy laminátu, velikosti buňky jádra a pevnosti jádra v tlaku. Obvykle se hodnoty vnějšího tlaku pohybují v rozmezí 1 až 3,2 bar [56].

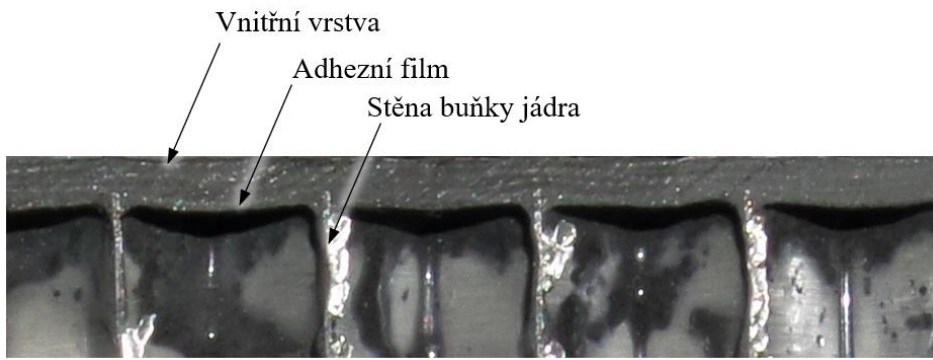


Obrázek 5-28 Zvlnění vnitřní vrstvy vlivem vnějšího tlaku

Vnitřní tlak – pokud byla zvolena metoda výroby s využitím pece a vakuového pytle, je uvnitř pytle nutno aplikovat co největší možné vakuum na hranici -1 bar oproti atmosférickému tlaku. Tímto dojde ke stlačení dílu přetlakem 1 (bar). Pokud je adhezni film a matrice vystavena vakuu dochází k uvolňování těkavých látek, které způsobují porozitu lepeného spoje (Obrázek 5-29) mezi laminátem a stěnou jádra. Tato nevýhoda vzniklá využitím vakua je eliminována, pokud bude zvolena metoda výroby v autoklávu s vnějším tlakem, kdy dochází ke stlačení dílu vlivem vnějšího tlaku. Proto může být hodnota vakua snížena na hodnotu -0,2 bar, při které nedochází k uvolňování těkavých látek [52], [56]. Výsledná kvalita lepeného spoje je zobrazena na obrázku (Obrázek 5-30).

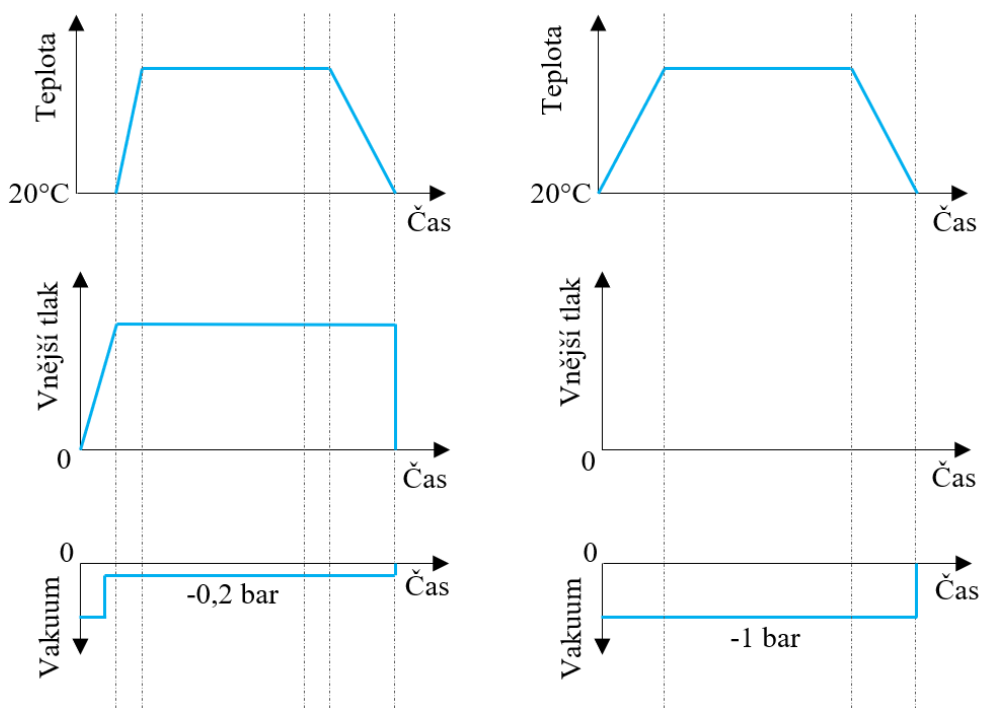


Obrázek 5-29 Porozita lepeného spoje vlivem vakua



Obrázek 5-30 Kvalita lepeného spoje vlivem sníženého vakua

Graf (Graf 5-11) znázorňuje rozdíly typických průběhů vytvrzovacích cyklů pro využití autoklávu vlevo a pro využití pece vpravo.

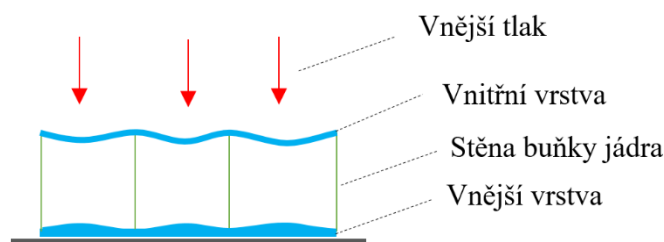


Graf 5-11 Typické podmínky vytvrzování, vlevo s využitím autoklávu, vpravo s využitím pece

5.4.2 Výrobní proces

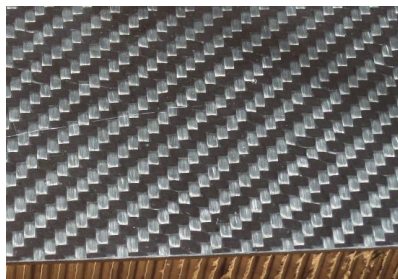
Výrobní proces sendvičového panelu byl popsán, a to dle počtu nutných vytvrzovacích cyklů pro výrobu výsledného panelu.

- a) **Výrobní proces s jedním vytvrzovacím cyklem.** V tomto výrobním procesu je poskládán celý sendvičový kompozitní panel dle procesu 1 až 6, viz obrázek (Obrázek 5-33) a dochází k vytvrzení celého panelu najednou. Výhodou tohoto procesu je nízká časová náročnost a celková cena. Nevýhodou je, že vnější i vnitřní potah panelu, je při vytvrzování zatížen čárovým dotykem od stěny buňky jádra a dochází ke zvlnění obou vrstev (Obrázek 5-31). Tento výrobní proces je používán především pro sériovou výrobu tvarově jednoduchých panelů v hydraulických lisech.



Obrázek 5-31 Zvlnění vnější a vnitřní vrstvy při jedno-cyklovém procesu výroby

- b) **Výrobní proces se dvěma vytvrzovacími cykly.** V tomto výrobním procesu je nejdříve vyroben vnější potah (proces 1 dle obrázku (Obrázek 5-33)) s využitím vyššího vnějšího tlaku dle kapitoly 5.4.1. Tím je docíleno vysoké kvality vnějšího povrchu se zachováním mechanických vlastností. V druhém cyklu je vnější potah spojen s jádrem a vnitřním potahem (proces 2 až 5 dle obrázku (Obrázek 5-33)). Výhodou tohoto výrobního procesu je kvalita vnějšího potahu. Nevýhodou je vyšší technologická náročnost, tento proces je jeden z nejrozšířenějších a využívá se k výrobě středně velkých dílů.

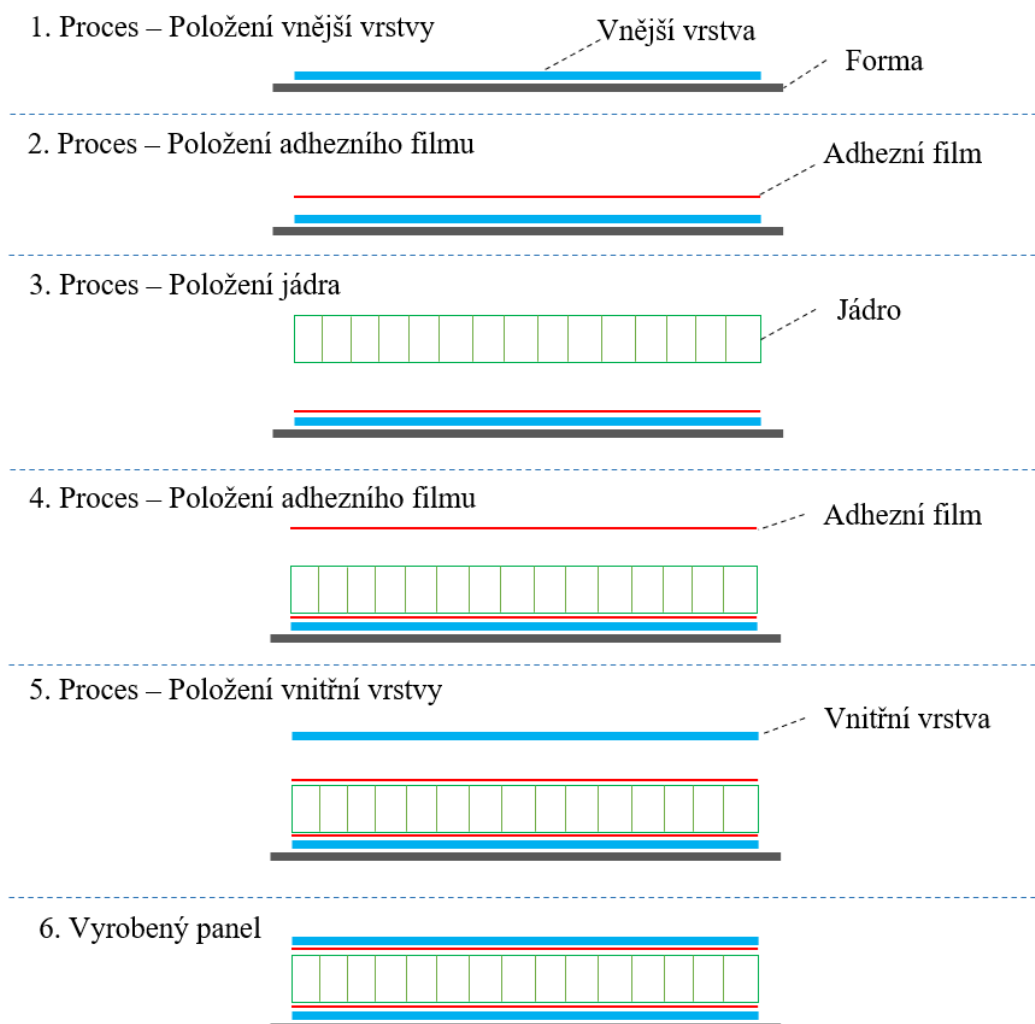


Obrázek 5-32 Vnější povrch při dvou-cyklovém vytvrzování

- c) **Výrobní proces se třemi vytvrzovacími cykly.** V tomto výrobním procesu je nejdříve vyroben vnější potah (proces 1 dle obrázku (Obrázek 5-33)) s využitím vyššího vnějšího tlaku dle kapitoly 5.4.1. Tím je docíleno vysoké kvality vnějšího povrchu se zachováním mechanických vlastností. V druhém cyklu je vnější potah spojen s jádrem (proces 2 až 3 dle obrázku (Obrázek 5-33)). Ve třetím cyklu je jádro spojeno s vnitřním potahem (proces 4 až 5 dle obrázku (Obrázek 5-33)). Výhodou tohoto výrobního procesu kvalita vnějšího potahu a nevýhodou je vysoká technologická a časová náročnost. Tento proces se využívá k výrobě velkých dílů s větší tloušťkou potahu, kde by při dvou-cyklovém vytvrzování mohlo dojít k nedostatečnému stlačení jádra s vnějším potahem.

Výrobní proces v závislosti na počtu vytvrzovacích cyklů			
Proces	1x vytvrzovací cyklus	2x vytvrzovací cyklus	3x vytvrzovací cyklus
1	Položení vnější vrstvy	Položení vnější vrstvy	Položení vnější vrstvy
		Proces vytvrzení	Proces vytvrzení
2	Položení adhezního filmu	Položení adhezního filmu	Položení adhezního filmu
3	Položení jádra	Položení jádra	Položení jádra
			Proces vytvrzení
4	Položení adhezního filmu	Položení adhezního filmu	Položení adhezního filmu
5	Položení vnitřní vrstvy	Položení vnitřní vrstvy	Položení vnitřní vrstvy
	Proces vytvrzení	Proces vytvrzení	Proces vytvrzení
6	Vyrobený panel	Vyrobený panel	Vyrobený panel

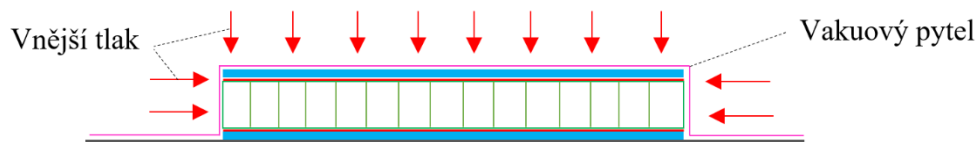
Tabulka 5-18 Výrobní proces sendvičového kompozitního panelu v závislosti na počtu vytvrzovacích cyklů



Obrázek 5-33 Výrobní proces kompozitního sendvičového panelu

5.4.3 Boční stabilita jádra

Při výrobě sendvičového kompozitního panelu v autoklávu s rovnou boční stěnou je jádro namáháno přetlakem dle obrázku (Obrázek 5-34). Protože voštinová jádra mají velmi malou tuhost ve směrech W a L dochází vlivem vnějšího tlaku ke zborcení jádra a zvrásnění potahů. Touto problematikou se detailně zabývá několik publikací a článků [56]–[58]



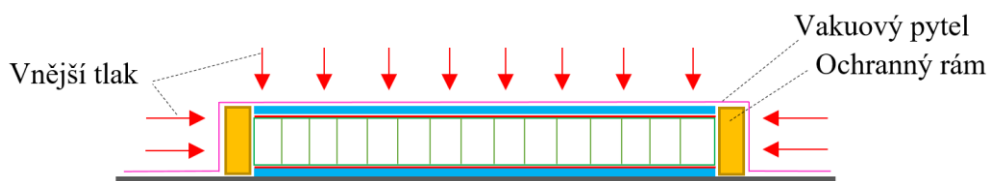
Obrázek 5-34 Zatížení sendvičového kompozitního panelu vnějším tlakem

Ztráta boční stability jádra byla demonstrována při testování výroby sendvičového kompozitního panelu obdélníkového tvaru. Na obrázku níže (Obrázek 5-35) je vidět tvar zborceného jádra panelu, který byl vytvrzován s vnějším tlakem 3 bar.

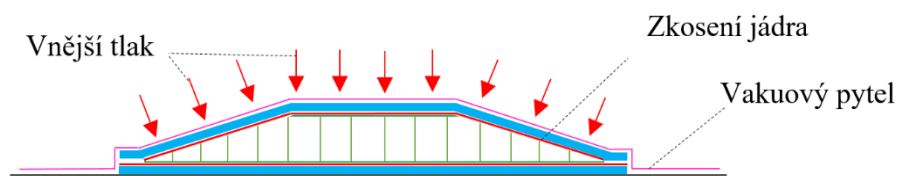


Obrázek 5-35 Zborcené jádro sendvičového kompozitního panelu po vytvrzení s vnějším tlakem 3 bar

Zabránění zborcení jádra vlivem vnějšího tlaku je možné několika způsoby. Mezi dva používané způsoby patří využití vnějšího ochranného rámu jádra, viz obrázek (Obrázek 5-36) a zkosení vnější hrany jádra pod úhlem do 20° , viz obrázek (Obrázek 5-37). Pro výrobu rovných panelů se využívá zejména vnější ochranný rám, který snižuje množství potřebného materiálu a technologickou náročnost opracování jádra v daném úhlu 20° . [56] V rámci této práce byla otestována metoda výroby s využitím ochranného rámu.



Obrázek 5-36 Ochrana jádra vnějším rámem



Obrázek 5-37 Ochrana jádra zkosením vnější hrany

5.4.4 Technologie výroby

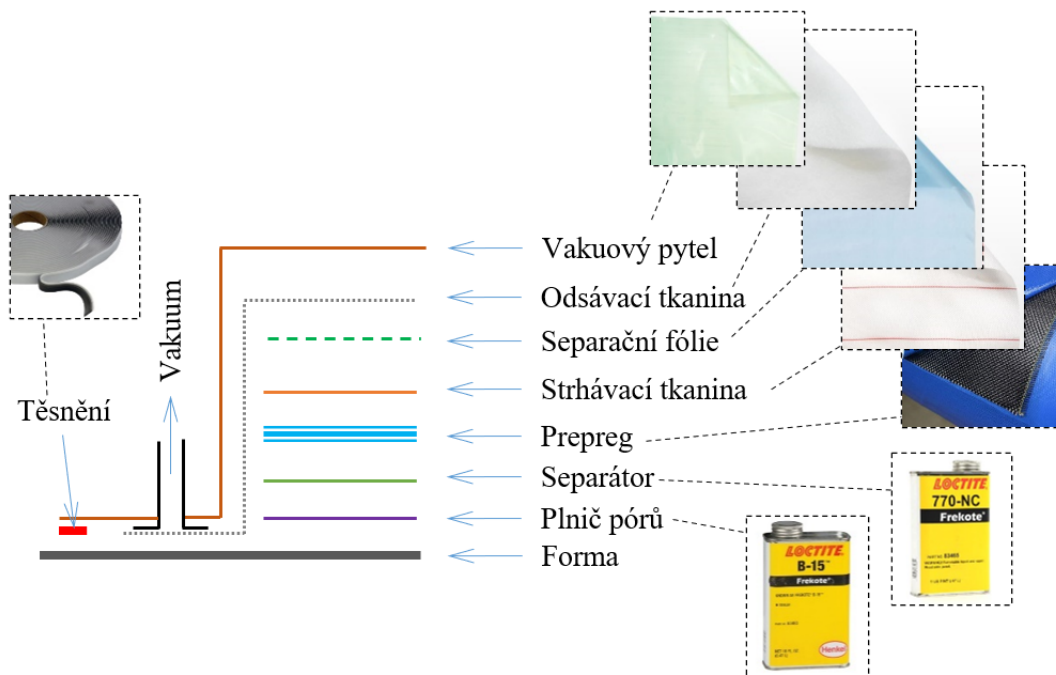
Na základě vlastností jednotlivých výrobních procesů a metod laminace popsanych v kapitole 5.4, byla pro výrobu skořepinové struktury střední velikosti zvolena metoda suché laminace s využitím autoklávu s dvou-cyklovým vytvrzovacím procesem, přičemž následující výrobní technologický postup popisuje tuto metodu. Popisem výrobního postupu sendvičových kompozitních panelů se zabývají především výrobci spotřebního materiálu a chemie pro kompozitní materiály (např. Hexcel, Airtech). Uvedený technologický postup byl stanoven na základě publikací [55], [56], [59], [60].

Prostředí a ochranné pomůcky: Během celého laminačního procesu je důležité zachovat vysokou čistotu prostředí a dílů, aby nedošlo ke kontaminaci prepregu mastnotou a vlhkostí. Je nutné používat ochranné rukavice a oblek s dlouhými rukávy.

Používané materiály a chemie:

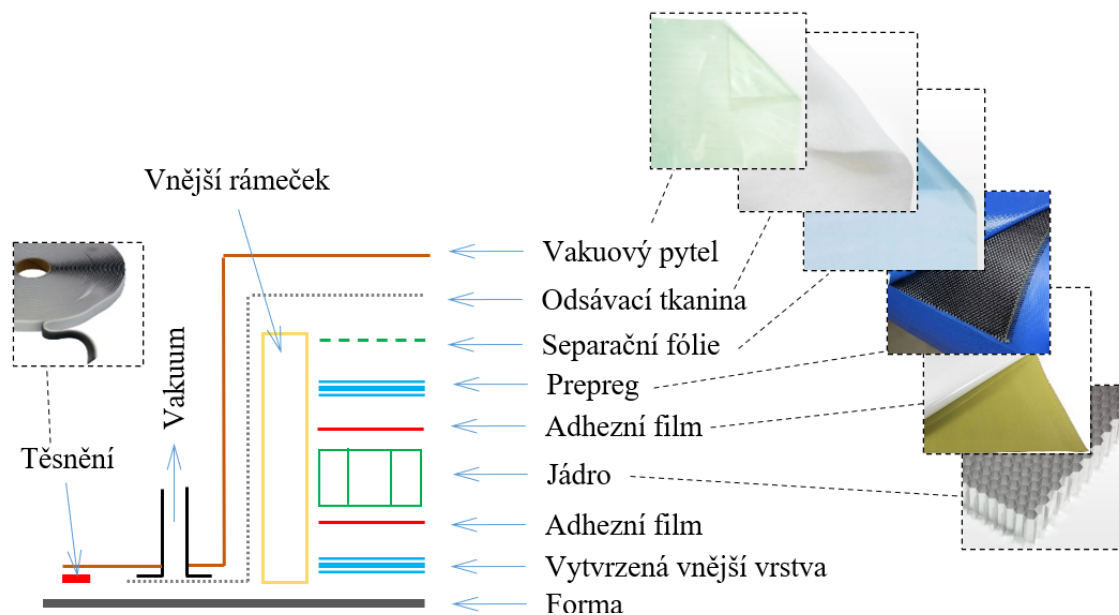
- **Čistič forem** – Jedná se o směs rozpouštědel, které odstraňují vosk a mastnotu z forem, aniž by způsobovali zmatnění povrchu. Obvykle se pro nanášení používá bavlněný hadřík, který nepouští vlákna. Lze například použít Loctite Frekote PMC [61].
- **Plnič pórů** – Jedná se o přípravek pro zaplnění pórů formy. Odstraňuje nedostatky formy, jako jsou např. škrábance. Lze například použít Loctite Frekote B-15.
- **Separátor** – Jedná se o chemický separátor, který na povrchu formy vytvoří separační film, tím je zajištěno snadné sundání dílu z formy. Lze například použít Loctite Frekote 770-NC. [62]
- **Strhovací tkanina** – Jedná se o tkaninu z Nylonu 66, která umožňuje volný průchod těkavých látek a přebytečné matrice z prepregu během vytvrzení. Po vytvrzení je snadno odstranitelná z povrchu. Vytváří matný, smáčivý, přilnavý povrch, který je vhodný pro další lepení nebo lakování. [55], [63]
- **Separací fólie** – Jedná se o tenkou fólii zhruba o tloušťce 15 μm. Tato fólie zabraňuje dalšímu prosakování matrice a slepení horní vrstvy se strhovací tkaninou nebo prepregem. Separací fólie může být použita celistvá nebo perforovaná. Preformovaná separací fólie umožňuje odvětrání těkavých látek do dalších vrstev. Používá se především pro metodu mokré laminace nebo pro metodu suché laminace s větším počtem vrstev. Celistvá separací fólie se používá pro dosažení hladkého povrchu bez použití strhovací fólie u dílů, které nevyžadují další lepení. [55], [64], [65]
- **Odsávací tkanina** – Jedná se o polyesterovou plst, která zajišťuje odvod vzduchu, těkavých látek a absorpci přebytečné pryskyřice. Současně zajišťuje ochranu vakuového pytle před ostrými hranami formy. Obvykle je v odsávací tkanině zabalená celá forma.
- **Vakuový pytel** – Jedná se o nylonovou fólii, která utěsňuje celý prostor dílu a formy. Vakuový pytel dosahuje velké tažnosti až 450 %. Tato tažnost je zajištěna pouze pokud byl pytel skladován při relativní vlhkosti vzduchu přibližně 65 %.
- **Vakuová těsnicí páska** – Jedná se o gumové těsnění, které slouží k vytvoření těsného spoje mezi vakuovým pytle a formou, anebo ke spojení dvou částí vakuového pytle.
- **Separací lepicí páska** – Jedná se o pásku do vysokých teplot s lepidlem na bázi silikonu. Tato páska slouží k fixaci spotřebního materiálu, ale zároveň se nepřilepí během procesu vytvrzování k prepregu. Může být tedy použita například k rychlé opravě nebo úpravě formy.

Na obrázku (Obrázek 5-38) je znázorněné sestavení technologických vrstev pro výrobu vnější vrstvy sendvičového panelu při prvním vytvrzovacím cyklu.



Obrázek 5-38 Sestavení technologických vrstev při výrobě vnější vrstvy pro první vytvrzovací cyklus

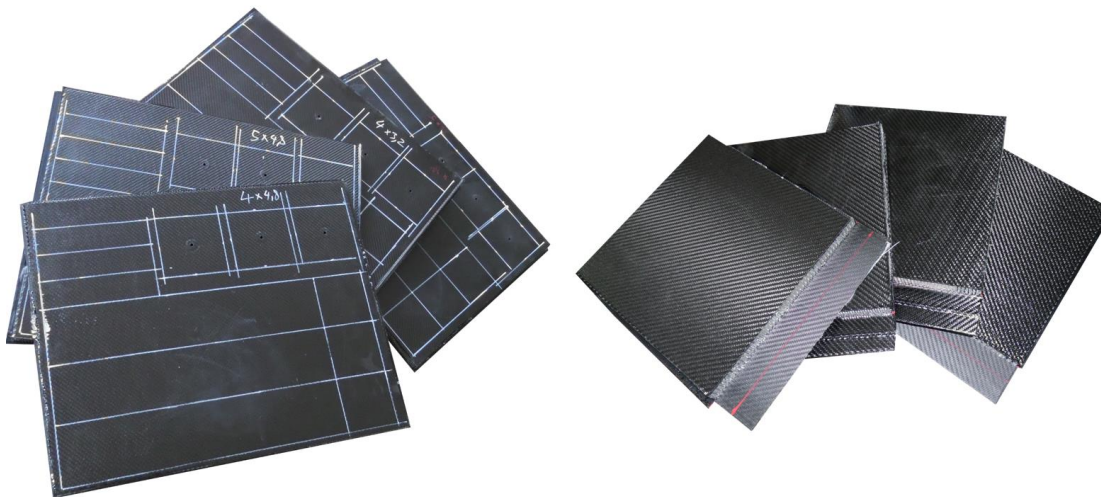
Na obrázku (Obrázek 5-39) je znázorněné sestavení technologických vrstev pro výrobu vnitřní vrstvy sendvičového panelu při druhém vytvrzovacím cyklu.



Obrázek 5-39 Sestavení technologických vrstev při výrobě vnitřní vrstvy pro druhý vytvrzovací cyklus

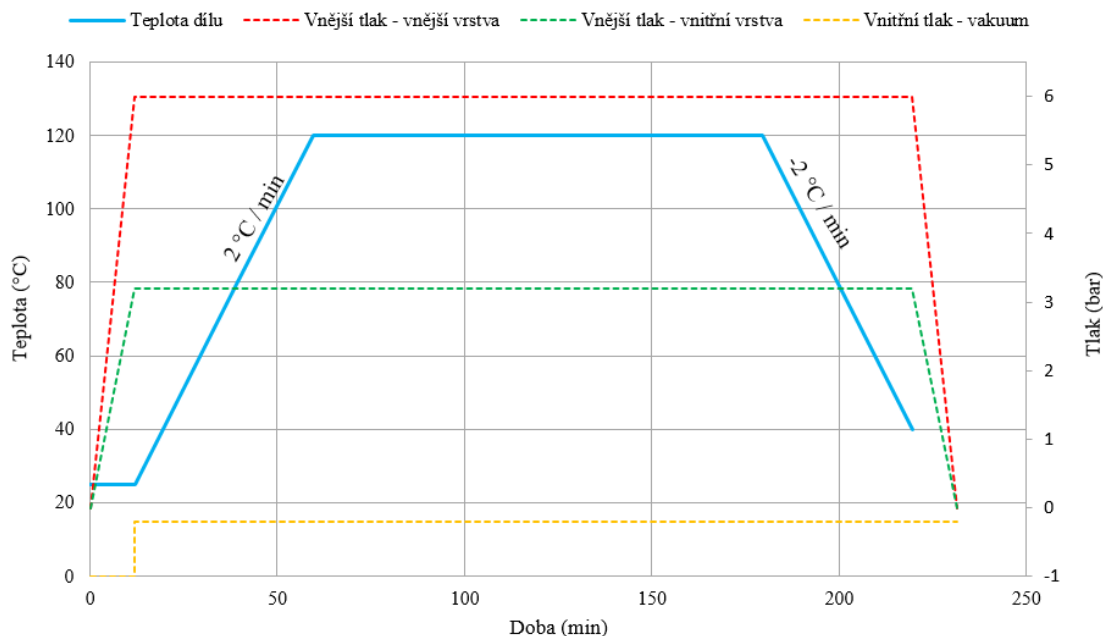
5.5 Ověření výrobního postupu

Dle popisu výroby sendvičových panelů v kapitole 5.4 byly vyrobeny zkušební vzorky pro měření tuhosti v ohybu, měření síly v odlupu, stanovení maximálního stříhového napětí potahu a stanovení odolnosti spoje s insertem. Pro ověření byla zvolena metoda suché laminace s využitím autoklávu a dvou-cyklový vytvrzovací proces sendvičového panelu. Tento zvolený výrobní a technologický postup je vhodným způsobem pro výrobu skořepinové struktury střední velikostí, a proto byl využit i pro výrobu zkušebních vzorků.



Obrázek 5-40 Vyrobené testovací panely dle stanové metodiky: vlevo (trojbody ohyb, střížné napětí potahu, odolnost spoje s insertem), vpravo (test odlupu nebo integrity panelu)

Vytvrzovací cyklus panelů byl nastaven dle stanové metodiky a technického listu použité matrice. Vnější potah byl vytvrzen s vnějším tlakem 6 bar a vnitřní potah s vnějším tlakem 3,2 bar. Určený vytvrzovací cyklus byl zanesen do grafu (Graf 5-12).



Graf 5-12 Vytvrzovací proces zkušebních vzorků v autoklávu

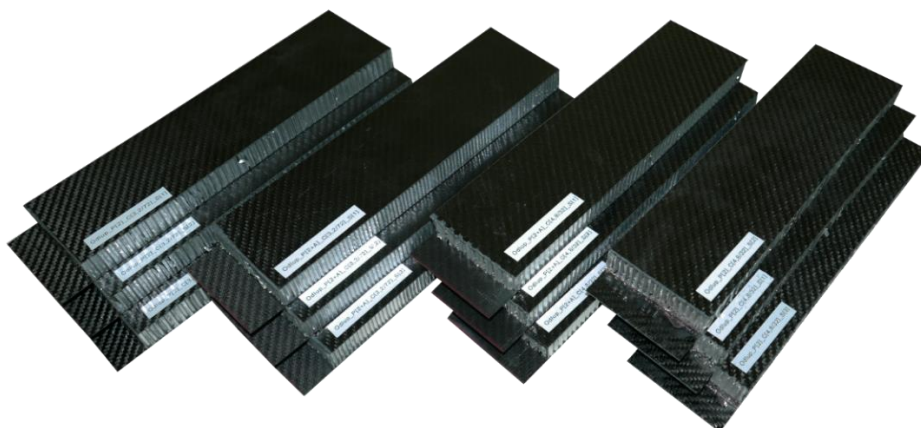
5.5.1 Experimentální měření integrity panelu

Proces porušování odlepením potahu od jádra je velice složitě definovatelný a závisí na mnoha parametrech. Základní požadavek může být stanoven tak, že odtrhová síla potahu od jádra má být větší než síla potřebná na stlačení jádra. Minimální hodnota odlupové síly byla stanovena dle rovnice (5-32).

$$F_{odr-min} = \sigma_{Dc} b \quad (5-32)$$

kde $F_{odr-min}$ je minimální odtrhová síla (N), σ_{Dc} je dovolené tlakové zatížení jádra (MPa), b je šířka posuzovaného panelu (m).

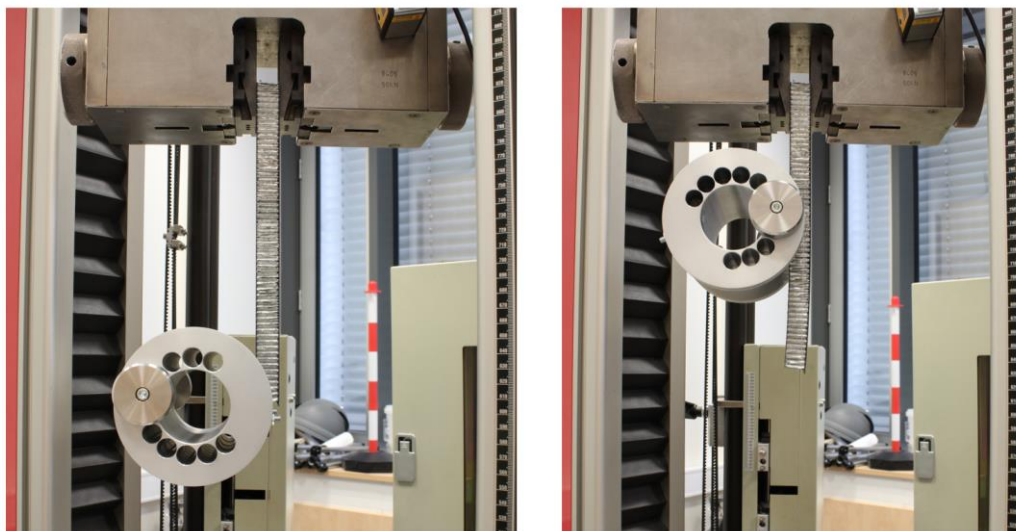
Experimentální měření integrity panelu, neboli soudržnosti potahu s jádrem, bylo provedeno „bubnovým testem“ dle normy ASTM D1781. Pro experimentální měření bylo vyrobeno 12 vzorků o rozměru 76x280 mm dle tabulky (Tabulka 5-19). Označení vzorků bylo Odlup_P[počet vrstev potahu+A(adhezivní film)]_C[velikost buňky voštiny/hustota jádra]_S[pořadové číslo vzorku].



Obrázek 5-41 Zkušební vzorky zleva Odlup_P[2]_C[3,2/72], Odlup_P[2+A]_C[3,2/72], Odlup_P[2+A]_C[4,8/32], Odlup_P[2]_C[4,8/32]

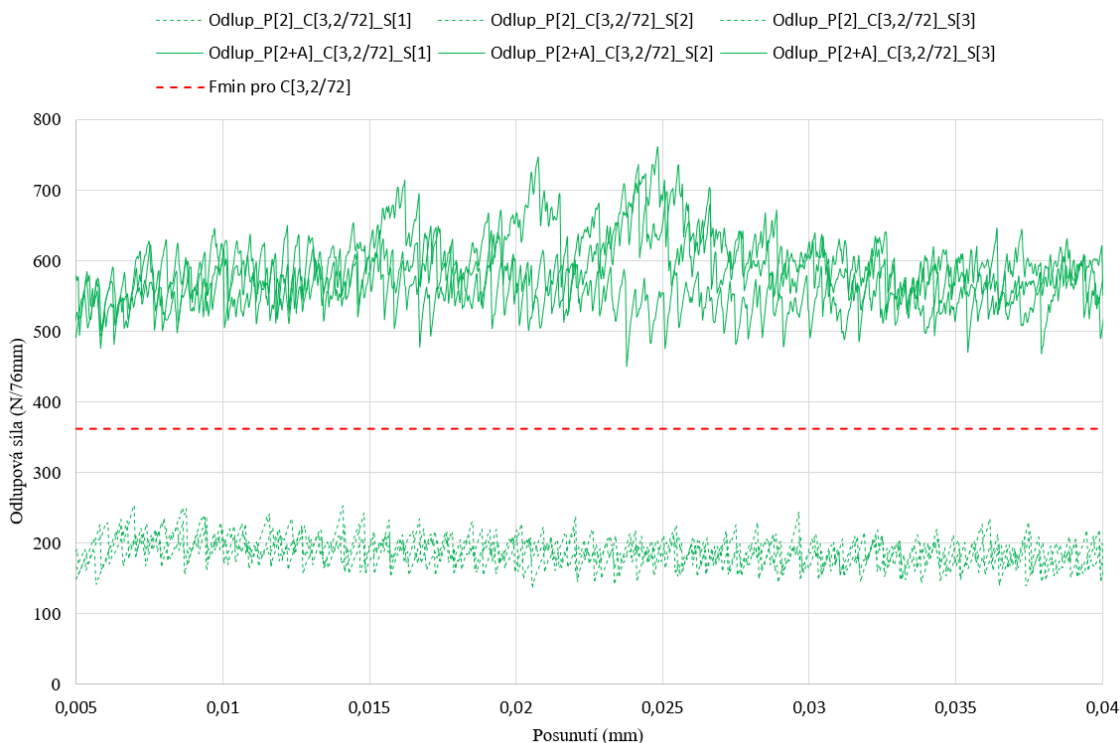
Vzorek	Voština			Adhezivní film	Potah	
	Označení	Velikost buňky (mm)	Pevnost v tlaku (MPa)		Materiál	Tloušťka (mm)
Odlup_P[2]_C[3,2/72]_S[1]	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	3,2	4,76	Bez	CC 200 Toray 3K Kepr 2x2 200 g.m ⁻²	0,52
Odlup_P[2]_C[3,2/72]_S[2]						
Odlup_P[2]_C[3,2/72]_S[3]						
Odlup_P[2]_C[4,8/32]_S[1]	PAMG-XR1-2.0-3/16-07-P-5056	4,8	1,37			
Odlup_P[2]_C[4,8/32]_S[2]						
Odlup_P[2]_C[4,8/32]_S[3]						
Odlup_P[2+A]_C[3,2/72]_S[1]	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	3,2	4,76	IMP380FHC Black 250 g.m ⁻²		
Odlup_P[2+A]_C[3,2/72]_S[2]						
Odlup_P[2+A]_C[3,2/72]_S[3]						
Odlup_P[2+A]_C[4,8/32]_S[1]	PAMG-XR1-2.0-3/16-07-P-5056	4,8	1,37			
Odlup_P[2+A]_C[4,8/32]_S[2]						
Odlup_P[2+A]_C[4,8/32]_S[3]						

Tabulka 5-19 Přehled zkušebních vzorků pro stanovení odtrhové síly potahu

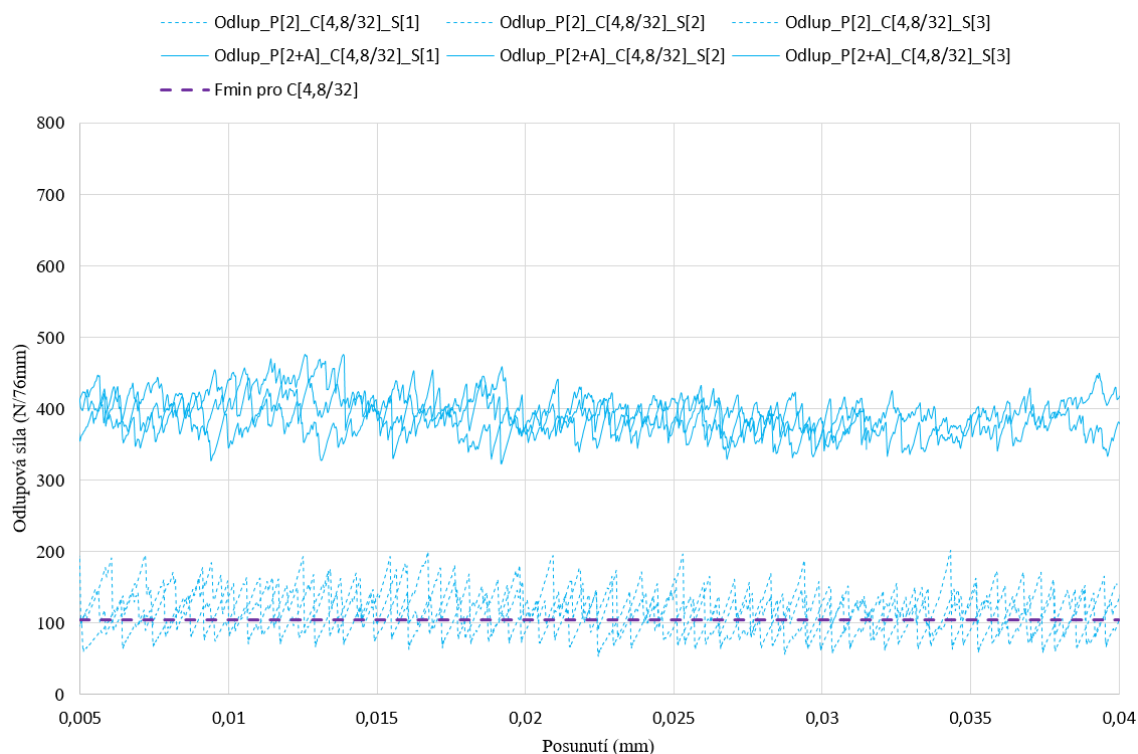


Obrázek 5-42 Experimentální měření odlupu potahu od jádra, vlevo počátek zkoušky, vpravo průběh zkoušky

Na obrázku (Obrázek 5-42) je zobrazen průběh experimentální zkoušky. Naměřené hodnoty pro voštinové jádro s velikostí buňky 3,2 mm pro variantu s a bez použití adhezního filmu byly zobrazeny v grafu (Graf 5-13). Naměřené hodnoty pro voštinové jádro s velikostí buňky 4,8 mm pro variantu s a bez použití adhezního filmu byly zobrazeny v grafu (Graf 5-14). Pro obě testovaná jádra nebyla splněna podmínka minimální odlupové síly pro vzorky bez využití adhezního filmu. S využitím adhezního filmu byla navýšena odlupová síla zhruba v rozsahu 300 až 400 % a byla splněna podmínka pro velikost odlupové síly. Tímto testem byla také prokázána správnost technologického postupu s využitím adhezního filmu dle kapitoly (5.4). Výsledné hodnoty byly uvedeny v tabulce (Tabulka 5-20).



Graf 5-13 Odlupová síla pro vzorky s velikostí buňky jádra 3,2 mm

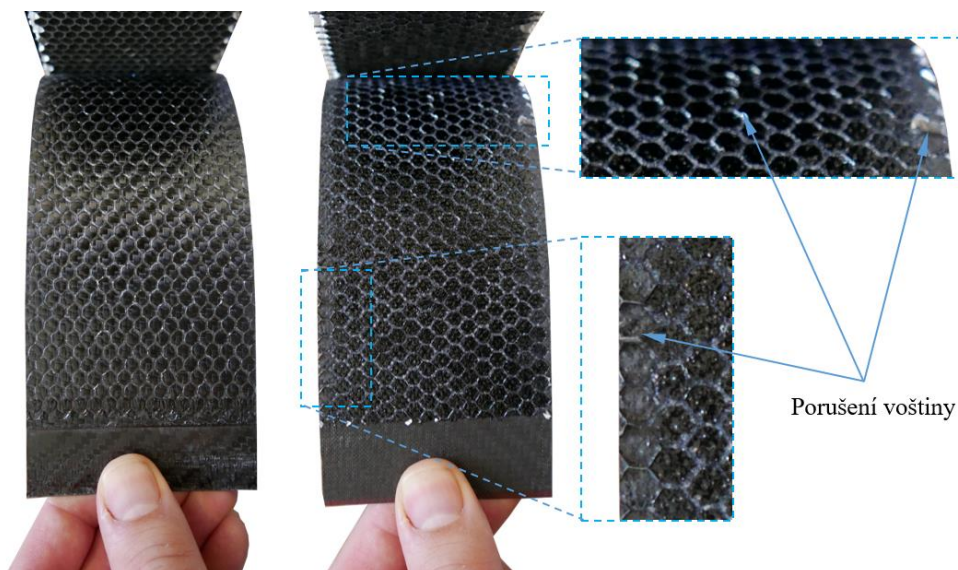


Graf 5-14 Odlupová síla pro vzorky s velikostí buňky jádra 4,8 mm

Vzorky	Velikost buňky jádra (mm)	Odlupová síla bez adhezivního filmu (N)	Požadovaná odlupová síla (N)	Odlupová síla s adhezivním filmem (N)
Odlup_P[...]_C[3,2/72]	3,2	180-250	361,8	500-700
Odlup_P[...]_C[4,8/32]	4,8	80-180	104,1	350-450

Tabulka 5-20 Výsledné naměřené hodnoty odlupové síly

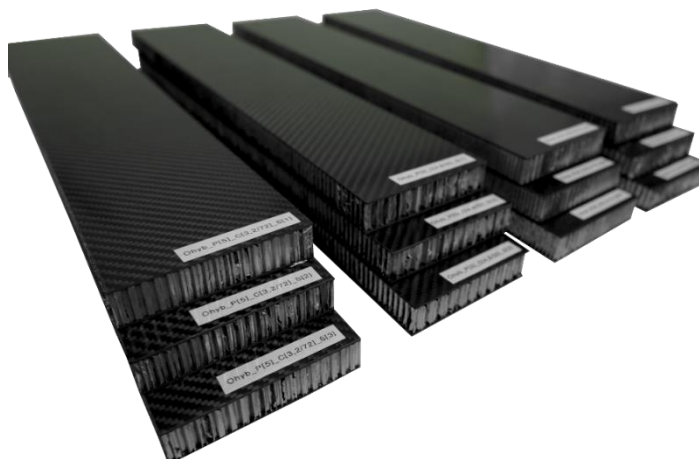
Na obrázku (Obrázek 5-43) jsou zobrazeny kontaktní plochy po provedeném testu mezi potahem a jádrem pro vzorky Odlup_P[2+A]_C[4,8/32]_S[1], Odlup_P[2]_C[4,8/32]_S[1]. Na vzorku s adhezivním filmem je vidět, že odlupová síla byla zvětšena na tolik, že při testu v některých místech zůstává jádro stále spojené s potahem a dochází k porušení samotného jádra v tahu.



Obrázek 5-43 Vlevo vzorek Odlup_P[2]_C[4,8/32]_S[1], vpravo vzorek Odlup_P[2+A]_C[4,8/32]_S[1]

5.6 Experimentální měření pevnosti v ohybu

Pro experimentální měření pevnosti v ohybu bylo vyrobeno 12 zkušebních vzorků (Obrázek 5-44) s dvěma různými jádry a dvěma různými skladbami potahů dle tabulky (Tabulka 5-22).



Obrázek 5-44 Zkušební vzorky pro trojbody zleva Ohyb_P[5]_C[3,2/72], Ohyb_P[5]_C[4,8/32], Ohyb_P[4]_C[3,2/72], Ohyb_P[4]_C[4,8/32].

Jádra byla zvolena totožná jako v předchozím experimentu integrity. Vybraná jádra byla vyrobena z materiálu EN AW5056. První jádro bylo s velikostí buňky 4,8 mm a hustotou 72 kg.m^{-3} , druhé jádro bylo s velikostí buňky 3,2 mm a hustotou 32 kg.m^{-3} . Tato velká rozdílnost materiálových vlastností (Tabulka 5-21) jádra byla vybrána pro prokázání vlivu těchto vlastností na celkovou tuhost panelu.

Materiál	Označení	Velikost buňky		Hustota	Pevnost v tlaku	Modul pružnosti v tlaku	Pevnost ve smyku ve směru L	Modul pružnosti ve smyku ve směru L	Pevnost ve smyku ve směru W	Modul pružnosti ve smyku ve směru W
		(inch)	(mm)		(MPa)	(GPa)	(MPa)	(GPa)	(MPa)	(GPa)
					Průměr.	Průměr	Průměr	Průměr	Průměr	Průměr
AL 5056	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	1/8	3,2	72	4,76	1,27	2,97	0,55	1,73	0,23
AL 5056	PAMG-XR1-2.0-3/16-07-P-5056	3/16	4,8	32	1,37	0,31	1,06	0,23	0,65	0,12

Tabulka 5-21 Materiálové vlastnosti testovaných jader

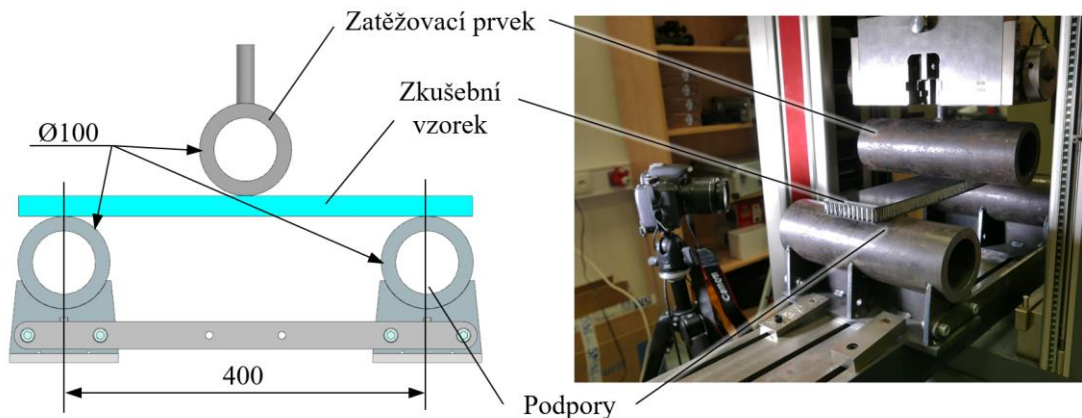
Vzorky o rozměru 500x100 mm byly vyrobeny dvou-cyklovým procesem vytvrzování v autoklávu při teplotě 120 °C po dobu 2 hodin. Vnější vrstva byla vytvrzována při vnější tlaku 6 bar a vnitřní vrstva byla vytvrzována při tlaku 3,2 bary. Pro materiál potahu byla vybrána tkanina CC200 Kepr 2x2 z vláken Toray 3K a s gramáží 200 g.m^{-2} . Pro tuto tkaninu byly experimentálně zjištěny materiálové vlastnosti v kapitole (5.2.5). Pro adhezni spoj mezi potahy a jádrem byl využit adhezni film IMP380FHC Black, 250 g.m^{-2} . Směr orientace jádra a hlavního směru vláken potahu byl zobrazen na obrázku (Obrázek 5-46). Onačení vzorků bylo provedeno následujícím systémem:

Ohyb_P[počet vrstev potahu]_C[velikost buňky voštiny/hustota jádra]_S[pořadové číslo vzorku]

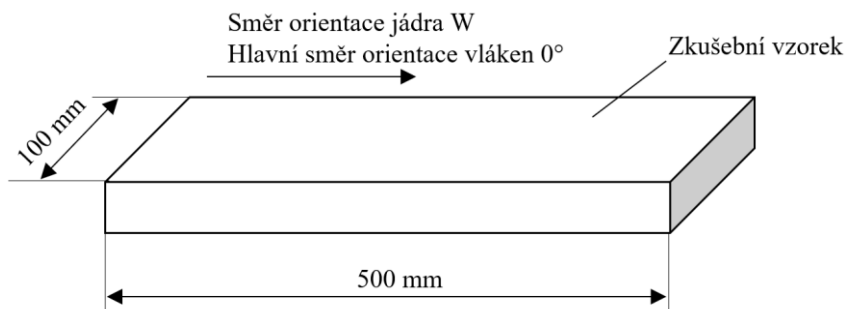
Označení vzorku	Materiál potahu	Počet vrstev potahu	Tloušťka potahu (mm)	Materiál jádra	Velikost buňky jádra (mm)	Hustota jádra (kg.m ⁻³)	Výška panelu (mm)
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S[1]	CC 200 – Toray 3K Kepr 2x2 200 g.m ⁻²	4	1,04	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	3,2	72	21,8
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S[2]							
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S[3]							
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S[1]				PAMG-XR1-2.0-3/16-07-P-5056	4,8	32	21,6
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S[2]							
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S[3]							
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S[1]		5	1,3	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	3,2	72	22,2
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S[2]							
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S[3]							
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S[1]				PAMG-XR1-2.0-3/16-07-P-5056	4,8	32	22,0
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S[2]							
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S[3]							

Tabulka 5-22 Přehled zkušebních vzorků pro stanovení tuhosti v ohybu

Zkoušky tuhosti v ohybu byly provedeny kvasi statickým zatížením při rychlosti 5 mm/min na testovacím zařízení Zwick/Roell Z050. Zkouška byla provedena v souladu s normou ASTM C393[66]. Schéma uložení zkušebního vzorku bylo zobrazeno na obrázku (Obrázek 5-45). Vzdálenost podpor byla zvolena 400 mm v návaznosti na případovou studii, kde byla požadována tato rozteč podpor.

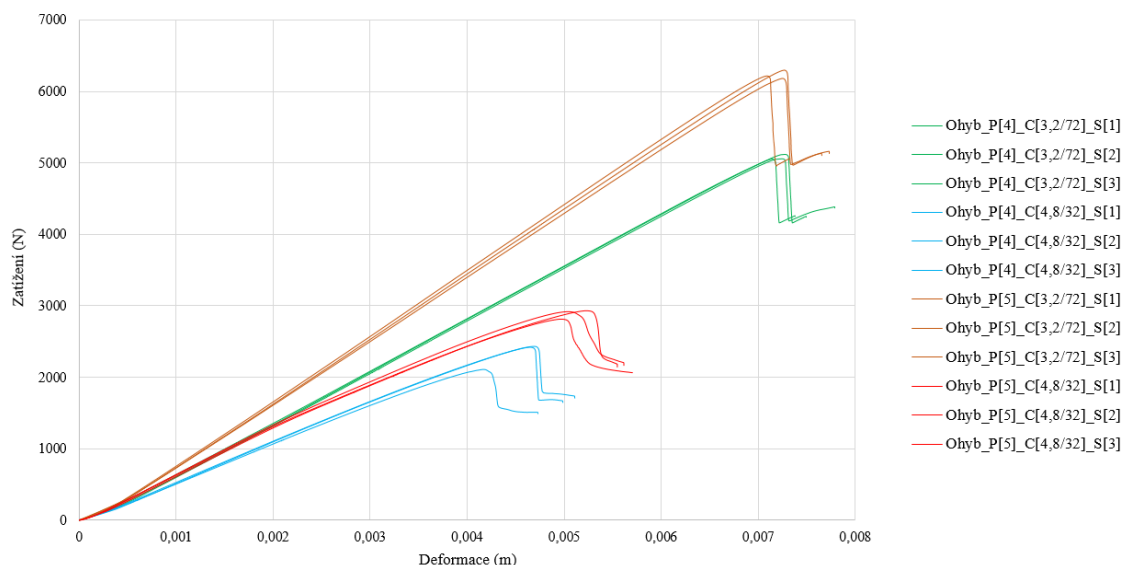


Obrázek 5-45 Schéma uložení vzorku při průběhu zkoušky pevnosti v ohybu



Obrázek 5-46 Směr orientace jádra a hlavního směru vláken potahu

Záznam z experimentálního měření pevnosti v ohybu byl zobrazen pro všechny zkušební vzorky v grafu (Graf 5-15).



Graf 5-15 Záznam experimentálního měření pevnosti v ohybu pro všechny posuzované vzorky

Vzorek	Maximální zatížení (N)	Maximální průhyb (mm)	Průměrné maximální zatížení (N)	Odchylka max. zatížení vůči průměru (%)	Průměrný maximální průhyb (mm)	Odchylka max. průhybu vůči průměru (%)
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S1	5117,9	7,28	5076,1	1,3	7,5	6,8
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S2	5056,6	7,79				
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S3	5053,8	7,38				
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S1	2420,3	4,99	2320,8	13,9	4,9	7,7
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S2	2432,4	5,11				
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S3	2109,8	4,73				
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S1	6296,5	7,73	6231,0	1,9	7,6	5,4
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S2	6215,6	7,32				
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S3	6180,9	7,65				
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S1	2813,7	4,96	2887,6	4,1	5,4	12,1
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S2	2918,2	5,61				
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S3	2931,0	5,55				

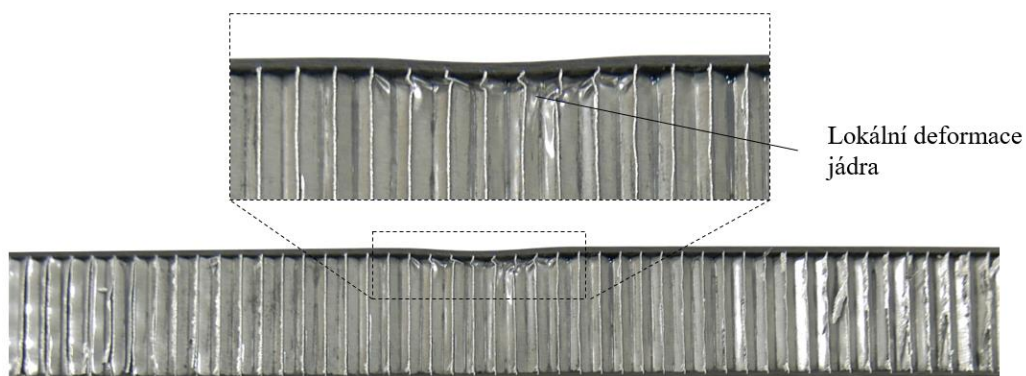
Tabulka 5-23 Výsledné naměřené hodnoty vzorků trojbodého ohybu

Hodnoty byly naměřeny převážně s odchylkou do 7,7 %. Odchylka 12,1 % maximálního průhybu vůči průměru u vzorků Ohyb_P[5]_C[4,8/32] byla způsobena nižší naměřenou hodnotou u vzorků Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S1. Pro správnější porovnání vzorků byl určen průhyb a zátěžná síla v lineární oblasti deformace vzorku. Na základě těchto hodnot byl dle rovnice (5-18) vypočten ekvivalentní modul pružnosti E_{ekv} , viz tabulka (Tabulka 5-24). Dle ekvivalentního modulu pružnosti byla naměřena tuhost v ohybu s maximální odchylkou 4,7 %.

Vzorek	Zatížení v lineární oblasti (N)	Průhyb v lineární oblasti (mm)	Ekvivalentní modul pružnosti (GPa)	Průměrná hodnota ekvivalentního modulu pružnosti (GPa)	Odchylka ekvivalentního modulu pružnosti vůči průměru (%)
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S1	4000	5,49	11,25	11,2	0,3
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S2	4000	5,51	11,22		
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]_S3	4000	5,51	11,22		
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S1	1500	2,67	8,91	8,8	4,7
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S2	1500	2,66	8,96		
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]_S3	1500	2,79	8,55		
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S1	5000	5,54	13,19	13,2	2,6
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S2	5000	5,48	13,34		
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]_S3	5000	5,62	13,00		
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S1	2000	3,18	9,44	9,6	3,0
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S2	2000	3,09	9,73		
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]_S3	2000	3,16	9,50		

Tabulka 5-24 Výsledky v lineární oblasti s vyjádřením ekvivalentního modulu pružnosti

Všechny měřené vzorky byly porušeny lokálním zbořtěním jádra a potahu (Obrázek 5-47 a Obrázek 5-48).



Obrázek 5-47 Boční pohled na lokální porušení jádra v tlaku pro vzorek Ohyb_P[4]_C[3,2/72]



Obrázek 5-48 Boční pohled na lokální porušení jádra v tlaku pro vzorek Ohyb_P[4]_C[3,2/72]

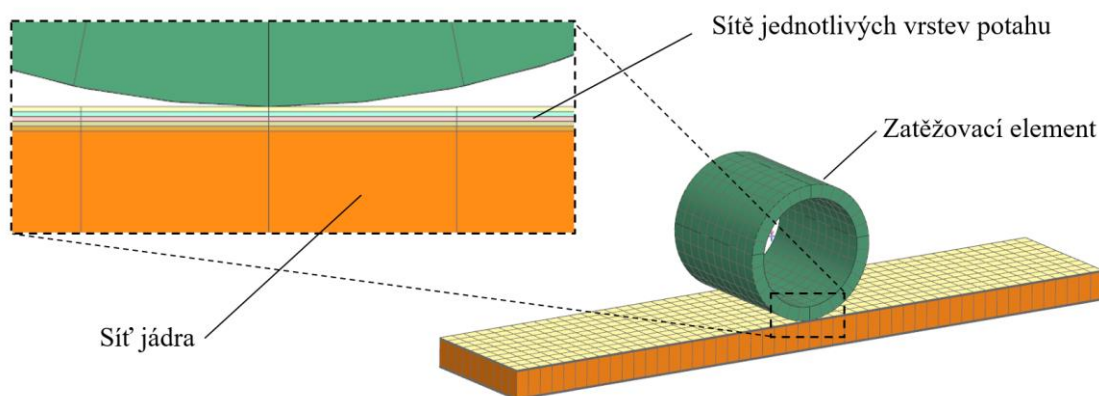
5.6.1 Numerický výpočet kompozitního panelu

Numerické simulace byly provedeny ve strukturální lineárním řešiči NX Nastran SOL 101 a pre/post procesoru Siemens Simcenter 3D 11 [50], [51]. Na model rovinné desky byla aplikována 2D síť s elementy druhého řádu (typu CQUAD8). Tato síť byla následně extrudovaná do 3D funkcí „extrude laminate“. Do MKP modelu byly zadány materiálové vlastnosti jádra (Tabulka 5-21). Pro definování ortotropního materiálu potahu a pro stabilní výpočet bylo nutné zadat materiálové hodnoty v hlavním směru 3, a to dle obrázku (Obrázek 5-12). Tyto hodnoty ovlivňují výpočet sendvičového panelu pro $t \ll c$ minimálně, proto byly odhadnuty ze směšovacíh pravidel kompozitních materiálů a odborné publikace Analysis of woven and braided fabric-reinforced composites [67]. Výsledné použité materiálové hodnoty potahu pro numerickou simulaci jsou uvedeny v tabulce (Tabulka 5-25).

Veličina	Hodnota
Modul pružnosti v tahu pro směr 1 E_1	52,3 (GPa)
Modul pružnosti v tahu pro směr 2 E_2	48,7 (GPa)
Modul pružnosti v tahu pro směr 3 E_3	5 (GPa)
Modul pružnosti ve smyku pro rovinu 12 G_{12}	2,32(GPa)
Modul pružnosti ve smyku pro rovinu 13 G_{13}	2 (GPa)
Modul pružnosti ve smyku pro rovinu 23 G_{23}	2 (GPa)
Poissonova konstanta pro rovinu 12 μ_{12}	0,11 (-)
Poissonova konstanta pro rovinu 13 μ_{13}	0,35 (-)
Poissonova konstanta pro rovinu 23 μ_{23}	0,35 (-)

Tabulka 5-25 Materiálové vlastnosti potahu pro numerickou simulaci

Na obrázku (Obrázek 5-49) byla znázorněna vytvořená síť s dokonale tuhým zatěžovacím elementem ve tvaru skutečného zatěžovacího prvku. Podpory trojbodého ohybu byly v MKP modelu nahrazeny okrajovou podmínkou posunutí ve svislém směru.

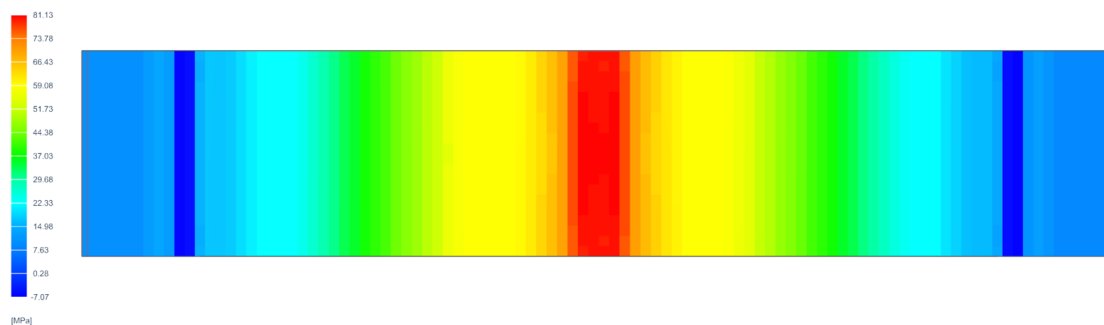


Obrázek 5-49 Síť pro numerickou simulaci trojbodého ohybu

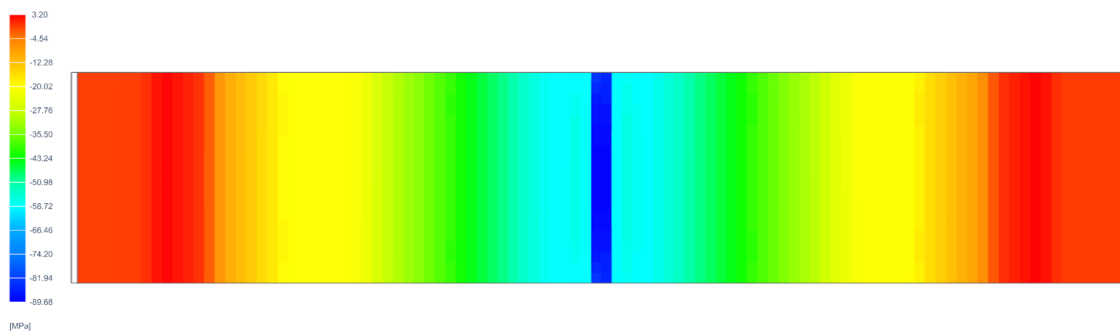
Výsledky z numerických simulací pro všechny vzorky byly zaneseny to tabulky (Tabulka 5-26). Na obrázcích (Obrázek 5-50, Obrázek 5-51) bylo zobrazeno výsledné napětí v tahu a tlaku pro horní a spodní potah. Na obrázku (Obrázek 5-52) bylo zobrazeno smykové napětí v jádře. Veškeré hodnoty napětí vzorku P[5]_C[4,8/32] byly vypočteny pro zátěžnou sílu 2000 N.

Vzorek	Zatížení (N)	Střední vzdálenosti potahů (mm)	Tloušťka potahu (mm)	Modul pružnosti ve smyku jádra (MPa)	Modul pružnosti v tahu potahu (GPa)	Průhyb (mm)
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]	4000	20,76	1,04	230	52,3	5,37
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]	1500	20,56	1,04	120	52,3	2,3
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]	5000	20,9	1,3	230	52,3	5,49
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]	2000	20,7	1,3	120	52,3	2,57

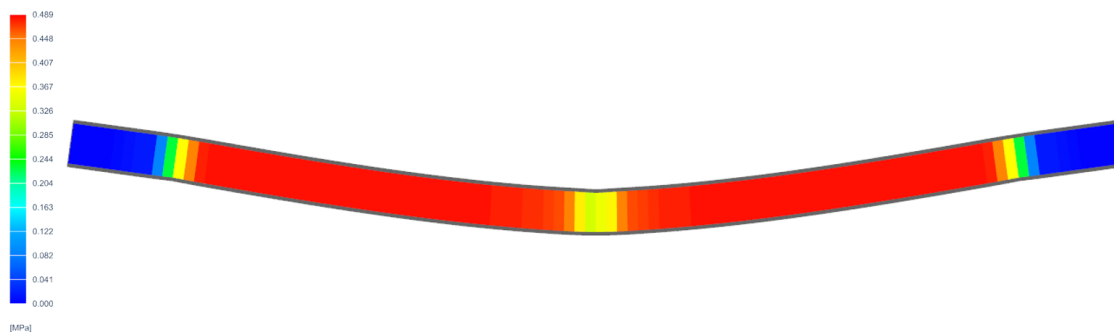
Tabulka 5-26 Průhyb panelu dle numerické simulace



Obrázek 5-50 Tahové napětí ve spodním potahu pro vzorek Ohyb_P[5]_C[4,8/32]



Obrázek 5-51 Tlakové napětí v horním potahu pro vzorek Ohyb_P[5]_C[4,8/32]



Obrázek 5-52 Smykové napětí v jádru pro vzorek Ohyb_P[5]_C[4,8/32]

5.6.2 Analytický výpočet

Dle metodiky popsané v kapitole 5.3.1 a rovnice (5-17) byl vypočten průhyb každého panelu. Níže byl uveden příklad výpočtu pro porovnání se vzorky Ohyb_P[5]_C[3,2/72]. Materiálové vlastnosti byly použity z tabulek (Tabulka 5-15 a Tabulka 5-21)

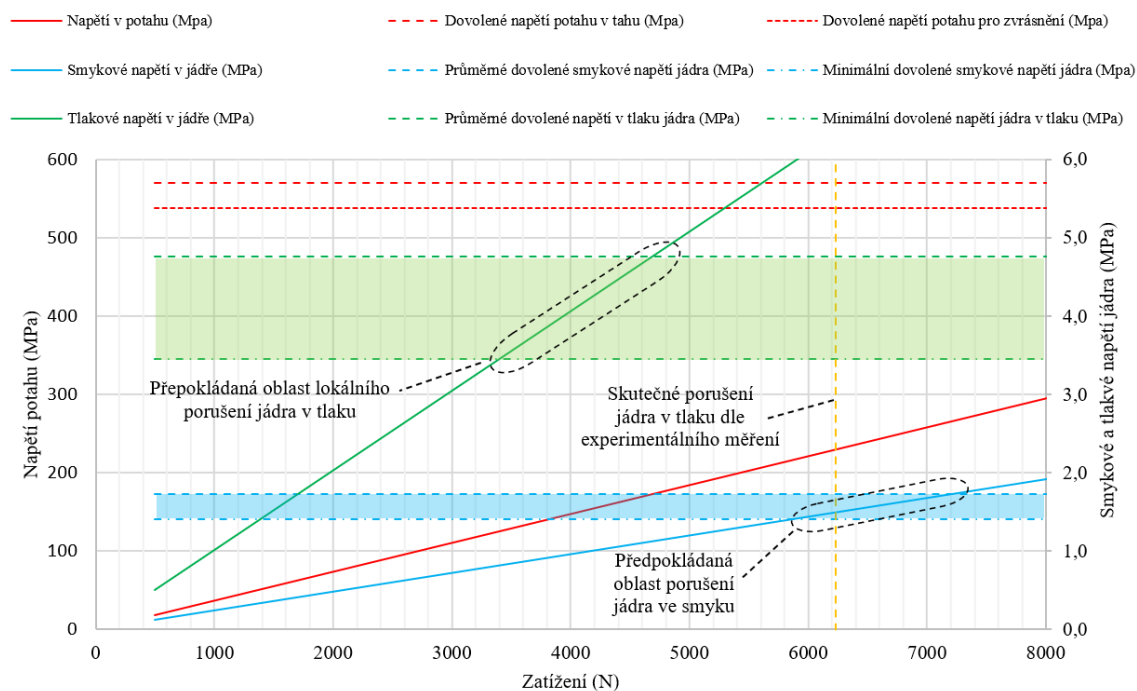
Vstupní hodnoty: $E_f = 52,3 \text{ GPa}$, $G_c = 230 \text{ MPa}$, $d = 20,9 \text{ mm}$, $L = 400 \text{ mm}$, $b = 100 \text{ mm}$, $t = 1,3 \text{ mm}$

$$\delta = \frac{FL^3}{24E_f btd^2} + \frac{FL}{4bdG_c} \rightarrow \delta = 5,53 \text{ mm}$$

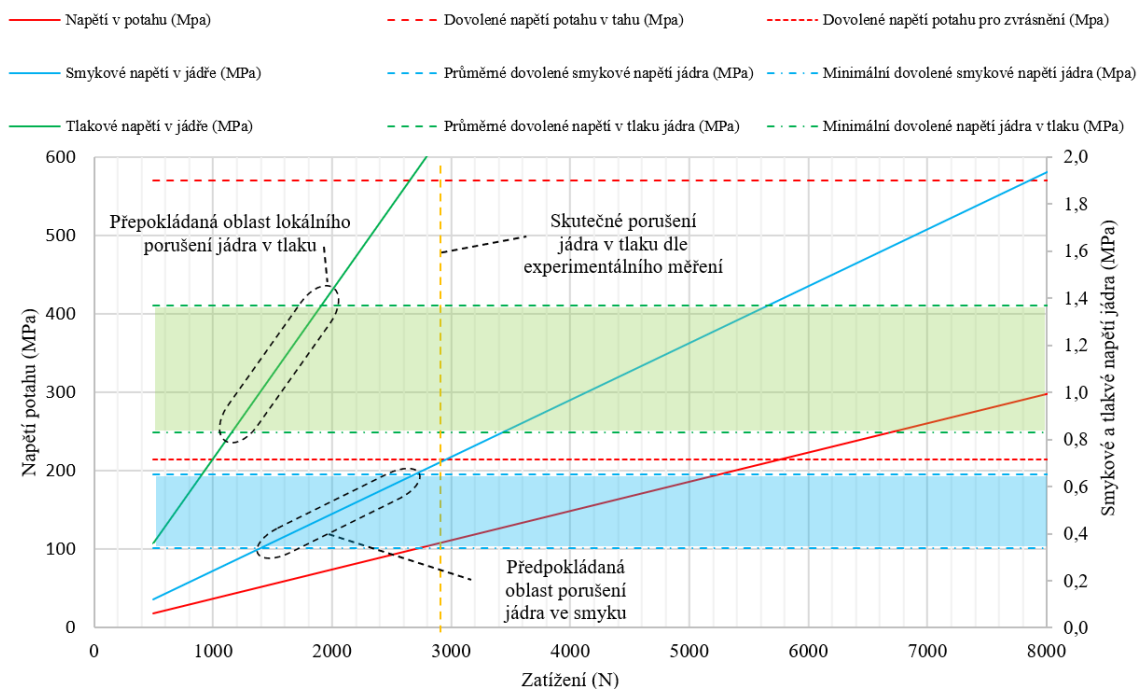
Vzorek	Zatížení (N)	Střední vzdálenosti potahů (mm)	Tloušťka potahu (mm)	Modul pružnosti ve smyku jádra (MPa)	Modul pružnosti v tahu potahu (GPa)	Průhyb (mm)
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]	4000	20,76	1,04	230	52,3	5,39
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]	1500	20,56	1,04	120	52,3	2,35
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]	5000	20,9	1,3	230	52,3	5,53
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]	2000	20,7	1,3	120	52,3	2,63

Tabulka 5-27 Průhyb panelu dle analytického výpočtu

Dle metodiky popsané v kapitole 5.3.1 byly sestaveny grafy (Graf 5-16 a Graf 5-17) predikce možného porušení vzorku Ohyb_P[5]_C[3,2/72] a Ohyb_P[5]_C[4,8/32].



Graf 5-16 Predikce porušení panelu Ohyb_P[5]_C[3,2/72]



Graf 5-17 Predikce porušení panelu Ohyb_P[5]_C[4,8/32]

Z grafů (Graf 5-16 a Graf 5-17) je patrné, že panely budou porušeny lokálním zbertěním jádra. Tímto způsobem porušení byly porušeny všechny posuzované vzorky dle experimentálního měření i analytického výpočtu. Predikované a experimentální naměřené hodnoty porušení pro všechny typy vzorků byly dále zaneseny do tabulky (Tabulka 5-28). Hodnoty predikovaného porušení byly řádově o 20 až 35 % nižší než u experimentálně naměřených hodnot, to bylo způsobeno tím, že v rovnici (5-30) není uvažováno s velikostí skutečné kontaktní plochy, která při experimentu snižuje měrný tlak v jádře.

Vzorek	Skutečná hodnota zatížení pro porušení jádra v tlaku (N)	Minimální predikované lokální porušení jádra v tlaku při zatížení (N)	Průměrné predikované lokální porušení jádra v tlaku při zatížení (N)	Odchylka predikovaného lokálního porušení jádra v tlaku od naměřené hodnoty (%)	Minimální predikované smykové porušení jádra při zatížení (N)	Průměrné predikované smykové porušení jádra při zatížení (N)
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]	5076,1	2787,0	3971,0	21,8	5854,3	7183,0
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]	2320,8	982,0	1621,0	30,2	1398,1	2672,8
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]	6231,0	3397,0	4687,0	24,8	5893,8	7231,4
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]	2887,6	1159,0	1914,0	33,7	1407,6	2691,0

Tabulka 5-28 Predikované a experimentální naměřené hodnoty porušení pro všechny typy vzorků

5.6.3 Evaluace experimentálního měření pevnosti v ohybu sendvičového panelu

Hodnoty průhybu panelu při trojbodém ohybu z experimentálního měření, numerické simulace a analytického výpočtu byly zaneseny do tabulky (Tabulka 5-29). Odchylka experimentálně naměřených hodnot vůči analytickému výpočtu a numerické simulaci pro vzorky s jádrem o hustotě 72 kg.m^{-3} byla do 2,4 %. Stejná hodnota odchylky pro vzorky s jádrem o hustotě 32 kg.m^{-3} byla do 18,3 %. Tato velká odchylka byla způsobena plastickou deformací jádra ve smyku, která nebyla v numerické simulaci a analytickém výpočtu zohledněna. Překročení meze pevnosti jádra ve smyku při experimentálním měření dokazuje i analytický výpočet dle grafu (Graf 5-17), kde je vyznačená hodnota skutečného porušení za oblastí porušení jádra ve smyku. Metodika návrhu kompozitního sendvičového panelu analytickým výpočtem nebo numerickou simulací lze využít s přesností v řádu jednotek procent, pokud nedojde k překročení meze pevnosti jádra v tlaku nebo ve smyku.

Vzorek	Zatížení v lineární oblasti (N)	Exp. měření	Numerická simulace		Analytický výpočet	
		Průhyb v lineární oblasti (mm)	Průhyb v lineární oblasti (mm)	Odchylka vůči exp. měření (%)	Průhyb v lineární oblasti (mm)	Odchylka vůči exp. měření (%)
Ohyb_P[4]_C[3,2/72]	4000	5,50	5,37	2,4	5,39	2,0
Ohyb_P[4]_C[4,8/32]	1500	2,71	2,3	15,0	2,35	13,1
Ohyb_P[5]_C[3,2/72]	5000	5,55	5,49	1,1	5,53	0,4
Ohyb_P[5]_C[4,8/32]	2000	3,15	2,57	18,3	2,63	16,4

Tabulka 5-29 Porovnání průhybu panelu při trojbodém ohybu experimentálního měření, numerické simulace a analytického výpočtu

5.7 Spojení sendvičového kompozitního panelu s konstrukčními prvky

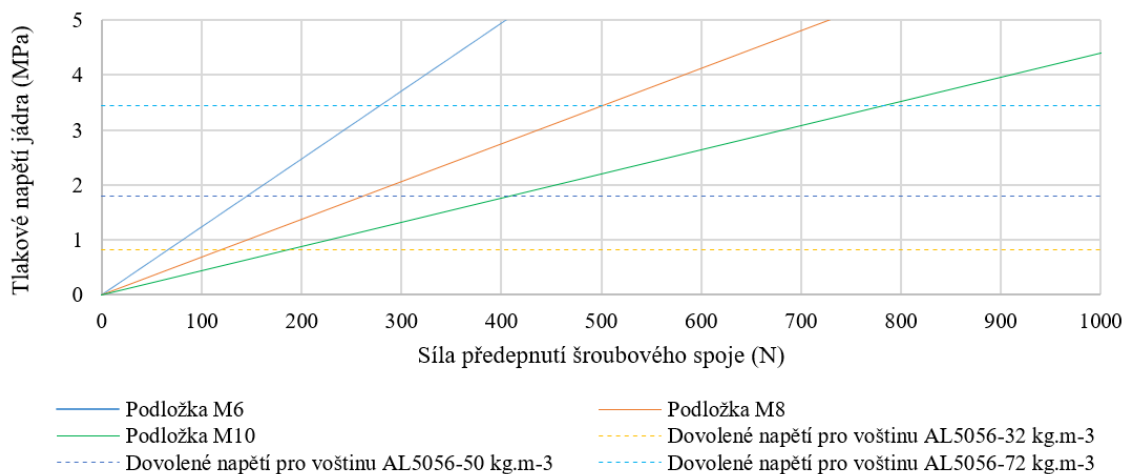
U kompozitních sendvičových panelů je nutné zajistit spoj mezi samotným panelem a ostatními konstrukčními prvky, jako je například uložení tlumičů, připojení zadní části rámu, motoru a další. Tyto součásti jsou ke kompozitnímu panelu připojeny především šroubovým spojem, proto se tato kapitola zabývá výhradně šroubovým spojem mezi kompozitním panelem a jinou konstrukční strukturou.

Základním problémem daného šroubového spoje je pevnost jádra panelu v tlaku. Při předeptnutí šroubového spoje dochází k lokálnímu zborcení jádra a tím k selhání šroubového spoje (Obrázek 5-53)

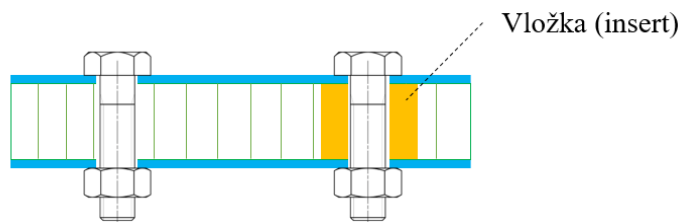


Obrázek 5-53 Lokální zborcení jádra ve šroubovém spoji kompozitního sendvičového panelu

Na příkladovém grafu (Graf 5-18) tlakového zatížení jádra vlivem síly předeptnutého šroubového spoje s využitím normalizovaných podložek M6, M8, M10 bylo ukázáno, že pro zvolená jádra dochází k porušení již při předeptávací osově síle 70 N. Například v zatěžujících bodech zavěšení se síly pohybují v řádech tisíců newtonů a například požadovaná odolnost spoje mezi přední a zadní částí rámu je v řádech desetitisíců newtonů. Proto jsou tyto spoje bez dalších vyztužujících prvků nevyhovující. V místě šroubového spoje je nutné nahradit jádro vložkou neboli insertem (Obrázek 5-54) s vysokou odolností v tlaku.



Graf 5-18 Tlakové zatížení jádra v závislosti na hodnotě předeptnutí šroubového spoje



Obrázek 5-54 Vlevo šroubový spoj bez vyztužení vložkou; vpravo šroubový spoj vyztužený vložkou

Pro volbu materiálu insertu je možné využít celou řadu dostupných materiálů. Materiál insertů musí splňovat několik základních vlastností, jako je odolnost vůči teplotě při vytvrzení panelu, dostatečnou odolnost v tlaku pro předepnutí spoje, dobré adhezivní vlastnosti pro lepení atd. Tabulka (Tabulka 5-18) zobrazuje příklady možných materiálů pro inserty s jejich vlastnostmi v závislosti na ceně a hustotě.

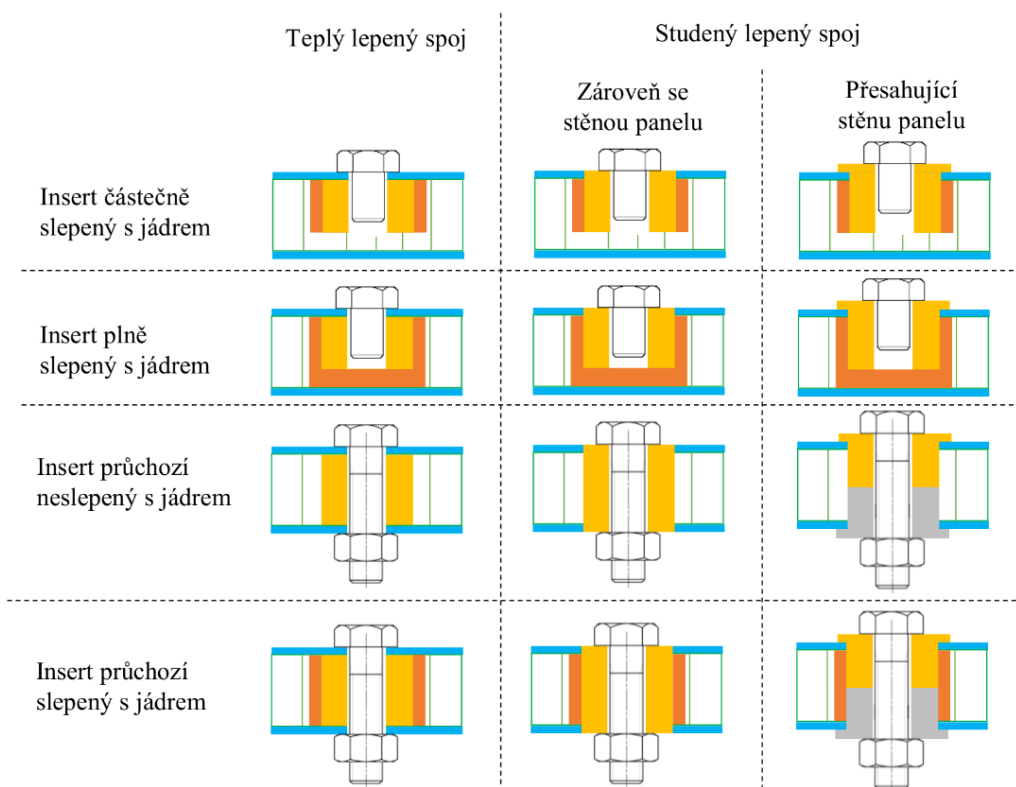
Materiál	Popis	Pevnost v tlaku (MPa)	Hustota (kg.m ⁻³)	Cena (Kč/kg)
TECAPEEK CF30	Plast s obsahem uhlíkových vláken	50	1380	400
EN AW 7075	Slitina hliníku	400	2810	500
CFPR	Deska vyrobená s uhlíkových vláken	250	1690	1800

Tabulka 5-30 Možné materiály insertů pro šroubové spoje kompozitních panelů

Inserty byly rozděleny na dva základní typy, a to dle způsobu vlepění do sendvičového panelu:

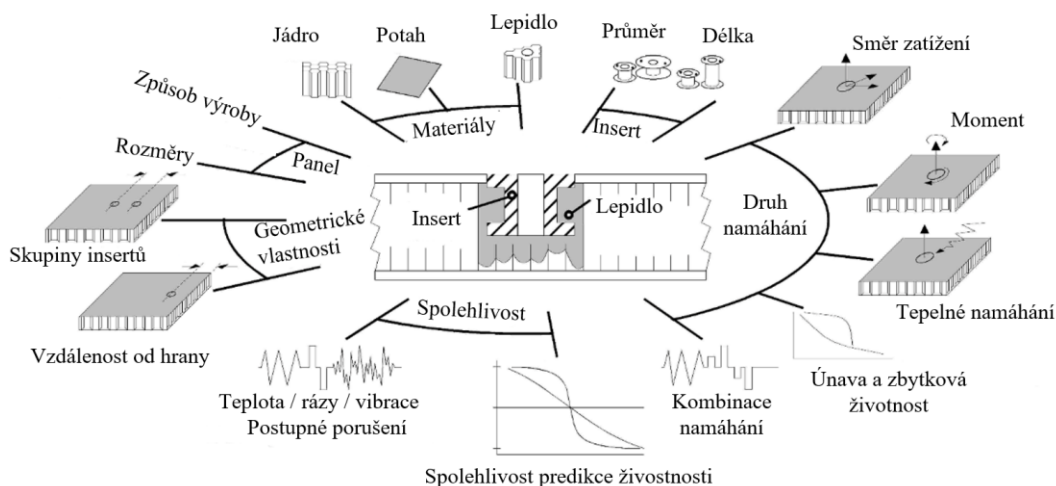
- Teplý lepený spoj s insertem je vyráběn současně s panelem a lepený spoj mezi potahem/insertem a jádrem/insertem vzniká při vytvrzovacím cyklu potahu.
- Studený lepený spoj s insertem je vytvořen dodatečným vlepěním insertu po vyrobení panelu.

Dalšími důležitými faktory jsou, zda se jedná o průchozí nebo neprůchozí insert a lepená plocha insertu. Některé ze standartních typů insertů byly zaneseny do obrázku (Obrázek 5-55).



Obrázek 5-55 Možné typy insertu a jejich způsob vlepění do sendvičového panelu [68]

Návrh šroubového spoje s insertem je velice komplexní záležitost, která závisí na mnoha ovlivňujících faktorech. Jako jsou například: materiály sendvičového panelu, druh a rozměr insertu, použité lepidlo, druh namáhání, spolehlivost spoje atd. Na obrázku (Obrázek 5-56) byly znázorněny faktory ovlivňující návrh a výrobu šroubového spoje s insertem. Detailním popisem problematiky návrhu šroubového spoje s lepeným insertem se zabývá publikace „Space Engineering – Insert design handbook od společnosti European Cooperation for space standartization“ [69]. Publikace „Validity check of an analytical dimensioning approach for potted insert load introductions in honeycomb sandwich panels“ [68] se zabývá porovnáním analytických výpočtů pro návrh průchozího spoje s insertem s experimentálně zjištěnými hodnotami. Zde byl zjištěn velký rozdíl mezi analytickým výpočtem a experimentálně zjištěnými hodnotami v závislosti na vyhodnocení porušení, proto je nutné vždy základní návrh podpořit experimentálním měřením pro danou materiálovou kombinaci. Poznatky z těchto publikací byly aplikovány pro návrh šroubového spoje s insertem v následující kapitole.



Obrázek 5-56 Faktory ovlivňující návrh šroubového spoje [69]

5.7.1 Návrh šroubového spoje s insertem

Vzhledem k náročnosti celé problematiky tohoto konstrukčního uzlu se tato práce dále věnuje pouze metodice návrhu průchozího insertu s teplým lepeným spojem, který vykazuje velmi dobré odolnosti a lze jeho polohu stanovit přímo ve vyráběné formě. Návrh byl stanoven pro dva stavy jednoosého tahového zatížení.

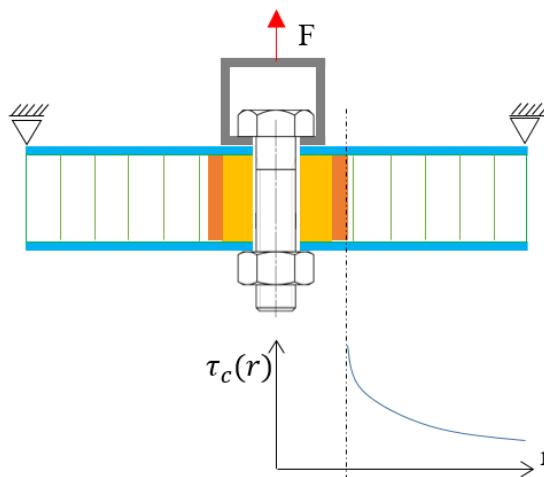
1. Stav maximální tuhosti, kdy nedochází k trvalé deformaci nebo porušení kompozitního panelu.
2. Stav na mezi pevnosti, kdy dochází k celkovému porušení potahu.

Add 1)

Níže uvedený analytický výpočet dle rovnice (5-33) maximální dovolené tahové zatížení insertu platí za těchto předpokladů:

- není uvažována poddajnost insertů a lepidla,
- modul pružnosti potahu je několikanásobně větší než modul pružnosti jádra; $E_f \ll E_c$
- tloušťka potahu t je několikanásobně menší než tloušťka jádra c ; $t \ll c$
- vzdálenost hrany insertu a vetknuté části panelu je rovnoměrná (jedná se o kruhový vzorek)

Za výše uvedených předpokladů a dle publikace ECSS [69], je největší smykové napětí na rozhraní insertu/lepidla a jádra dle obrázků (Obrázek 5-57).



Obrázek 5-57 - Rozložení smykového napětí v řezu panelu s insertem

$$F_{kri} = 2\pi b_i d \tau_c \quad (5-33)$$

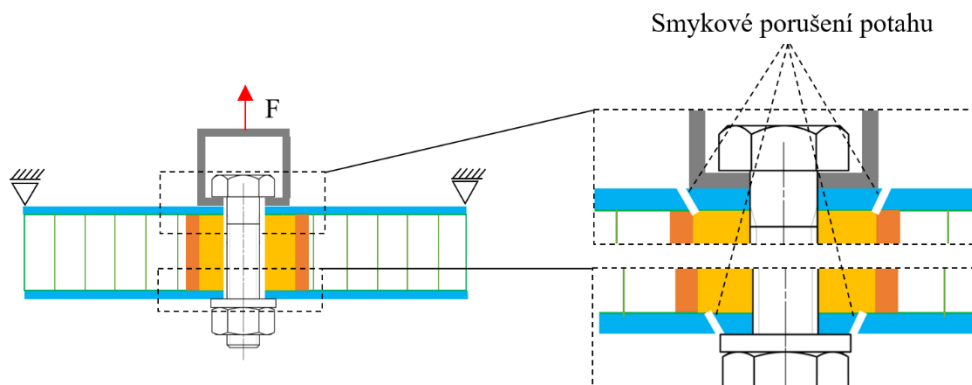
kde F_{kri} je kritické zatížení při kterém dojde k porušení na hranici insertu a jádra (N), b_i je průměr insertu včetně vrstvy lepidla (m), d je střední vzdálenost potahů (m), τ_c je dovolené smykové zatížení jádra (MPa).

Add 2) Porušení potahu ve smyku nastane, pokud je překročeno dovolené napětí potahu ve smyku dle rovnice (5-34). Skutečná hodnota F_{kri-s} byla při experimentálním měření nižší než vypočtená, protože nedochází k ideálnímu souběžnému porušení vnějšího a vnitřního potahu tak, jak to popisuje rovnice (5-34).

$$F_{kri-s} = (\pi b_i t + \pi b_p t) \tau_{fmz} \quad (5-34)$$

kde F_{kri-s} je kritické zatížení při kterém dojde k porušení potahu ve smyku při zatěžování šroubového spoje s insertem v tahu (N), b_i je průměr insertu včetně vrstvy lepidla (m), b_p je průměr podložky (m), τ_{fmz} je mez pevnosti potahu ve smyku kolmo na rovinu potahu (MPa).

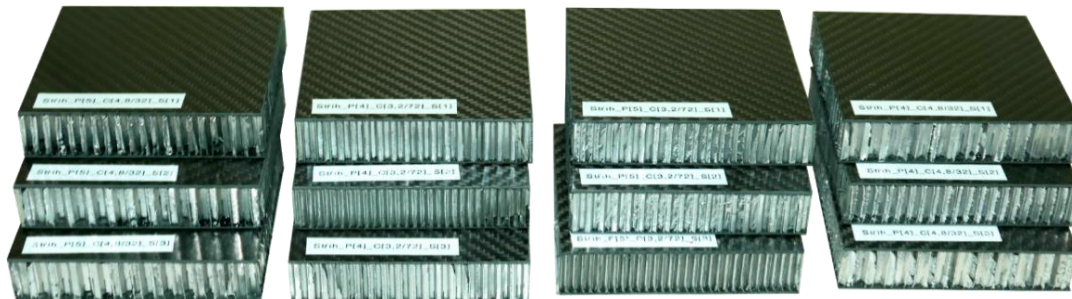
Mez pevnosti potahu ve smyku kolmo na rovinu potahu není katalogová hodnota a musí být zjištěna experimentálně.



Obrázek 5-58 Smykové porušení potahu

5.7.2 Experimentální měření meze pevnosti ve smyku

Pro experimentální měření smykové pevnosti potahu ve směru kolmém na rovinu potahu bylo vyrobeno 12 zkušebních vzorků (Obrázek 5-59) s dvěma různými jádry a dvěma různými skladbami potahů dle tabulky (Tabulka 5-31).



Obrázek 5-59 Zkušební vzorky z leva Střih_P[5]_C[4,8/32], Střih_P[4]_C[3,2/72], Střih_P[5]_C[3,2/72], Střih_P[4]_C[4,8/32].

Vzorky o rozměru 100x100 mm byly vyrobeny dvou-cyklovým procesem vytvrzování v autoklávu. Pro adhezni spoj mezi potahy a jádrem byl využit adhezni film IMP380FHC Black, 250 g.m⁻². Onačení vzorků bylo provedeno následujícím systémem:

Střih_P[počet vrstev potahu]_C[velikost buňky voštiny/hustota jádra]_S[pořadové číslo vzorku]

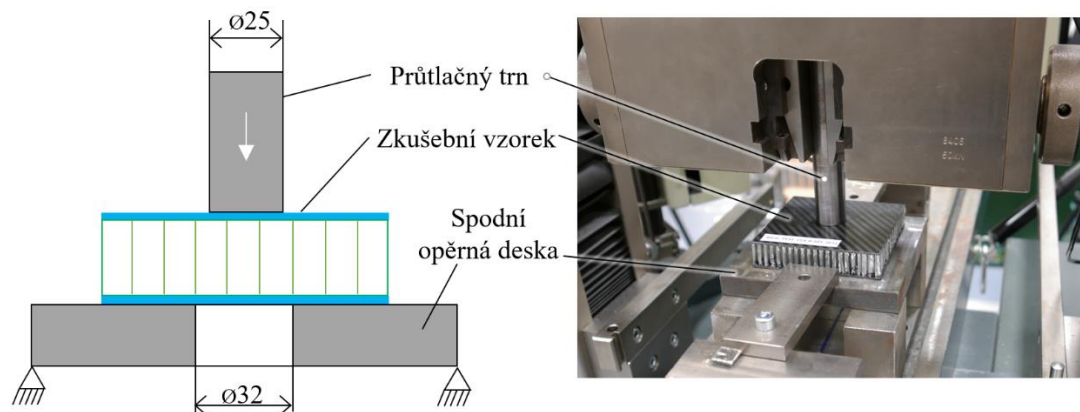
Označení vzorku	Materiál potahu	Počet vrstev potahu	Tloušťka potahu (mm)	Materiál jádra	Velikost buňky jádra (mm)	Hustota jádra (kg.m ⁻³)	Výška panelu (mm)	
Střih_P[4]_C[3,2/72]_S[1]	Toray 3K 200 Twill 2x2	4	1,04	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	3,2	72	21,8	
Střih_P[4]_C[3,2/72]_S[2]								
Střih_P[4]_C[3,2/72]_S[3]								
Střih_P[4]_C[4,8/32]_S[1]				PAMG-XR1-2.0-3/16-07-P-5056	4,8	32	21,6	
Střih_P[4]_C[4,8/32]_S[2]								
Střih_P[4]_C[4,8/32]_S[3]								
Střih_P[5]_C[3,2/72]_S[1]		5	5	1,3	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	3,2	72	22,2
Střih_P[5]_C[3,2/72]_S[2]								
Střih_P[5]_C[3,2/72]_S[3]								
Střih_P[5]_C[4,8/32]_S[1]					PAMG-XR1-2.0-3/16-07-P-5056	4,8	32	22,0
Střih_P[5]_C[4,8/32]_S[2]								
Střih_P[5]_C[4,8/32]_S[3]								

Tabulka 5-31 Přehled zkušebních vzorků pro stanovení smykové pevnosti potahu

Zkoušky smykové pevnosti byly provedeny kvasi statickým zatížením při rychlosti 5 mm.min⁻¹ na testovacím zařízení Zwick/Roell Z050. Byl použit průtláčny trn o 25 mm. Schéma uložení zkušebního vzorku je zobrazeno na obrázku (Obrázek 5-60). Hodnoty maximální meze pevnosti potahu ve smyku kolmo na rovinu byly určeny z maximálního dosaženého zatížení při porušení vnější vrstvy potahu dle rovnice (5-35).

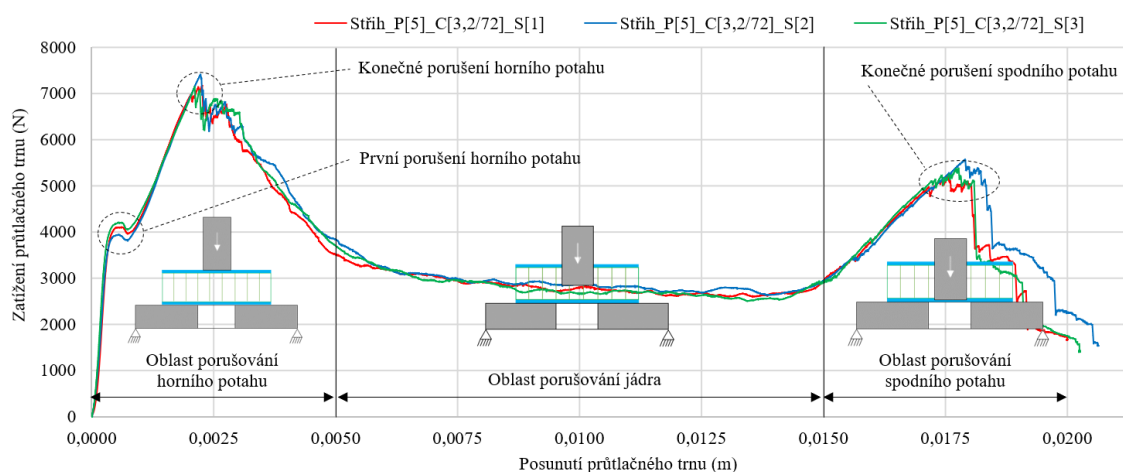
$$\tau_{fmz} = \frac{F_{s-max}}{\pi d_{trn} t} \quad (5-35)$$

kde F_{s-max} je maximální naměřené zatížení při zkoušce (N), d_{trn} je průměr střižného trnu (m), t – tloušťka potahu (m), τ_{fmz} je mez pevnosti potahu ve smyku kolmo na rovinu potahu (Pa).



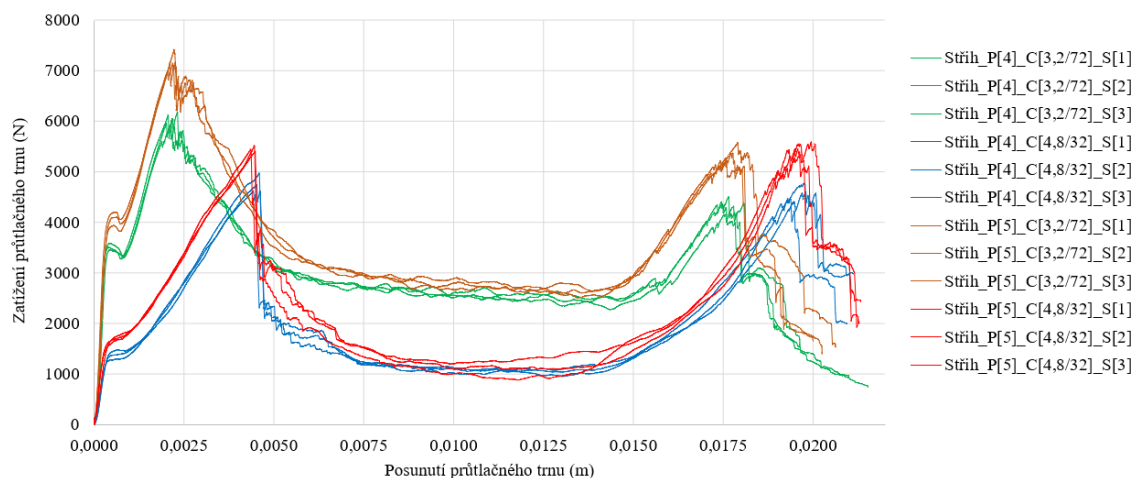
Obrázek 5-60 Schéma uložení vzorku při průběhu zkoušky pevnosti potahu ve smyku

Záznam z experimentálního měření meze pevnosti ve smyku potahu byl zobrazen pro vzorky Střih_P[5]_C[3,2/72] v grafu (Graf 5-19). Z charakteru křivky lze odečíst hodnotu zatížení, při které dojde k prvnímu porušení potahu a hodnotu maximálního dosaženého zatížení v průběhu zkoušky.



Graf 5-19 Záznam experimentálního měření smykové pevnosti potahu pro vzorky s označením Střih_P[5]_C[3,2/72]

Záznam z experimentálního měření meze pevnosti ve smyku potahu byl zobrazen pro všechny zkušební vzory v grafu (Graf 5-20).



Graf 5-20 Záznam experimentálního měření smykové pevnosti potahu pro všechny posuzované vzorky

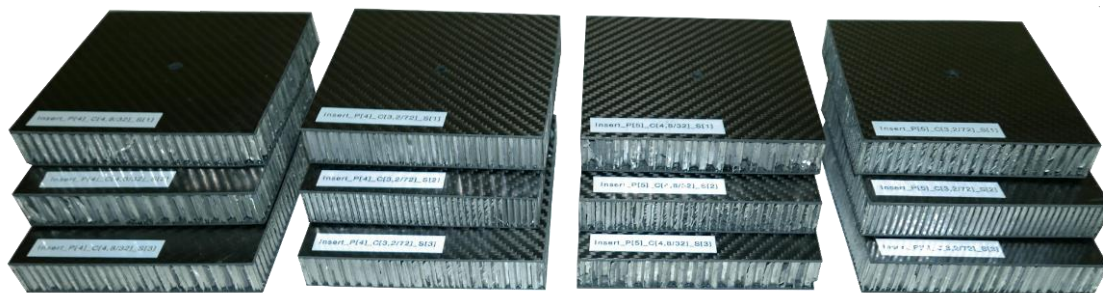
Výsledky z měření byly zaneseny do tabulky (Tabulka 5-32). Pro jednotlivé skupiny vzorků byla vypočtena průměrná hodnota maximálního zatížení a mez pevnosti ve smyku τ_{fms} . Odchylka měření jednotlivých vzorků se ve většině měření pohybuje do 5 % pouze u vzorků Střih_P[4]_C[4,8/32] je hodnota odchylky 7,3 %. Z naměřených hodnot bylo patrné, že mez pevnosti ve smyku výrazně ovlivňuje tuhost jádra, která při testu zajišťuje podporu potahu.

Vzorek	Maximální zatížení (N)	Průměrné maximální zatížení (N)	Odchylka naměřených hodnot vůči průměru (%)	Tloušťka potahu (mm)	Mez pevnosti ve smyku (Mpa)
Střih_P[4]_C[3,2/72]_S[1]	6118,9	6101,8	2,7	1,04	74,70
Střih_P[4]_C[3,2/72]_S[2]	6011,4				
Střih_P[4]_C[3,2/72]_S[3]	6175,0				
Střih_P[4]_C[4,8/32]_S[1]	4968,6	4787,6	7,3	1,04	58,61
Střih_P[4]_C[4,8/32]_S[2]	4618,1				
Střih_P[4]_C[4,8/32]_S[3]	4776,1				
Střih_P[5]_C[3,2/72]_S[1]	7171,1	7243,6	3,7	1,3	70,94
Střih_P[5]_C[3,2/72]_S[2]	7414,2				
Střih_P[5]_C[3,2/72]_S[3]	7145,4				
Střih_P[5]_C[4,8/32]_S[1]	5435,8	5493,3	2,8	1,3	53,80
Střih_P[5]_C[4,8/32]_S[2]	5452,7				
Střih_P[5]_C[4,8/32]_S[3]	5591,4				

Tabulka 5-32 Výsledné naměřené hodnoty se stanovenou mezí pevnosti ve smyku

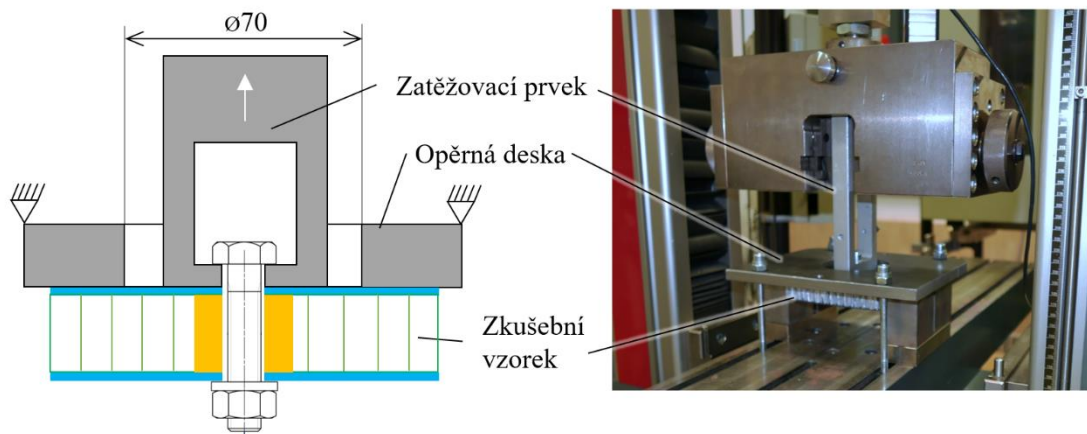
5.7.3 Experimentální měření odolnosti průchozího šroubového spoje s insertem

Pro experimentální měření odolnosti průchozího šroubového spoje s insertem bylo vyrobeno 12 zkušebních vzorků (Obrázek 5-59) s dvěma různými jádry a dvěma různými skladbami potahů, které byly shodné jako zkušební vzorky pro měření meze pevnosti ve smyku dle tabulky (Tabulka 5-31). Označení vzorku bylo Insert_P[počet vrstev potahu]_C[velikost buňky voštiny/hustota jádra]_S[pořadové číslo vzorku].



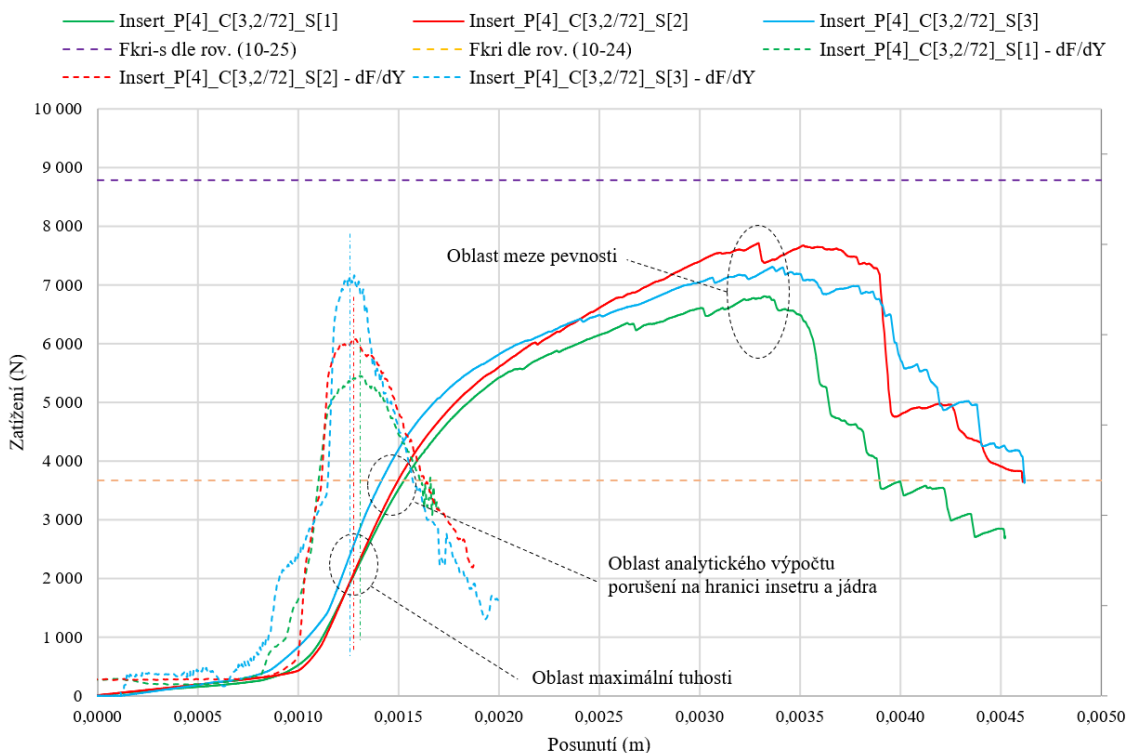
Obrázek 5-61 Zkušební vzorky zleva Insert_P[4]_C[4,8/32]_S[1], Insert_P[4]_C[3,2/72]_S[1], Insert_P[5]_C[4,8/32]_S[1], Insert_P[5]_C[3,2/72]_S[1]

Vzorky o rozměru 120x120 mm byly vyrobeny dvou-cyklovým procesem vytvrzování v autoklávu. Pro adhezni spoj mezi potahy a jádrem byl využit adhezni film IMP380FHC Black, 250 g.m⁻². Insert byl použit z materiálu TECAPEEK CF30. Velikost insertů byla: vnější průměr 20 mm, výška 20 mm, vnitřní průměr 8 mm. Zkoušky pevnosti šroubového spoje s insertem byly provedeny kvasi statickým zatížením při rychlosti 1 mm/min na testovacím zařízení Zwick/Roell Z050. Test byl proveden v souladu s ECSS standardem dle ECSS-E-HB-32-22A Schéma uložení zkušebního vzorku je zobrazeno na obrázku (Obrázek 5-62).



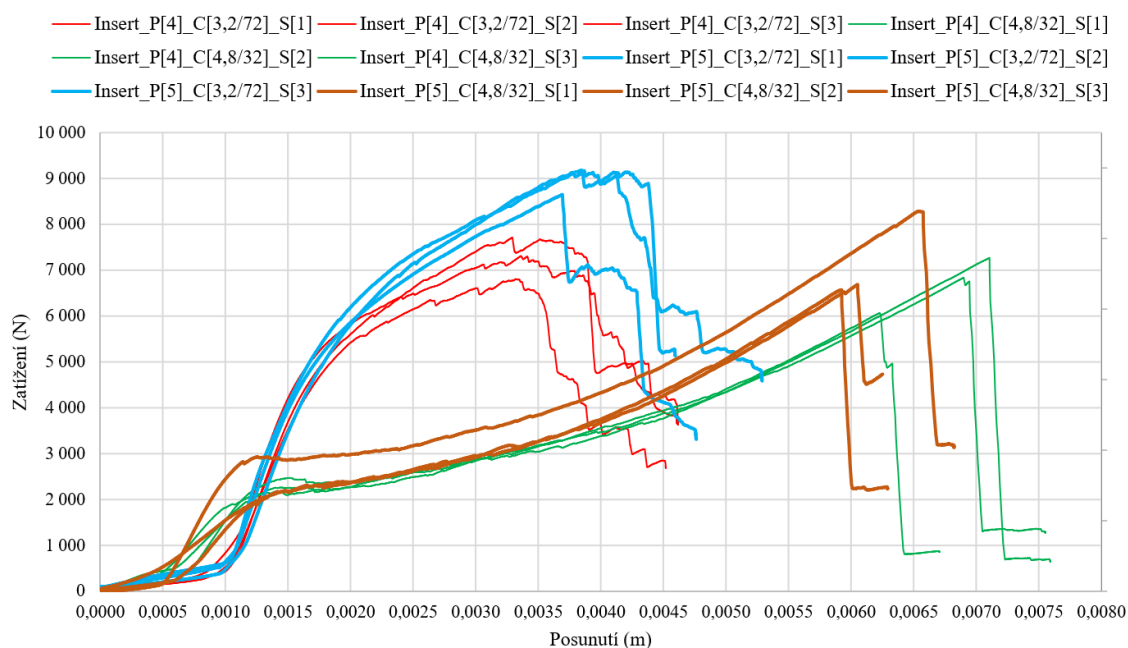
Obrázek 5-62 Schéma uložení vzorku při průběhu zkoušky pevnosti insertu v tahu

Záznam z experimentálního měření odolnosti šroubového spoje s insertem byl zobrazen pro vzorky Insert_P[4]_C[3,2/72] v grafu (Graf 5-21). Pro stanovení maximální tuhosti byla v grafu znázorněna křivka dF/dy . Hodnoty zatěžované síly při maximální tuhosti zobrazených vzorku se pohybují zhruba na hodnotě 60 až 70 % navrhované hodnoty F_{kri} dle rovnice (5-33).



Graf 5-21 Záznam experimentálního měření odolnosti šroubového spoje s insertem

Záznam z experimentálního měření odolnosti šroubového spoje s insertem byl zobrazen pro všechny zkušební vzory v grafu (Graf 5-22).



Graf 5-22 Záznam experimentálního měření odolnosti šroubového spoje s insertem pro všechny posuzované vzorky

Naměřené hodnoty byly zaneseny do tabulky (Tabulka 5-33). Odchylka naměřených hodnot jednotlivých skupin vzorků vůči stanovenému průměru byla 5,9 až 23,9 %. Odchylka průměrného kritického zatížení na mezi pevnosti vůči analytickému výpočtu byla -17,2 až -2,4 %. Z uvedené odchylky vůči analytickému výpočtu a odchylky měření byla stanovena hodnota pro $F_{kri-s0,7}$ dle rovnice (5-36).

$$F_{kri-s0,7} = 0,7 F_{kri-s} \quad (5-36)$$

kde $F_{kri-s0,70}$ je 70 % hodnoty F_{kri-s} (N), F_{kri-s} je kritické zatížení při kterém dojde k porušení potahu ve smyku při zatěžování šroubového spoje s insertem v tahu (N).

Vzorek	Kritické zatížení na mezi pevnosti (N)	Průměrné kritické zatížení na mezi pevnosti (N)	Odchylka naměřených hodnot vůči průměru (%)	F_{kri-s} dle rov. (5-34) (N)	Odchylka F_{kri-s} od průměrného naměřeného kritického zatížení (N)	Odchylka F_{kri-s} od naměřeného průměrného kritického zatížení (%)
P[4]_C[3,2/72]_S[1]	6808,7	7277,8	12,4	8786	- 1508,2	-17,2
P[4]_C[3,2/72]_S[2]	7714,2					
P[4]_C[3,2/72]_S[3]	7310,4					
P[4]_C[4,8/32]_S[1]	6838,7	6725,9	17,9	6894	- 168,1	-2,4
P[4]_C[4,8/32]_S[2]	7270,6					
P[4]_C[4,8/32]_S[3]	6068,3					
P[5]_C[3,2/72]_S[1]	9169,9	8999,6	5,9	10430	- 1430,4	-13,7
P[5]_C[3,2/72]_S[2]	9179,2					
P[5]_C[3,2/72]_S[3]	8649,7					
P[5]_C[4,8/32]_S[1]	6571,9	7182,5	23,9	7910	- 727,5	-9,2
P[5]_C[4,8/32]_S[2]	8286,0					
P[5]_C[4,8/32]_S[3]	6689,7					

Tabulka 5-33 Výsledné naměřené hodnoty kritického zatížení na mezi pevnosti s odchylkou vůči analytickému výpočtu

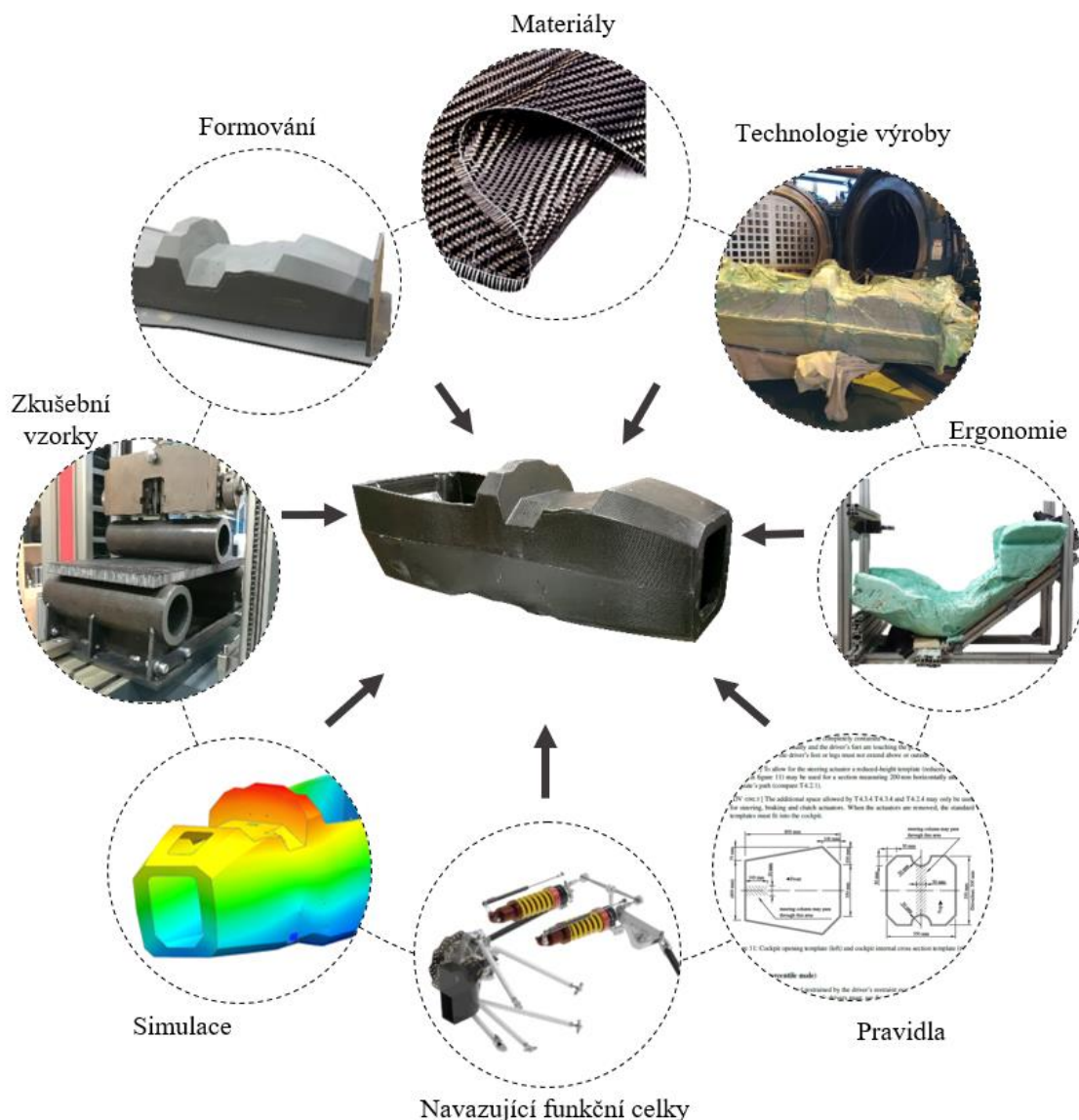
Vzorek	Zatížení při maximální tuhosti (N)	Průměrné zatížení při maximální tuhosti (N)	F_{kri} dle rov. (5-33) (N)	Odchylka F_{kri} od průměrného naměřeného zatížení při maximální tuhosti (N)	Odchylka F_{kri} od průměrného naměřeného zatížení při maximální tuhosti (%)
P[4]_C[3,2/72]_S[1]	2261,3	2336,4	3648,3	-1342,0	-36,5
P[4]_C[3,2/72]_S[2]	2149,7				
P[4]_C[3,2/72]_S[3]	2598,0				
P[4]_C[4,8/32]_S[1]	952,4	981,3	872	102,9	11,7
P[4]_C[4,8/32]_S[2]	1061,1				
P[4]_C[4,8/32]_S[3]	930,4				
P[5]_C[3,2/72]_S[1]	1912,8	1879,5	3676,6	-1823,7	-49,2
P[5]_C[3,2/72]_S[2]	1685,3				
P[5]_C[3,2/72]_S[3]	2040,4				
P[5]_C[4,8/32]_S[1]	978,5	971,6	880,1	87,2	9,9
P[5]_C[4,8/32]_S[2]	1015,4				
P[5]_C[4,8/32]_S[3]	921,0				

Tabulka 5-34 Výsledné naměřené hodnoty zatížení při maximální tuhosti s odchylkou vůči analytickému výpočtu

Hodnoty zatížení vzorku s insertem při maximální tuhosti byly zaneseny tabulky (Tabulka 5-34). Byla vypočtena odchylka naměřeného zatížení vůči zatížení F_{kri} , kdy dochází k porušení na hranici jádra a insertu. Tato odchylka dosahuje celkových hodnot až 49,2 %. Podobných výsledků bylo dosaženo také v publikaci [68]. Tato skutečnost je způsobena nedostatečným pochopením deformace jádra na hranici s insertem a nesnadného určení prvního porušení jádra a potahu. [68] Proto je nutné provést vždy experimentální měření pro návrh spoje daného nebo podobného kompozitního panelu s insertem. Výsledná odchylka byla vzhledem k naměřeným parametrům přímo závislá na tuhosti jádra ve smyku.

6 Metodika návrhu a výroby skořepinového rámu

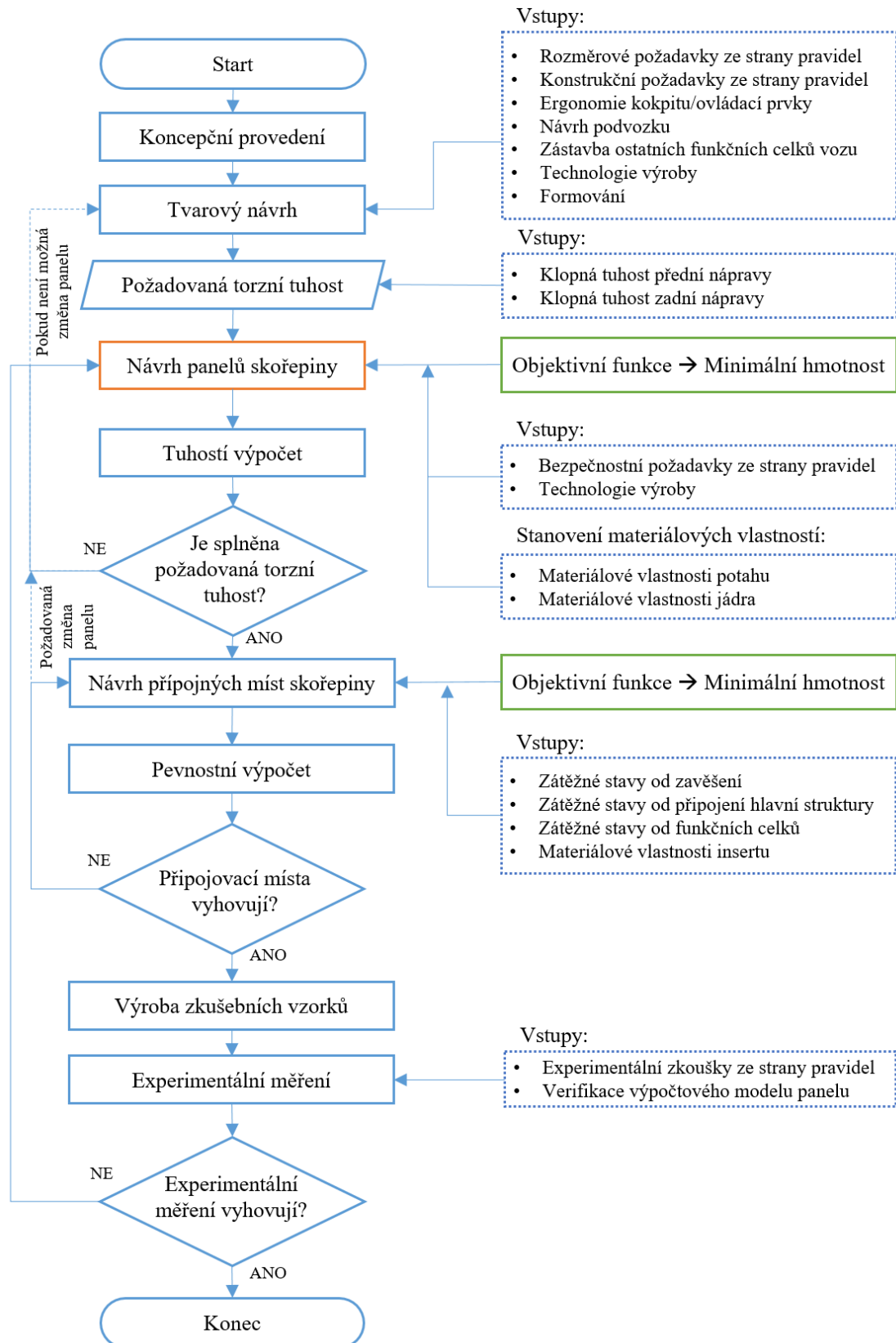
Návrh skořepinového rámu je komplexní záležitost a je zapotřebí skloubit několik oblastí, které ovlivňují sami sebe navzájem a výsledný návrh. Mezi tyto oblasti patří především materiály, ergonomie kokpitu, pravidla dané soutěže, zástavba navazujících funkčních celků, simulace, zkušební vzorky, technologie výroby a formování.



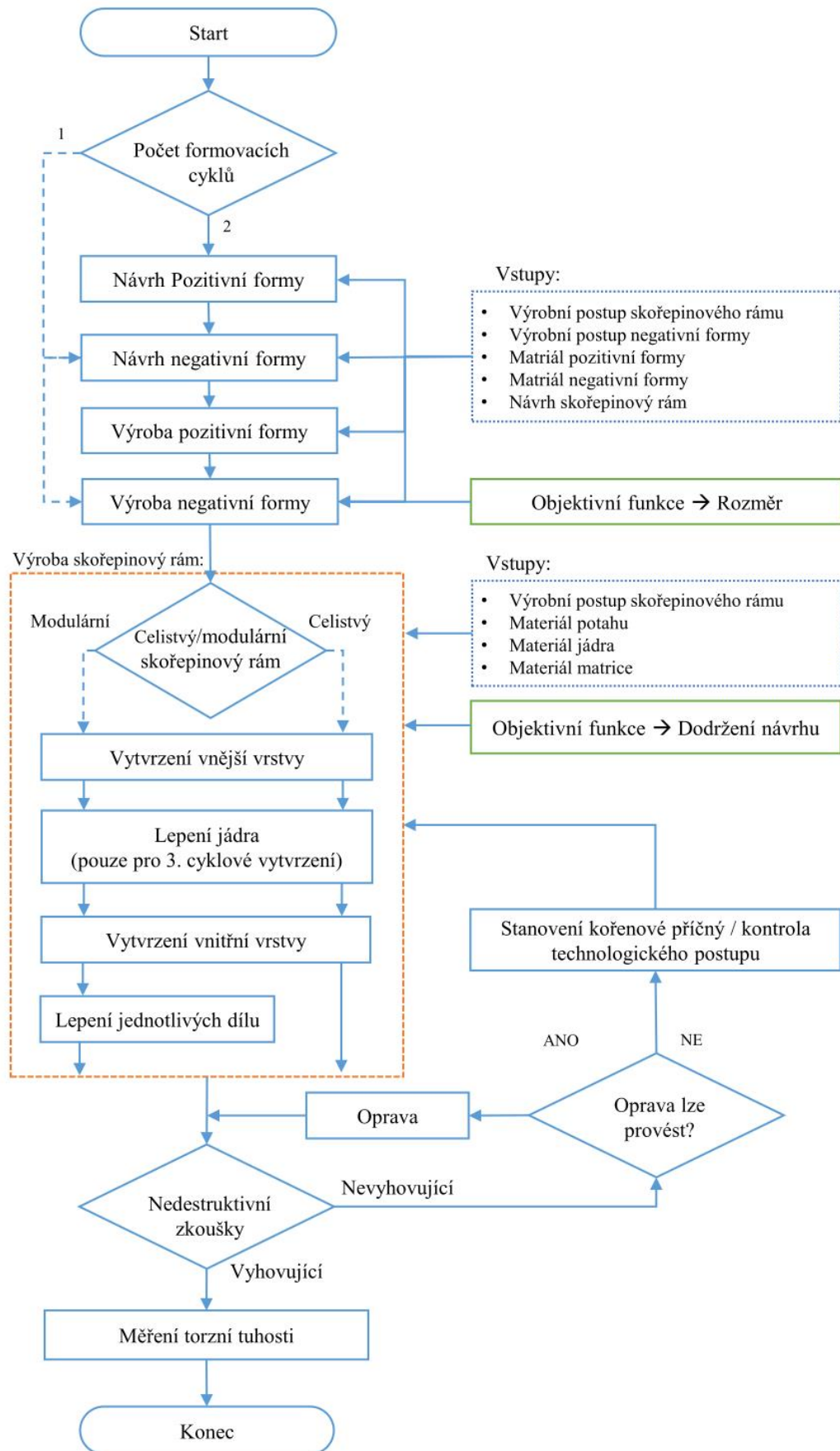
Obrázek 6-1 Oblasti ovlivňující návrh skořepinové struktury

Hlavní oblastí určující směr návrhu jsou vždy pravidla, která musí být splněna v plném rozsahu. Druhou skupinou ovlivňující návrh je ergonomie a návaznost funkčních celků. Skořepinový rám musí umožnit snadnou ovladatelnost vozu a spojení všech navazujících komponent. Dále je návrh ovlivněn technologií výroby, přičemž stále musí být splněn požadavek torzní tuhosti.

Na základě požadavků kladených na skořepinové rámy z kompozitních materiálů, byla stanovena metodika návrhu a výroby, která je zobrazena na obrázcích (Obrázek 6-2, Obrázek 6-3). Do této metodiky byly zapracovány všechny výše uvedené oblasti, které ovlivňují návrh. Stanovená metodika představuje obecný postup návrhu skořepinového rámu z kompozitních materiálů. Detailní postup celé metodiky byl ověřen prostřednictvím případové studie návrhu a výroby skořepinového rámu pro vůz kategorie Formula Student v kapitolách 7, 8 a 9.



Obrázek 6-2 Metodika návrhu skořepinového rámu z kompozitních materiálů



Obrázek 6-3 Metodika výroby skořepinového rámu z kompozitních materiálů

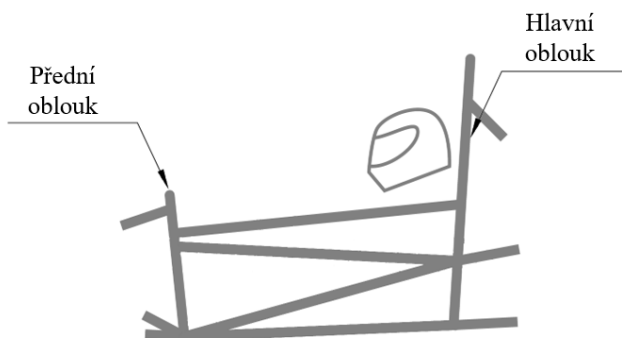
7 Případová studie návrhu skořepinového rámu

Cílem této kapitoly bylo provést případovou studii návrhu skořepinového rámu vozu kategorie Formula Student. Byla provedena aplikace základní metodiky návrhu skořepinového kompozitního rámu, dle kapitoly 6 z pohledu pravidel, zástavby funkčních celků, návrhu kompozitního sendvičového panelu a návrhu forem v návaznosti na zvolenou technologii výroby.

7.1 Pravidla

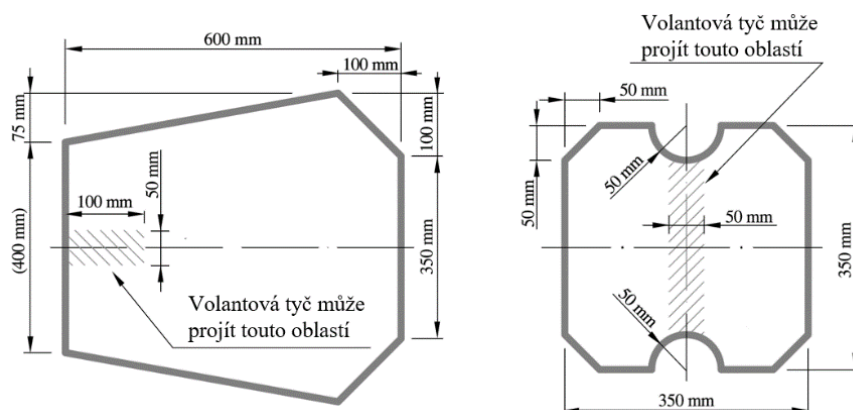
Byla provedena studie pravidel se stanovením požadavků, které ovlivňují konstrukční návrh. Pravidla definující pevnostní kritéria panelu pro danou oblast skořepinového rámu byla popsána při návrhu panelu v kapitole 7.5.

- Přední a hlavní oblouk. Skořepinový rám musí být vybaven předním a hlavním obloukem, které musí být vyrobeny z oceli nebo ze slitiny hliníku. Každý z oblouků musí být připojen minimálně čtyřmi šroubovými spoji s odolností každého bodu 30 kN. Přední oblouk může být přímo vlamován do skořepinové struktury, přičemž musí být prokázána ekvivalentní pevnost vůči výše zmíněnému šroubovému spoji.



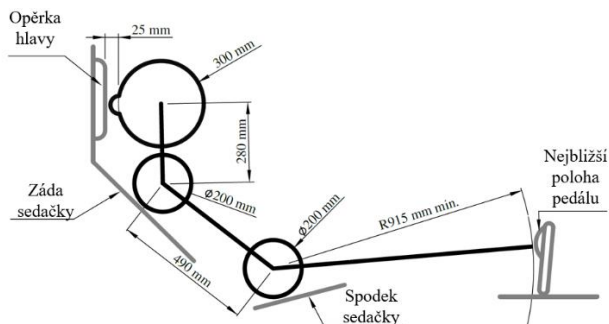
Obrázek 7-1 Přední a hlavní oblouk

- Šablona do prostoru řidiče na obrázku (Obrázek 7-2) vlevo se musí vejít do prostoru otevřeného kokpitu do výšky 320 mm nad spodním bodem rámu, přičemž je vkládána vertikálně.
- Šablona do prostoru nohou řidiče na obrázku (Obrázek 7-2) vpravo se musí vejít do prostoru nohou do vzdálenosti 100 mm před nášlapem pedálu, který je v nejzazší poloze, přičemž je šablona vkládána horizontálně.

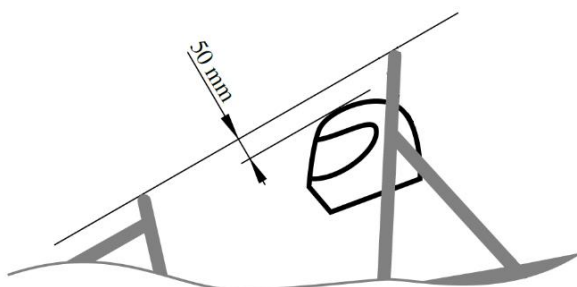


Obrázek 7-2 Šablony pro minimální velikost kokpitu; vlevo prostor řidiče; vpravo prostor nohou

- d) Šablona 95% postavy muže (Obrázek 7-3) se musí vejít do podélného řezu kokpitu, přičemž mezera (Obrázek 7-4) mezi spojnicí hlavního a předního oblouku a helmou musí být větší než 50 mm.

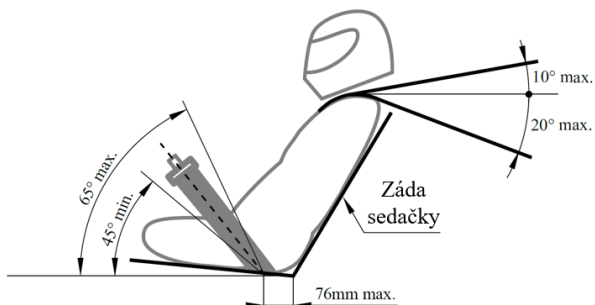


Obrázek 7-3 Šablona 95% postavy muže



Obrázek 7-4 Mezera mezi spojnicí hlavních oblouků a helmou řidiče

- e) Na obrázku (Obrázek 7-5) je znázorněna požadovaná poloha kotvicích bodů ramenních a břišních/stehenních pásů.



Obrázek 7-5 Poloha kotvicích bodů ramenních a břišních/stehenních pásů.

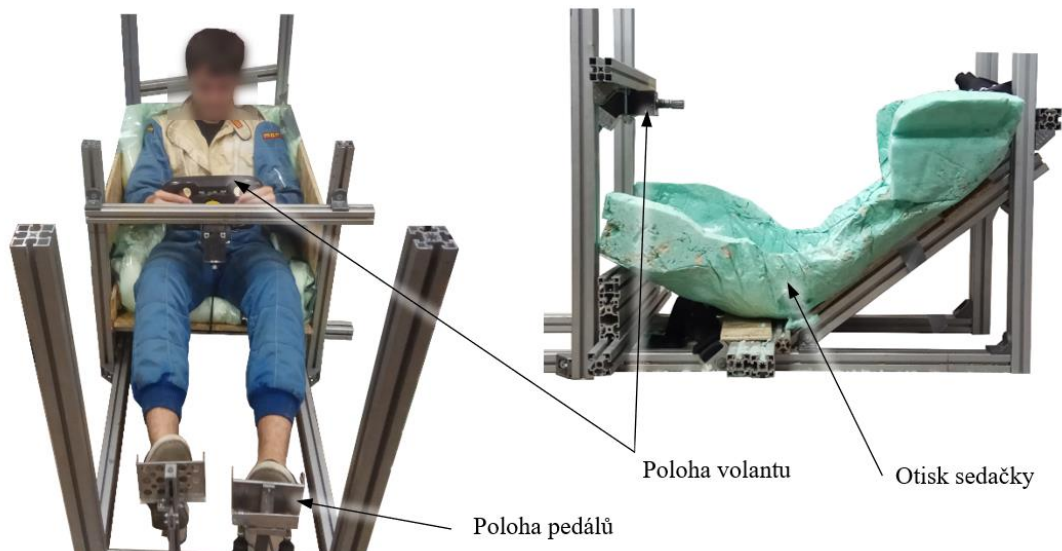
- f) Na obrázku (Obrázek 7-6) je zobrazena maximální výšková úroveň volantu. Volant v jakékoliv poloze nesmí přesahovat přes úroveň předního oblouku.



Obrázek 7-6 Výšková úroveň volantu

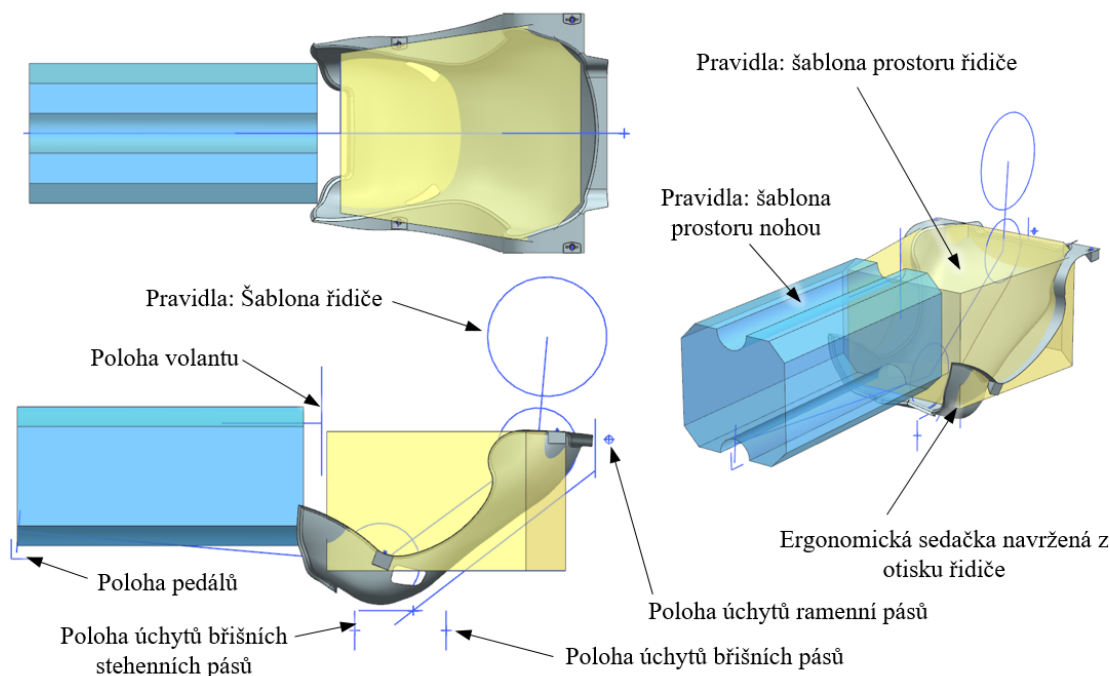
7.2 Ergonomie kokpitu

Ergonomie kokpitu neboli minimální prostor řidiče, optimální poloha ovládacích prvků a ergonomie posedu řidiče byla stanovena měřením na zjednodušeném modelu kokpitu (Obrázek 7-7). V rámci toho měření byl vyroben otisk sedačky řidiče, který byl následně pomocí metody reverzního inženýrství předveden do 3D modelu a sloužil pro definici rozměrů kokpitu.



Obrázek 7-7 Zjednodušený model kokpitu pro měření celkové ergonomie

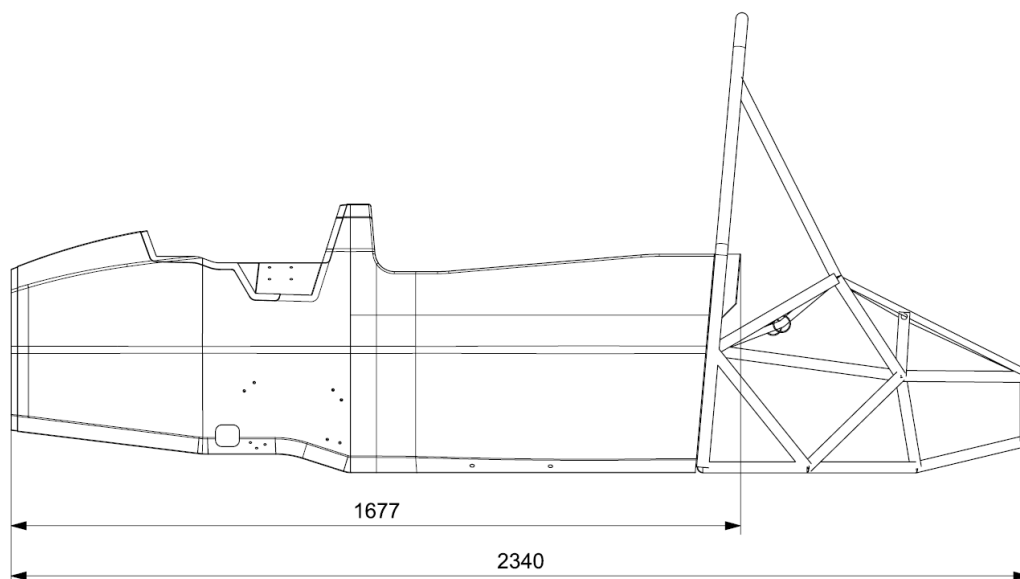
Minimální vnitřní prostor kokpitu byl navržen dle naměřené polohy řidiče, která definuje polohu volantu, pedálů, úchytných bodů pásů a prostor je doplněn o předepsané šablony dle pravidel (Obrázek 7-2).



Obrázek 7-8 Definovaný minimální prostor řidiče vzhledem k měření ergonomie a požadovaných šablon z pravidel

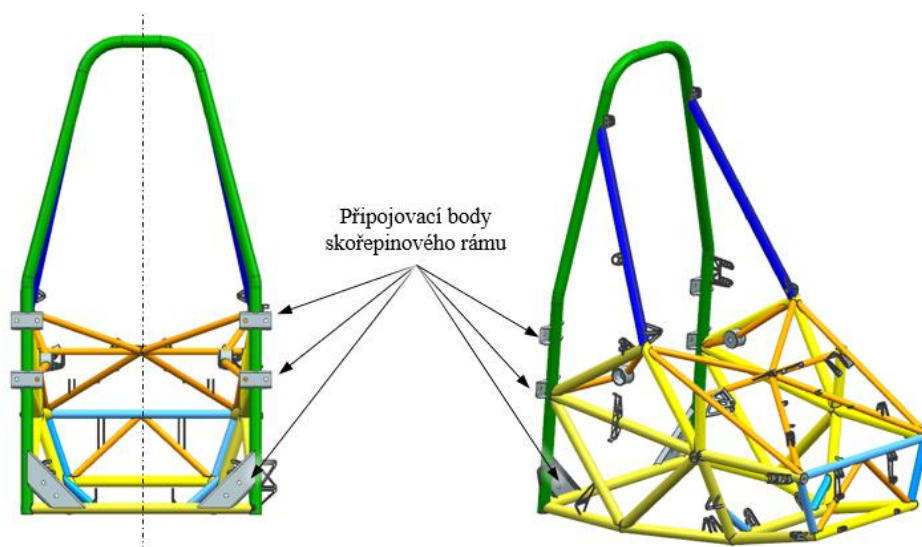
7.3 Konceptní návrh

Z konceptního hlediska byla zvolena varianta kombinovaného skořepinového rámu v přední části se zadní trubkou ocelovou konstrukcí. Tato varianta byla zvolena ze dvou důvodů, prvním a hlavním důvodem byla maximální možná délka skořepinového rámu, která byla omezena rozměrem vnitřního maximální možná délka skořepinového rámu, která byla omezena rozměrem vnitřního prostoru dostupného autoklávu v laboratořích ZČU (2000 mm) z důvodů možnosti výroby budoucího funkčního vzorku. Druhým důvodem bylo snížení tepelného ovlivnění skořepiny spalovacím motorem, snadná servisovatelnost spalovacího motoru v důsledku možného rozpojení přední a zadní části rámu. Celková délka skořepiny byla 1677 mm a celková délka rámu 2340 mm (Obrázek 7-9).



Obrázek 7-9 Boční pohled na celkový rám vozu

Zadní trubkový ocelový rám byl navržen dle předepsaných pravidel z trubek o rozměru (Obrázek 7-10) zelená 28x2 mm, modrá 25x2 mm, žlutá 25,4x1,2 mm, oranžová 16x1 mm, světle modrá 20x1 mm.



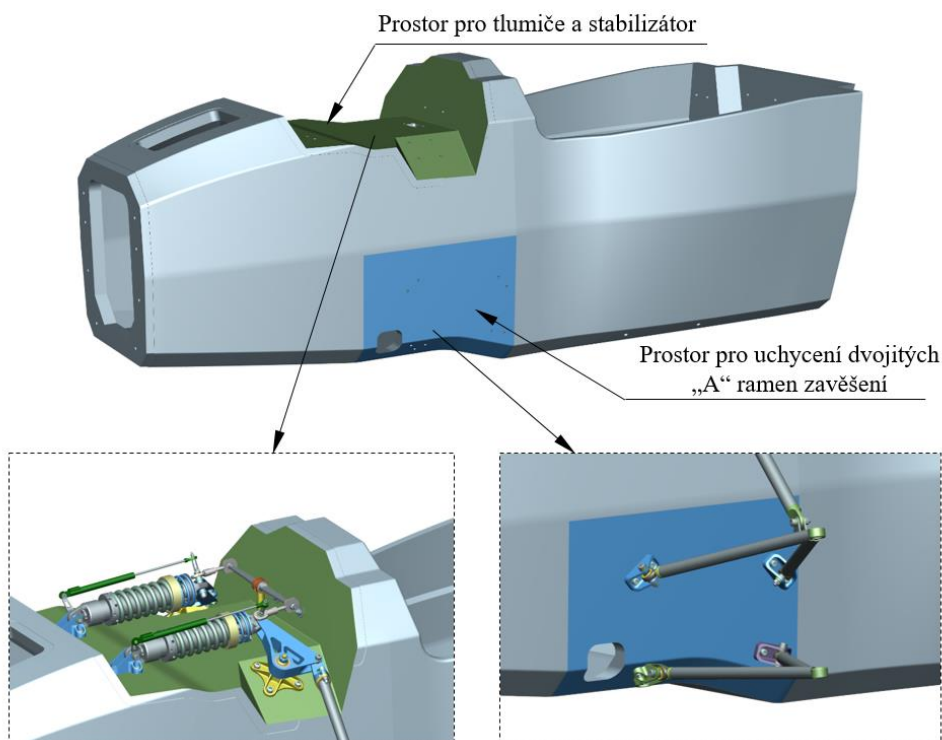
Obrázek 7-10 Zadní trubkový ocelový rám, vlevo přední pohled, vpravo zadní 3D pohled

7.4 Zástavba funkčních celků

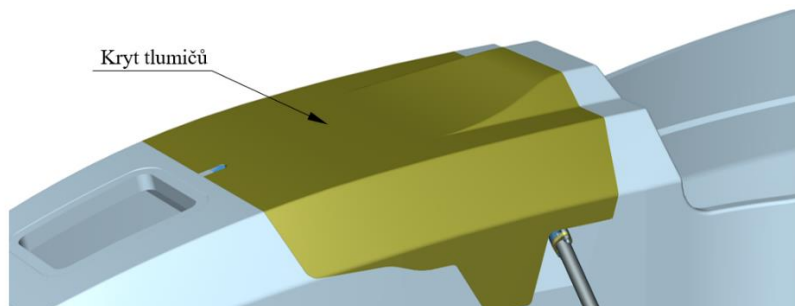
Návrh skořepinového rámu a všech ostatních připojovacích celků je vzájemně ovlivněn pravidly a regulativy dle zavodní kategorie pro kterou je určen. Patří sem zejména požadavky na kinematiku zavěšení a řízení, přístup k ovládacím prvkům. Níže provedená zástavba funkčních celků je příkladem jednoho z mnoha řešení. Výsledné řešení vždy závisí na konkrétních požadavcích a zkušenosti konstruktéra, nejde zde hovořit o správnosti daného řešení.

7.4.1 Přední zavěšení

Byla provedena zástavba lichoběžníkového zavěšení s tlumičem ovládaného tlačnou tyčí. Tlumiče byly umístěny v horní části skořepinového rámu současně s otočným čepem přepákování a stabilizátorem tvaru „T“ obrázek (Obrázek 7-11) zelená plocha. Uložení v horní části skořepinového rámu umožňuje snadný přístup k nastavení tlumičů se stabilizátorem a ovládání tlumiče tlačnou tyčí snižuje namáhání rámu. Nevýhodou je, že tato varianta zvyšuje těžiště vozu. Soustava tlumičů se stabilizátorem byla zakrytována jednotným krytem (Obrázek 7-12), který zlepšuje aerodynamiku vozu a chrání tlumiče před poškozením. Body geometrie lichoběžníkového zavěšení byly umístěny v prostoru modré plochy na obrázku (Obrázek 7-11). Pro každý úchytný bod byly navrženy konzolové držáky pro připojení ke skořepinové struktuře.



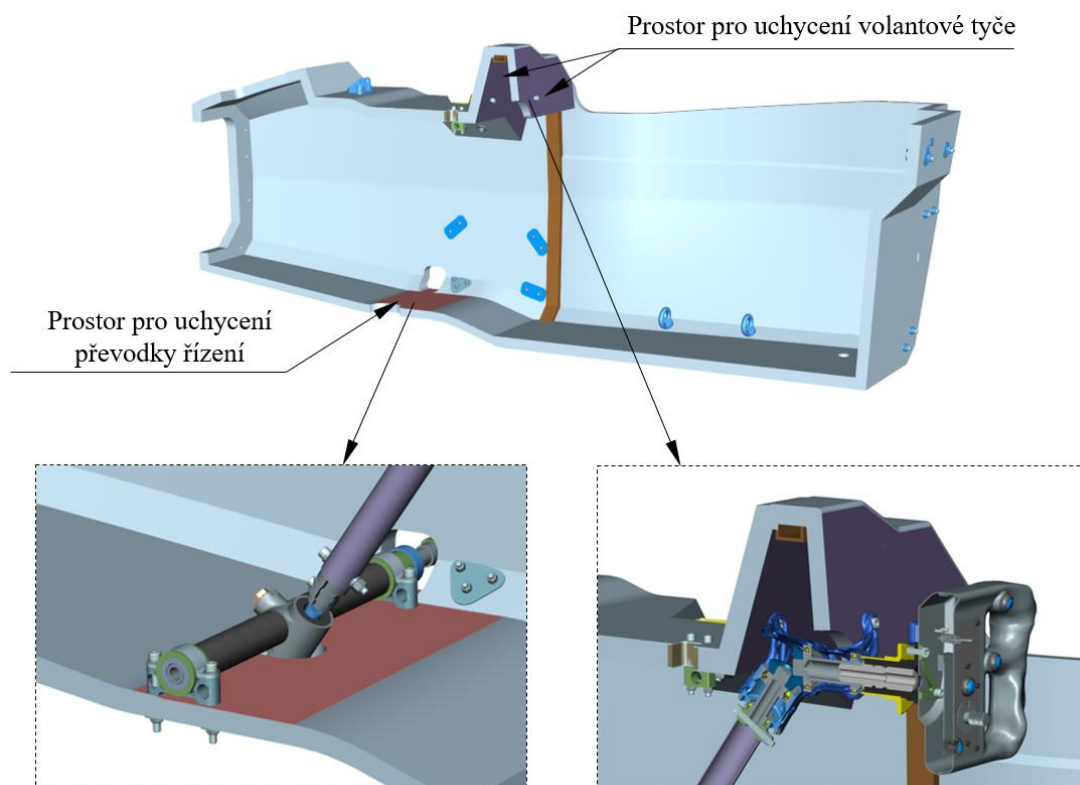
Obrázek 7-11 Prostor a zástavba funkčního celku předního zavěšení



Obrázek 7-12 Kryt tlumičů a stabilizátoru

7.4.2 Řízení

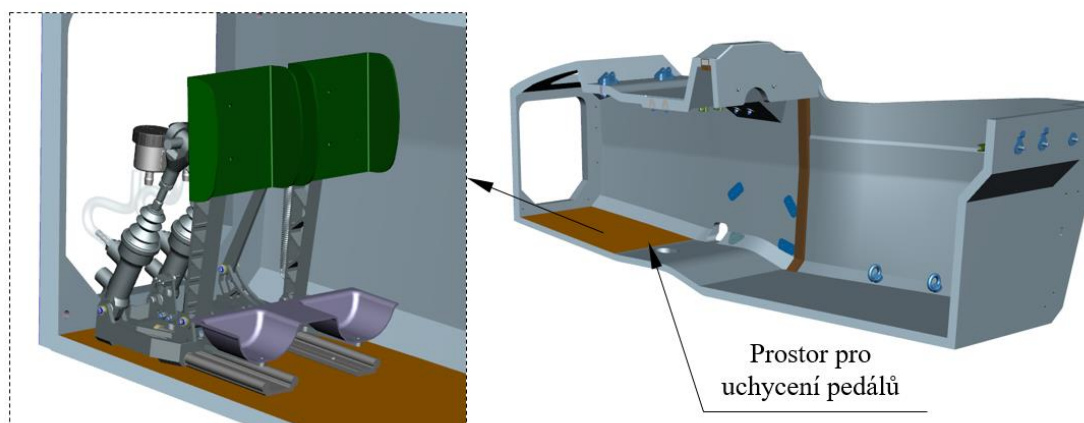
Byla provedena zástavba volantové tyče a převodky řízení. Volantová tyč byla uchycena do dvou vertikálních desek (viz Obrázek 7-13 - fialová barva). Uložení převodky řízení bylo provedeno k podlaze vozu (viz Obrázek 7-13 - červená barva), a to pomocí čtyř šroubových spojů M6.



Obrázek 7-13 Prostor a zástavba funkčního celku systému řízení

7.4.3 Pedálová soustava

Dalším krokem bylo provedení zástavby pedálové soustavy, soustava byla připojena k podlaze vozu pomocí lineárního vedení ve formě kolejnič, které umožňují posun pedálů v podélném směru (možnost nastavení ergonomie řidiče).



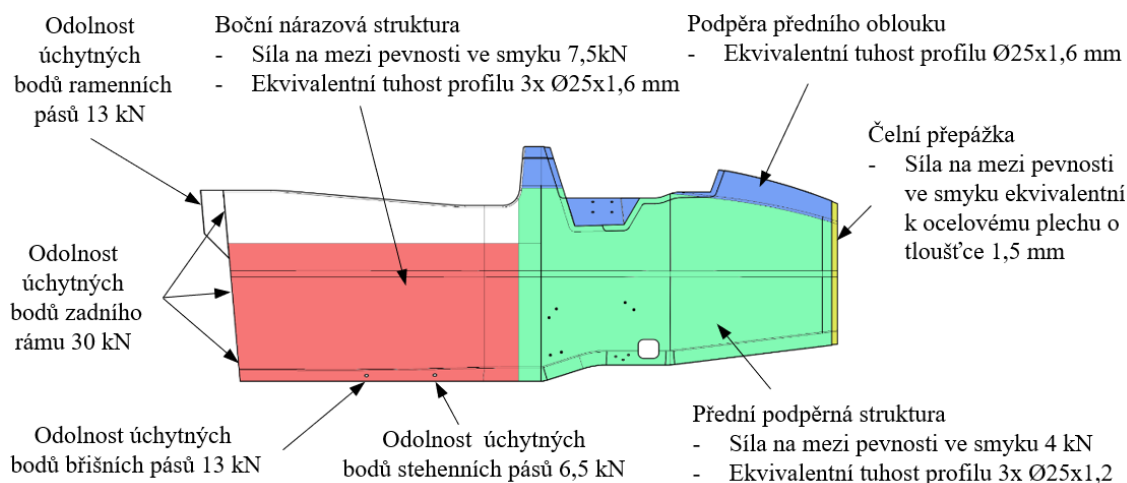
Obrázek 7-14 Prostor a zástavba funkčního celku pedálové soustavy

7.5 Návrh sendvičového panelu skořepiny

Okrajové podmínky pro návrh kompozitního panelu byly stanoveny na základě bezpečnostních požadavků pravidel dané soutěže a z požadavků na minimální tuhost skořepinového rámu. Jako objektivní funkce byla stanovena minimální hmotnost sendvičového kompozitního panelu.

Dle pravidel byl skořepinový rám rozdělen do čtyř hlavních sektorů:

- boční nárazová struktura** na obrázku (Obrázek 7-15) červeně: ekvivalentní tuhost tohoto panelu musí být srovnatelná s tuhostí třech ocelových ($E=200$ GPa) trubek o rozměru $\text{Ø}25 \times 1,6$ mm. Síla na mezi pevnosti ve smyku při testu dle kapitoly 5.7.2 musí být minimálně 7,5 kN.
- přední podpěrná struktura** na obrázku (Obrázek 7-15) zeleně: ekvivalentní tuhost tohoto panelu musí být srovnatelná s tuhostí dvou ocelových ($E=200$ GPa) trubek o rozměru $\text{Ø}25 \times 1,2$ mm. Síla na mezi pevnosti ve smyku při testu dle kapitoly 5.7.2 musí být minimálně 4 kN.
- podpěra předního oblouku** na obrázku (Obrázek 7-15) modře: ekvivalentní tuhost tohoto panelu musí být srovnatelná s tuhostí jedné ocelové ($E=200$ GPa) trubky o rozměru $\text{Ø}25 \times 1,6$ mm.
- čelní přepážka** na obrázku (Obrázek 7-15) žlutě: síla na mezi pevnosti ve smyku, vypočtená pro vnější obvod čelní přepážky, musí být větší nebo rovna síle na mezi pevnosti ve smyku pro ocelový plech s pevností ve smyku 219 MPa tloušťky 1,5 mm.
- úchytný bod stehenních pásů** musí odolat zatížení 6,5 kN (nutno prokázat měřením).
- úchytný bod břišních pásů** musí odolat zatížení 13 kN (nutno prokázat měřením).
- úchytný bod ramenních pásů** musí odolat zatížení 13 kN (nutno prokázat měřením).
- úchytný bod zadní části rámu** musí odolat zatížení 30 kN (není nutné prokazovat měřením).



Obrázek 7-15 Přehled okrajových podmínek ze strany pravidel soutěže

7.5.1 Návrh panelu

Pro případovou studii byla vybrána uhlíková keprová tkanina CC200 s vlákny Toray T300 3k a matrice ER 130_90 C2 z epoxydové pryskyřice. Dále bylo vybráno voštinové jádro ze slitiny hliníku EN AW 5056 (PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056) s velikostí ok 3,2 mm a hustotou 72 kg.m^{-3} . Tyto materiály byly vybrány vzhledem k předchozím experimentálním měřením, protože hodnoty z daných měření byly použity pro následný návrh panelu.

Základní návrh skladby laminátu

Bylo provedeno stanovení minimálního počtu vrstev potahu z požadavku na minimální střížnou sílu 7,5 kN pro boční nárazovou strukturu. Dle experimentálního měření na vzorcích Střih_P[5]_C[3,2/72] byla pro pěti vrstvý laminát naměřena průměrná střížná síla 7243,6 N viz (Tabulka 5-32). Proto byl minimální počet vrstev pro tuto sekci stanoven na 6 vrstev.

Dle metodiky skládání laminátu a vlivu skladby na torzní tuhost byly stanoveny tyto možné varianty skladby laminátu potahu:

1. Varianta [0|45|0|0|-45|0]
2. Varianta [0|45|45|-45|-45|0]

Ekvivalentní tuhost panelu

Ekvivalentní tuhost panelu vůči předepsaným trubkám pro danou sekci skořepiny byla vyjádřena rovnicí (7-1).

$$E_{ocel}I_t \leq E_{ekv-p}I_p \quad (7-1)$$

kde E_{ocel} je modul pružnosti v tahu oceli (Pa), I_t je kvadratický průřezový moment v ohybu ekvivalentních trubek (m^4), E_{ekv-p} je modul pružnosti v tahu potahů (Pa), I_p je kvadratický průřezový moment v ohybu potahů (m^4).

Ekvivalentní modul pružnosti v tahu potahů (E_{ekv-p}) byl vypočten dle rovnice (7-2).[16] Tuto rovnici lze použít pouze v případě, že se jedná o vyrovnané a křížové lamináty s orientací vrstev $\pm 0^\circ$, $\pm 90^\circ$, $\pm 45^\circ$. Stanovení tuhostních matic ABD (Tabulka 7-1) laminátu pro obě varianty bylo provedeno pomocí softwaru eLamX 2.6 a byly použity materiálové vlastnosti laminy z tabulky (Tabulka 5-15).

1. Varianta [0 45 0 0 -45 0]						2. Varianta [0 45 45 -45 -45 0]					
68728,4	11923,6	0	0	0	182,5	55868,8	23847,2	0	0		243,4
11923,6	6494,4	0	0	0	182,5	23847,2	53996,8	0	0	0	243,4
0	0	15542,8	182,5	182,5	0	0	0	27466,4	243,4	243,4	0
0	0	182,5	14517,7	18807	0	0		243,4	14227,9	2149,4	0
0	0	182,5	1880,7	13674	0	0	0	243,4	2149,4	13426,4	0
182,5	182,5	0	0	0	2614,7	243,4	243,4	0	0	0	2883,4

Tabulka 7-1 Tuhostní matice ABD pro vybrané skladby laminátu

$$E_{ekv-p} = \frac{A_{11}A_{22} - A_{12}^2}{hA_{22}} \quad (7-2)$$

kde E_{ekv-p} je modul pružnosti v tahu potahů (Pa), A_{11}, A_{22}, A_{12} jsou poměrné matice tuhosti A , h je tloušťka potahu (m).

Požadované ekvivalentní tuhosti trubek pro dané sekce byly uvedeny v tabulce (Tabulka 7-2). Ekvivalentní tuhosti sendvičových panelů byly porovnány s ekvivalentní tuhostí trubek dané

sekce v tabulce (Tabulka 7-3). Pro první variantu byla podmínka ekvivalentní tuhosti splněna pro všechny požadované sekce. Pro druhou variantu nebyla splněna podmínka ekvivalentní tuhosti pro boční nárazovou strukturu a podpěru předního oblouku. Pro další experimentální ověřovací měření byla zvolena první varianta ([0|45|0|0|-45|0]) skladby laminátu potahu.

Sekce	Ekvivalentní požadavek	I_t (mm ⁴)	E_{ocel} (GPa)	$I_t E_{ocel}$ (mm ⁴ /GPa)
Boční nárazová struktura	3x Ø25x1,6 mm	24264,7	210	5095581
Přední podpěrná struktura	2x Ø25x1,2 mm	12738,1	210	2675001
Podpěrná předního oblouku	1x Ø25x1,6 mm	8088,2	210	1698527

Tabulka 7-2 Ekvivalentní vlastnosti tuhosti dané sekce

Var.	Sekce	Šířka panelu (mm)	I_t (mm ⁴)	E_{ekv-p} (GPa)	$I_p E_{ekv-p}$ (mm ⁴ /GPa)	$\frac{I_t E_{ocel}}{I_p E_{ekv-p}}$	Vyhodnocení
1.	Boční nárazová struktura	350	121073,5	42,6	5157732,6	1,01	Vyhovuje
	Přední podpěrná struktura	370	127992,0	42,6	5452460,1	2,04	Vyhovuje
	Podpěrná předního oblouku	128	44278,3	42,6	1886256,5	1,11	Vyhovuje
2.	Boční nárazová struktura	350	121073,5	29,1	3523239,9	0,7	Nevyhovuje
	Přední podpěrná struktura	370	127992,0	29,1	3724567,8	1,4	Vyhovuje
	Podpěrná předního oblouku	128	44278,3	29,1	1288499,1	0,8	Nevyhovuje

Tabulka 7-3 Ekvivalentní vlastnosti tuhosti dané sekce pro kompozitní panely dvou variant

Návrh velikosti insertu pro uchycení pásů:

Požadovaná odolnost úchytného bodu bříšníků a ramenních pásů byla 13 kN. Jedná se o hodnotu na mezi pevnosti spoje s insertem, proto bylo provedeno dimenzování insertu následovně. Dle rovnice (5-34) byla sestavena rovnice (7-3) pro výpočet průměru insertu za předpokladu, že průměr podložky je roven průměru insertu tedy $b_i = b_p$.

$$b_i = \frac{F_{kri-s}}{0,7 \cdot 2 \pi t \tau_{fmz}} \quad (7-3)$$

kde F_{kri-s} je kritické zatížení, při kterém dojde k porušení potahu ve smyku při zatěžování šroubového spoje s insertem v tahu (N), b_p je průměr podložky (m), b_i je průměr insertu včetně vrstvy lepidla (m), t je průměr insertu včetně vrstvy lepidla (m), τ_{fmz} je mez pevnosti potahu ve smyku kolmo na rovinu potahu (MPa).

Potom pro: $F_{kri-s} = 13000 \text{ N}$, $t = 1,56 \text{ mm}$
 $\tau_{fmz} = 72 \text{ MPa}$ - vychází z měření v tabulce (Tabulka 5-32)

$$b_i = \frac{F_{kri-s}}{0,7 \cdot 2 \pi t \tau_{fmz}} = 24,6 \text{ mm}$$

Pro úchytný bod bříšníků pásů byl zvolen průměr insertu 25 mm se zadní podložkou stejného průměru o tloušťce 2 mm.

Ramenní pás bylo nutno z konstrukčního hlediska uchytit pomocní dvou šroubů, proto bylo b_i přepočteno pro poloviční F_{kri-s} dle rovnice (7-3), potom je $b_i = 14,17$ mm. Vzhledem k minimálnímu průměru dosedací plochy úchyty ramenního pásu 22,5 mm, což plyne z konstrukčního hlediska, byl zvolen stejný průměr insertu, jako v předchozí variantě 25 mm se zadní podložkou stejného průměru o tloušťce 2 mm.

Návrh velikosti insertu pro připojení zadní ocelové části rámu:

Stejným způsobem, dle rovnice (7-3), byly navrženy velikosti insertu připojení skořepinového rámu k zadní ocelové konstrukci. Odolnost každého připojovacího bodu musí být minimálně 30 kN.

Potom pro:

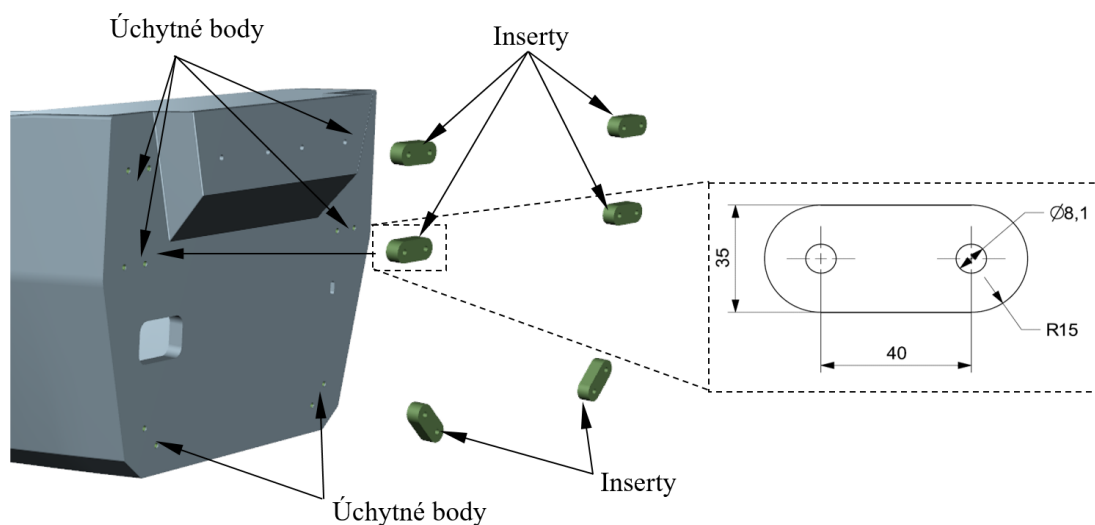
$$F_{kri-s} = 30000 \text{ N}$$

$$t = 1,56 \text{ mm}$$

$$\tau_{fmz} = 72 \text{ MPa} - \text{ vychází z měření v tabulace (Tabulka 5-32)}$$

$$b_i = \frac{F_{kri-s}}{0,7 \cdot 2 \cdot \pi t \tau_{fmz}} = 60,75 \text{ mm}$$

Z konstrukčního hlediska byl každý spoj realizován dvěma šroubovými spojeními. Proto byl vypočtený průměr přepočten na obvod a požadovaný průměr insertu byl nahrazen oválem o stejném obvodu.



Obrázek 7-16 Rozměr a poloha přípojných bodů zadního ocelového rámu

Návrh velikosti insertu pro otočného uložení přepákování:

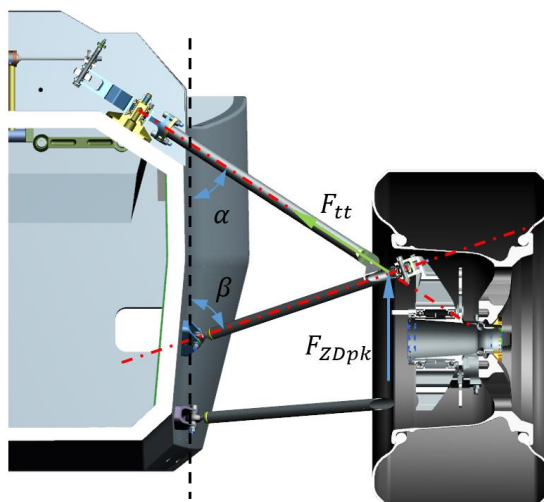
Požadovaná odolnost tohoto bodu byla stanovena následujícím způsobem. Bylo vypočteno dynamické zatížení F_{ZDpk} pomocí statického zatížení předního kola F_{Zpk} a dynamických koeficientů, a to dle [13]. Jedná se o jízdní stav průjezdu zatáčkou, kdy dochází současně k brždění a přejezdu terénní nerovnosti. Potom dynamické svislé zatížení kola F_{ZDpk} je dáno rovnicí (7-4).

$$F_{ZDpk} = F_{Zpk} \cdot \mu_{Zb} \cdot \mu_{Zn} \cdot \mu_{Zz} \quad (7-4)$$

kde F_{ZDpk} je dynamické zatížení předního kola (N), F_{Zpk} je statické zatížení předního kola (N), μ_{Zb} je dynamický součinitel svislého zatížení vlivem brzdění (-), μ_{Zn} je dynamický součinitel svislého zatížení přejezdu nerovnosti (-), μ_{Zz} je dynamický součinitel svislého zatížení vlivem průjezdu zatáčkou (-).

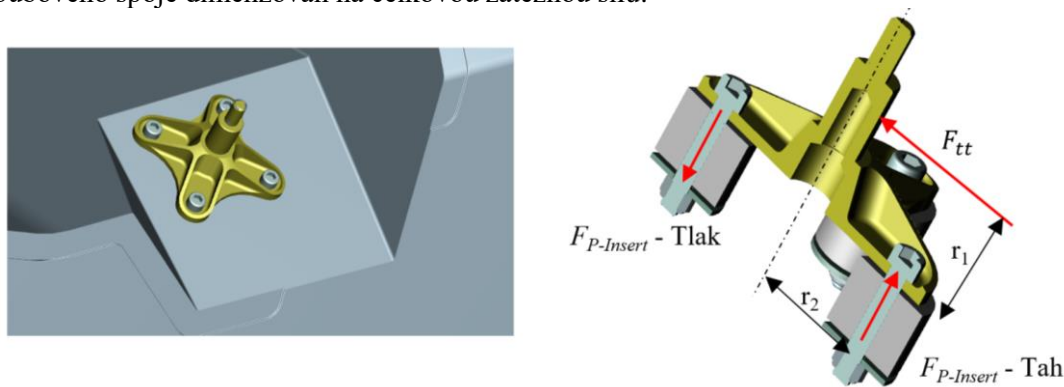
Dynamické zatížení bylo dle obrázku (Obrázek 7-17) a dle rovnice (7-5) rozloženo rozkladem sil do osově síly F_{tt} v tlačné tyči tlumiče.

$$F_{tt} = -\frac{F_{ZDpk} \cdot \sin \beta}{\sin(\alpha + \beta)} \quad (7-5)$$



Obrázek 7-17 Rozklad sil v zavěšení

Otočný bod přepákování byl realizován pomocí konzolového úchytu, který při ohybovém namáhání konzole zajišťuje tlakové a tahové namáhání insertů (Obrázek 7-18). Vlivem otáčení přepákování dochází ke změně vektoru síly F_{tt} kolem otočného čepu. Proto byl každý insert šroubového spoje dimenzován na celkovou zátěžnou sílu.



Obrázek 7-18 Zatížení konzolového otočného bodu

Dimenzování insertu bylo provedeno dle rovnice (7-3) pro maximální tuhost spoje s insertem. Výsledná velikost byla dle výsledků v tabulce (Tabulka 5-34) s uvažováním koeficientu bezpečnosti $k_{insert} = 2$.

Potom pro:

$$F_{Zpk} = 450\text{N}; \mu_{Zz} = 1,5; \mu_{Zb} = 2; \mu_{Zn} = 3; \tau_c = 1,41 \text{ MPa}; d = 21,04 \text{ mm}$$

$$t = 1,56 \text{ mm}; r_1 = 28,5 \text{ mm}; r_2 = 25 \text{ mm}; \alpha = 25^\circ; \beta = 25^\circ$$

$$b_i = \frac{F_{P-Insert}}{2\pi d \tau_c} \cdot k_{insert} = 25 \text{ mm}$$

kde F_{Zpk} je statické zatížení předního kola (N), μ_{Zb} je dynamický součinitel svislého zatížení vlivem brzdění (-), μ_{Zn} je dynamický součinitel svislého zatížení přejezdu nerovnosti (-), μ_{Zz} je dynamický součinitel svislého zatížení vlivem průjezdu zatáčkou (-); t je tloušťka potahu (mm); τ_c je dovolené smykové zatížení jádra (MPa), d je střední vzdálenost potahů (mm), r_1 je rameno momentu síly F_{tt} (mm), r_2 je vzdálenost osy insertu od osy rotace přepákování (mm), α je úhel, který svírá tlačná tyč tlumiče se svislou osou ($^\circ$), β je úhle který svírá horní rameno se svislou osou ($^\circ$).

Ostatní inserty pro uložení tlumiče, stabilizátoru, převodky řízení, sloupku řízení, deformačního členu byly stanoveny na principu totožného postupu.

7.5.2 Experimentální měření tuhosti panelu v ohybu

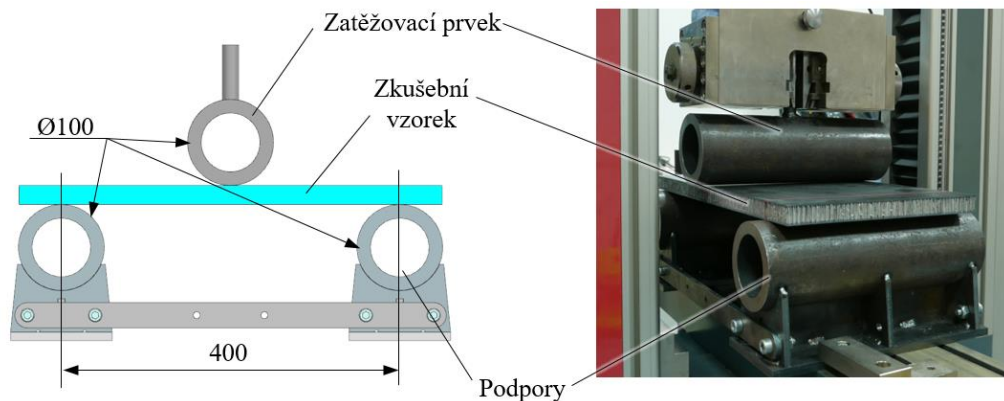
Experimentální měření odolnosti panelu při namáhání trojbodým ohybem bylo provedeno na zkušební vzorku pro variantu 1. [0|45|0|0|-45|0] skladby potahu u které byla splněna podmínka ekvivalentní tuhosti, a to dle analytického výpočtu.

Zkušební vzorky posuzované v této kapitole (a dále v kapitole (7.5.3 0) byly vyrobeny dvoucyklovým procesem vytvrzování v autoklávu při teplotě 120 $^\circ\text{C}$ po dobu 2 hodin. Vnější vrstva byla vytvrzována při vnějším tlaku 6 bar a vnitřní vrstva byla vytvrzována při tlaku 3 bary. Pro materiál potahu byla vybrána tkanina CC200 Kepr 2x2 z vláken Toray 3K s gramáží 200 $\text{g}\cdot\text{m}^{-2}$. Pro tuto tkaninu byly experimentálně zjištěny materiálové vlastnosti v kapitole (5.2.5). Pro adhezni spoj mezi potahy a jádrem byl využit adhezni epoxidový film IMP380FHC Black, s gramáží 250 $\text{g}\cdot\text{m}^{-2}$.

Označení vzorku	Materiál potahu	Počet vrstev potahu	Tloušťka potahu (mm)	Materiál jádra	Velikost buňky jádra (mm)	Hustota jádra ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	Výška panelu (mm)
Ohyb_P[0 45 0 0 -45 0]_C[3,2/72]_S[1]	CC 200 Toray 3K Kepr 2x2 200 $\text{g}\cdot\text{m}^{-2}$	6	1,56	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	3,2	72	22,6

Tabulka 7-4 Vlastnosti posuzovaného vzorku pro měření tuhosti v ohybu

Zkouška tuhosti v ohybu byla provedena kvasi statickým zatížením při rychlosti posuvu příčnicku 5 $\text{mm}\cdot\text{min}^{-1}$ na elektro-mechanickém testovacím zařízení Zwick/Roell Z050. Zkouška byla provedena v souladu s normou ASTM C393[66]. Schéma uložení zkušební vzorku je uvedeno na obrázku (Obrázek 7-19). Vzdálenost podpor byla zvolena dle pravidel 400 mm.



Obrázek 7-19 Schéma uložení zkušební vzorku

Naměřené výsledky byly uvedeny v tabulce (Tabulka 7-5) zároveň s vypočteným E_{ekv-p} . Dle analytického výpočtu by mělo nastat lokální porušení potahu při 10124 N a porušení jádra ve smyku při 16 080 N. Dle této predikce byl ekvivalentní modul pružnosti potahu stanoven pro hodnotu zatížení 10 000 N. S využitím analytického výpočtu dle rovnice () byl pro zatížení 10 000 N predikovaný průhyb 4,05 mm. Odchylka tedy mezi analytickým výpočtem a experimentálním měřením byla do 1,5 %.

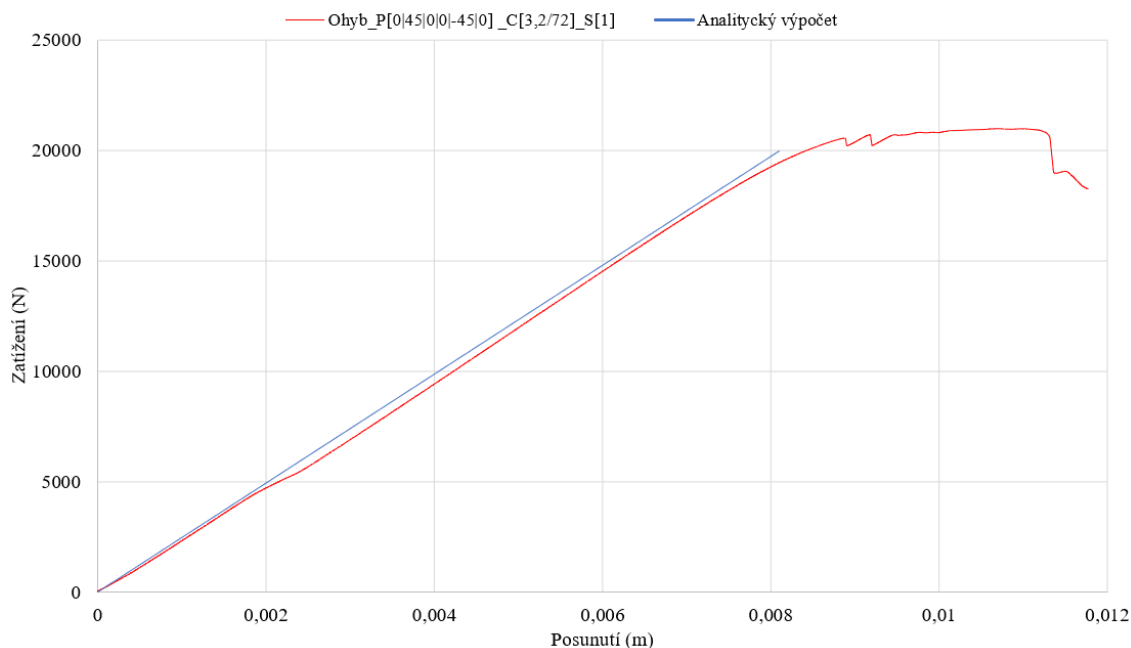
Vzorek	Zatížení na mezi pevnosti (N)	Průhyb na mezi pevnosti (mm)	Průhyb při zatížení 10 000 N (mm)	Ekvivalentní modul pružnosti potahu (GPa)
Ohyb_P[0/45/0/0 -45/0]_C[3,2/72]_S[1]	20 991	13,2	4,11	40,89

Tabulka 7-5 Naměřené hodnoty pro vzorek Ohyb_P[0/45/0/0|-45/0]_C[3,2/72]_S[1]

Pro naměřenou hodnotu ekvivalentního modulu pružnosti potahu 40,89 GPa nevyhovuje boční nárazová struktura dle tabulky (Tabulka 7-6). Proto byla konstrukčně upravena velikost panelu boční nárazové struktury, viz tabulka níže z hodnoty 350 mm na hodnotu 360 mm. Záznam z experimentálního měření byl uveden v grafu (Graf 7-1).

Var.	Sekce	Šířka panelu (mm)	I_t (mm ⁴)	E_{ekv-p} (GPa)	$I_p E_{ekv-p}$ (mm ⁴ /GPa)	$\frac{I_t E_{ocel}}{I_p E_{ekv-p}}$	Vyhodnocení
1.	Boční nárazová struktura	350	121073,5	40,89	4939800,2	0,97	Nevyhovuje
	Přední podpěrná struktura	370	127992,0	40,89	5222074,5	1,95	Vyhovuje
	Podpěra předního oblouku	128	44278,3	40,89	1806555,5	1,06	Vyhovuje
1a.	Boční nárazová struktura	360	121073,5	40,89	5080937,4	1,00	Vyhovuje
	Přední podpěrná struktura	370	127992,0	40,89	5222074,5	1,95	Vyhovuje
	Podpěra předního oblouku	128	44278,3	40,89	1806555,5	1,06	Vyhovuje

Tabulka 7-6 Ekvivalentní vlastnosti tuhosti dané sekce pro kompozitní panely pro naměřený ekvivalentní modul pružnosti potahu



Graf 7-1 Záznam experimentálního měření pevnosti v ohybu pro posuzovaný vzorek

7.5.3 Experimentální měření odolnosti panelu ve smyku

Bylo provedeno experimentální měření a vyhodnocení dle stanovené metodiky v kapitole 5.7.2 průtláčným trnem o průměru 25 mm. Skladby potahů byly zvoleny na základě výsledků testování panelu v ohybu.

Označení vzorku	Materiál potahu	Počet vrstev potahu	Tloušťka potahu (mm)	Materiál jádra	Velikost buňky jádra (mm)	Hustota jádra (kg/m ³)	Výška panelu (mm)
Střih_L[6]_[C3,2/72]_S[1]	CC 200 Toray 3K	6	1,56	PAMG- XR1-4.5- 1/8-10-P- 5056	3,2	72	22,6
Střih_L[12+6]_[C3,2/72]_S[1]	Kepr 2x2 200 g.m ⁻²	12/6	3,12/1,56				24,16
Střih_AL[1]_L[12+6]_[C3,2/72]_S[1]	EN AW 5084	12/6 1 mm	3,12/1,56				25,16

Tabulka 7-7 Vlastnosti posuzovaných vzorků pro odolnosti panelu ve smyku

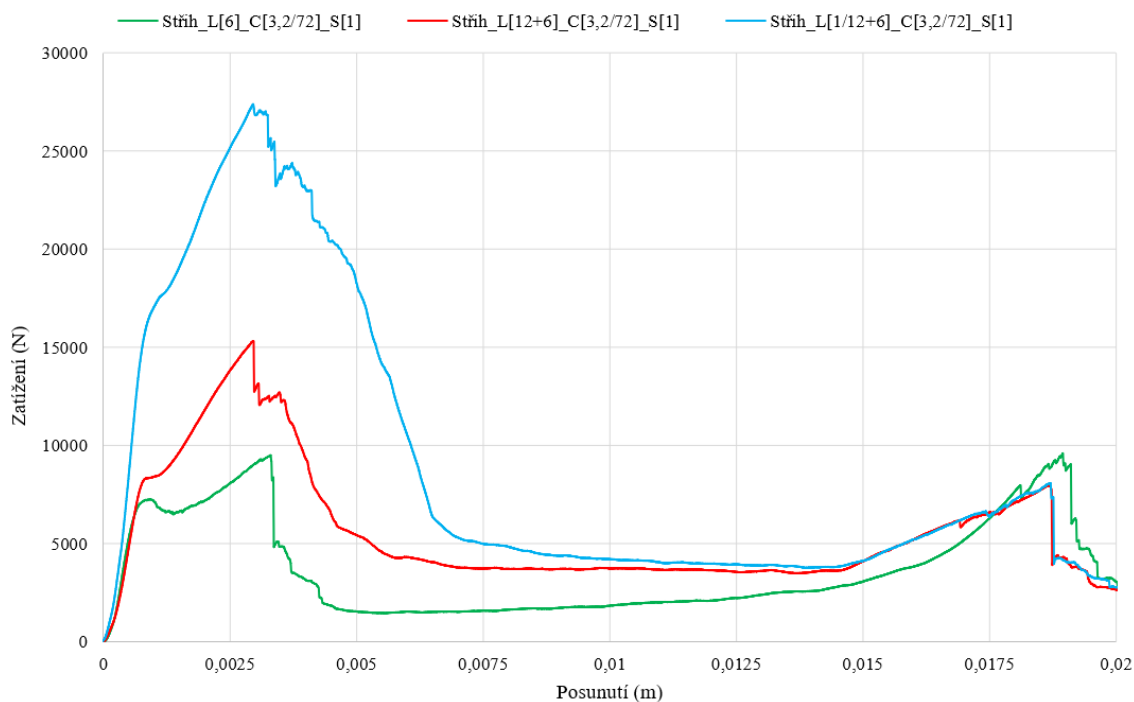
- Panel s označením Střih_L[6]_[C3,2/72]_S[1] byl využit pro celý skořepinový rám kromě přední přepážky a podlahy pod nohama řidiče.
Skladba panelu: [0/45/0/0/-45/0]T [C-20-3.2-72] [0/45/0/0/-45/0]T
- Panel s označením Střih_L[12+6]_[C3,2/72]_S[1] byl využit pro stanovení maximální odolnosti přední přepážky.
Skladba panelu: [0/45/0/0/-45/0/0/-45/0/0/45/0]T [C-20-3.2-72][0/45/0/0/-45/0]T
- Panel s označením Střih_AL[1]_L[12+6]_[C3,2/72]_S[1], který byl vyztužený plechem ze slitiny EN AW 5084 o tloušťce 1 mm, byl využit pro stanovení maximální odolnosti přední přepážky jako další alternativa.
Skladba panelu:
[Sheet-1mm][0/45/0/0/-45/0/0/-45/0/0/45/0]T [C-20-3.2-72][0/45/0/0/-45/0]T

Na základě poznatků experimentálního měření z tabulky (Tabulka 5-32) a rovnice (5-35) byla predikována maximální smyková síla, viz tabulka (Tabulka 7-8) vyhodnocení naměřených hodnot. Záznam z měření byl zakreslen do grafu (Graf 7-2).

Vzorek	Maximální zatížení (N)	Tloušťka a vnějšího potahu (mm)	Mez pevnosti ve smyku (MPa)	Vypočtené maximální o zatížení dle předchozího měření (N)	Odchylka naměřených a vypočtených hodnot maximálních o zatížení (N)	Odchylka naměřených a vypočtených hodnot maximálních o zatížení (%)
Střih_L[6]_[C3,2/72]_S[1]	9604,9	1,56	78,39	8944,1	660,8	7,39
Střih_L[12/6]_[C3,2/72]_S[1]	15313,0	3,12	62,49	17888,2	-2575,2	-14,4
Střih_L[Al-1+12/6]_[C3,2/72]_S[1]	27381,1	4,12	84,62	23621,6	3759,5	15,9

Tabulka 7-8 Výsledné naměřené hodnoty se stanovenou odchylkou meze pevnosti ve smyku

Odchylka naměřených a predikovaných hodnot maximální síly na mezi pevnosti ve smyku byla v rozmezí -14,4 až +15,9 %. Dle této metodiky stanovení meze pevnosti potahu ve smyku kolmo na rovinu potahu $\tau_{f_{mz}}$ lze analyticky odvodit maximální zatížení v rozmezí 15 %.



Graf 7-2 Záznam z měření meze pevnosti potahu ve smyku

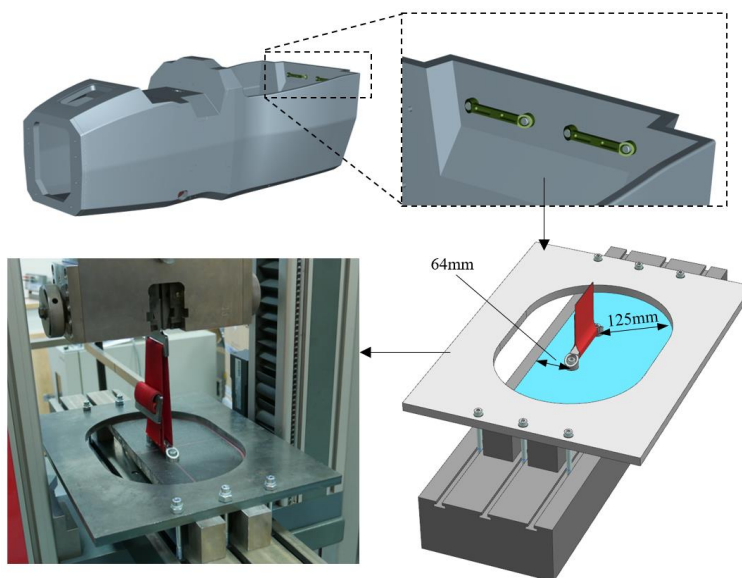
Panel s označením Střih_L[6]_[C3,2/72]_S[1] splňuje podmínky všech definovaných sekcí skořepinového rámu. Maximální střižná síla ve smyku pro průtláčný trn o průměru 25 mm je větší než 7,5 kN.

Panel s označením Střih_L[12/6]_[C3,2/72]_S[1] nesplňuje požadavky na maximální střižovou sílu, která musí být adekvátní ocelovému plechu o tloušťce 1,5 mm s pevností ve smyku 219 MPa. Pro rozměr přední přepážky 350x369 mm je střižná síla pro ocelový plech rovna hodnotě 472 kN. Pro testovaný panel s $\tau_{fmz} = 62,5 \text{ MPa}$ byla tato střižná síla 280,3 kN, proto byl panel Střih_L[Al-1+12/6]_[C3,2/72]_S[1] vyztužen hliníkovým plechem EN AW5084 o tloušťce 1mm. Hodnota τ_{fmz} pro tento panel byla rovna 84,62 MPa. Toto vyztužení zvýšilo maximální střižnou sílu pro obvod přední přepážky na hodnotu 501 kN, čímž byl splněn požadavek na odolnost.

7.5.4 Experimentální měření pevnosti úchytných bodů bezpečnostních pásů

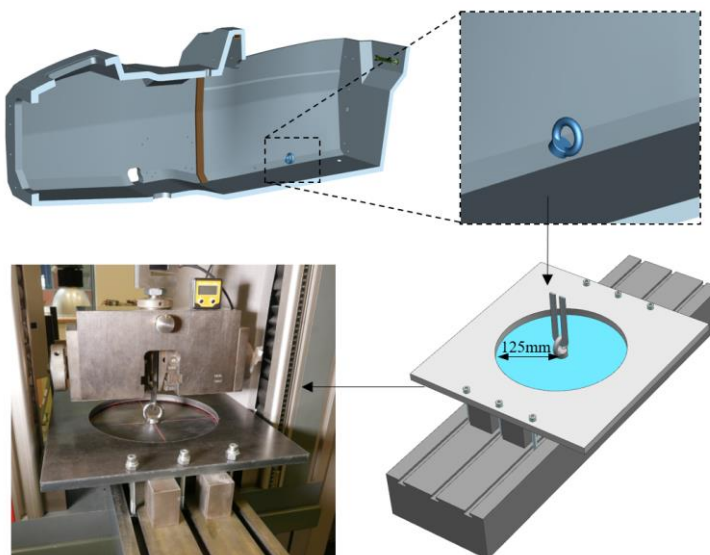
Bylo provedeno experimentální měření dvou variant úchytných bodů pásů. Dle pravidel byly navrženy testovací přípravky tak, aby vzdálenost os insertu od opěrné hrany byla 125 mm. Pokud je vzdálenost osy insertu od volné hrany na výsledném skořepinovém rámu blíže než 125 mm, musí být tato vzdálenost zachována i na zkušebním vzorku.

Úchytný bod ramenních pásů byl vzdálen od volné hrany 64 mm. Tato hodnota byla zachována při experimentálním měření na zkušebním vzorku s označením Ramenní_L[6]_C[3,2/72]_S[1]. Poloha úchytného bodu a testovaný vzorek je na obrázku (Obrázek 7-20).



Obrázek 7-20 Poloha úchytného bodu ramenních pásů a ustavení vzorku na zkušebním zařízení

Úchytný bod břišních pásů nebyl v blízkosti volné hrany. Proto byla opěrná deska vyrobena s kruhovým otvorem o průměru 250 mm. Poloha úchytného bodu a testovaný vzorek s označením Břišní_L[6]_C[3,2/72]_S[1] je uveden na obrázku (Obrázek 7-21).



Obrázek 7-21 Poloha úchytného bodu břišních pásů a ustavení vzorku na zkušebním zařízení

Experimentální měření úchytného bodu ramenních pásů na vzorku Ramenní_L[6]_C[3,2/72]_S[1] bylo ovlivněno způsobem zatěžování. Během zatěžování docházelo k postupnému uvolňování tkaninového pásu, proto byla zkouška předčasně ukončena a nebylo dosaženo meze pevnosti tohoto vzorku. Nicméně byla prokázána odolnost panelu se

šroubovým spojem a insertem, a to na hodnotu 18,1 kN (Tabulka 7-9), což splňuje požadavek 13 kN.

Experimentální měření úchytného bodu břišních pásů na vzorku Břišní_L[6]_C[3,2/72]_S[1] prokázalo odolnost tohoto šroubového spoje s insertem na hodnotu 16,2 kN. Tato hodnota koreluje s analytickým výpočtem $F_{kri-s0,75}$ dle rovnice (5-36) s odchylkou 12,5 % (Tabulka 7-9) a splňuje požadavek na odolnost 13 kN.

Vzorek	Kritické zatížení na mezi pevnostní (N)	Tloušťka vnějšího panelu (mm)	Mez pevnostní potahu ve smyku (MPa)	Průměr insertu (mm)	Průměr podložky (mm)	$F_{kri-s0,75}$ dle rov (5-36) (N)	Odchylka $F_{kri-s0,75}$ od naměřeného kritického zatížení (N)	Odchylka $F_{kri-s0,75}$ od naměřeného kritického zatížení (%)
Ramenní_L[6]_C[3,2/72]_S[1]	18219	1,56	78,4	2x 25	2x 25	28817,2	-10598,2	-36,8
Břišní_L[6]_C[3,2/72]_S[1]	16212,1	1,56	78,4	25	25	14408,6	1803,5	12,5

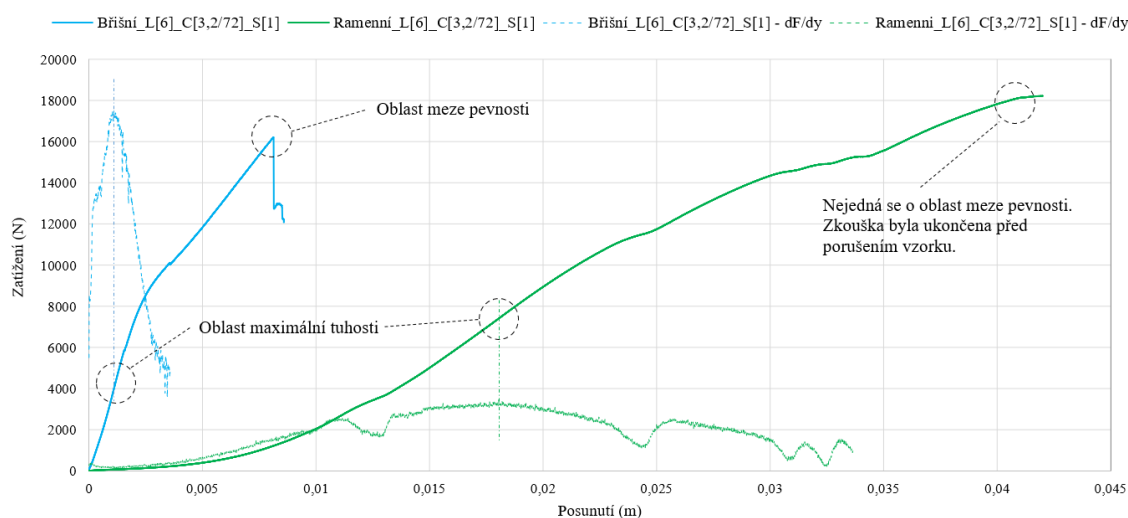
Tabulka 7-9 Výsledné naměřené hodnoty kritického zatížení na mezi pevnosti s odchylkou vůči analytickému výpočtu

V tabulce (Tabulka 7-10) bylo provedeno porovnání naměřených hodnot zatížení při maximální tuhosti s analytickým návrhem F_{kri} dle rovnice (5-33). U vzorku Ramenní_L[6]_C[3,2/72]_S[1] byla odchylka návrhové hodnoty 20,6 %. U vzorku Břišní_L[6]_C[3,2/72]_S[1] byla navrhovaná odchylka 15 %. Obě hodnoty odchylky byly v souladu se stanovenou metodikou uvedenou v kapitole 5.7.3. Naměřená hodnota zatížení při maximální tuhosti byla využita pro návrh ostatních insertů, a to například u uložení ramen a tlumičů.

Vzorek	Zatížení při maximální tuhosti (N)	F_{kri} dle rov. (5-33) (N)	Odchylka F_{kri} od naměřeného zatížení při maximální tuhosti (N)	Odchylka F_{kri} od naměřeného zatížení při maximální tuhosti (%)
Ramenní_L[6]_C[3,2/72]_S[1]	7399,5	9320,0	-1920,5	-20,6
Břišní_L[6]_C[3,2/72]_S[1]	3961,8	4660,0	-698,2	-15,0

Tabulka 7-10 Výsledné naměřené hodnoty zatížení při maximální tuhosti s odchylkou vůči analytickému výpočtu

Záznam z měření odolností úchytných bezpečnostních pásů je uveden v grafu (Graf 7-3). V grafu jsou vyznačeny oblasti meze pevnosti a maximální tuhosti vzorku.



Graf 7-3 Záznam z měření odolností úchytných bodů bezpečnostních pásů

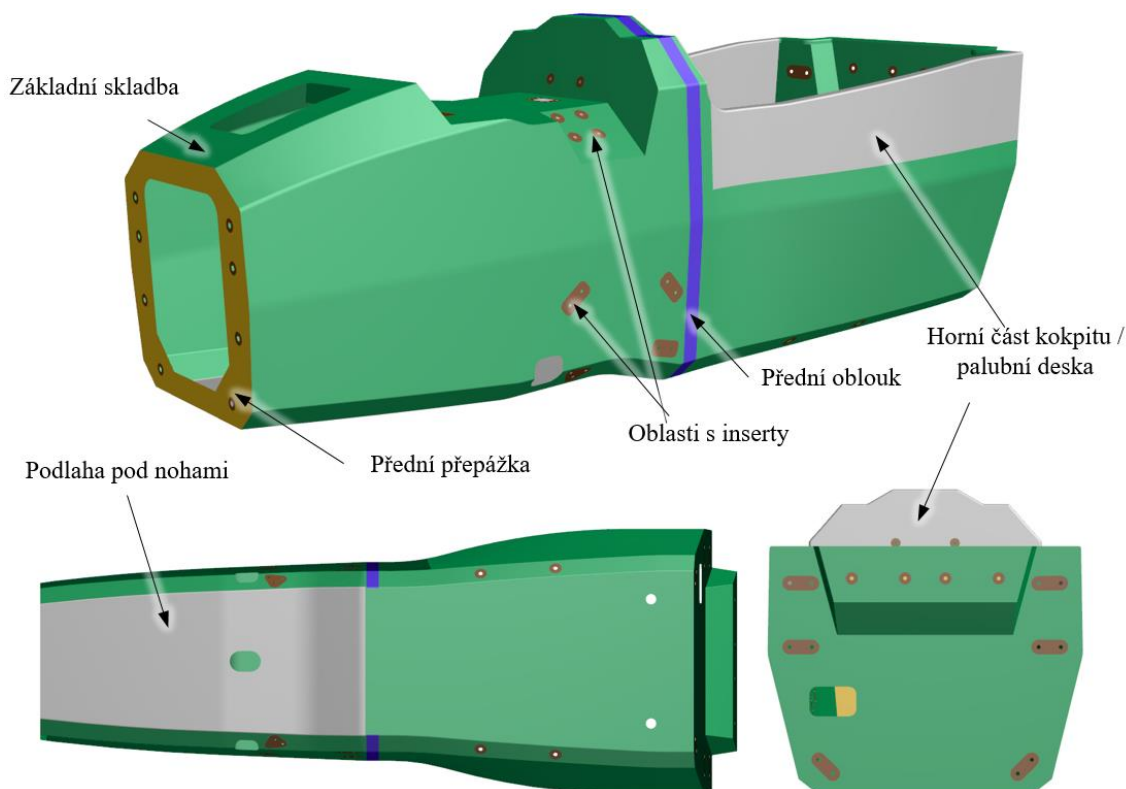
7.5.5 Výpočet torzní tuhosti

Požadavek na torzní tuhost byl stanoven dle kapitoly 3, a to na 4 až 6 násobek hodnoty klopné tuhosti nápravy. Klopná tuhost nápravy toho vozu byla 534 Nm° , odtud vyplývá požadovaná torzní tuhost rámu mezi nápravami v rozsahu 2136 až 3204 Nm° .

Výpočet torzní tuhosti byl proveden pro skořepinový rám společně se zadním ocelovým rámem vozu. Numerická simulace byla provedena ve strukturálním lineárním řešiči NX Nastran SOL 101 a pre-post procesoru Siemens Simcenter 3D 12 [50], [51]. Na zjednodušený model skořepiny byla aplikována 2D síť s elementy druhého řádu (typu CQUAD8) s relativní velikostí 8 mm. Výsledný sendvičový panel byl vytvořen metodou Global layup. Pomocí této metody byly v modelu vytvořeny inserty a vlamínovaný přední oblouk z čtvercového profilu $30 \times 30 \times 3 \text{ mm}$ ze slitiny hliníku EN AW 6082.

Základní skladba (Obrázek 7-22 – zelená)

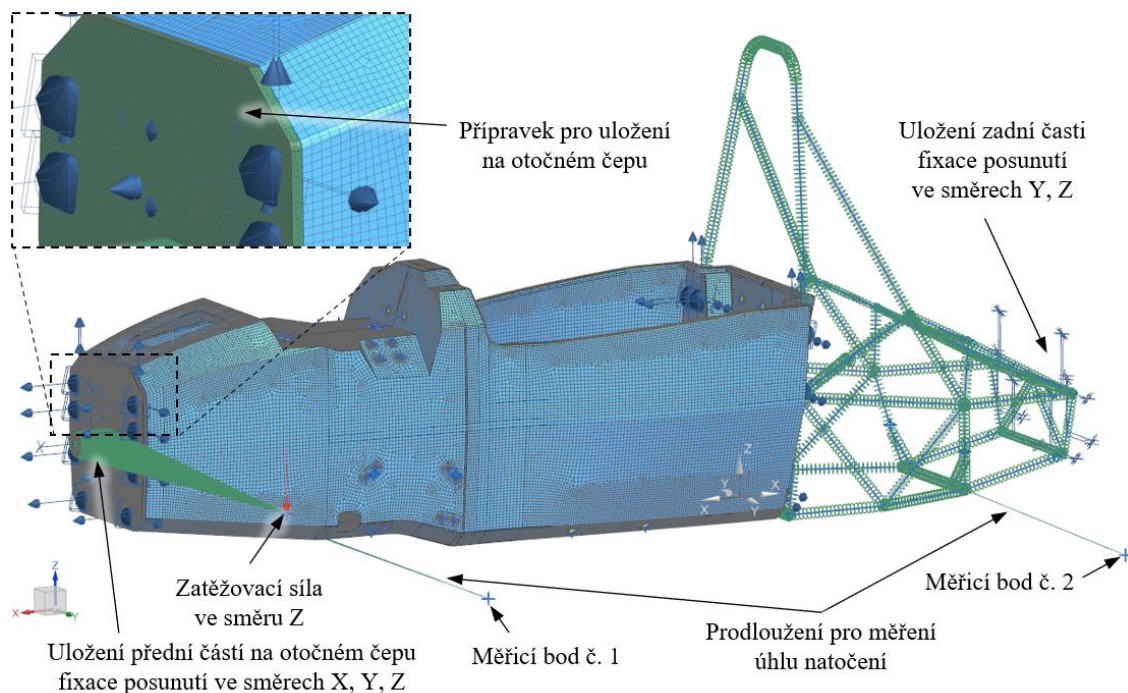
- Skladba:** [0/45/0/0/-45/0]_T[C-20-3.2-72 (20 mm)][0/45/0/0/-45/0]_T
1. Horní část boční struktury/palubní deska/ přední část podlahy (Obrázek 7-22 – modrá)
Skladba: [0/45/0/0/-45/0]_T[C-20-3.2-72 (15 mm)][0/45/0/0/-45/0]_T
 2. Oblast insertu (Obrázek 7-22 – hnědá)
Skladba: [0/45/0/0/-45/0]_T[TECAPEEK CF30] [0/45/0/0/-45/0]_T
 3. Přední oblouk (Obrázek 7-22 – fialová)
Skladba: [0/45/0/0/-45/0]_T[EN AW6082 -30x30x3] [0/45/0/0/-45/0/0/45/0/0/-45/0]_T
 4. Přední přepážka (Obrázek 7-22 – žlutá)
Skladba:[ENAW6082 1mm][0/45/0/0/-45/0/0/-45/0/0/45/0]_T[C-20-3.2-72(20mm)][0/45/0/0/-45/0]_T



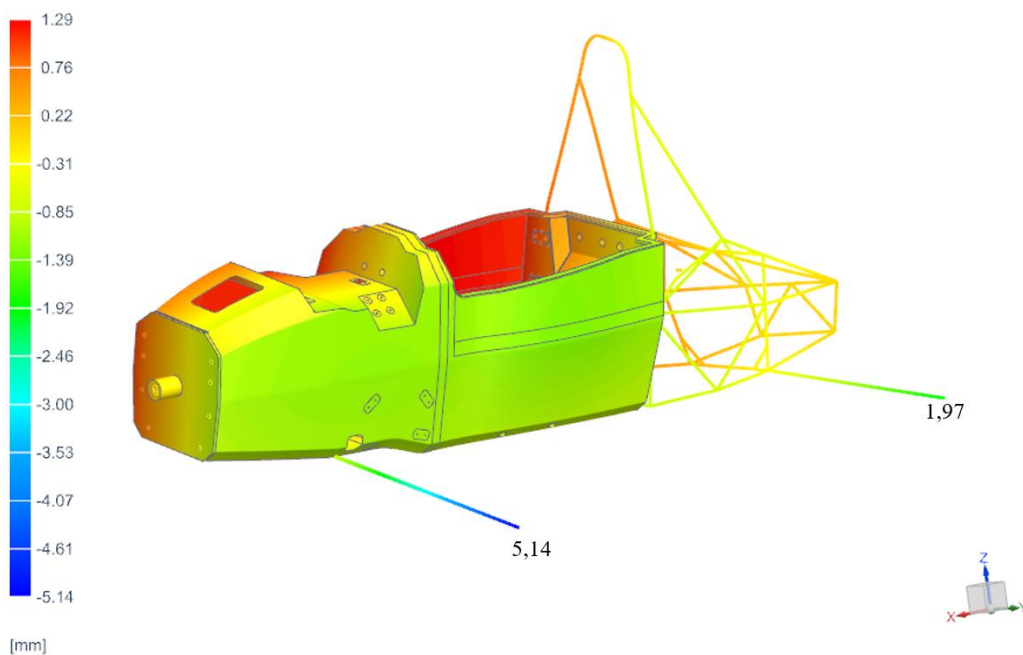
Obrázek 7-22 Rozvržení GLOBAL LAYUP na skořepinovém rámu. (nahore- 3D pohled, dole vlevo – spodní pohled, dole vpravo – zadní pohled)

Zadní část trubkového rámu byla vytvořena pomocí 1D sítě s CBEAM elementy o velikosti 10 mm. Spojení přední části skořepinového rámu a zadní trubkové části bylo provedeno pomocí funkce „Manual Coupling“ se sružením normálových posunutí ve směrech X, Y, Z. Výsledný

síťový model byl v přední části uložen na otočném čepu s fixací posunutí ve směrech X, Y, Z a v zadní části byl fixován (fixace posunutí ve směrech Y, Z). Pro uložení na předním otočeném čepu byl síťový model rozšířen o přípravek, který byl se skořepinovým rámem spojen v místě insertů pro připojení deformačního členu pomocí funkce „Manual Coupling“ s omezením translace ve směrech X, Y, Z. Zatěžovací moment 500 Nm byl vytvořen aplikací jednotkové síly $F = 500 \text{ N}$ na rameno o délce 1000 mm. V oblasti přední a zadní nápravy bylo do výpočtového modulu přidáno prodloužovací rameno pro zjištění úhlu natočení rámu v daném místě. Toto ustavení se způsobem měření úhlu natočení rámu koresponduje s následným experimentálním měřením. Komplexní posouzení metodiky výpočtu torzní tuhosti a validace numerické simulace s experimentálním měřením je uvedeno v kapitolách 9.2.3 a 9.2.4, kde je celá problematika měření a výpočtu detailně rozepsaná.



Obrázek 7-23 MKP model s uložním a aplikovanou zatěžovací silou



Obrázek 7-24 Výsledky numerické simulace pro zatížení 500 Nm – posunutí ve směru Z

Vypočtené hodnoty posunutí měřících bodů č. 1 a 2 ve směru Z byly přeočteny do směru kolmo na spojnicí měřeného bodu a pomyslné osy rotace dle obrázku (Obrázek 9-44) a rovnice (9-2). Z těchto hodnot úhlu natočení byl vypočten úhel zkroucení celeného rámu v oblasti mezi měřícím bodem č. 1 a 2, tedy mezi přední a zadní nápravou pro zatížení krouticím momentem 500 Nm. Hodnota tohoto natočení (zkroucení) byla stanovena na 0,17425°. Vypočtené hodnoty byly zaneseny do tabulky (Tabulka 7-11). Potom je torzní tuhost celého rámu mezi nápravami k_c dle rovnice (3-2) 2864,4 Nm/°.

Veličina	Měřící bod	
	č. 1	č. 2
Vzdálenost k ose rotace ve směru y (mm)	1000	1000
Vzdálenost k ose rotace ve směru z (mm)	238,2	286,5
Vzdálenost k ose rotace ve směru yz (mm)	1028	1040,2
Úhle α (°), který svírá prodlužovací rameno a spojnice měřeného bodu s osou rotace	13,9	16,9
Δz - Posunutí měřeného bodu ve směru Z	5,14	1,97
Δz_k - Posunutí měřeného bodu ve směru kolmo na spojnicí měřeného bodu a osy rotace	4,99	1,89
Natočení k podélné rovině vypočteno z Δz (°)	0,29450	0,11287
Natočení k ose rotace vypočteno z Δz_k (°)	0,27808	0,10383

Tabulka 7-11 Vypočtené hodnoty numerické simulace a poloha měřících bodů

7.5.6 Evaluace návrhu skořepinového rámu

V kapitole 7.5 byl proveden návrh kompletního kompozitního sendvičového panelu pro celý skořepinový rám včetně návrhu šroubových spojů a validací pomocí experimentálního měření. Návrh s následnou validací splnil veškeré požadavky kladené na posuzovanou skořepinu a zároveň byl splněn požadavek na torzní tuhost mezi nápravami. Výsledná vypočtená hmotnost skořepinového rámu byla 22,06 kg.

Součást	Objem/plocha		Hustota/gramáž		Hmotnost (kg)
Inserty	0,00083	m ³	1380	kg.m ⁻³	1,15
Potah	35,72	m ²	0,385	kg.m ⁻²	13,75
Jádro	0,057	m ³	72	kg.m ⁻³	4,10
Adhezní film	5,95	m ²	0,25	kg.m ⁻²	1,49
Přední oblouk	506726	mm ³	2750	kg.m ⁻³	1,39
AL deska přední přepážka	65310	mm ³	2750	kg.m ⁻³	0,18
Celková hmotnost					22,06

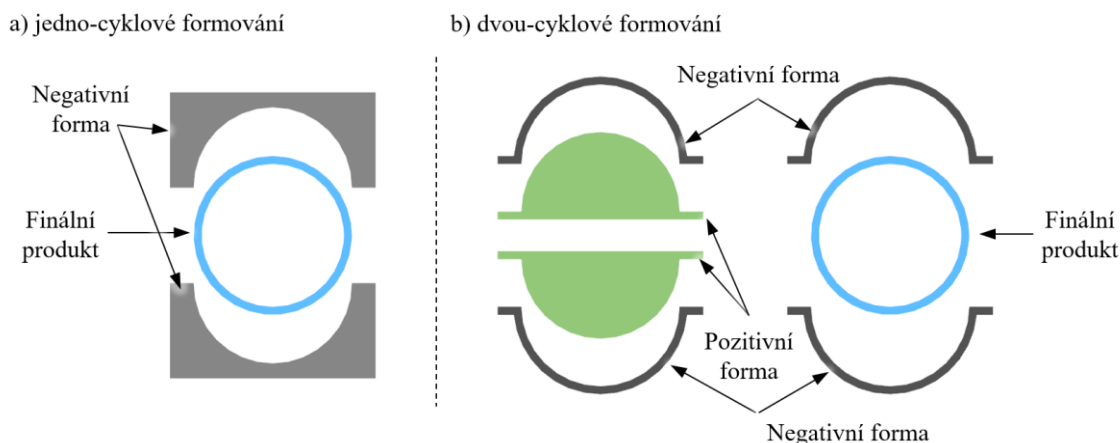
Tabulka 7-12 Vypočtená hmotnost navrženého skořepinového rámu

7.6 Návrh formy skořepiny

Návrh formy pro výrobu skořepinových rámu, kde je kladen důraz na kvalitu vnějšího povrchu a rozměrovou přesnost, byl demonstrován na výrobě trubky. Vnější formu lze vyrobit jedno-cyklovým nebo dvou-cyklovým procesem.

Jedno-cyklové formování: (Obrázek 7-25 a) nevýhodou tohoto řešení je vysoká hmotnost formy, a tudíž složitá manipulace při dělení formy; větší rozměr formy; menší tvarová stabilita; náročnější opracování. Výhodou je naopak vyšší přesnost výrobku, která je daná snížením počtu technologických kroků. Tento typ forem se spíše používá u menších forem pro neuzavřené tvary výsledného produktu a pro sériovou výrobu, kde formy mohou být vyrobeny například ze slitiny hliníku.

Dvou-cyklové formování: (Obrázek 7-25 b) výroba negativní formy s použitím pozitivního modelu výrobku. Nevýhodou toho řešení je nižší přesnost vlivem zvýšení počtu technologických kroků. Výhodou je naopak nízká hmotnost, materiál formy může být použit stejný, jako materiál u výsledného produktu, čímž je zaručena stejná tepelná roztažnost při výrobním procesu.

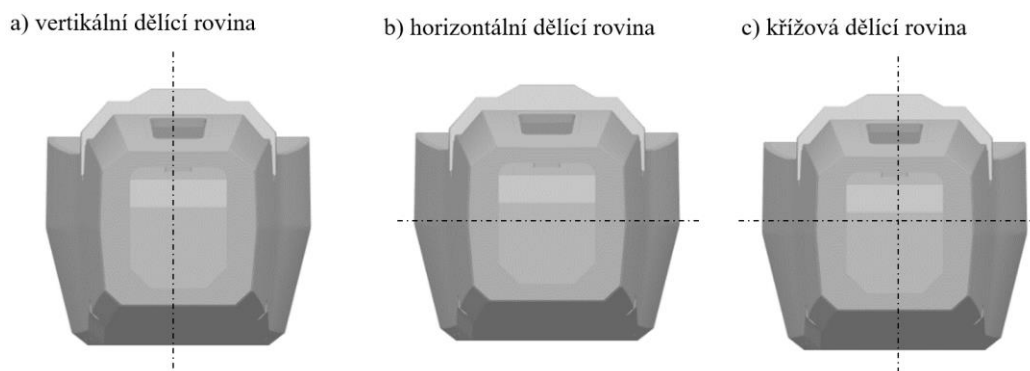


Obrázek 7-25 Jedno a dvou-cyklové formování

Protože výsledná skořepina byla vyráběna v autoklávu za teploty až 120 °C a tlaku 6 bar, byla zvolena vzhledem i k ceně a rozměrům autoklávu metoda dvou-cyklového formování s využitím pozitivní a negativní formy.

7.6.1 Negativní forma

Formy pro uzavřené struktury je nutné vždy rozdělit vhodnými dělicími rovinami z hlediska formovatelnosti. Na obrázku (Obrázek 7-26) byly zobrazeny možné způsoby rozdělení formy pro posuzovanou skořepinu (horizontální, vertikální a křížová dělicí rovina)



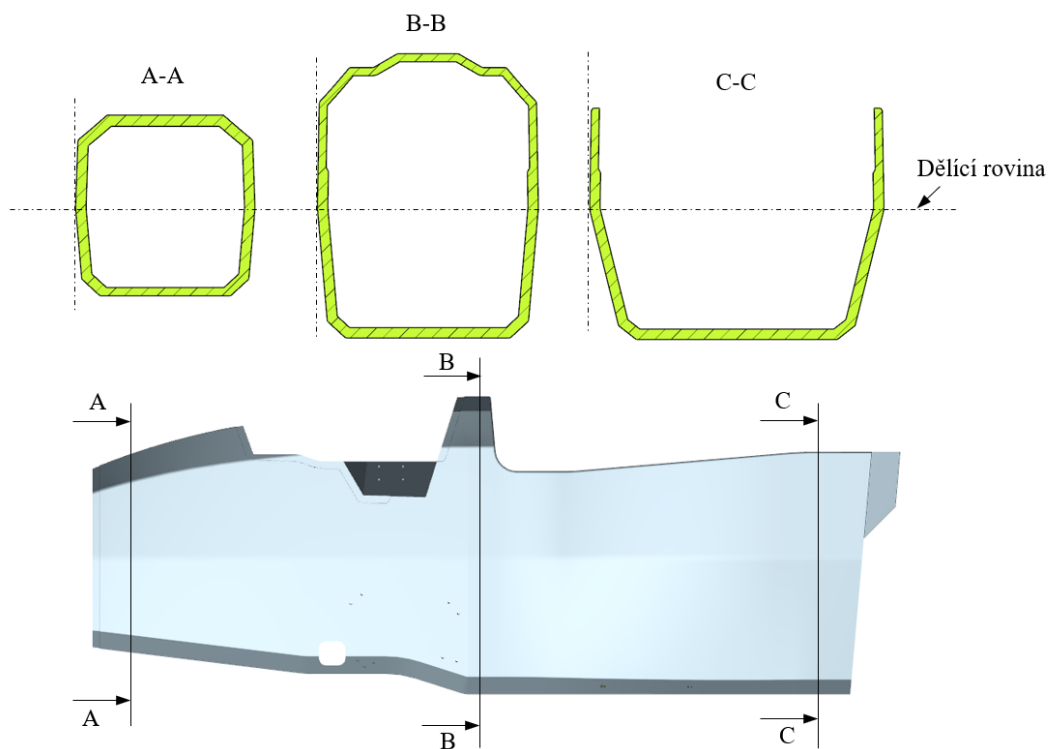
Obrázek 7-26 Varianty možných dělicích rovin skořepinového rámu

Pokud se jedná o složitější skořepiny, je nutné přidat pomocné dělicí roviny pro lokální formování složitých částí. Na obrázku (Obrázek 7-27) níže byla pro příklad zobrazena dvanácti dílná forma pro vůz Formula 1.



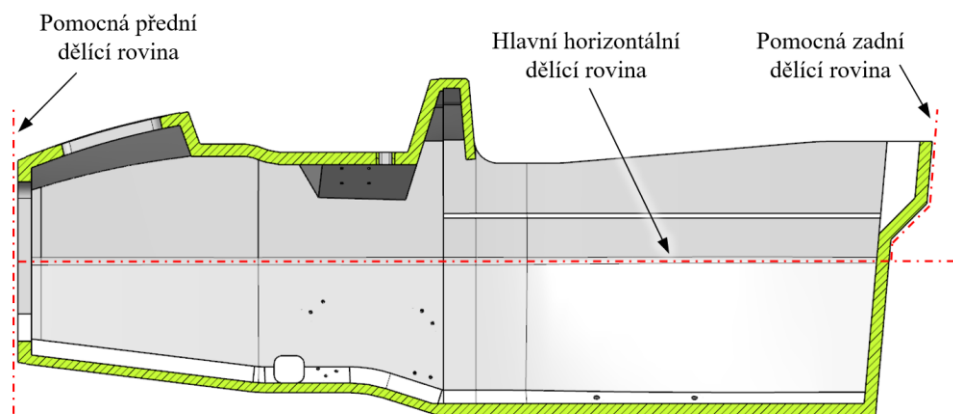
Obrázek 7-27 Dvanácti-dílná forma vozu Formula 1 [70]

Pro návrh formy musí už být samotný díl navržený tak, aby byl odformovatelný. Jedná se především o formovací úhel, což je sklon stěn od dělicí roviny. Tento úhel se zpravidla v technické praxi kompozitu používá min. $1,5^\circ$, tak aby daný díl formy mohl být sejmut kolmo na dělicí rovinu. [16] Forma byla navržena s horizontální dělicí rovinnou ve středové části skořepiny. Z hlediska konstrukce formy mohla být forma rozdělena i vertikálně, ale hlediska konstrukce skořepinového rámu bylo požadováno zachovat rovnou podlahu, na které by při vertikální dělicí rovině musel být výše zmiňovaný úkos pro formovatelnost dílu. Ve všech řezech nad a pod dělicí rovinnou byl dodržen minimální úkos $1,5^\circ$ (Obrázek 7-28).



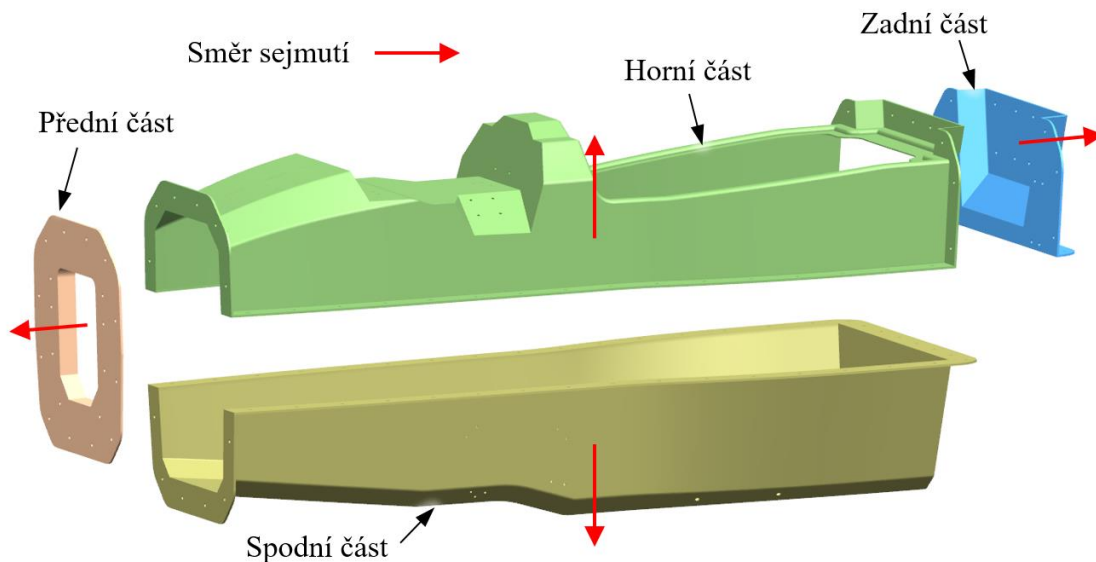
Obrázek 7-28 Řez skořepinou v přední, střední a zadní části

Protože v zadní části skořepiny se nachází podkos, který zde byl nezbytný z konstrukčního hlediska, nebylo by tedy možné horní polovinu formy bez dalšího rozdělení sejmout ve vertikálním směru. Proto v zadní části byla přidána pomocná dělicí rovina. Zadní část tak bylo možno sejmout samostatně směrem dozadu. V přední části byl montážní otvor, který bylo nutné vyrobit s vnitřním lemem. Tento lem také znemožňuje sejmoutí horní a spodní poloviny formy ve vertikálním směru. Proto v přední části skořepiny byla zvolena další pomocná dělicí rovina. Přední část bylo tak možno sejmout samostatně směrem dopředu. Výsledné dělicí rovny byly zobrazeny na obrázku (Obrázek 7-29).



Obrázek 7-29 Navržené dělicí roviny pro formu skořepiny

Na základě hlavní dělicí rovinný a dvou vedlejších, byla navržena čtyřdílná negativní forma obrázek (Obrázek 7-30). Pro spojení forem byl zvolen šroubový spoj s využitím šroubů M8, aby bylo možné realizovat spojení všech forem, byly formy rozšířeny o příruby. V hlavní horizontální dělicí rovině bylo použito 32 šroubových spojů a v obou vedlejších dělicích rovinách 30 šroubových spojů s rozstupem 90 mm.



Obrázek 7-30 Čtyřdílná negativní forma pro výrobu skořepinového rámu

Požadavky na materiál negativní formy jsou dány výrobní technologií výsledného skořepinového rámu a tvarovou složitostí výsledné formy. Skořepinový rám byl vyráběn při tlaku 6 bar a teplotě 120 °C. Aby bylo dosaženo požadované tvarové stálosti za tepla, byla zvolena tkanina z uhlíkových vláken. Dle odborné publikace Hexel Tooling Fabrics User Guide [71] se doporučují dvě tloušťky stěny formy, a to 6,35 mm a 10,2 mm v závislosti na velikosti a tvarové složitosti formy. Pro tento typ středně velké formy byla zvolena tloušťka 6,35 mm.

Pro dosažení požadované tloušťky bylo využito:

- jedné vrstvy epoxidového gelcoatu pro výrobu forem (tloušťka 0,5 mm),
- jedné spojovací vrstvy (tloušťka 0,25 mm),
- jedné vrstvy tkaniny CC 200 kepr (gramáž 200 g/m², tloušťka 0,2 mm),
- devíti vrstev tkaniny CC 600 kepr (gramáž 600 g/m², tloušťka 0,6 mm).

Pro matrici byla zvolena epoxidová pryskyřice LH 289 s tužidlem typu 287 s hmotnostním poměrem 100:33. Tato kombinace zajistí za prvé dlouhou zpracovatelnost matrice při teplotě 23 °C zhruba 6 hodin, která je důležitá vzhledem k časové náročnosti pokládání jednotlivých vrstev a aplikaci vakuového pytle. Za druhé zajistí odolnost matrice 120 °C při aplikaci vhodného temperování formy po laminaci.

Hmotnostní podíl pryskyřice u mokré ruční laminace vůči hmotnosti tkaniny byl uvažován 1:1. Z tohoto faktu lze dle rovnice (7-6) vypočítat minimální potřebné množství pryskyřice pro laminaci.

$$m_{p-min} = n \cdot \sigma_t \cdot S_n \quad (7-6)$$

kde m_{p-min} je minimální potřebné množství pryskyřice včetně tužidla (kg), n je počet vrstev (-), σ_t je gramáž tkaniny (kg/m²), S_n plocha negativní formy (m²).

Pro vyráběnou negativní čtyřdílnou formu s plochou 3,96 m² je potřeba minimálně 22,2 kg. S vyvažováním rezervy 20 % je potřeba tedy 26,6 kg.

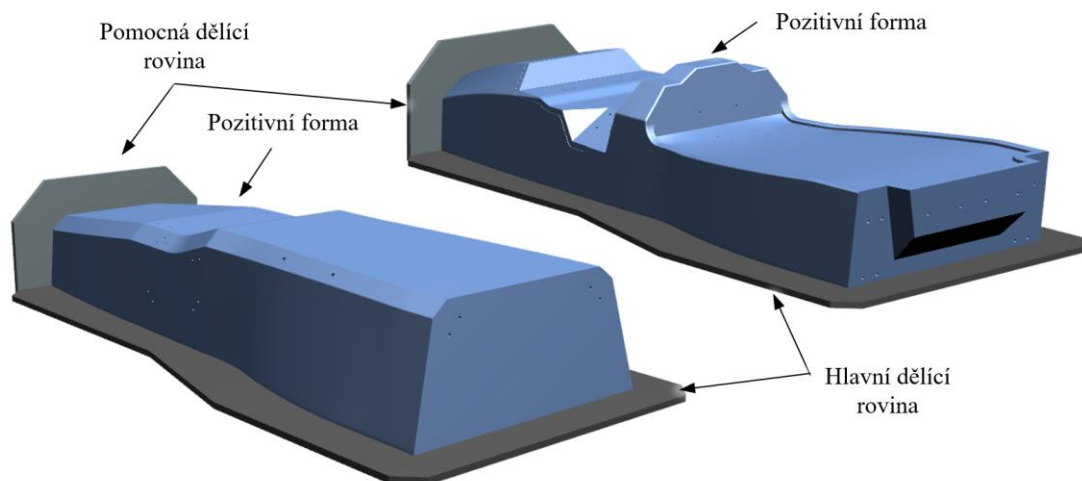
Orientační cena formy byla stanovena v tabulce (Tabulka 7-13) dle platných cen v roce 2020.

Položka	Množství	Rezerva (%)	Množství	Jednotková cena	Celkem
Gelcoat P	1x 3,96 m ² Vydatnost 0,5-1 kg/m ²	20	4,7 kg	900 Kč	4 277 Kč
Pryskyřice LH 289	Pro plochu 3,96m ² (1x GG200; 9x G600) 26,6kg s hmotnostním podílem 100:33	20	20 kg	250 Kč	5 000 Kč
Tužidlo 287			6,6 kg	1 200 Kč	7 920 Kč
Tkanina CC 200	1x 3,96 m ²	30	5,3 m ²	430 Kč	2 299 Kč
Tkanina CC 600	9x 3,96 m ²	35	37 m ²	560 Kč	20 735 Kč
Skelná sekaná vlákna 3 mm	0,2 kg.m ⁻²	10	0,8 kg	150 Kč	120 Kč
Bavlněné vložky	0,2 kg.m ⁻²	10	0,8 kg	300 Kč	240 Kč
				Celkem	40 590 Kč

Tabulka 7-13 Orientační výpočet ceny materiálu potřebného na výrobu formy

7.6.2 Pozitivní forma

Dle dělení negativní formy byly navrženy dvě hlavní pozitivní formy. Byla navržena forma pro spodní a horní část negativní formy (Obrázek 7-31).



Obrázek 7-31 Horní a spodní pozitivní forma

Pro výrobu pozitivních forem byly porovnány dva možné materiály. Prvním materiálem byla dřevovláknitá deska střední hustoty neboli MDF (MDF-E1) a druhý materiál byl SikaBlock M700. Oba tyto materiály mají podobou hustotu a standardně se používají na výrobu forem tohoto typu. Objem obou pozitivních bloků forem je zhruba 0,698 m³ s celkovou obráběnou plochou 3,15 m². V tabulce (Tabulka 7-14 a Tabulka 7-15) byly porovnány ceny a vlastnosti polotovarů. Na základě ceny materiálu byl pro případovou studii vybrán materiál MDF E1. Pokud nebude cena ovlivňujícím faktorem, bude vzhledem k výrobnímu procesu a časové náročnosti vhodnější volba polotovaru z polyuretanové pěny.

Materiál	Hustota (kg.m-3)	Cena (EUR/kg)	Pevnost v ohybu (MPa)	Polotovar na horní negativní formu			
				Rozměr (mm)	Objem (m3)	Hmotnost (kg)	Cena (Kč)
MDF E1	670	1	17	1660x	0,353	236,5	5 900
Sika Block - M700	700	6	26	700x304		247,1	37 050

Tabulka 7-14 Porovnání polotovarů pro výrobu pozitivní formy

Vlastnost	Popis
Cena	Cena SB-M700 je 6x větší než MDF-E1
Obrobitelnost	Oba materiály mohou být třískově obráběny. Rozdíl je ve tvorbě třísky. Materiál SB-M700 vytváří normální celistvou třísku. Materiál MDF E1 vytváří velmi mále třísky s vysokou prašností.
Povrch	Povrch materiálu SB-M700 po opracování je hladký a vyžaduje pouze částečné ruční dobroušení. Naopak povrch MDF E1 je po opracování „chlupatý“ a vyžaduje větší míru ručního dobroušení.
Dokončovací operace	Materiál SB-M700 je nesmáčivý. Povrch je možné přímo vyleštit a je připraven pro formování. Materiál MDF-E1 je částečně smáčivý. Před leštěním povrchu a formováním je nutné aplikovat 2 až 3 vrstvy polyuretanového plniče pórů s nutným broušením mezi každou vrstvou.

Tabulka 7-15 Souhm vlastností porovnávaných polotovarů

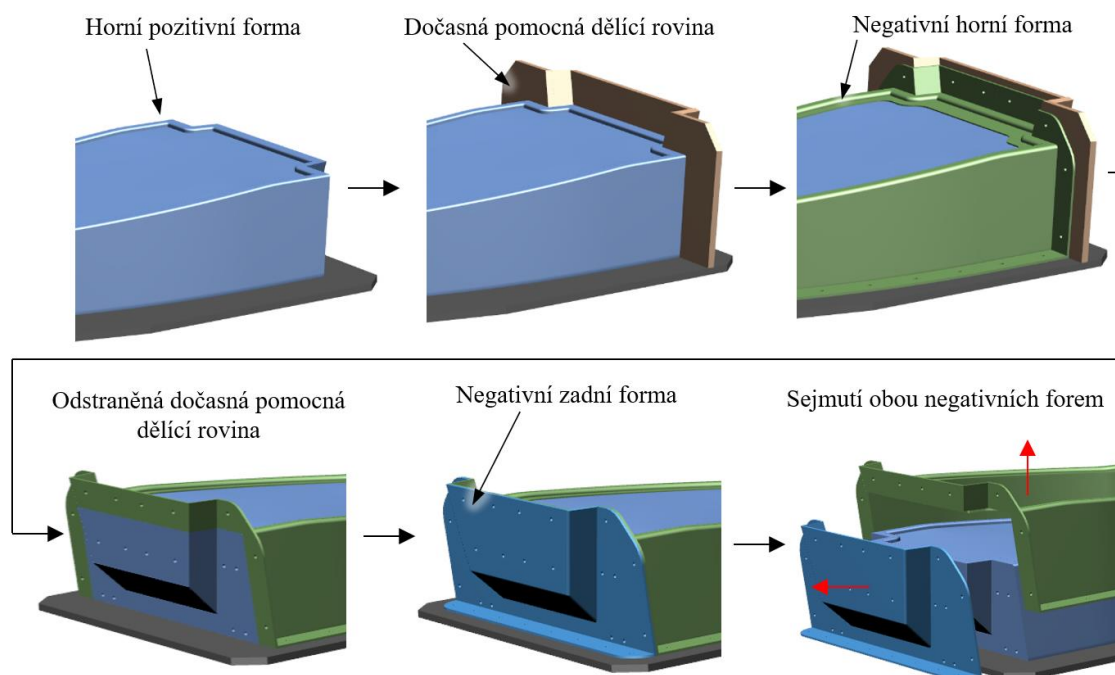


Obrázek 7-32 Obrábění materiálu SBM700



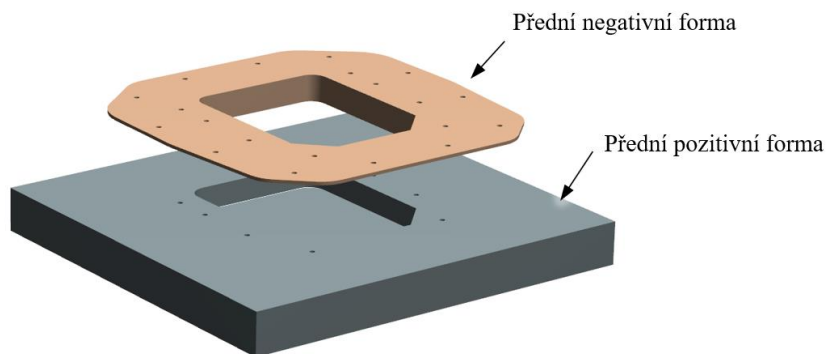
Obrázek 7-33 Obrábění materiálu MDF-E1

Zadní část formy byla vyrobena pomocí dočasné dělicí roviny, která byla ve výrobním postupu doplněna k horní části pozitivní formy. Celkový výrobní postup horní a zadní formy byl zobrazen na obrázku (Obrázek 7-34).



Obrázek 7-34 Výrobní postup zadní formy s využitím dočasné pomocné dělicí roviny

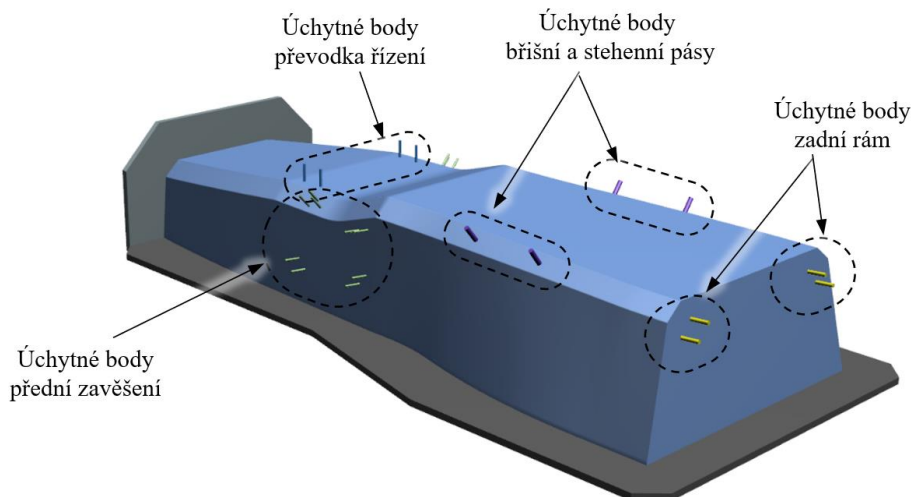
Pro přední formu byla navržena samostatná malá forma, viz obrázek (Obrázek 7-35).



Obrázek 7-35 Přední negativní a pozitivní forma

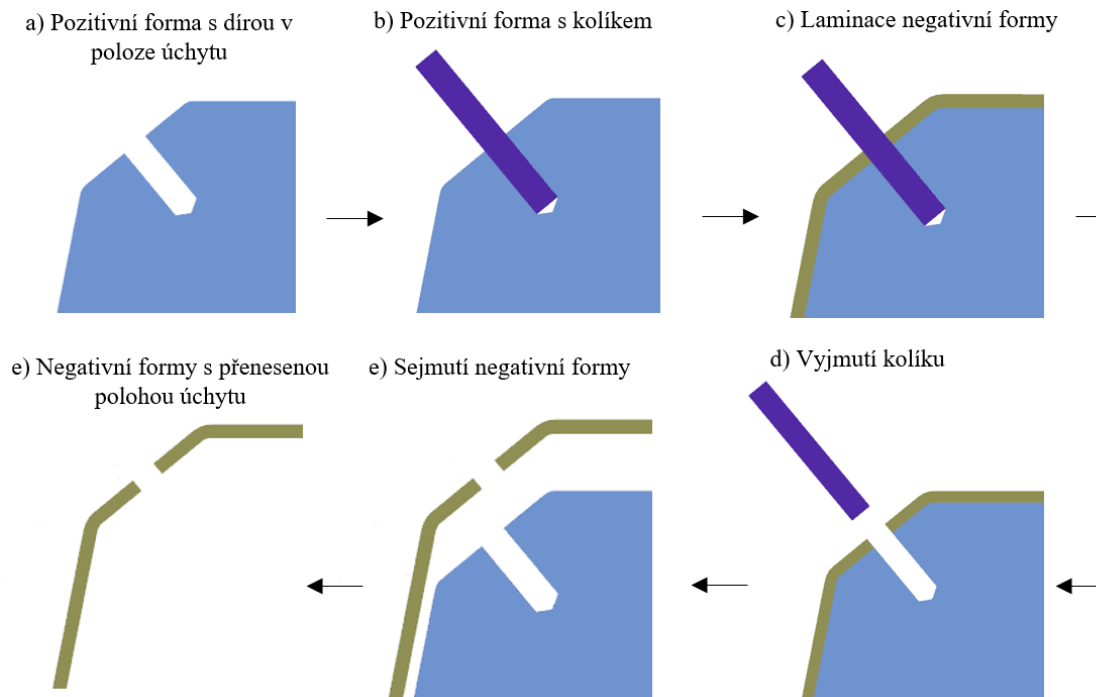
7.6.3 Poloha úchytných bodů funkčních celku a zavěšení

Poloha všech úchytných bodů, která byla definována v návrhu samotné skořepiny, byla přenesena do pozitivní formy. V místě polohy insertu skořepiny byly v pozitivní formě navrženy díry o daném vnitřním průměru insertu. Do těchto děr byly vloženy kolíky (Obrázek 7-36) (ocel nebo teflon) pro přenos polohy děr na negativní formu, a to dle postupu na obrázku (Obrázek 7-37).



Obrázek 7-36 Kolíky v pozitivní formě v místech úchytných bodů

Při předpokladu výroby pozitivní formy CNC technologií je dána přesnost polohy těchto bodů celkovou přesností výrobního stroje.



Obrázek 7-37 Postup přenosu polohy úchytných bodů z pozitivní na negativní formu

8 Případová studie výroby negativní formy

Stejně jako v předchozí kapitole 7 byla provedena případová studie výroby negativní formy pro vůz kategorie Formula student.

8.1 Výroba pozitivní formy

Protože negativní forma byla vyráběna metodou mokré laminace a nebyl kladen důraz na teplotní odolnost pozitivní formy, byl pro výrobu této formy vybrán levnější materiál MDF E1. Polotovary pro opracování byly vyrobeny lepením jednotlivých desek MDF E1 o tloušťce 38 mm pomocí lepidla PH-3977 + PF-3700-2. Následně bylo provedeno CNC opracování forem na stroji RAY FC 3022 SUPER HIGH. Časová náročnost opracování horní a spodní poloviny formy byla 22 hodin.



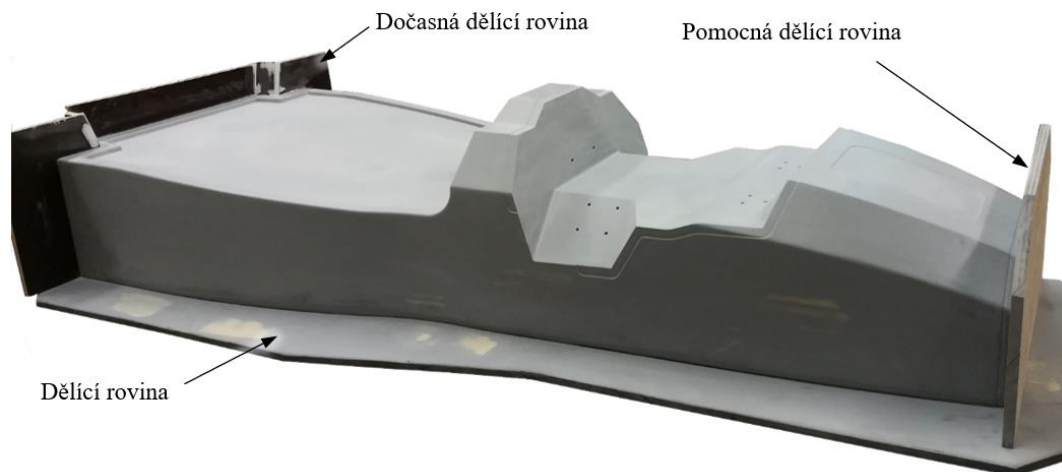
Obrázek 8-1 Opracování horní poloviny formy na stroji RAY FC 3022 SUPER HIGH

Po opracování na stroji byla forma upravena dle následujícího pracovního postupu pro spodní polovinu formy v tabulce (Tabulka 8-1). Protože byl zvolen materiál MDF E1, který je smáčivý bylo nutno aplikovat povrchovou úpravu polyuretanovým plničem pórů. Průběžná doba níže popsaného postupu pro jednu polovinu formy byla 10,5 hodiny s časovou náročností výrobních dělníků 12,5 hodiny. Tento čas je převážně tvořen časem nutným na vytvrzení polyuretanového plniče (2 hodiny) před následným broušením.

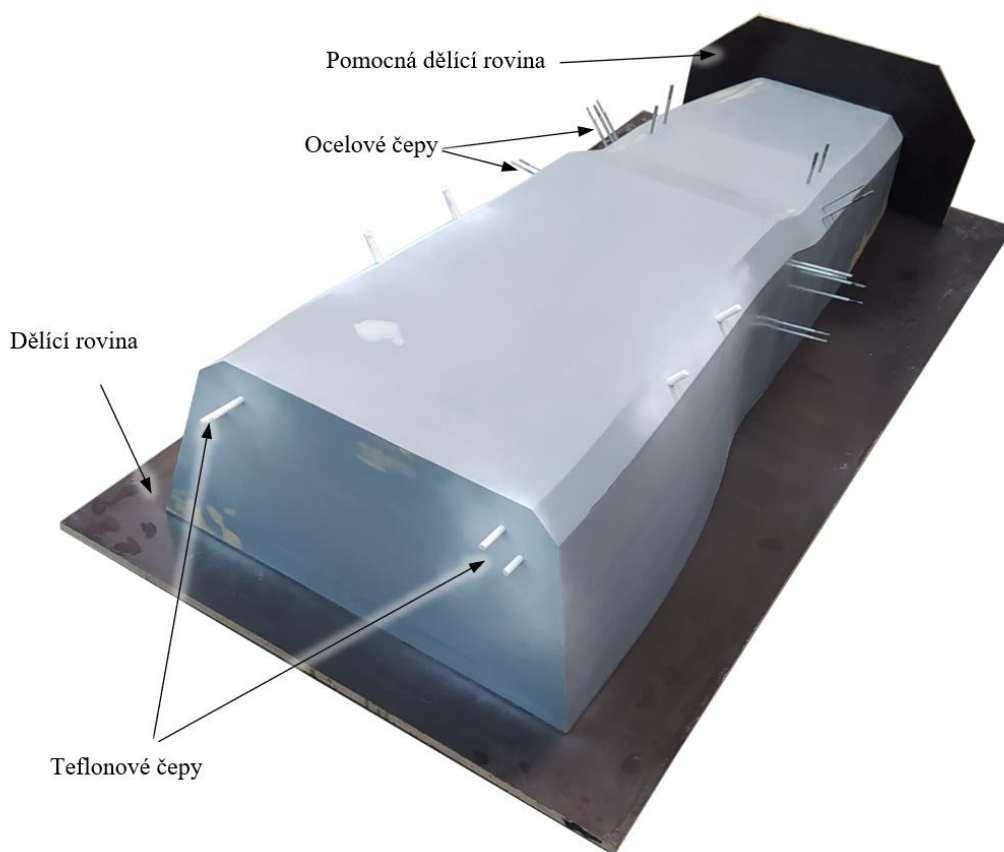
Č.O.	Popis operace	Materiál/Prostředek	Doba (min)	VD
1	Broušení formy	Brusný papír hrubost 100	60	2
2	Lakování formy	PolyKar Plnič 2K PUR	30	1
3	Vytvrzení PUR při pokojové teplotě	Pokojová teplota 23 °C	120	0
4	Broušení formy	Brusný papír hrubost 250	60	2
5	Lakování formy	PolyKar Plnič 2K PUR	30	2
6	Vytvrzení PUR při pokojové teplotě	Pokojová teplota 23 °C	120	0
7	Broušení formy	Brusný papír hrubost 380	60	2
8	Broušení formy pod vodou	Brusný papír hrubost 600	60	2
9	Přidělaní hlavní dělicí roviny	Vruty 4x50, vrtačka	30	2
10	Přidělaní pomocné dělicí roviny	Vruty 4x50, vrtačka	30	2
11	Osazení teflonových čepů v úchytných bodech	Teflonová tyč pr. 8 mm	15	2
12	Osazení ocelových čepů v úchytných bodech	Ocelová tyč pr. 5 mm	15	2

Tabulka 8-1 Výrobní postup pozitivní formy

Výsledné formy včetně dělicí roviny jsou zobrazeny na obrázcích (Obrázek 8-2, Obrázek 8-3).

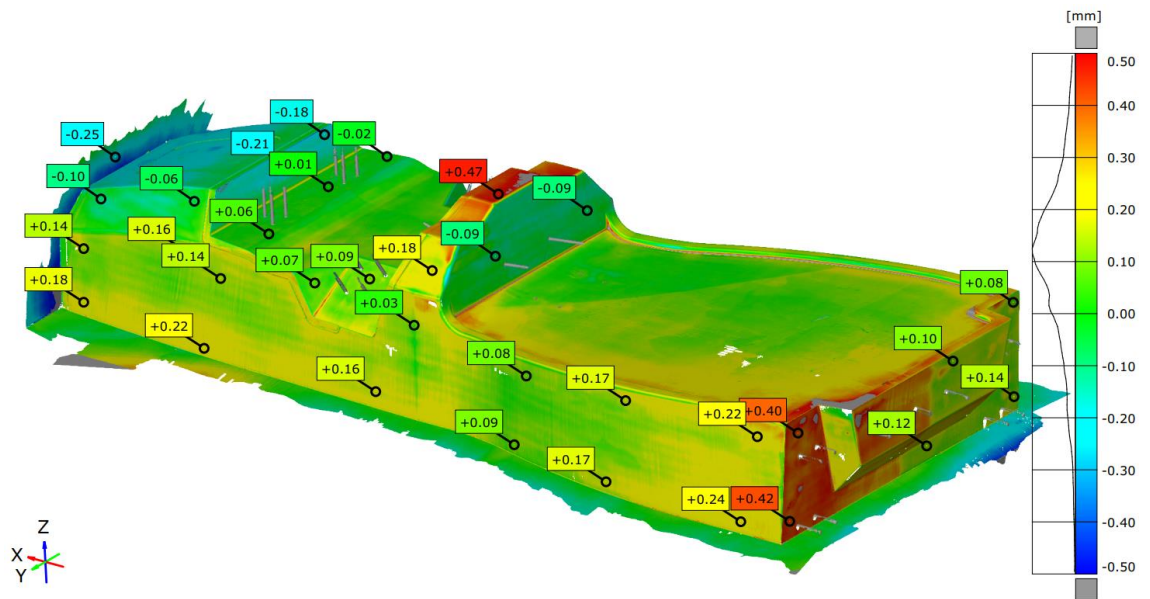


Obrázek 8-2 Horní pozitivní forma včetně dělicích rovin bez čepů v úchytných bodech

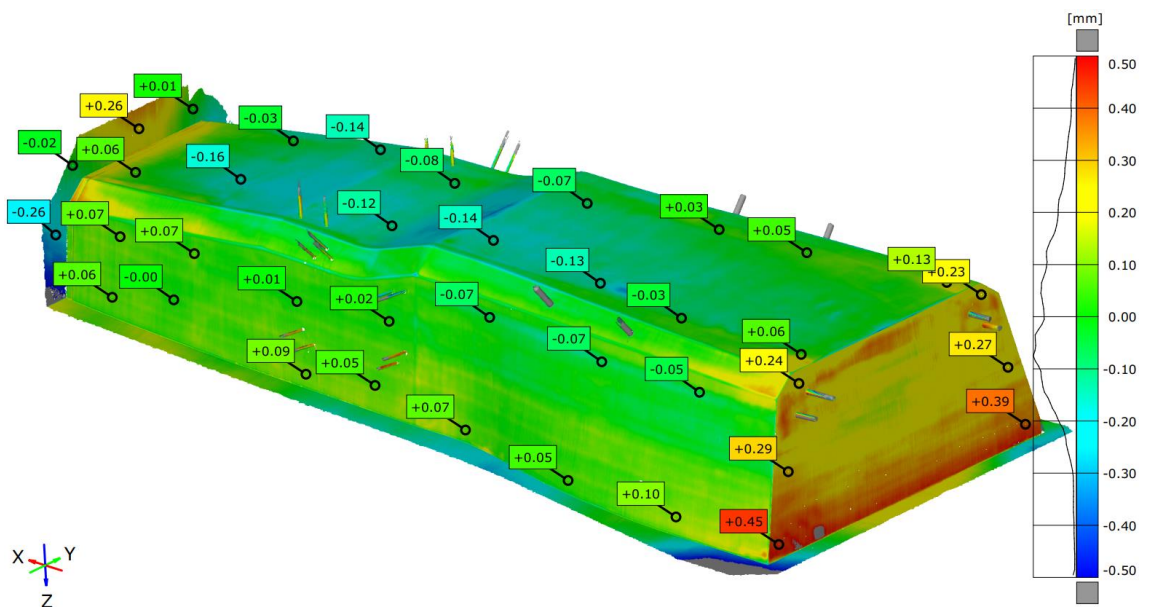


Obrázek 8-3 Spodní pozitivní forma včetně dělicích rovin s teflonovými a ocelovými čepy v úchytných bodech

Pro ověření výrobní přesnosti byla provedena rozměrová analýza forem (Obrázek 8-4, Obrázek 8-5). Obě poloviny byly vyrobeny dle histogramu s přesností zhruba $\pm 0,3$ mm. Přičemž největší nepřesnost horní formy byla v horní části předního oblouku $+0,47$ mm a v levé polovině zadní části $+0,42$ mm. Největší nepřesnost spodní formy byla ve spodku zadní části $+0,45$ mm. Tyto odchylky byly způsobeny nepřesností stroje $\pm 0,15$ mm a ručním dokončením povrchu. Při obrábění nebylo uvažováno s přidavnou vrstvou PolyKar Plnič 2K PUR, který na povrchu vytvořil vrstvu o tloušťce 0,1 až 0,15 mm, což mohlo způsobit další nepřesnost.



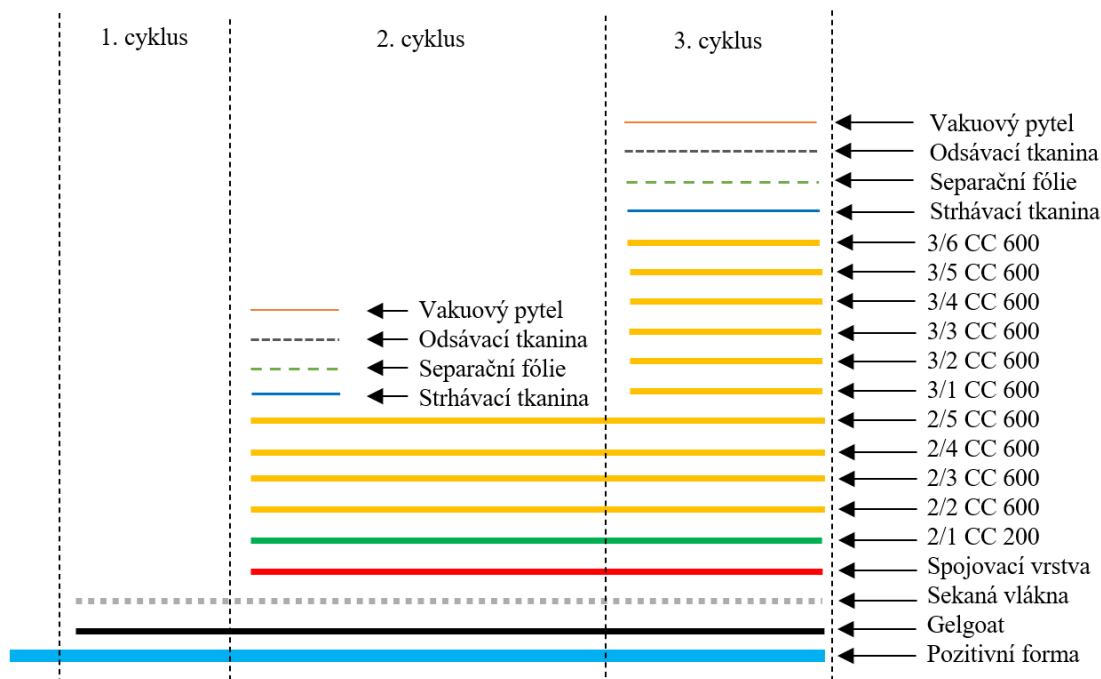
Obrázek 8-4 Rozměrová analýza horní poloviny pozitivní formy



Obrázek 8-5 Rozměrová analýza spodní poloviny pozitivní

8.2 Výroba negativní formy

Negativní forma byla vyrobena metodou mokré laminace s využitím vakuového pytle dle výrobního postupu popsaného v tabulce (Tabulka 8-3). Vzhledem k tloušťce 6,35 mm a počtu vrstev byla forma vyrobena v tří-cyklovém vytvrzovacím procesu, dle schématu na obrázku (Obrázek 8-6).



Obrázek 8-6 Schéma výrobního postupu výroby formy s tří-cyklovým vytvrzením

Tří-cyklový proces byl dán dvěma důvody. Za prvé v prvním cyklu bylo nutné vytvořit vrstvu gelcaotu s první částí spojovací vrstvy s nasekanými skelnými vlákny. Za druhé bylo nutno laminaci rozdělit na další dva vytvrzovací cykly z důvodu doby zpracovatelnosti pryskyřice (6 hodin pro pokojovou teplotu 23 °C). Doba položení spojovací vrstvy a prvních pěti vrstev včetně vakuového pytle (operace 7 až 17 dle Tabulka 8-3) byla 5,8 hodiny. Pokud by byla překročná doba zpracovatelnosti začalo by docházet k vytvrzení formy bez stlačení podtlakem, což by mohlo vést k delaminaci mezi vrstvami a snížení tuhosti formy. Tímto postupem byla vyrobena jedna polovina (horní/spodní) formy s povrchem zhruba 1,89 m² za 45,2 hodiny. Celková průběžná doba výroby všech forem včetně vytvrzení, sestavení a temperování byla 176 hodin s časovou náročností výrobních dělníků 237,2 hodiny (Tabulka 8-2).

	Průběžná doba (hod)	Výrobní dělníci (hod)
Horní forma	45,2	75,2
Spodní forma	45,2	75,2
Přední forma	33	38,7
Zadní forma	33	38,7
Sestavení + Temperace	19,7	9,5
Celkem	176	237,2

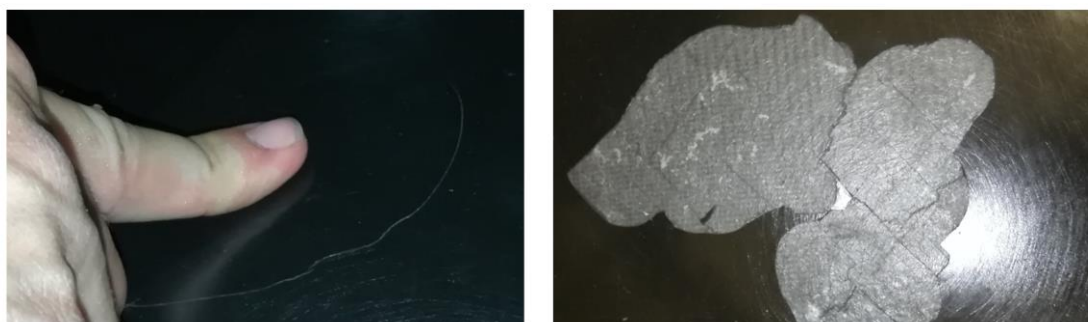
Tabulka 8-2 Celková průběžná doba a časová náročnost výrobních dělníků výroby negativních forem

Č.O.	Popis	Materiál/Prostředek	Doba (min)	VD
1. Cyklus				
1	Odmaštění formy	Loctite 7063	15	2
2	5x voskování	Separáční vosk M700	200	2
3	Nanesení jedné vrstvy gelcoatu	Gelcoat P + Tvrdidlo EPH 161	30	2
4	Posypání čerstvého gelcoatu vrstvou nasekaných skelných vláken	Nasekaná skelná vlákna 3 mm	10	2
5	Vytvrzení gelcatu při pokojové teplotě		120	0
2. Cyklus				
6	Vysátí přebytečných neuchycených nasekaných vláken		15	2
7	Nanesení spojovací vrstvy	Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287 + nasekaná skelná vlákna 3 mm + bavlněné vločky	20	2
8	Nanesení a prosycení 2-1 vrstvy tkaniny CC 200	Tkanina CC 200 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
9	Nanesení a prosycení 2-2 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
10	Nanesení a prosycení 2-3 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
11	Nanesení a prosycení 2-4 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
12	Nanesení a prosycení 2-5 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
13	Položení strhávací tkaniny	Strhávací tkanina 64 g.m ⁻² - (PA 64)	25	3
14	Položení separační fólie	Děrovaná separační fólie PP40	25	3
15	Položení odsávací tkaniny	Odsávací tkanina 150 g.m ⁻²	25	3
16	Zabalení formy do vakuovacího pytle	Vakuovací pytel VB200	40	3
17	Odsání vzduchu z prostoru formy	Vývěva	15	2
18	Vytvrzení prvních 5 vrstev tkaniny za stálého podtlaku a pokojové teploty		720	1
19	Odstranění vakuového pytle, odsávací tkaniny, separační fólie, strhávací fólie		45	3
3. Cyklus				
20	Odmaštění / očištění formy	Loctite 7063 / vysavač	20	
21	Nanesení a prosycení 3-1 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
22	Nanesení a prosycení 3-2 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
23	Nanesení a prosycení 3-3 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
24	Nanesení a prosycení 3-4 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
25	Nanesení a prosycení 3-5 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
26	Nanesení a prosycení 3-6 vrstvy tkaniny CC 600	Tkanina CC 600 Pryskyřice LH 289 + Tužidlo 287	40	3
27	Položení strhávací tkaniny	Strhávací tkanina 64 g.m ⁻² - (PA 64)	25	3
28	Položení separační fólie	Děrovaná separační fólie PP40	25	3
29	Položení odsávací tkaniny	Odsávací tkanina 150 g.m ⁻²	40	3

30	Zabalení formy do vakuovacího pytle	Vakuovací pytel VB200	15	3
31	Odsání vzduchu z prostoru formy	Vývěva	15	2
32	Vytvrzení prvních 5 vrstev tkaniny za stálého podtlaku a pokojové teploty		720	1
33	Odstranění vakuového pytle, odsávací tkaniny, separační fólie, strhávací fólie		45	3
34	Odstranění kolíků v úchytných bodech		15	3
35	Sejmutí negativní formy z pozitivní formy	Dřevěné klíny, gumová palička	45	3
Spojení jednotlivých forem dohromady				
36	Sestavení všech forem dohromady		60	3
37	Svrtání přírub v dělicích rovinách	Vrtačka, vrták pr. 8 mm	60	3
38	Vložení separační fólie mezi příruby	Děrovaná separační fólie PP40	25	3
39	Spojení dělicích rovin	Sada klíčů, 72x Šrouby M8x30, 72x Matice M8, 144x Podložky M8	45	3
40	Temperování formy	Pec s řízenou teplotou	990	0

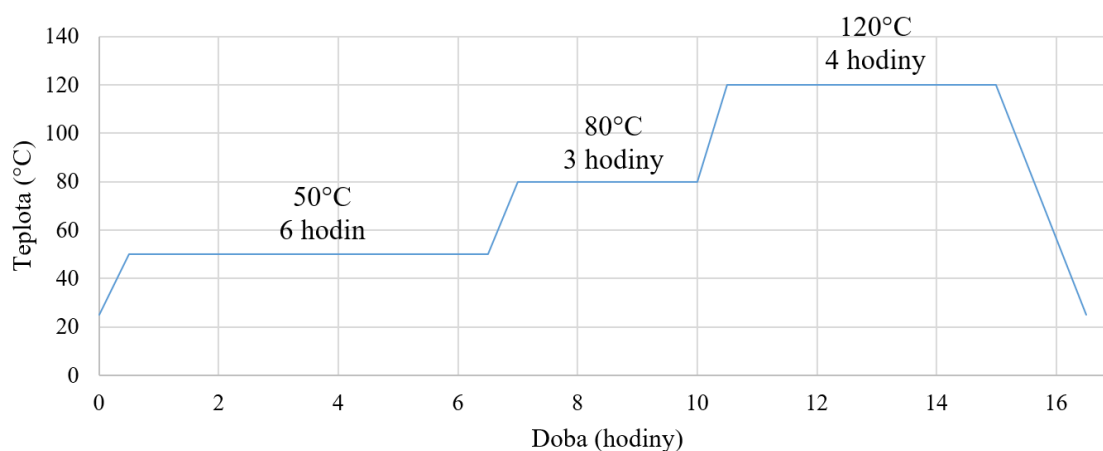
Tabulka 8-3 Postup laminace negativní formy

Vytvoření kohezivní vrstvy mezi gelcoatem a první laminovanou vrstvou je velice důležité. Pokud tato spojovací vrstva není vytvořena správně nebo dokonce není použita může po vytvrzení nebo temperaci docházet k odtržení vrstvy gelcoatu (Obrázek 8-7).



Obrázek 8-7 Stav bez použití kohezivní vrstvy, vlevo prasklina v gelcoatu, vpravo odtržený gelcoat

Aby bylo možné formu využívat za teploty 120 °C, bylo nutné provést temperování, které zaručí teplotní odolnost a tvarovou stálost. Postup temperování je dán výrobcem dané pryskyřice. Pro zvolenou pryskyřici LH 289 s tužidlem 287 bylo temperování provedeno dle grafu (Graf 8-1).



Graf 8-1 Průběh temperování negativní formy

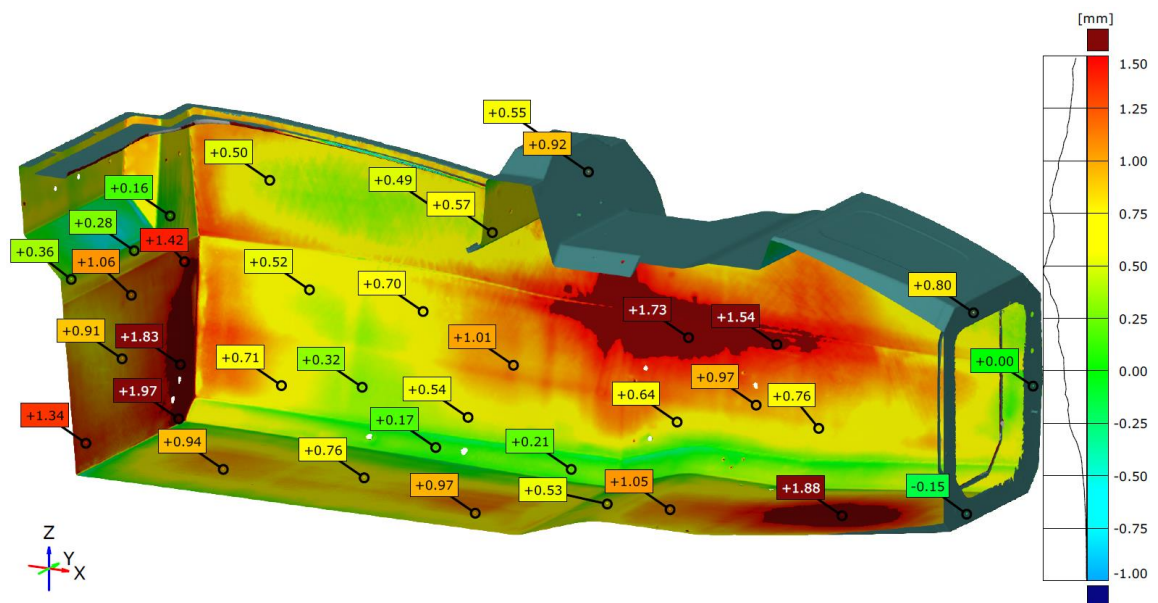
Na obrázku (Obrázek 8-8) je zobrazená sestavená negativní forma s výslednou hmotností 52,46 kg.



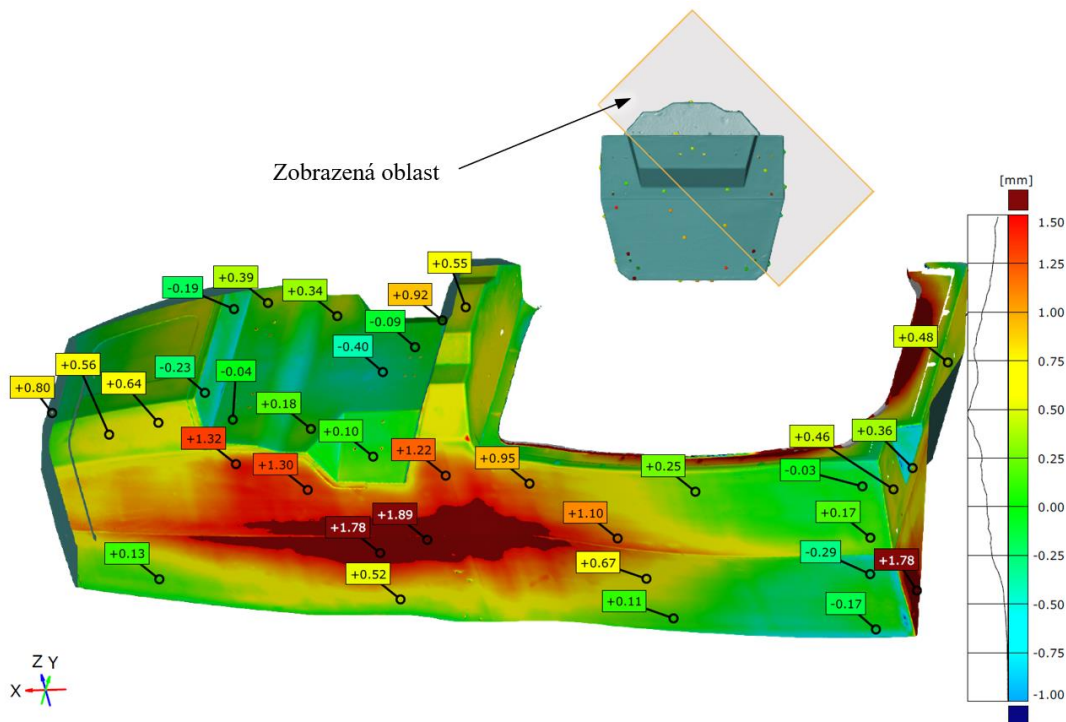
Obrázek 8-8 Kompletní sestavená negativní forma

Rozměrová analýza formy byla provedena ve smontovaném stavu. Analýzy na obrázcích (Obrázek 8-9, Obrázek 8-10) znázorňují odchylku vůči 3D modelu formy. Hodnoty s plusovou hodnotou tedy představují stav, kdy forma je menší než navrhovaný 3D model.

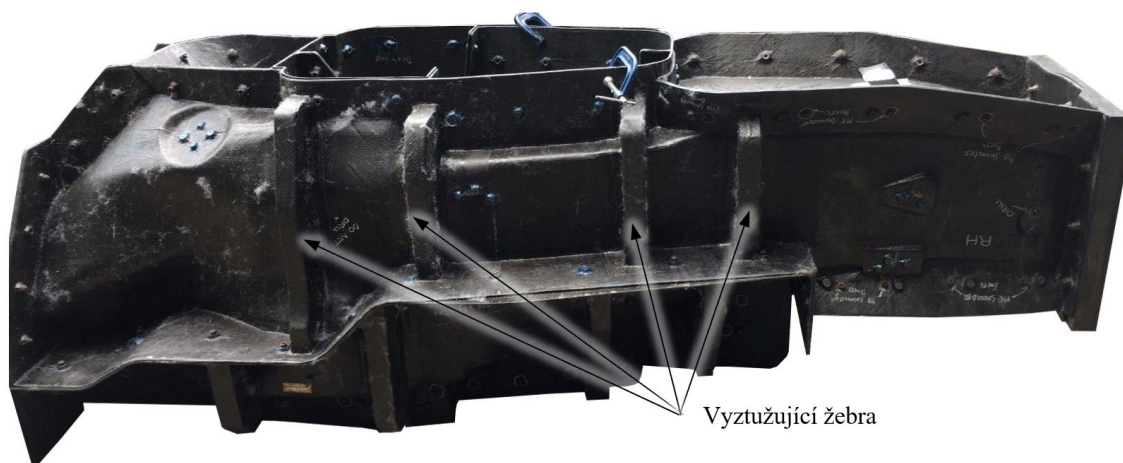
Z rozměrových analýz je patrné, že došlo k sevření horní a spodní poloviny formy ve střední části zhruba o 3,8 mm. Toto sevření bylo způsobeno tím, že ve střední části je forma otevřeného profilu „C“. Tento profil byl tvarově nedostatečně tuhý. Ze stejného důvodu došlo k probouření formy v přední části podlahy o +1,88 mm. Řešením tohoto sevření a probouření v budoucnu by byla aplikace vnějších příčných žebër, jako je tomu například na negativní formě vozu Caterham F1 2016 dle obrázku (Obrázek 8-11).



Obrázek 8-9 Rozměrová analýza negativní formy vůči 3D modelu, pohled na levou polovinu formy



Obrázek 8-10 Rozměrová analýza negativní formy vůči 3D modelu, pohled na pravou horní polovinu formy



Obrázek 8-11 Negativní forma skořepinového rámu pro vůz Caterham F1 2016 [72]

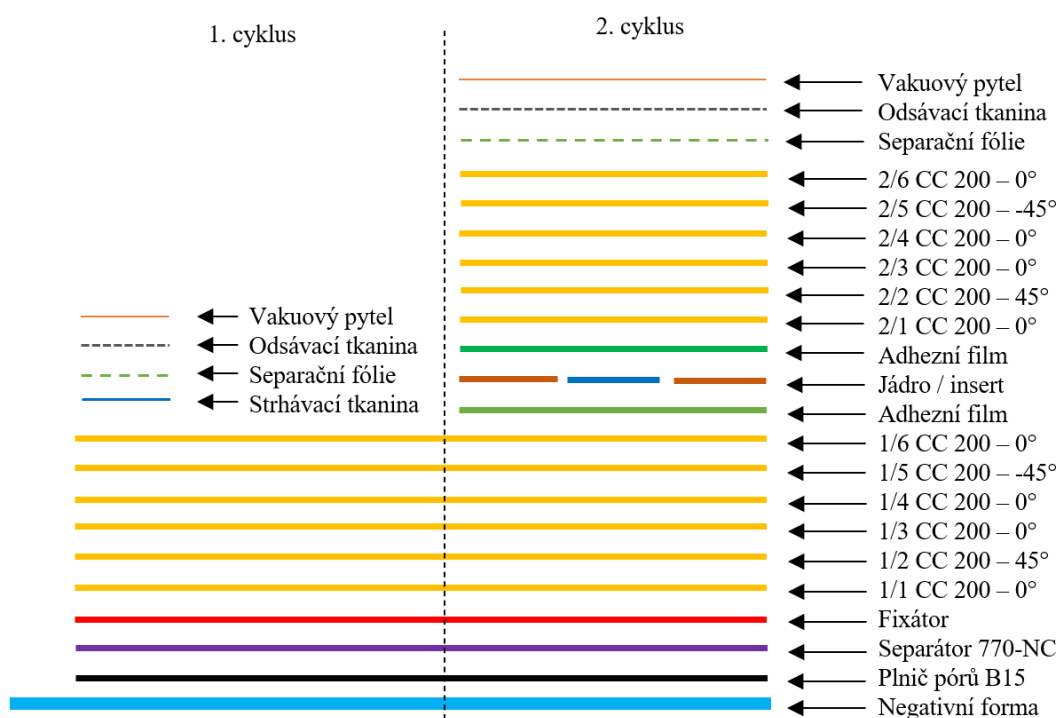
Celkově došlo ke smrštění formy vlivem vytvrzení. Toto smrštění může dle publikace Structural Composite Materials [16] v závislosti na typu pryskyřice, použitých vláken, tloušťce laminované vrstvy, vytvrzovací teplotě atd. dosahovat 0,05 až 0,3 % délky. Smrštění bylo nejvíce patrné ve spodní polovině v zadní části formy, kde byla forma při celkové požadované délce 1572,5 mm kratší o 1,46 mm. Dle tabulky (Tabulka 9-4), která mapuje celý proces, došlo ke smrštění o 2,07 mm, protože pozitivní forma již byla vlivem nepřesnosti vyrobena o 0,61 mm delší. V horní polovině, kde byla zadní část laminována až po vytvrzení přední části, bylo smrštění znatelně menší, a to v rozsahu 0,16 až 0,36 mm. Tento vliv smrštění nebyl uvažován při stanovení základní metodiky a nebyl aplikován pro návrh pozitivní formy. Vzhledem k tomu, že hodnota smrštění nebyla předem známa, nebylo ani možné korigovat velikost pozitivní formy o hodnotu smrštění. Zde je vhodné pro konkrétní zvolený postup laminace s danou pryskyřicí a vlákny provést experimentální laminaci pro zjištění skutečné hodnoty smrštění, která by následně mohla být využita pro korekci rozměru pozitivní formy. Druhou variantou by bylo provést vhodné příčné rozdělení formy, stejně jako tomu bylo v horní polovině, kdy zadní část byla laminována až po smrštění přední části.

9 Případová studie výroby skořepinového rámu

Cílem této kapitoly bylo provést výrobu funkčního vzorku skořepinového rámu pro vůz kategorie Formula Student. Byla provedena aplikace základní metodiky návrhu skořepinového kompozitního rámu, a to dle kapitoly 6 a metodiky výroby vzorků pro experimentální měření dle kapitoly 5.4.

9.1 Výroba skořepinového rámu

Skořepinový rám byl vyroben metodou suché laminace s vakuovým pytlek a pomocí dvou-cyklového vytvrzení v autoklávu za teploty 120 °C a vnějšího tlaku 6 a 3,2 bar. Na obrázku (Obrázek 9-1) bylo zobrazeno schéma sledu vrstev obou výrobních cyklů.



Obrázek 9-1 Schéma výrobního postupu výroby skořepinového rámu s dvou-cyklov m vytvrzen m

Tímto postupem byl vyroben skořepinov  rám s plochou 3,02 m² s celkovou průběžnou dobou 104,5 hodiny a časovou n ročn st  výrobních dělníků 192,4 hodiny (Tabulka 9-1). Celkov  výrobn  postup dle jednotlivých operací s  asy byl uveden v tabulce (Tabulka 9-2), kter  v posledním sloupci udává počet výrobních dělníků dan  operace.

Skupina operací	Průběžn� doba (hod)	Vyrobn� dělníci (hod)
1. cyklus - Vytvrzení plniče p�rů	24	0
1. cyklus - Ru�n� výroba	26,58	74
1. cyklus - Autokláv	5,01	5,01
2. cyklus - Ru�n� výroba	40,68	101,93
2. cyklus - Autokláv	5,01	5,01
Dokončovací operace	3,25	6,5
Celkem	104,5	192,4

Tabulka 9-1 Celkov  průběžn  doba a  asov  n ročn st  výrobních dělníku výroby skořepinového rámu

Č.O.	Popis	Materiál/Prostředek	Doba (min)	VD
1. Cyklus				
1	Odmaštění formy	Loctite 7063	5	1
2	Aplikace plniče pórů - 2 vrstvy	Loctite B15	40	1
3	Vytvrzení plniče pórů	Pokožová teplota 23 °C	1440	0
4	Aplikace chemického separátoru - 5 vrstev	Loctite 770-NC	90	1
5	Smontování všech dílů formy	Sada klíčů, Šrouby, Matice	45	3
6	Aplikace fixátoru	FusionFix GP	5	2
7	Vložení spodní poloviny vrstvy 1/1 - 0°	Prepreg Toray CC 200	60	3
8	Otočení formy do polohy kokpitem dolů		5	2
9	Vložení horní poloviny vrstvy 1/1 - 0°	Prepreg Toray CC 200	90	3
10	Vložení horní poloviny vrstvy 1/2 - 45°	Prepreg Toray CC 200	90	3
11	Otočení formy do polohy kokpitem nahoru		5	2
12	Vložení spodní poloviny vrstvy 1/2 - 45°	Prepreg Toray CC 200	60	3
13	Vložení spodní poloviny vrstvy 1/3 - 0°	Prepreg Toray CC 200	60	3
14	Otočení formy do polohy kokpitem dolů		5	2
15	Vložení horní poloviny vrstvy 1/3 - 0°	Prepreg Toray CC 200	90	3
16	Vložení horní poloviny vrstvy 1/4 - 0°	Prepreg Toray CC 200	90	3
17	Otočení formy do polohy kokpitem nahoru		5	2
18	Vložení spodní poloviny vrstvy 1/4 - 0°	Prepreg Toray CC 200	60	3
19	Vložení spodní poloviny vrstvy 1/5 - -45°	Prepreg Toray CC 200	60	3
20	Otočení formy do polohy kokpitem dolů		5	2
21	Vložení horní poloviny vrstvy 1/5 - -45°	Prepreg Toray CC 200	90	3
22	Vložení horní poloviny vrstvy 1/6 - 0°	Prepreg Toray CC 200	90	3
23	Otočení formy do polohy kokpitem nahoru		5	2
24	Vložení spodní poloviny vrstvy 1/6 - 0°	Prepreg Toray CC 200	60	3
25	Vložení 0/-45/0/0/45/0 pro přední přepážku	Prepreg Toray CC 200	60	3
26	Položení spodní poloviny strhávací tkaniny	Strhávací tkanina (PA 64)	30	3
27	Položení spodní poloviny separační fólie	Děrovaná separační fólie PP40 Separační lepicí páska	30	3
28	Otočení formy do polohy kokpitem dolů		5	2
29	Položení horní poloviny strhávací tkaniny	Strhávací tkanina (PA 64)	30	3
30	Položení horní poloviny separační fólie	Děrovaná separační fólie PP40 Separační lepicí páska	30	3
31	Položení horní poloviny odsávací tkaniny	Odsávací tkanina 150 g.m ⁻² Separační lepicí páska	40	3
32	Otočení formy do polohy kokpitem nahoru		5	2
33	Položení spodní poloviny odsávací tkaniny	Odsávací tkanina 150 g.m ⁻² Separační lepicí páska	40	3
34	Zabalení vnějšího povrchu formy do odsávací tkaniny	Odsávací tkanina 150 g.m ⁻² Separační lepicí páska, Vakuová těsnicí páska, fixátor	60	3
35	Zabalení formy do vakuovacího pytle	Vakuovací pytel VB200 Vakuová těsnicí páska	120	3
36	Zkouška těsnosti vakuového pytle	Vývěva	30	2
37	Vytvrzení v autoklávu	Autokláv	300,5	1
2. Cyklus				

38	Odstranění vakuového pytle, odsávací tkaniny, separační fólie, strhávací fólie	Odlamovací nůž, nůžky	40	3
39	Vyvrtání děr v místech insertů	Vrták pr. 6, 8, 10 mm Vrtačka, vysavač	60	2
40	Odmaštění/očistění formy	Loctite 7063, vysavač	30	2
41	Aplikace adhezivního filmu na přední oblouk	IMP380FHC Black 250 g.m ⁻²	20	2
42	Otočení formy do polohy kokpitem dolů		5	2
43	Vložení předního oblouku	Přední oblouk profil 30x30x3	15	2
44	Přelaminování předního oblouku 6 vrstvami	Prepreg Toray CC 200	120	3
45	Aplikace adhezivního filmu na voštinové jádro a inserty	IMP380FHC Black 250 g.m ⁻²	90	3
46	Otočení formy do polohy kokpitem nahoru		5	2
47	Vložení spodní poloviny insertů	TECAPEEK CF30	30	3
48	Otočení formy do polohy kokpitem dolů		5	2
49	Vložení horní poloviny insertů	TECAPEEK CF30	30	3
50	Vložení horní poloviny voštinového jádra	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	60	3
51	Otočení formy do polohy kokpitem nahoru		5	2
52	Vložení spodní poloviny voštinového jádra	PAMG-XR1-4.5-1/8-10-P-5056	60	3
53	Aplikace adhezivního filmu na pokladovou stranu první vrstvy tkaniny	IMP380FHC Black 250 g.m ⁻²	60	3
54	Opakování operace 6 až 38 pro vnitřní vrstvu 2/x (vyjma operace 25,26,29)		1630,5	
55	Odstranění vakuového pytle, odsávací tkaniny, separační fólie, strhávací fólie	Odlamovací nůž, nůžky	40	3
56	Rozebrání všech dílů formy	Sada klíčů, šrouby, matice	45	3
57	Vyjmutí skořepiny z formy	Gumová palička, dřevěné klínky	30	3
Dokončovací práce				
58	Vizuální kontrola a NDT zkoušky	Těžká mince	45	2
59	Vyřezání montážního otvoru na pedály, display, převodku atd.	Vrtačka, vrták pr. 10 mm, přímočará pila	150	2
60	Ochrana voštinového jádra ve vyřezaných otvorech	Loctite 9466	45	2

Tabulka 9-2 Výrobní postup skořepinového rámu

Jednotlivé vrstvy laminátu byly kladeny do vnitřního prostoru formy s omezeným přístupem přes kokpit a otvor v přední přepážce, z tohoto důvodu, a i díky kruhovému profilu skořepiny v přední části, bylo nutné provádět kladení vrstev ve dvou pracovních polohách (Obrázek 9-2) a provádět pravidelné otáčení formy mezi jednotlivými vrstvami (operace 8, 11, 14, 17, 20, 23, 28, 32, 42, 46, 48, 51). Vzhledem k celkovému počtu dvaceti otočení a celkové hmotnosti formy, včetně skořepinového rámu 75,11 kg, by bylo vhodné využít rotačního přípravku pro snadné otáčení formy.



Obrázek 9-2 Vlevo pracovní poloha kokpitem dolů, vpravo pracovní poloha kokpitem nahoru

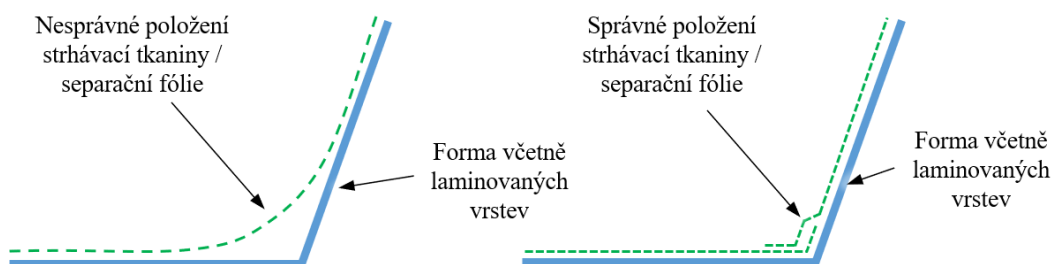
Pro aplikaci první laminované vrstvy byl využit fixátor. Důvodem použití fixátoru byla nedostatečná přilnavost předem impregnované tkaniny s formou. Vrstva chemického separátoru

vytváří hladký kluzký povrch a samotná tkanina se nepřilepí ke stěně formy a není možné tedy aplikovat tkaninu na formu. Na obrázku (Obrázek 9-3) je znázorněno vkládání první vrstvy do spodní poloviny formy.

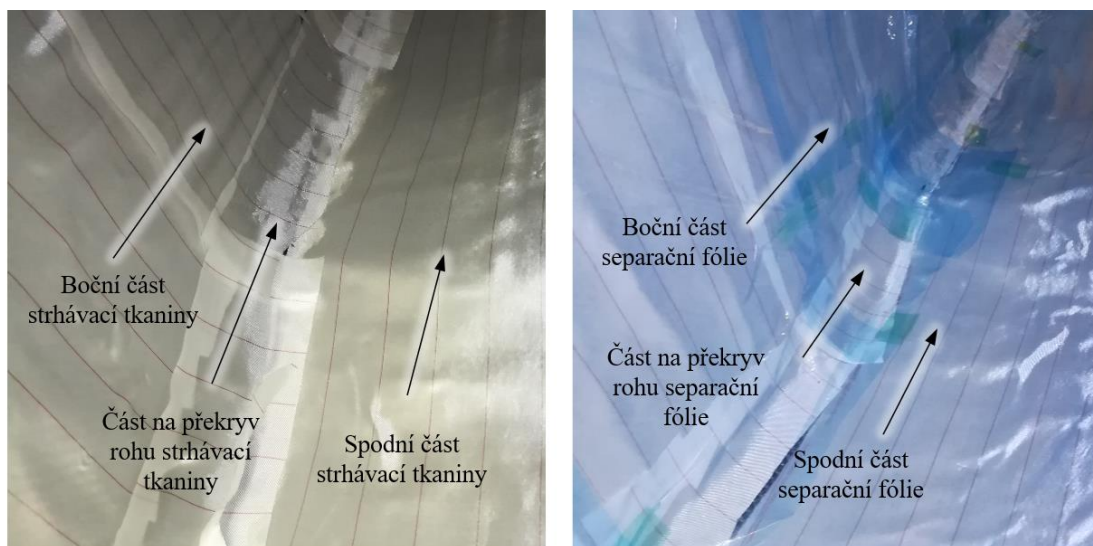


Obrázek 9-3 Operace č. 6 - Vložení spodní poloviny vrstvy 1/1 - 0°

Po vložení všech šesti vrstev byla aplikována strhávací tkanina a separační perforovaná fólie. Na obrázcích (Obrázek 9-4, Obrázek 9-5) byla znázorněna špatná a správná metodika vkládání obou vrstev do vnitřního potažmo vnějšího rohu. Je nutné zajistit, aby vrstvy byly v těchto místech dělené s překryvy. Tento způsob položení zajistí, aby při aplikaci vakua a vnějšího tlaku nedocházelo k prnutí těchto vrstev, ale ke stlačení všech vrstev tkaniny.



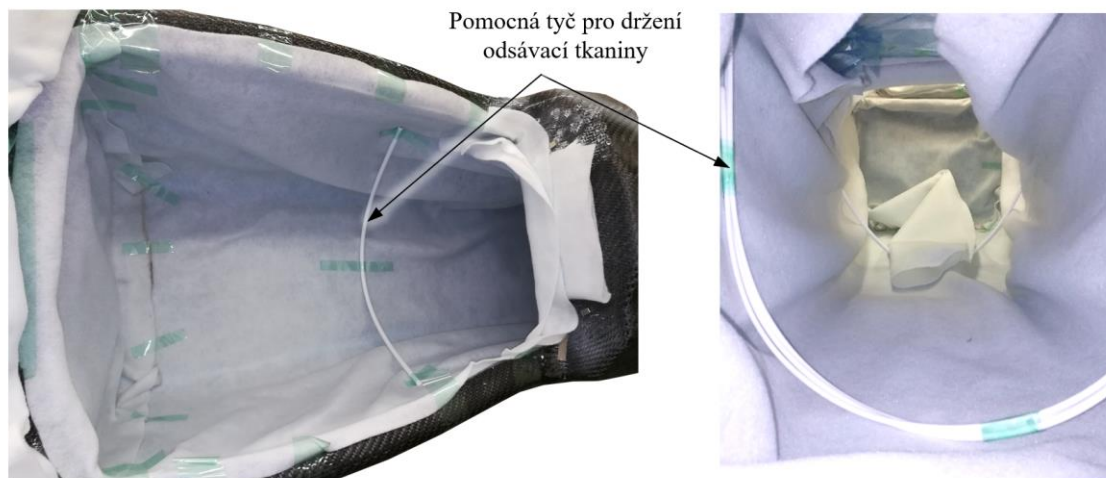
Obrázek 9-4 Metodika položení strhávací tkaniny a separační fólie, vlevo nesprávné, vpravo správné



Obrázek 9-5 Operace č. 25 a 26 vložení, vlevo strhávací tkaniny, vpravo separační fólie

Následně byla vložena odsávací tkanina. Přichycení odsávací tkaniny ke stěnám skořepiny na separační fólii je velice obtížné, protože sama separační fólie drží na strhávací tkanině jen částečně. Je také možné, jako při aplikaci první vrstvy impregnované tkaniny, použít fixátor. Pro

dočasné upevnění odsávací tkaniny bylo využito teflonových tyčí (Obrázek 9-6), které vytvořili rozpěrku a fixovali odsávací tkaninu na stěnách do doby aplikace vakuového pytle.



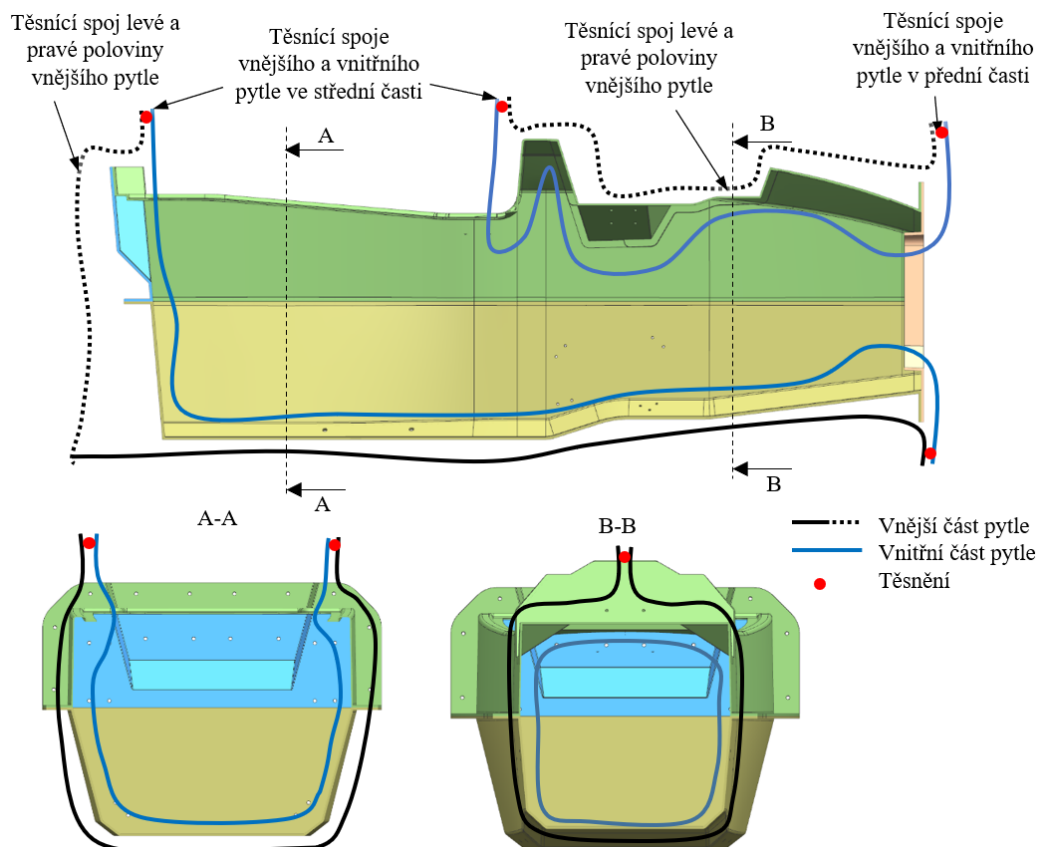
Obrázek 9-6 Operace č. 32 vložení odsávací tkaniny s dočasnou fixací teflonovou tyčí

Celá forma byla následně zvenku zabalena do odsávací tkaniny, to bylo provedeno především z důvodu ochrany vakuového pytle, aby nedošlo k jeho protržení během vytvrzování a byly zejména ochráněny šroubové spoje (Obrázek 9-7). Odsávací tkanina byla přilepena pomocí vakuové těsnicí pásky a fixátoru.



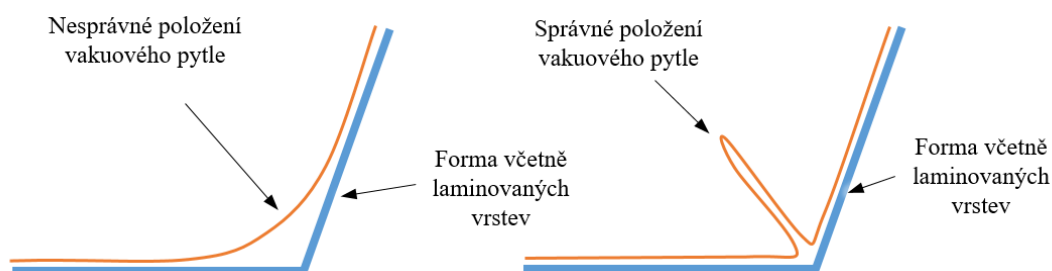
Obrázek 9-7 Operace č. 33 - Využití odsávací tkaniny na překrytí šroubových spojů, vlevo před aplikací odsávací tkaniny, vpravo průběh aplikace odsávací tkaniny

V poslední fázi balení byla celá forma vložena do vakuovacího pytle. Vakuovací pytel je dodáván v roli ve formě rukávu v různých šířkách. Pro zabalení této formy byl zvolen pytel o šířce 1520 mm tedy o průměru 968 mm. Pro vytvoření výsledného vakuovacího pytle byly použity dva dílčí kusy. První kus tvořil vnější část pytle, která byla podélně rozříznutá na rozměr 3040x3000 mm. (Obrázek 9-8 černá) Druhý kus tvořil vnitřní část pytle ve formě rukávu v délce 3000 mm (Obrázek 9-8 modrá). Obě části byly spojeny vakuovou těsnicí páskou.



Obrázek 9-8 Schéma rozložení vakuového pytle s vyznačením těsnících míst

I vzhledem k tomu, že tažnost vakuového pytle je 450 %, je nutné pytel vždy aplikovat tak, aby nevznikalo pnutí pytle vlivem přetlaku v rozích dle metodiky na obrázku (Obrázek 9-9). Proces rovnání pytle v rozích byl proveden při vytváření vakua nebo pak dodatečně při sníženém vakuu, kdy lze z vnějšku pohybovat pytle po odsávací tkanině.



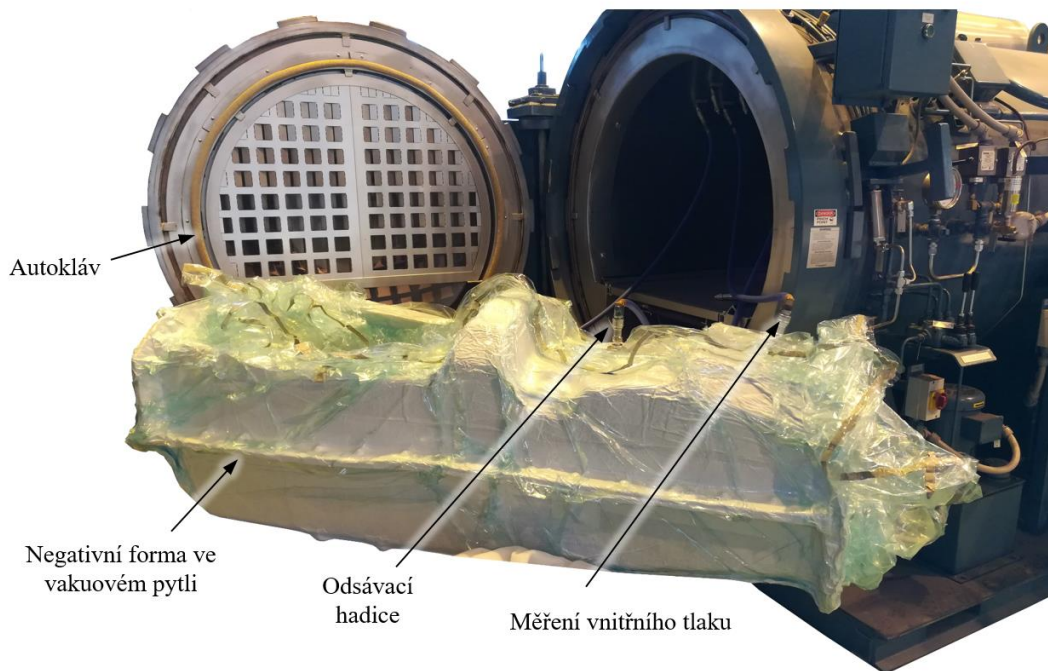
Obrázek 9-9 Metodika položení vakuového pytle, vlevo nesprávné, vpravo správné

Před zahájením vytvrzovacího procesu byla provedena těsnostní zkouška vakuového pytle. Těsnostní zkouška byla provede dle publikace Comprehensive Composite Materials II [73] s výsledným únikem $0,5 \text{ kPa}\cdot\text{min}^{-1}$, což splňuje danou normu.

	Délka zkoušky (min)	Únik ($\text{kPa}\cdot\text{min}^{-1}$)
Norma	5	$\leq 0,7$
Provedená zkouška	5	0,5

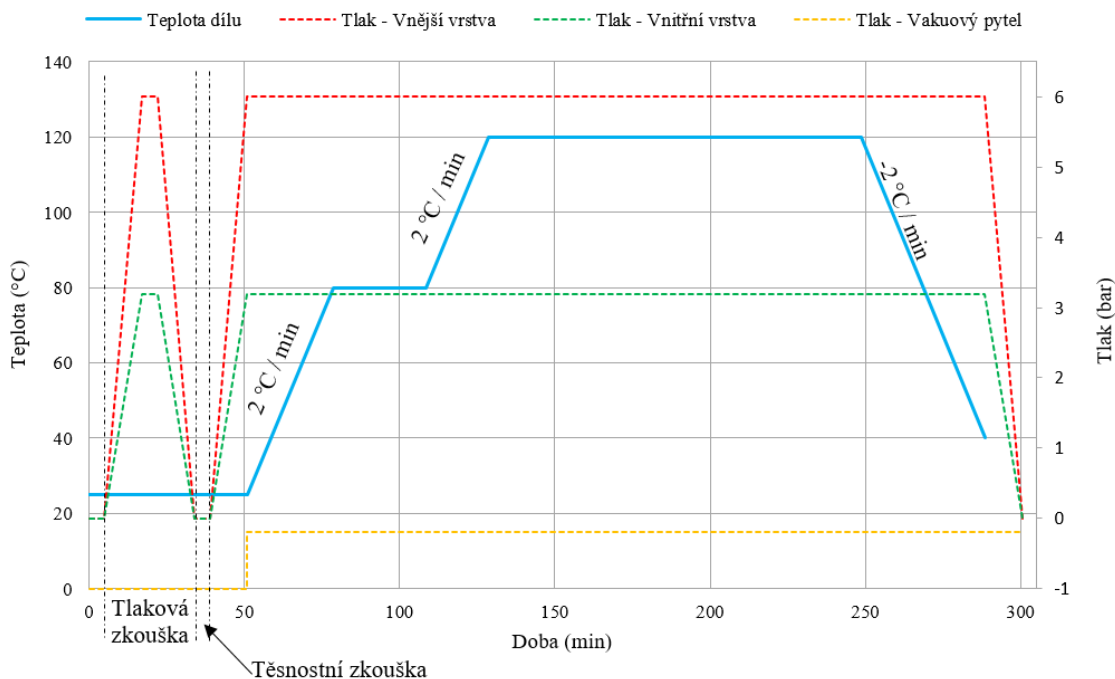
Tabulka 9-3 Těsnostní zkouška

Na obrázku (Obrázek 9-10) byla znázorněna těsnostní zkouška vakuového pytle s využitím vývěvy a měřící aparatury samotného autoklávu.



Obrázek 9-10 Operace č. 35 – Zkouška těsnosti vakuového pytle

Vytvrzovací cyklus byl proveden dle grafu (Graf 9-1). Cyklus byl již předem ověřen při výrobním postupu zkušebních vzorků v kapitole 5.5. Vytvrzovací cyklus byl rozšířen o tlakovou zkoušku s následnou těsnostní zkouškou. Tento proces otestuje těsnost vakuového pytle po aplikaci vnějšího tlaku, kdy může vlivem natlačení pytle na formu dojít k jeho poškození. Při opakované těsnostní zkoušce po aplikaci vnějšího tlaku bylo v tomto případě dosaženo stejného úniku, jako v předchozí zkoušce, a to $0,5 \text{ kPa} \cdot \text{min}^{-1}$.



Graf 9-1 Operace č. 36 - Vytvrzovací cyklus vnější/vnitřní vrstvy

Druhý vytvrzovací cyklus se liší od prvního v počátečních několika operacích a následně se pak celý proces opakuje. V první fázi druhého vytvrzovacího cyklu byl na vnější vrstvu vlamován přední oblouk. Na spoje mezi vnější vrstvou a předním obloukem byl aplikován adhezní film.



Obrázek 9-11 Operace č. 44 - Vložení insertů ve spodní části

V druhé fázi byly vloženy díly voštinového jádra společně s vnější vrstvou adhezního filmu (Obrázek 9-12). Toto bylo provedeno ve dvou krocích. V prvním kroku byly všechny díly vloženy do formy bez adhezního filmu pro rozměrovou kontrolu a případnou úpravu. Následně byl aplikován adhezní film na voštiny mimo formu a celý díl byl vložen společně s adhezním filmem na požadované místo. Adhezní film byl také aplikován mezi spoje jednotlivých voštinových dílů.

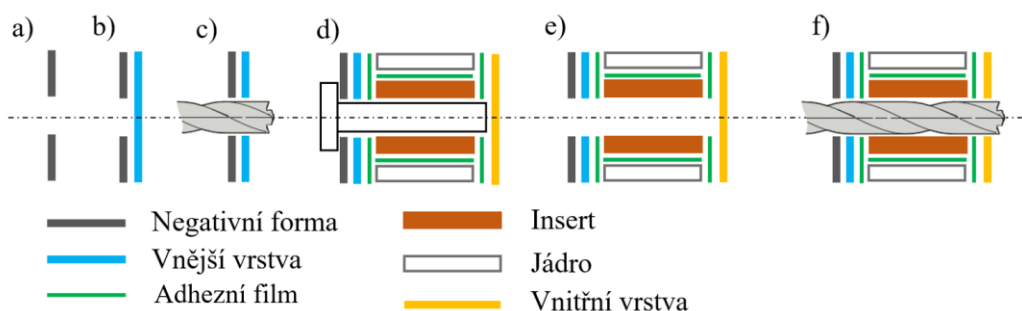


Obrázek 9-12 Operace č. 49 - Vkládání jádra, vlevo prostor kokpitu, vpravo prostor nohou

Níže uvedené schéma (Obrázek 9-13) znázorňuje postup pro vložení insertu se zajištěním polohy vůči původní definované poloze v negativní formě.

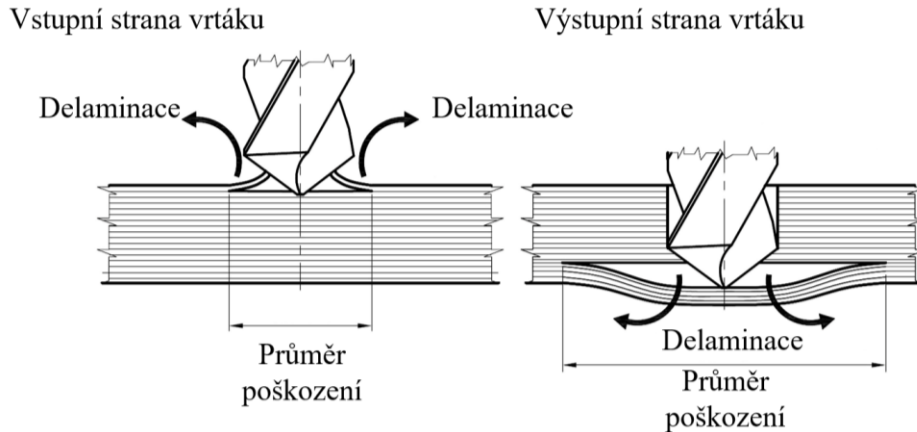
Popis postupu:

- negativní forma s předvrtanou dírou v požadované poloze insertu,
- vytvrzení vnější vrstvy skořepiny,
- přenesení díry z negativní formy na vnější vrstvu pomocí vrtáku,
- vložení všech vrstev pro druhý vytvrzovací cyklus včetně insertu, jádra a adhezního filmu (poloha insertu je zajištěna pomocí středícího čepu, který je vložený z vnější strany formy),
- vytvrzení vnitřní vrstvy skořepiny včetně jádra insertu,
- přenesení díry z vnější vrstvy a insertu na vnitřní vrstvu pomocí vrtáku.

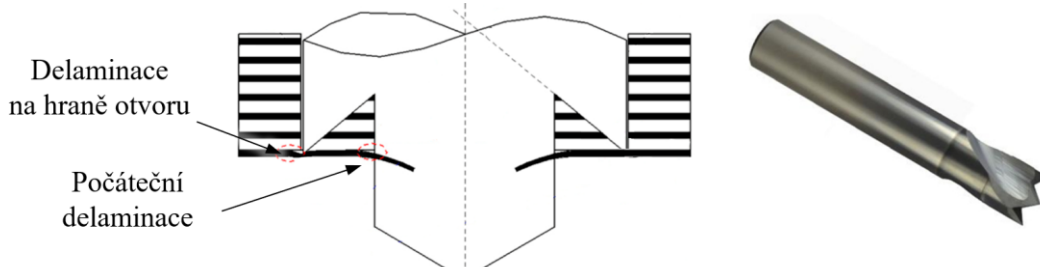


Obrázek 9-13 Schéma postupu vložení insertu se zajištěním polohy vůči původní formě

Pro vrtání vláknových kompozitních materiálů je důležité zvolit vhodný typ vrtáku. S využitím spirálového vrtáku dochází na vstupní a výstupní straně vrtaného laminátu k delaminaci jednotlivých vrstev dle obrázku (Obrázek 9-14). Pro vrtání je optimální zvolit vrták s hrotem ve tvaru „W“ pro kompozitní materiály. S využitím tohoto způsobu vrtání dochází ke snížení poškození laminátu na hranici otvoru (Obrázek 9-15) [74]–[76].



Obrázek 9-14 Delaminace laminátu vlivem vrtání otvoru klasickým vrtákem [74]



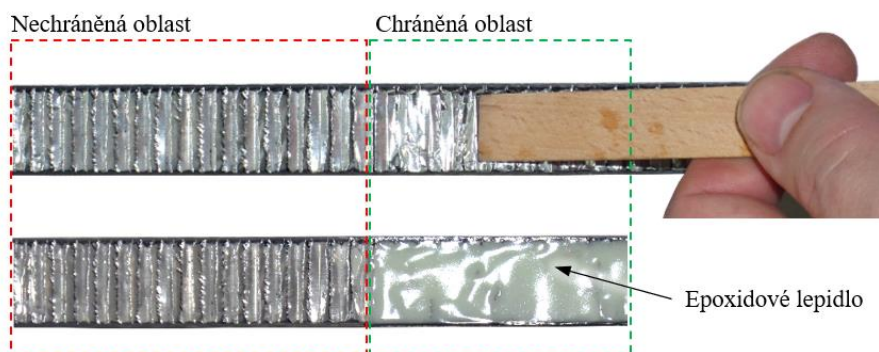
Obrázek 9-15 Delaminace laminátu vlivem vrtání otvoru vrtákem s hrotem ve tvaru „W“

Výsledná skořepina po vyjmutí z formy je zobrazena na obrázku (Obrázek 9-16). V této fázi byla provedena vizuální kontrola vnějšího a vnitřního povrchu. Vizuální kontrola může odhalit neprosycená místa pryskyřicí nebo drobné výrobní vady. Následně byla provedena nedestruktivní zkouška pokleповým testem tzv. „Tap coin“. Pokleповý test byl proveden mincí nominální hodnoty 10 Kč. Tento test je schopný odhalit místa, kde došlo k delaminaci vrstev nebo k odlepení jádra a potahu. Pokud poklep vydává zvuk vysokých tónů, jedná se o vyhovující část, pokud jsou tóny naopak hluboké/tupé jedná se o poškozené místo delaminací potahu nebo odlepením potahu/jádra. Dle publikace *Structural Composite Materials* [16] je tento test dostatečný pro struktury s tloušťkou potahu zhruba 1 mm. Test byl proveden na celém vnějším i vnitřním povrchu skořepiny a neodhalil žádná poškozená místa.



Obrázek 9-16 Skořepinový rám po vyjmutí z formy

V poslední operaci po vyřezání všech otvorů byla provedena ochrana otevřeného jádra. Pokud by jádro zůstalo volné, mohlo by dojít k jeho poškození, vniknutí vody/nečistot do prostor voštiny a nebo k poranění řidiče/mechanika při manipulaci. V chráněné oblasti byly voštiny nejprve zatlačeny dovnitř (2 až 3 mm) tak, aby vznikl prostor pro aplikaci lepidla. V tomto případě bylo použito lepidlo Loctite 9466, ale je možné použít jakékoliv běžnédvousložkové epoxidové lepidlo.



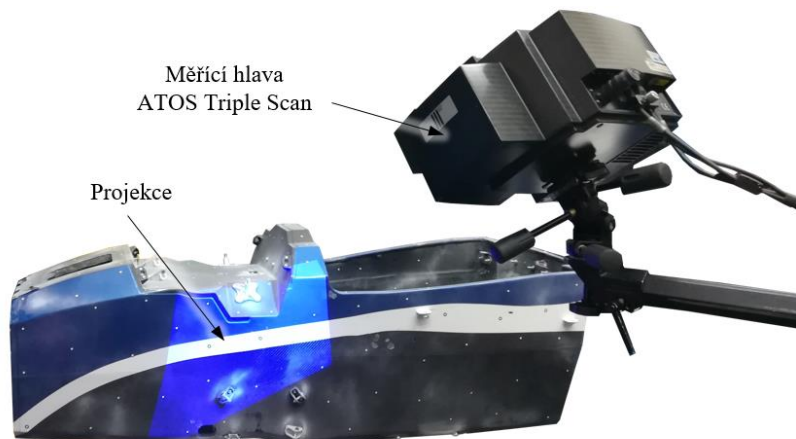
Obrázek 9-17 Ochrana otevřeného jádra epoxidovým lepidlem

9.2 Ověřovací měření

Pro ověření metodik výroby a návrhu byly v této případové studii provedeny následující experimentální měření: rozměrová analýza, měření základního dynamického chování (stanovení vlastních frekvencí a tvarů) a měření torzní tuhosti.

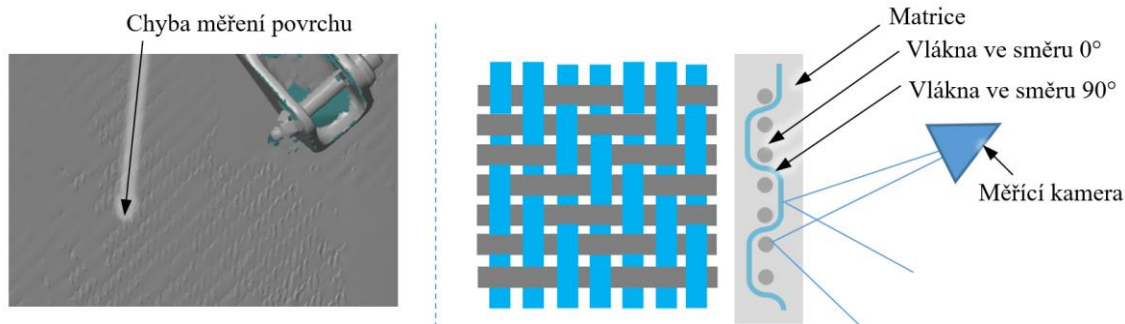
9.2.1 Rozměrová analýza

Rozměrová analýza byla provedena za účelem evaluace přesnosti technologického výrobního procesu skořepinového rámu. Pro rozměrovou analýzu byl proveden 3D bezkontaktní sken celé skořepiny s projekční technologií (Obrázek 9-38). Pro dané skenování byl využit skener ATOS Triple Scan od společnosti GOM s přesností měření $\pm 0,06 \text{ mm.m}^{-1}$.



Obrázek 9-18 3D Skenování skořepinového rámu zařízením ATOS Triple Scan

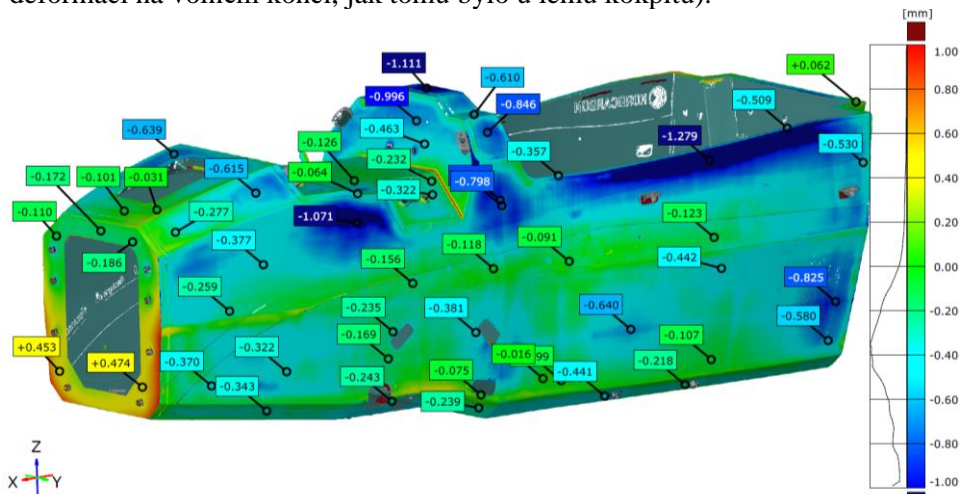
Nevýhodou měření je citlivost na lesklost povrchu a rozdílný lom světla během jednoho měření. Materiál potahu z uhlíkových vláken je na svrchní části tvořen průhlednou maticí. Světlo tedy projde až na jednotlivá vlákna, která jsou orientovaná pod různými úhly, tím dochází k rozdílnému lomu světla a ke zkreslení měření rovinné plochy (Obrázek 9-19).



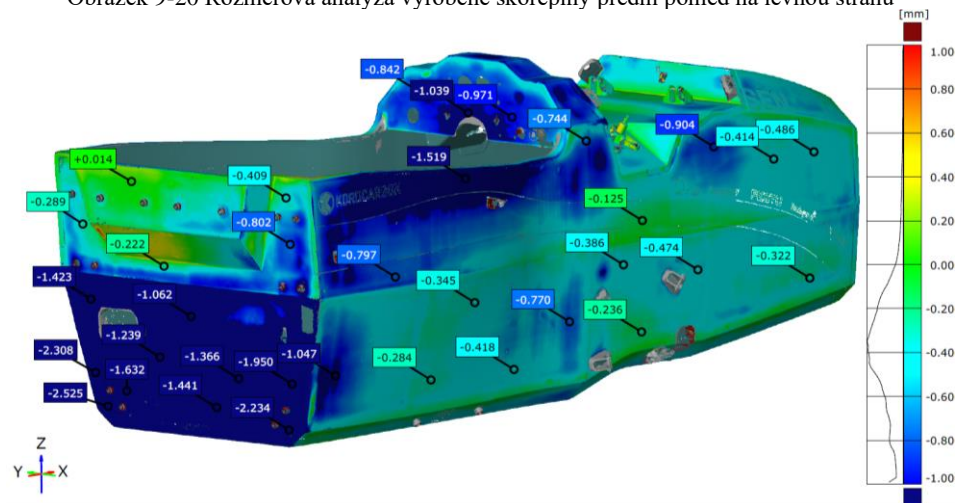
Obrázek 9-19 Vlevo sken s chybou měření plochy kompozitního potahu, vpravo problematika bezkontaktního snímání povrchu kompozitního potahu

Rozměrová analýza byla provedena porovnáním skenovaných dat s 3D modelem a byla zobrazena na obrázcích (Obrázek 9-20, Obrázek 9-21, Obrázek 9-22). Záporné hodnoty představují stav, kdy výsledný tvar skořepiny je menší než požadovaný 3D model. Z analýzy vyplynulo, že převážná část skořepiny byla vyrobena s přesností -0,1 až -0,65 mm. V lokálních oblastech došlo k propadu zhruba o -1,4 mm. V zadní oblasti připojení zadního trubkového rámu byla skořepina řádově kratší o -1,9 až -3,6 mm. Tato skutečnost byla způsobena několika faktory:

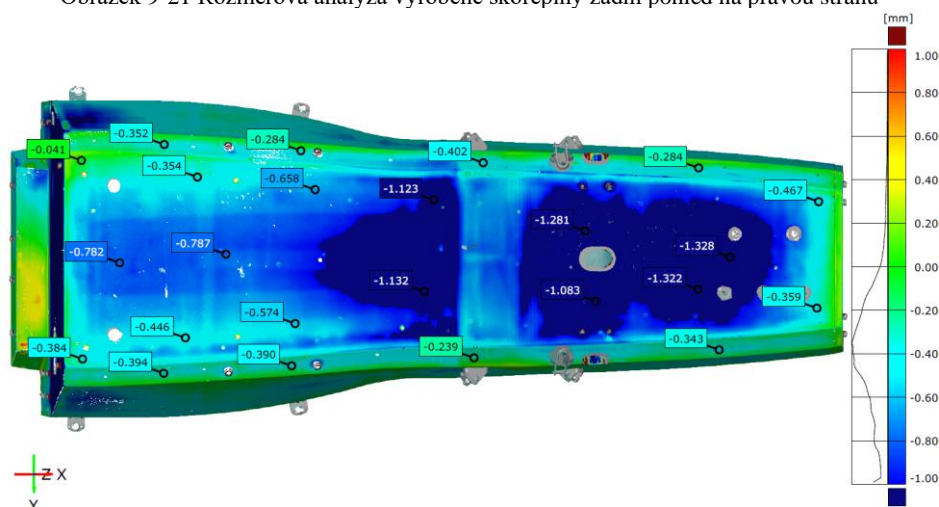
- a) nedostatečnou tuhostí formy, jak již bylo zmíněno v kapitole 0,
- b) přenesením výrobní nepřesnosti z negativní formy,
- c) smrštěním skořepinového rámu po vytvrzení (toto smrštění může způsobovat i deformaci na volném konci, jak tomu bylo u lemu kokpitu).



Obrázek 9-20 Rozměrová analýza vyrobené skořepiny přední pohled na levou stranu



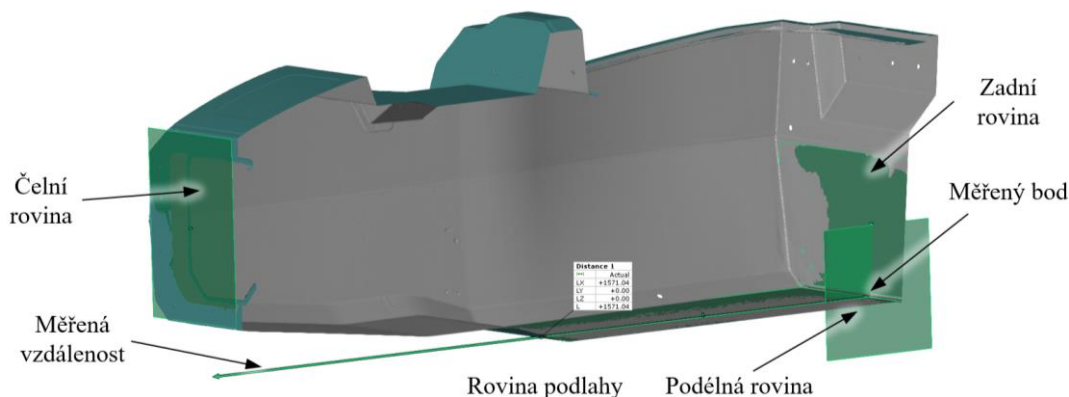
Obrázek 9-21 Rozměrová analýza vyrobené skořepiny zadní pohled na pravou stranu



Obrázek 9-22 Rozměrová analýza vyrobené skořepiny spodní pohled

Pro posouzení vývoje smrštění/deformace byla provedena rozměrová kontrola délky skořepiny/forem v celém výrobním procesu. Protože zadní plocha skořepinového rámu byla vyrobena pod úhlem 10 ° a na formách/skořepině byl zadní dolní roh tvořen rádiusem, byl měřicí

bod vždy vytvořen průřezem tří rovin: 1. rovina zadní, 2. podlaha 3. podélná rovina skořepiny. Posuzovaná délka s rovinami určujícími měřicí bod je zobrazena na obrázku (Obrázek 9-23).



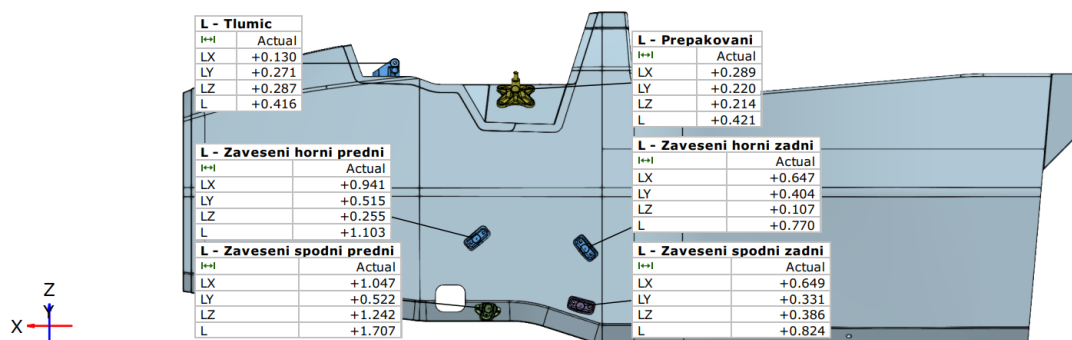
Obrázek 9-23 Posuzovaná délka s rovinami určujícími měřicí bod

I přestože výchozí pozitivní forma byla vyrobena o 0,61 mm delší, tak byla výsledná skořepina o 1,96 mm kratší než požadovaný rozměr. K výraznému zkrácení o 2,07 mm došlo při výrobě negativní formy, při výrobě skořepinového rámu došlo ke zkrácení zhruba o 0,5 mm.

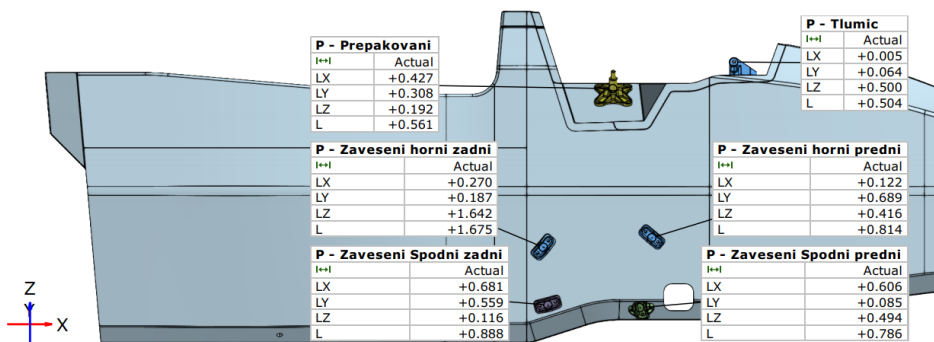
Položka	Vzdálenost (mm)	Odchylka od 3D modelu (mm)	Přesnost (mm.m ⁻¹)	Zkrácení vůči předchozímu kroku (%)
3D Model	1572,5	0		
Pozitivní forma	1573,11	0,61	±0,08	Výchozí stav
Negativní forma	1571,04	-1,46	±0,08	- 0,132
Skořepinový rám	1570,54	-1,96	±0,06	- 0,032

Tabulka 9-4 Celková délka forem/skořepiny ve výrobní procesu

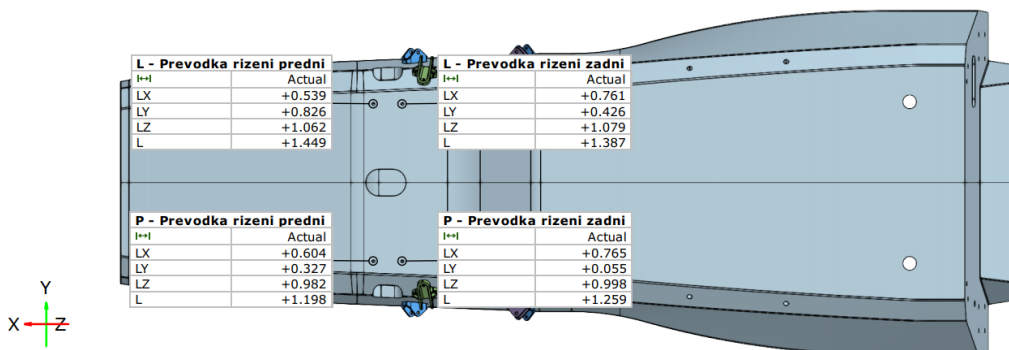
Nepřesnost celkového tvaru a lokálních nepřesností například na podlaze nebo lemu kokpitu nejsou kritické oblasti návrhu. Proto byla provedena deviační analýza odchylky skutečné polohy úchytných bodů funkčních celků od 3D modelu (Obrázek 9-24, Obrázek 9-25, Obrázek 9-26, Obrázek 9-27, Obrázek 9-28). Uvedené hodnoty představují absolutní vzdálenost měřeného bodu od požadované polohy v daném směru. Odchylka bodů zavěšení se pohybuje řádově do 1,7 mm a odchylka zadních úchytných bodů byla až do hodnoty 2,2 mm. Tyto odchylky nevyhovují původnímu požadavku na přesnost skořepinového rámu. Tato oblast výrobního procesu by měla být do budoucna další oblastí zkoumání.



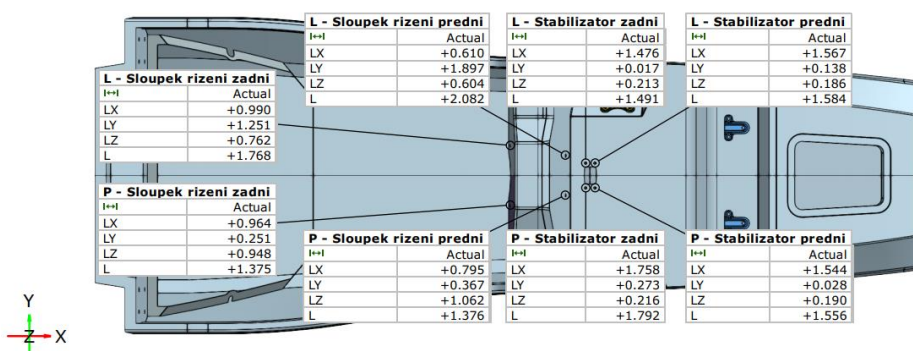
Obrázek 9-24 Rozměrová analýza polohy bodů zavěšení na levé straně skořepiny



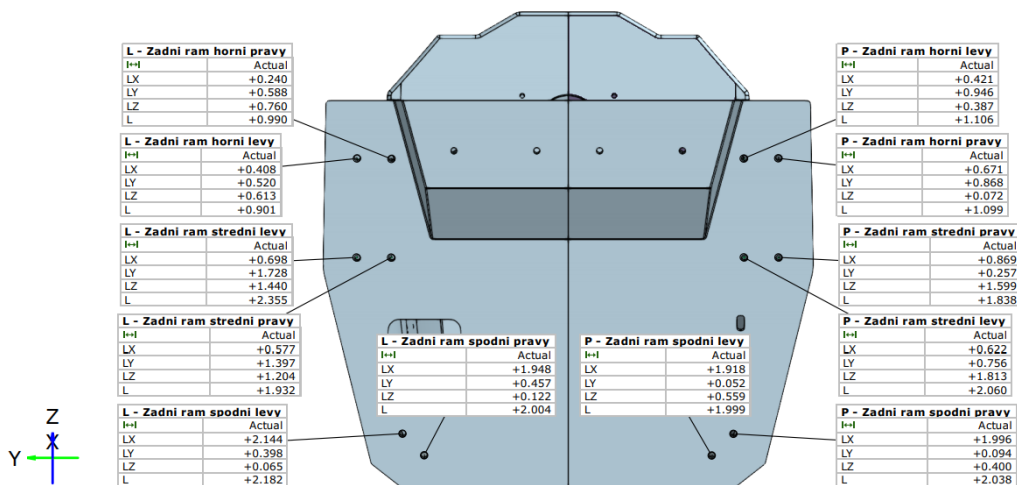
Obrázek 9-25 Rozměrová analýza polohy bodů zavěšení na pravé straně skořepiny



Obrázek 9-26 Rozměrová analýza polohy úchytných bodů převodky řízení



Obrázek 9-27 Rozměrová analýza polohy úchytných stabilizátoru a sloupku řízení



Obrázek 9-28 Rozměrová analýza polohy bodů přípojného místa zadního rámu a ramenních pásů

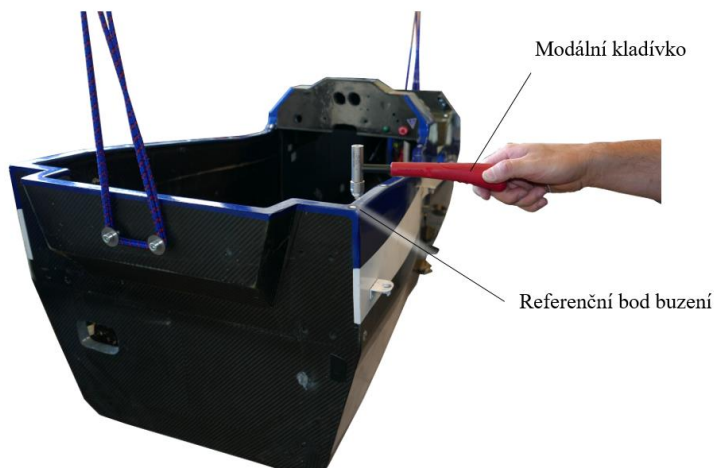
9.2.2 Experimentální měření vlastních frekvencí a tvarů

Experimentální měření vlastní frekvence a vlastního tvaru bylo provedeno za účelem validace celkové tuhosti použitého výpočtového modelu MKP. Hodnota vlastní frekvence je dána rovnicí (9-1). Pokud tedy uvažujeme stejnou hmotnost m pro experimentální měření a MKP model, potom je jedinou neznámou celková tuhost, která je tak validována.

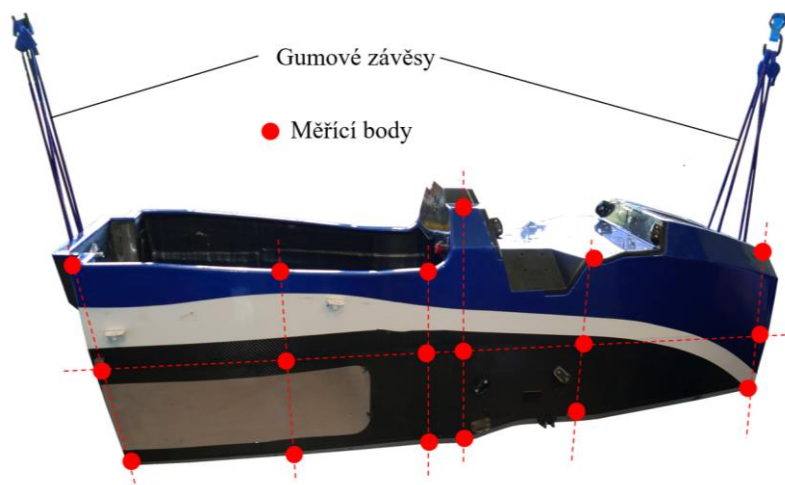
$$\Omega = \frac{1}{2\pi} \sqrt{k/m} \quad (9-1)$$

kde Ω je vlastní frekvence (Hz), k je tuhost v daném směru, m je hmotnost posuzovaného tělesa (kg).

Experimentální měření bylo provedeno následujícím postupem. Skořepinový rám byl zavěšen na gumové závěsy pro minimalizaci ovlivnění vlastního měření. Následně bylo provedeno opakované buzení v referenčním bodě (Obrázek 9-29) úderem modálního kladívka (Endevco o váze 100 g s gumovým hrotem) ve vertikálním směru. Odezvy na toto buzení byly snímány ve třech směrech (X, Y, Z) tříosým akcelerometrem (Bruel& Kjaer 4529B, s rozsahem 50g) postupně v jednotlivých bodech. Jednotlivé body byly zvoleny rozdělením skořepiny pomyslnou mřížkou na 18 měřících bodů na každé straně (Obrázek 9-30).



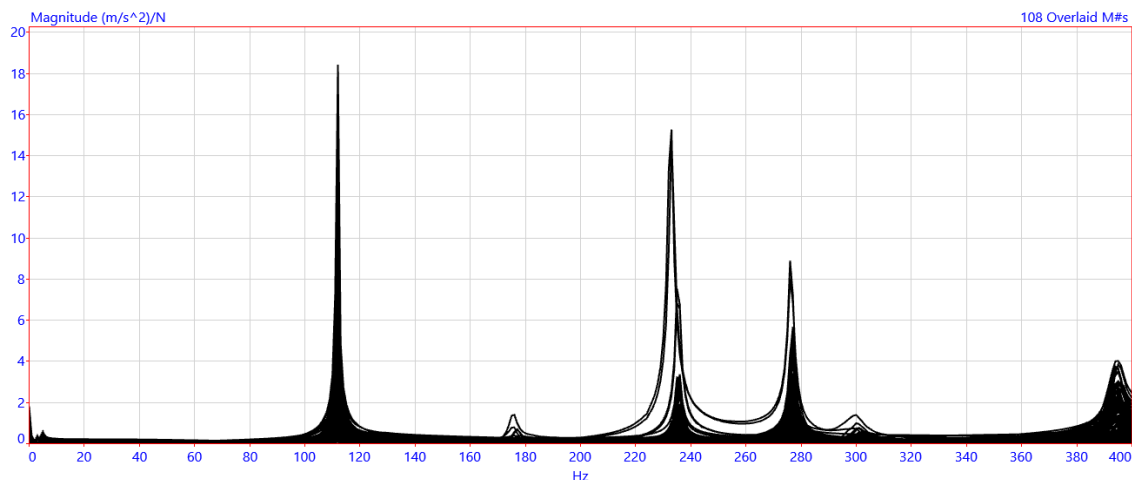
Obrázek 9-29 Poloha referenčního bodu a modální kladívko



Obrázek 9-30 Zavěšený skořepinový rám rozdělený na 18 měřících bodů z jedné strany

Výstupem analyzátoru jsou frekvenční přenosové funkce (FRF-Frequency response function H1), jednotlivá spektra odezvy v jednotlivých směrech (X, Y, Z) dělená spektrem buzení (signál kladívka). FRF spektra jsou komplexní, obsahují jak amplitudu, tak i fázi a díky tomu je možné

provést vizualizaci vlastních tvarů kmitu pro jednotlivé vlastní frekvence (rezonanční vrcholy amplitud). Naměřené spektrum odezvy je uvedeno v grafu (Graf 9-2), přičemž jak bylo uvedeno výše, jednotlivé vrcholy představují vlastní frekvenci měřeného tělesa.

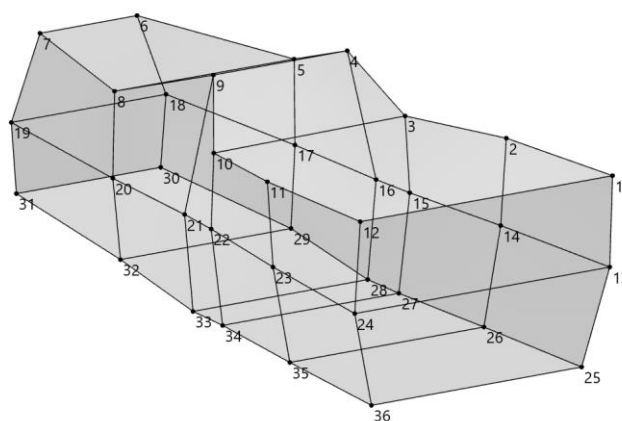


Graf 9-2 Naměřené odezvy amplitudy

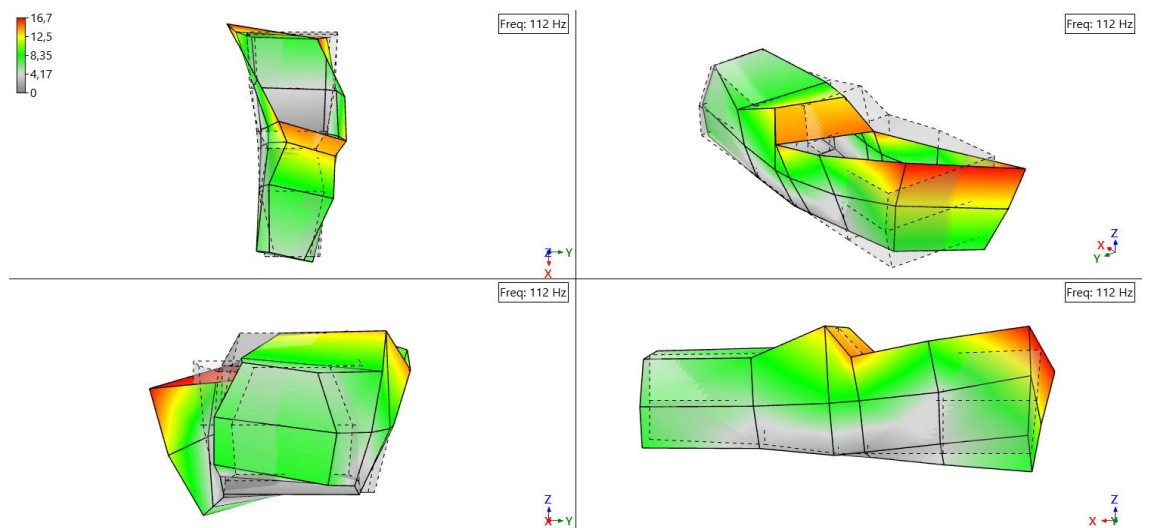
Pořadí	Vlastní frekvence (Hz)	Tvar
1.	112	Torze celé skořepiny
2.	177	Ohyb stěn kokpitu v proti fázi
3.	235	Ohyb stěn kokpitu ve fázi
4.	277	Torze celé skořepiny
5.	301	Ohyb stěn kokpitu v proti fázi
6.	395	Ohyb celé skořepiny

Tabulka 9-5 Naměřené vlastní frekvence

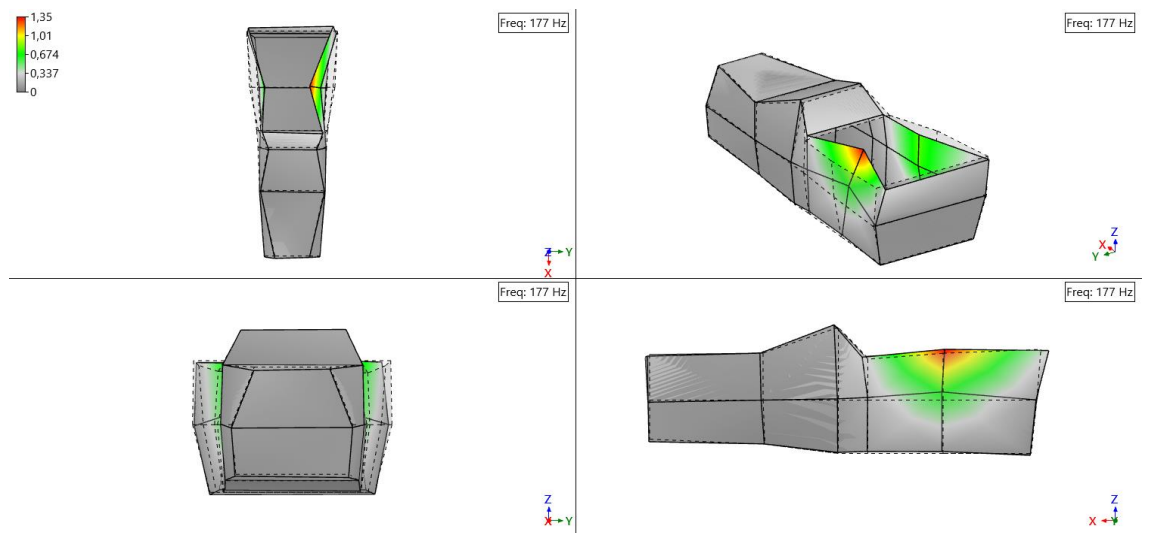
Vlastní tvary jsou znázorněny na jednoduchém drátovém modelu měřených bodů (Obrázek 9-31). Výsledné vlastní tvary jsou uvedeny na obrázcích (Obrázek 9-32, Obrázek 9-33, Obrázek 9-34, Obrázek 9-35, Obrázek 9-36, Obrázek 9-37).



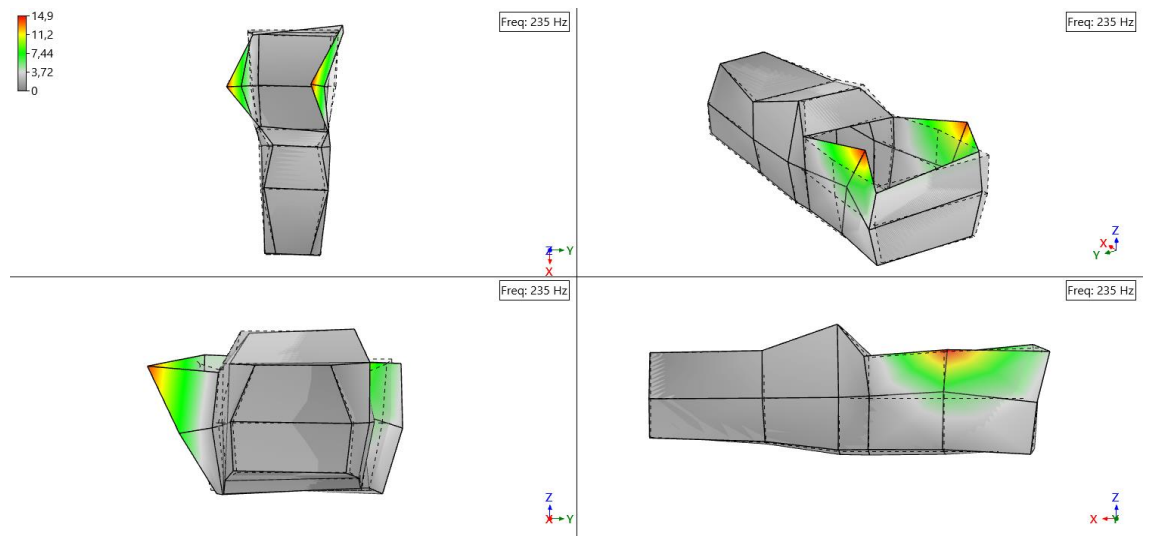
Obrázek 9-31 Zjednodušený drátěný model měřených bodů



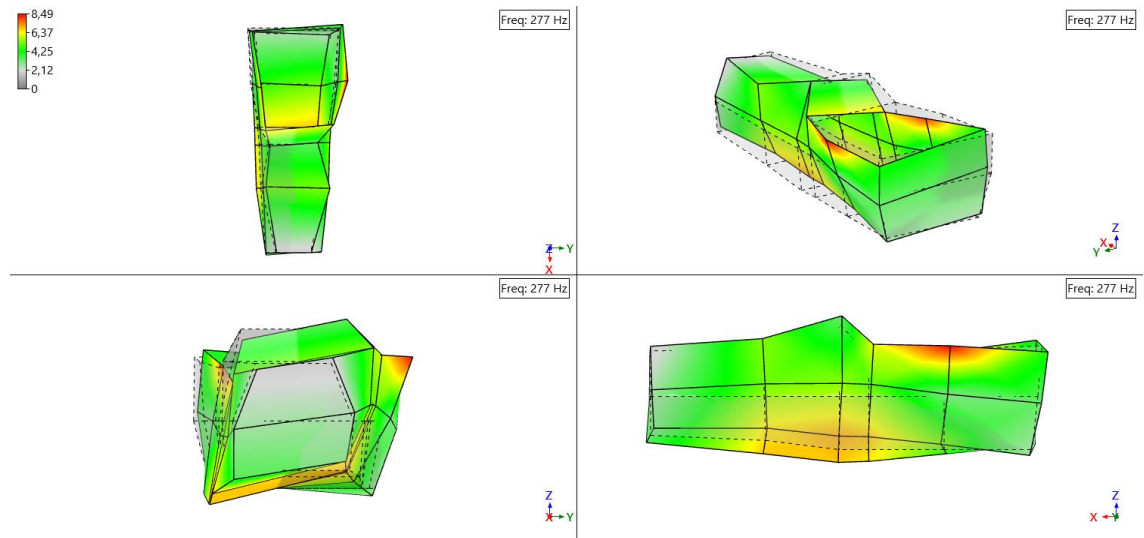
Obrázek 9-32 1. vlastní tvar s vlastní frekvencí 112 Hz



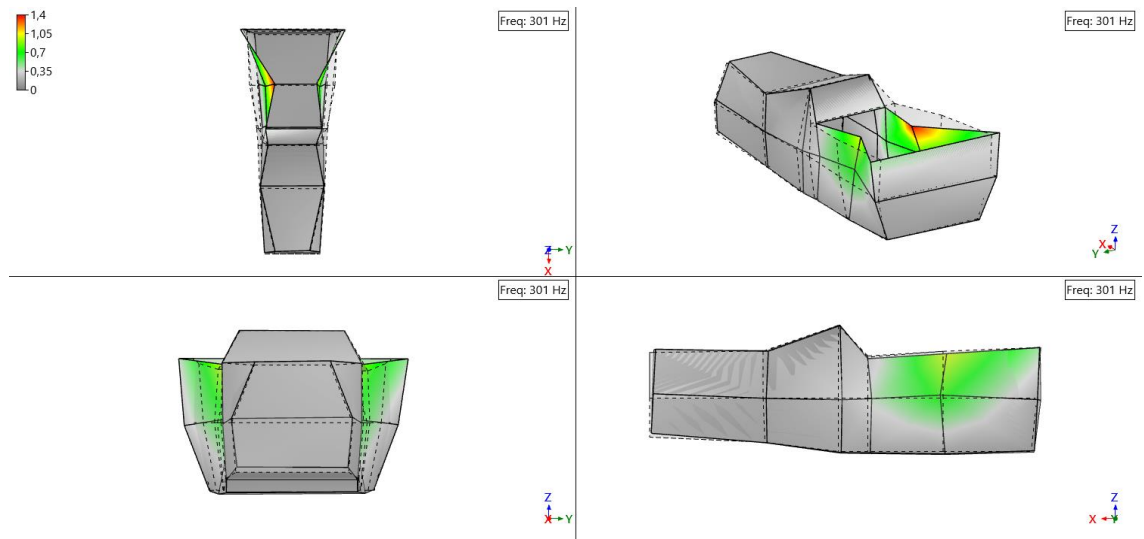
Obrázek 9-33 2. vlastní tvar s vlastní frekvencí 177 Hz



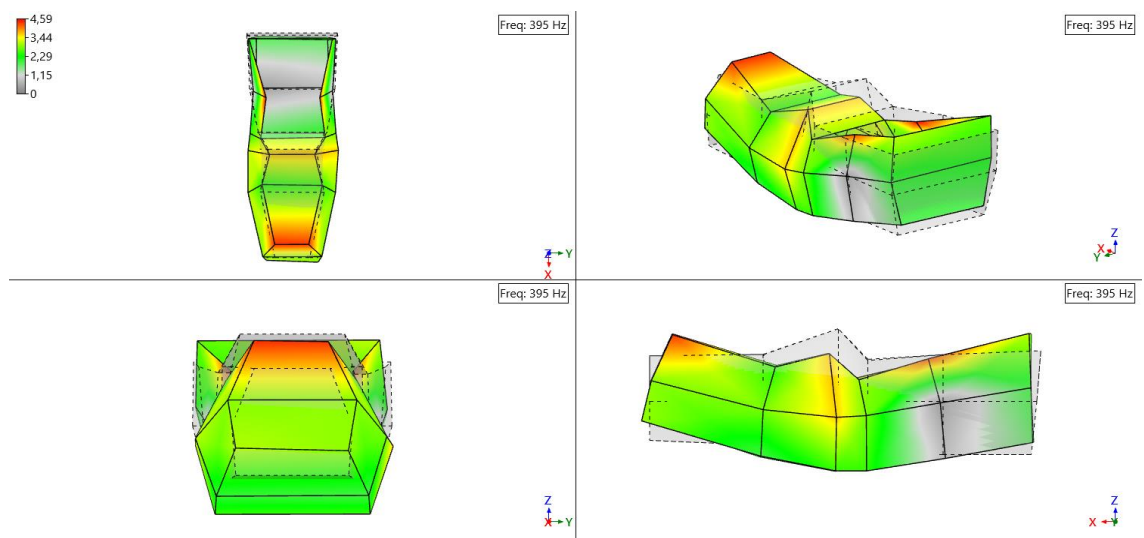
Obrázek 9-34 3. vlastní tvar s vlastní frekvencí 235 Hz



Obrázek 9-35 4. vlastní tvar s vlastní frekvencí 277 Hz



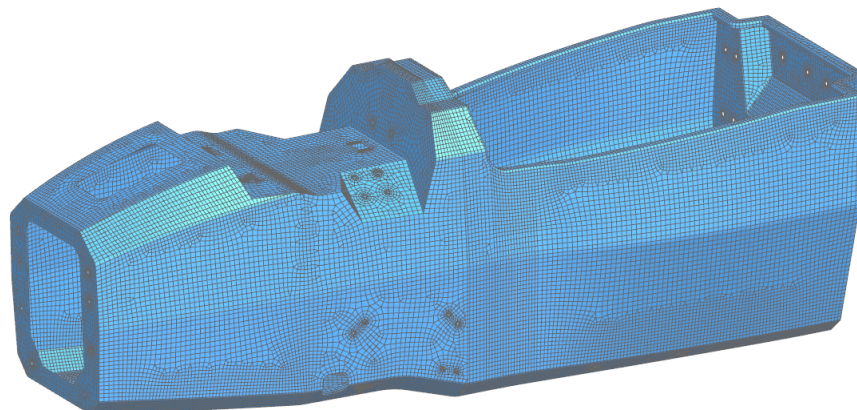
Obrázek 9-36 5. vlastní tvar s vlastní frekvencí 301 Hz



Obrázek 9-37 6. vlastní tvar s vlastní frekvencí 395 Hz

Numerická simulace

Numerická simulace byla provedena v softwaru Nastran NX 12 s modulem SOL 103 - Real Eigenvalues s využitím metody pro extrakci vlastních frekvencí Lanczos. MKP model byl použit totožný, jako pro výpočet torzní tuhosti v kapitole 7.5.5. Hmotnost skořepiny byla změřena na hodnotu 22,45 kg.



Obrázek 9-38 MKP model pro modální analýzu

Vypočet byl proveden v předpokládaném frekvenčním rozsahu 0 až 400 Hz dle experimentálního měření. Bylo nalezeno celkem šest vlastních frekvencí shodných tvarů s experimentálním měřením. V tabulce (Tabulka 9-6) bylo provedeno porovnání experimentálního měření s numerickou simulací. Byla zjištěna shoda do 5 % především pro první vlastní frekvenci s torzním tvarem kmitu, která představuje torzní tuhost skořepiny. Shoda do 5 % je vzhledem k možné výrobní nepřesnosti kladení vrstev a technologického postupu dostačující.

Pořadí	Vlastní frekvence experimentální měření (Hz)	Vlastní frekvence numerická simulace (Hz)	Odchylka (%)
1	112	117	-4,5
2	177	159	10,2
3	235	219	6,8
4	277	287	-3,6
5	301	287	4,7
6	395	384	2,8

Tabulka 9-6 Porovnání naměřených a vypočtených vlastních frekvencí

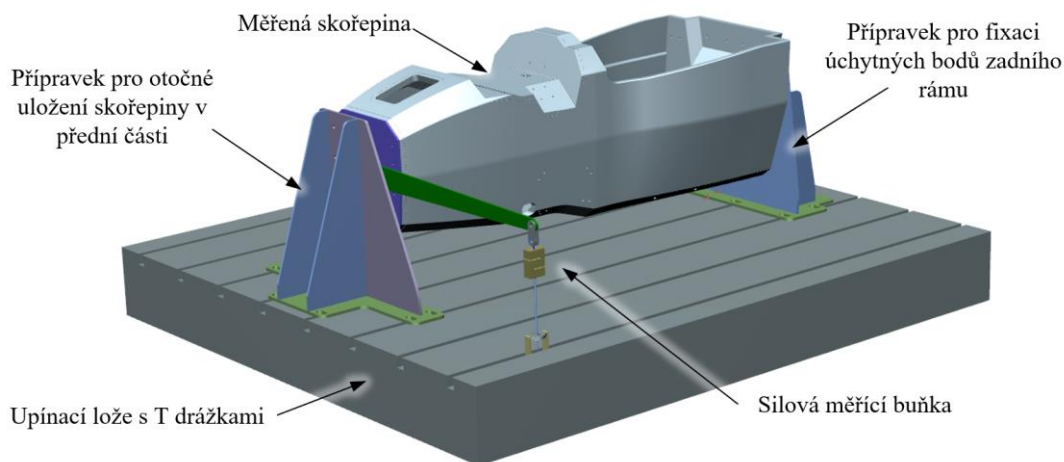
Porovnání vlastních tvarů struktury je uvedeno v tabulce (Tabulka 9-7). Mírná neshoda mezi experimentálním měřením a numerickou simulací se nachází u 5. tvaru. V tomto tvaru u numerické simulace je v oblasti kokpitu patrné dvojité zvlnění horní hrany kokpitu, zatímco u experimentálního měření je pouze jedna vlna. Tato neshoda je však způsobena nedostatečným počtem měřicích bodů u experimentálního měření, protože kokpit byl rozdělen pouze jedním měřicím bodem uprostřed. Pro detekci tohoto tvaru by bylo nutné přidat na hranu kokpitu další dva měřicí body.

Pořadí/ frekvence	Vlastní tvar experimentální měření	Vlastní tvar numerická simulace
1. 112 Hz		
2. 177 Hz		
3. 235 Hz		
4. 277 Hz		
5. 301 Hz		
5. 395 Hz		

Tabulka 9-7 Porovnání vlastního tvaru experimentálního měření a numerické simulace

9.2.3 Měření torzní tuhosti skořepinového rámu

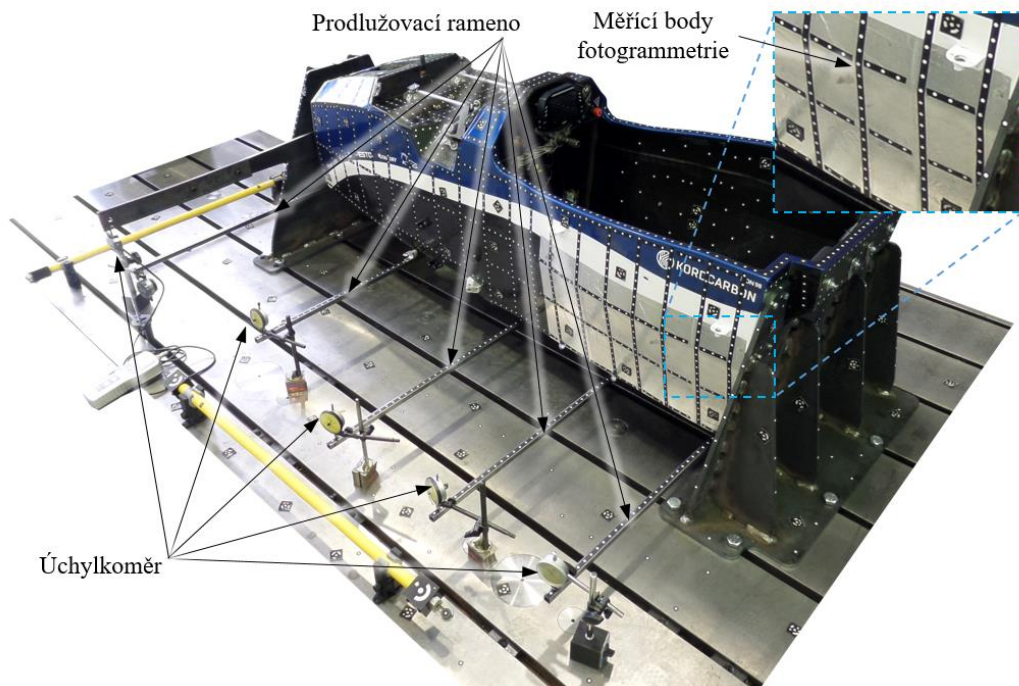
Měření torzní tuhosti bylo provedeno pomocí experimentální zkoušky krutem ve speciálním zkušebním přípravku. Přední část skořepinového rámu byla uložena v podélné ose na ložisku s kulovým uložením, druhá část byla fixována v úchytných bodech zadní části rámu. Zatížení bylo realizované pákou o délce 879 mm, která byla uložena na předním otočném čepu. Celé schéma zkoušky je zobrazeno na obrázku (Obrázek 9-39).



Obrázek 9-39 Schéma zkoušky krutem pro skořepinový rám

Skořepinový rám byl rozdělen do čtyř měřicích zón pro lepší pochopení torzní tuhosti v podélném směru. Měření samotných posunutí při zatěžování bylo provedeno dvěma způsoby.

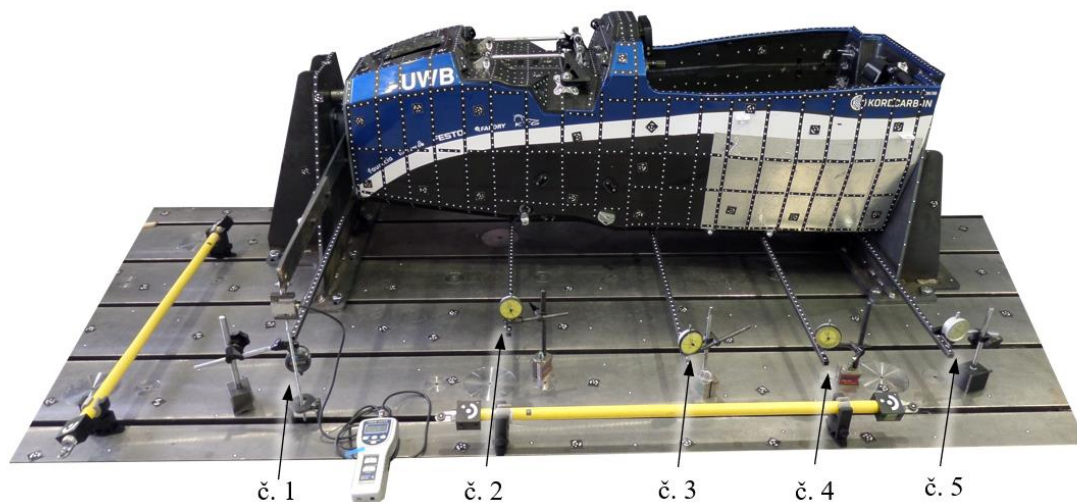
- Na podlahu skořepinového rámu byly připevněny prodlužovací profily (20x20x1 mm) pro zvětšení měřené výchylky. Natočení dané sekce bylo měřeno pomocí posunutí koncového bodu profilu s použitím úchylkoměru s přesností 0,01 mm.
- Bylo měřeno posunutí všech měřicích bodů metodou fotogrammetrie systémem GOM Tritop. Přesnost tohoto měření dosahovala $\pm 0,06 \text{ mm.m}^{-1}$.



Obrázek 9-40 Schéma měření deformace skořepiny při zatížení krutem

Jednotlivé úchylkoměry byly označeny čísly 1 až 5 dle obrázku (Obrázek 9-41). Měření bylo provedeno ve čtyřech zatěžovacích fázích. V první fázi bylo aplikováno předpětí 150 N. Toto

předpětí bylo využito pro eliminaci možné chyby měření vlivem vůlí v měřicím přípravku a celé měřicí soustavy. Při aplikovaném předpětí byly vynulovány měřicí úchylkoměry, následně pak v fázích 2 až 4 bylo zvyšováno zatížení s přírůstkovým krokem 250 N.

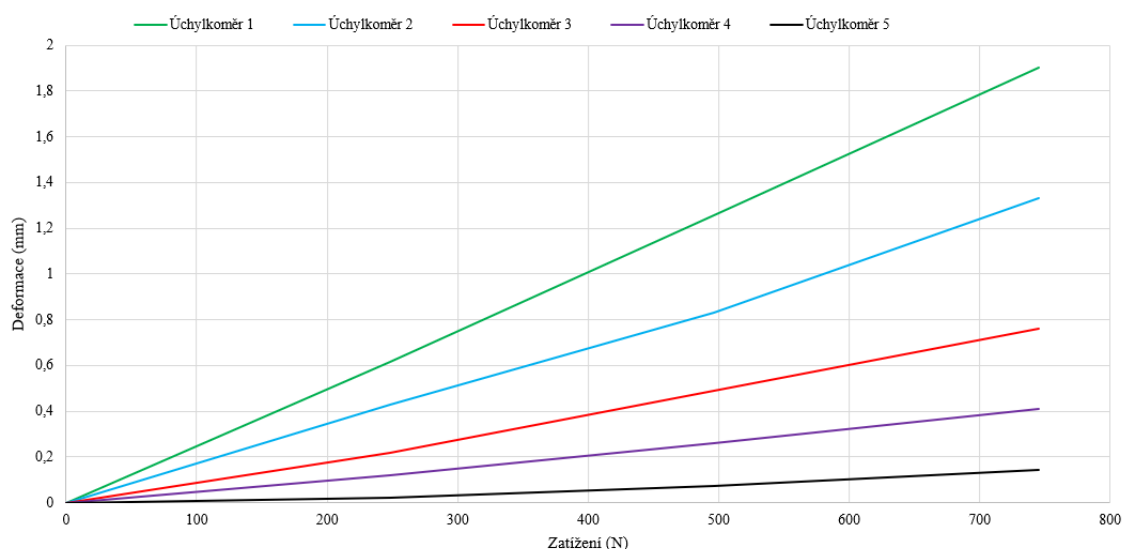


Obrázek 9-41 Označení úchylkoměrů

Naměřené hodnoty byly zaneseny do tabulky (Tabulka 9-8) a grafu (Graf 9-3). Z grafu (Graf 9-3) je patrné že průběh deformace v závislosti na zatížení vykazuje lineární charakter, což potvrzuje správnost samotného měření.

Krok	Zatížení (N)	Zatížení bez předpětí (N)	Hodnota deformace naměřená na daném úchylkoměru (mm)				
			č. 1	č. 2	č. 3	č. 4	č. 5
1	153,4	0	0	0	0	0	0
2	401,4	248	0,61	0,43	0,22	0,12	0,02
3	649,9	496,4	1,26	0,83	0,49	0,26	0,07
4	898,8	745,4	1,90	1,33	0,76	0,41	0,14

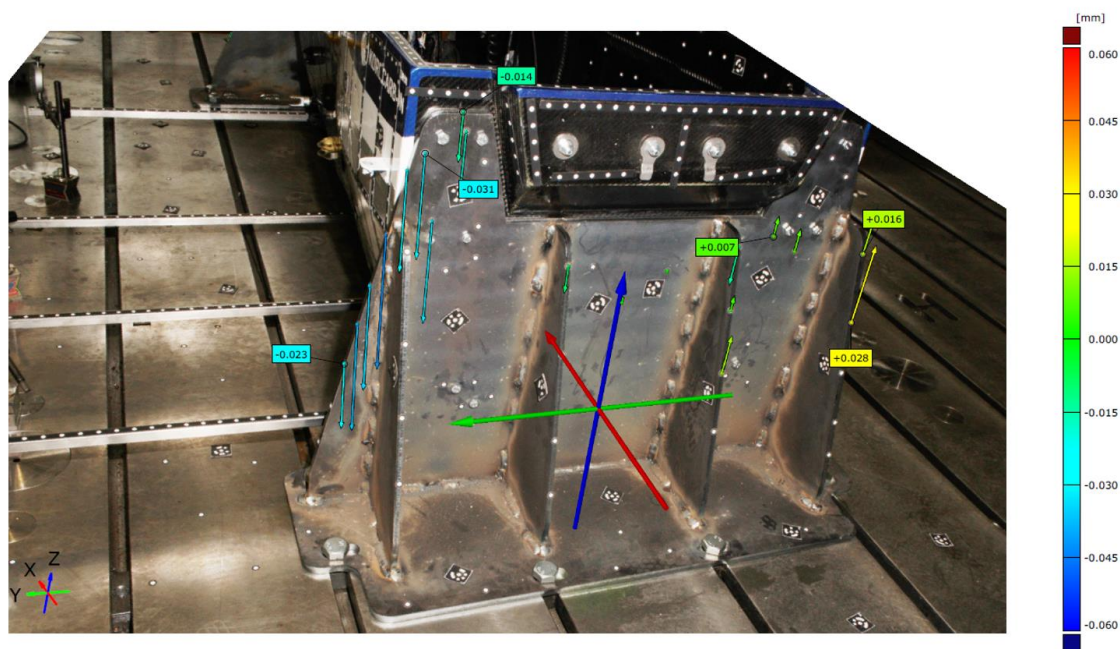
Tabulka 9-8 Naměřené hodnoty deformace při měření skořepinového rámu



Graf 9-3 Naměřené hodnoty deformace při měření skořepinového rámu v závislosti na zatížení

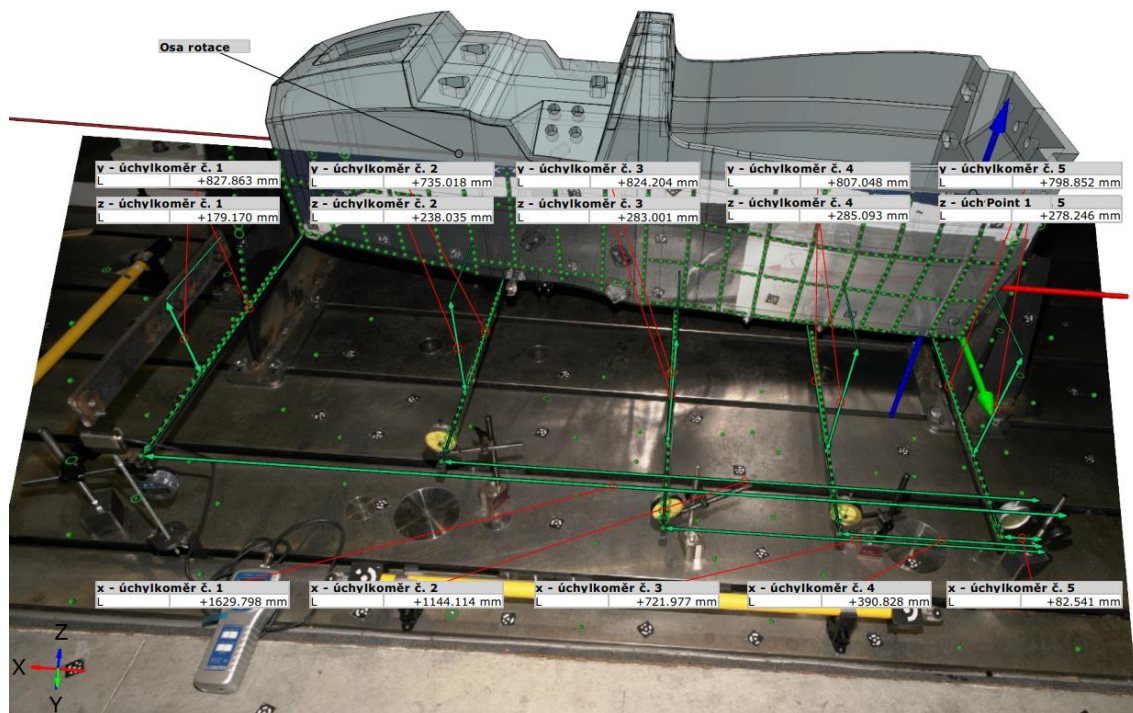
Před vyhodnocením byla provedena deformační analýza z fotogrammetrických naměřených dat. Během zatěžování skořepiny došlo k samotné deformaci zadního fixačního přípravku, který je

namáhan stejným kroutícím momentem jako skořepina. Naměřené hodnoty v tabulce (Tabulka 9-8) pro zatížení 745,4 N byly kompenzovány o deformaci zadního přípravku a uvedeny v tabulce (Tabulka 9-10). Hodnota deformace na zadním přípravku byla stanovena na 0,03 mm na rameni 330 mm. Uvažovaná deformace změni natočení zadní části skořepiny o 0,0052°. Dále již bylo počítáno s kompenzovanými hodnotami naměřené deformace.



Obrázek 9-42 Deformace zadního přípravku v rovině YZ při zatížení kroutícím moment 655, 2 Nm

Dále bylo fotogrammetrické měření využito ke zmapování přesné polohy měřených bodů k ose rotace a v podélném směru. Na obrázku (Obrázek 9-43) je zobrazená analýza fotogrammetrie a naměřené hodnoty jsou uvedené v tabulce (Tabulka 9-9), která byla doplněna o vypočtenou vzdálenost měřeného bodu k ose rotace.



Obrázek 9-43 Fotogrammetrické měření polohy měřených bodů úchylkoměrem v prostoru

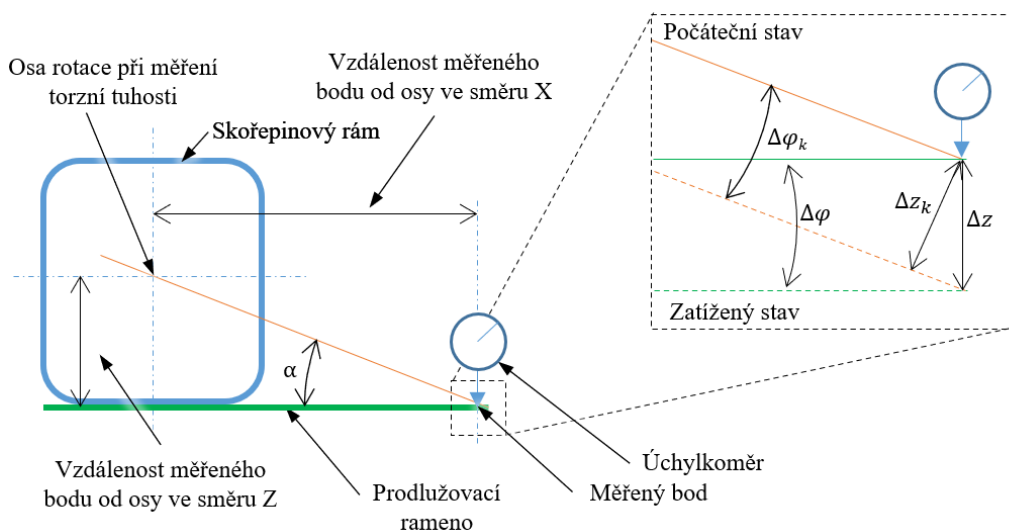
Poloha měřeného bodu úchylkoměrem v prostoru	Úchylkoměr				
	č. 1	č. 2	č. 3	č. 4	č. 5
Vzdálenost k ose rotace ve směru y (mm)	827,86	735,02	824,2	807,05	798,85
Vzdálenost k ose rotace ve směru z (mm)	179,17	238,04	283	285,09	278,25
Vzdálenost k ose rotace ve směru yz (mm)	847,0	772,6	871,4	855,9	845,9
Poloha bodu v ose x (mm)	1629,8	1144,11	721,97	390,83	82,54
Úhly α (°) který svírá prodlužovací rameno a spojnice měřeného bodu s osou rotace	12,6	19,2	20,5	21,1	20,8

Tabulka 9-9 Poloha měřeného bodu úchylkoměrem v prostoru

Posouzení torzní tuhosti bylo provedeno k ose rotace skořepinového rámu při zatížení. Proto bylo posunutí měřeného bodu Δz ve směru Z přepočteno na posunutí měřeného bodu Δz_k ve směru kolmo na spojnici měřeného bodu a osy rotace dle obrázku (Obrázek 9-44) a rovnice (9-2).

$$\Delta z = \Delta z_k \cos \alpha \quad (9-2)$$

kde Δz je posunutí měřeného bodu ve směru Z (mm), Δz_k je posunutí měřeného bodu ve směru kolmo na spojnici měřeného bodu a osy rotace (mm), α úhel, který svírá prodlužovací rameno a spojnice měřeného bodu s osou rotace (°).



Obrázek 9-44 Význam směru posunutí měřeného bodu

Hodnota posunutí na daném úchylkoměru (mm) pro zatížení bez předpětí 745,4 N					
	č. 1 (mm)	č. 2 (mm)	č. 3 (mm)	č. 4 (mm)	č. 5 (mm)
Posunutí měřeného bodu bez kompenzace deformace zadního fixačního přípravku ve směru Z	1,90	1,66	0,76	0,41	0,14
Δz – Posunutí měřeného bodu s kompenzací deformace zadního fixačního přípravku ve směru Z	1,829	1,263	0,685	0,337	0,071
Δz_k – Posunutí měřeného bodu s kompenzací deformace zadního fixačního přípravku ve směru kolmo na spojnici měřeného bodu a osy rotace	1,785	1,193	0,642	0,314	0,067

Tabulka 9-10 Hodnoty posunutí na daném úchylkoměru pro zatížení bez předpětí 745,4 N

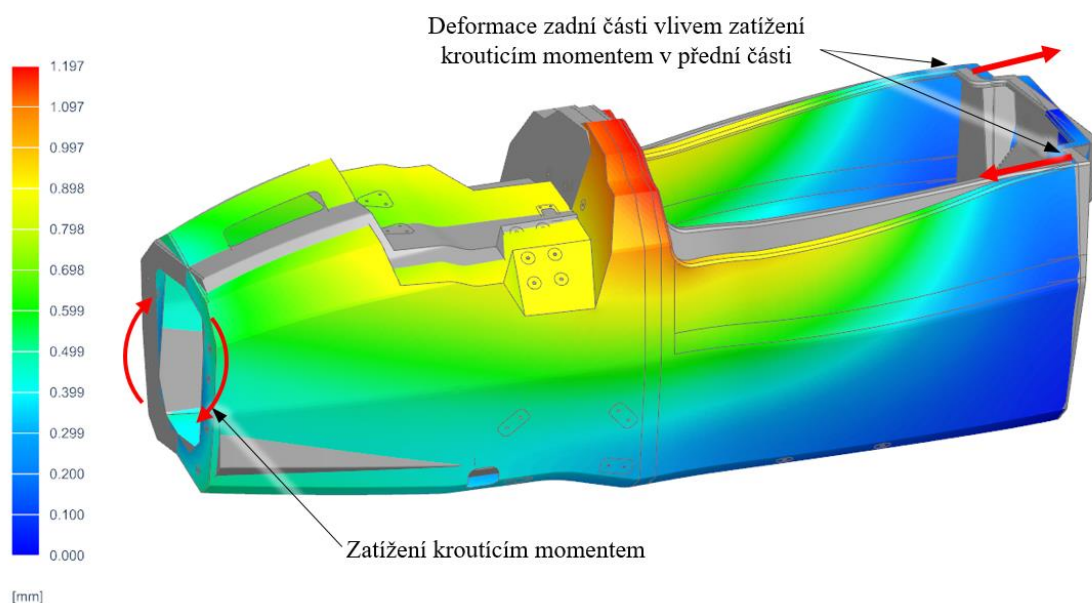
Pro zatížení 745,4 N, které bylo aplikováno na ramenní 879 mm a představuje kroutící moment 655,2 Nm, byla torzní tuhost stanovena vždy kumulativně pro jednotlivé sekce, a to vždy mezi fixačním přípravkem (označeno jako 0) a daným úchylkoměrem. Do tabulky (Tabulka 9-11) byly zaneseny hodnoty torzní tuhosti, jak pro výpočet z posunutí Δz k podélné rovině skořepiny, tak posunutí Δz_k k ose rotace. Odchylka skutečné torzní tuhosti vztažené k ose rotace a torzní tuhosti vztažené k podélné rovině byla závislá na velikosti úhlu α , který bylo nutno kompenzovat. Hodnota chyby měřené torzní tuhosti při nekompenzované hodnotě měření by poté mohla dosahovat až 12 %.

	Sekce				
	1-0	2-0	3-0	4-0	5-0
Délka sekce (mm)	1629,8	1144,1	722,0	390,8	82,5
Natočení $\Delta\varphi$ k podélné rovině vypočteno z Δz (°)	0,1266	0,0985	0,0476	0,0239	0,0051
Torzní tuhost sekce pro Δz (Nm/°)	5176,8	6654,1	13757,9	27415,8	127985,5
Natočení $\Delta\varphi_k$ k ose rotace vypočteno z Δz_k (°)	0,1207	0,0884	0,0422	0,0210	0,0045
Torzní tuhost sekce pro Δz_k (Nm/°)	5427,3	7407,8	15528,2	31171,0	144980,7
Odchylka torzní tuhost ve srovnání Δz a Δz_k (%)	4,6	10,2	11,4	12,0	11,7

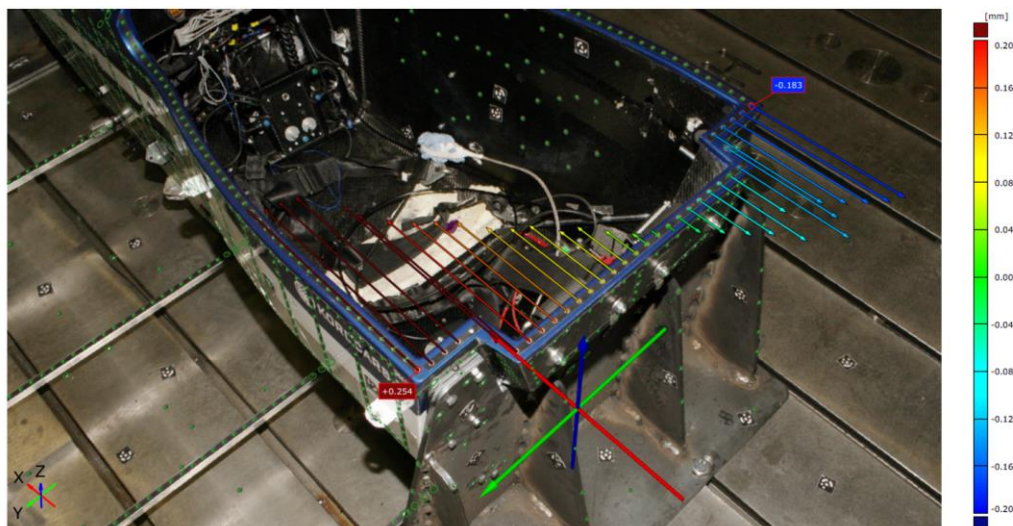
Tabulka 9-11 Hodnoty torzní tuhost daných sekcí dle experimentálního měření

Výsledná torzní tuhost celého skořepinového rámu (sekce 1-0) byla vypočtena z naměřených dat, a to na hodnotu 5427,3 Nm/°. Nejvíce sledovaná hodnota torzní tuhosti, která ovlivňuje jízdní vlastnosti vozu a je dána sekcí 2-0, tedy mezi zadním fixačním přípravkem a předním zavěšením, byla vypočtena z naměřených dat a dosahuje hodnoty 7407,8 Nm/°.

Numerická simulace pro porovnání s experimentálním měřením byla provedena ve čtyřech variantách okrajových podmínek pro uložení skořepinového rámu dle tabulky (Tabulka 9-12). Důvodem byl vliv vyztužení zadní části skořepinového rámu fixačním přípravkem. Fixační přípravek vyztužuje zadní část, protože při zatížení skořepinového rámu kroutícím momentem v přední části dochází k deformaci v oblasti připojovacích míst bodů zadního trubkového rámu dle obrázku (Obrázek 9-45). Tato deformace fixačního přípravku byla naměřena i při vlastním experimentálním měření metodou fotogrammetrie, viz obrázek (Obrázek 9-46).



Obrázek 9-45 Numerická simulace – deformace skořepinového rámu vlivem zatížení kroutícím momentem v přední části

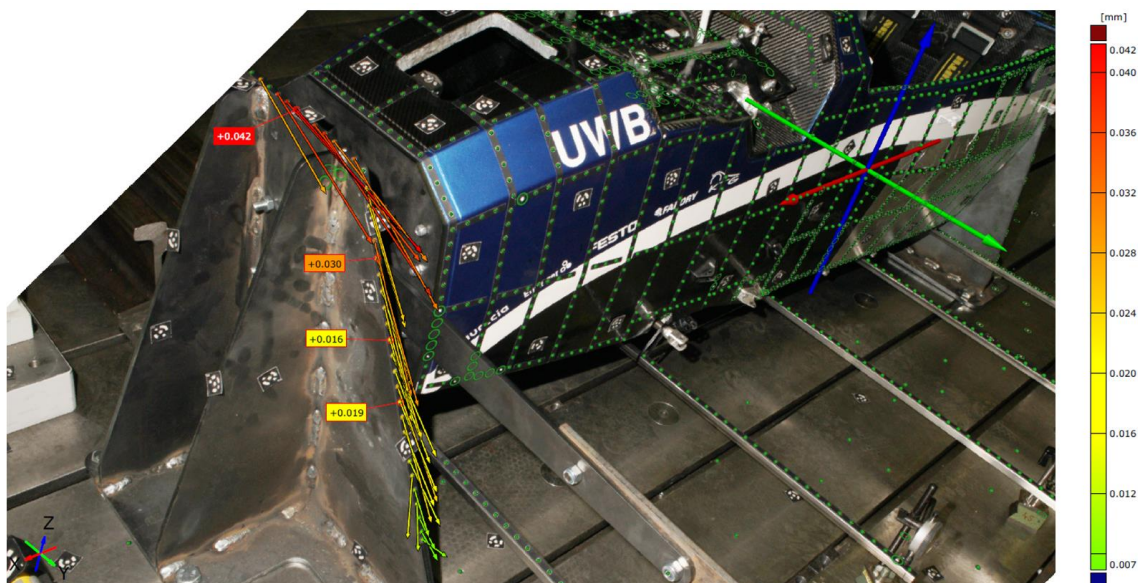


Obrázek 9-46 Experimentální měření – deformace skořepinového rámu v zadní části vlivem zatížení kroutícím momentem v přední části

Varianta	Přední otočný čep		Připojovací body zadního trubkového rámu	
	Fixace posunutí	Fixace rotace	Fixace posunutí	Fixace rotace
a)	X, Y, Z	Neaplikováno	Y, Z	Neaplikováno
b)	Y, Z	Neaplikováno	X, Y, Z	Neaplikováno
c)	Y, Z	Neaplikováno	Nahrazeno přípravkem	
d)	Nahrazeno přípravkem		Nahrazeno přípravkem	

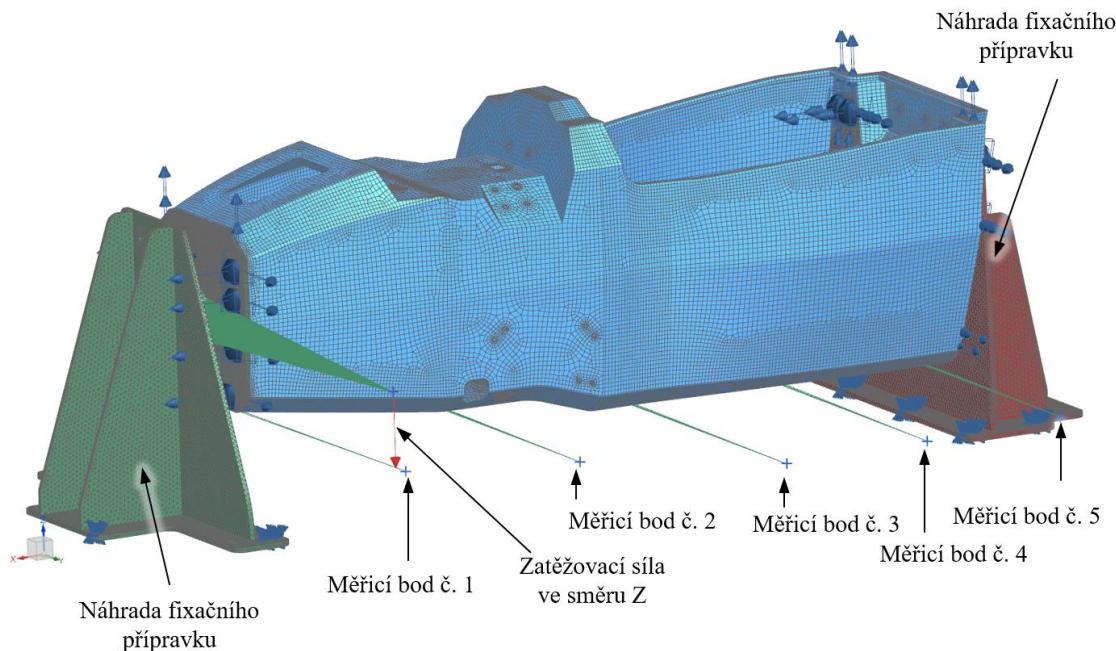
Tabulka 9-12 Definice okrajových podmínek pro jednotlivé varianty

I přesto že varianta d) nezpůsobuje přímo vyztužení skořepinového rámu, byla zařazena do variant numerických simulací, protože během experimentálního měření docházelo k deformaci předního přípravku dle obrázku (Obrázek 9-47), čímž bylo způsobeno vychýlení předního otočného čepu mimo původní osu rotace měření.



Obrázek 9-47 Deformace přední části přípravku s otočným čepem

Výpočtový model skořepiny včetně předního přípravku pro náhradu uložení v otočném čepu byl vytvořen již dle provedeného výpočtu v kapitole 7.5.5. Na obrázku (Obrázek 9-48) byl znázorněn výpočtový model pro variantu d) s náhradou obou fixačních přípravků pro uložení přední a zadní části skořepinového rámu.



Obrázek 9-48 MKP model pro výpočet torzní tuhosti s měřicími body v místech úchylkoměrů pro variantu d) s náhradou fixačního přípravku

Vypočtené hodnoty v daných měřicích místech pro jednotlivé varianty byly přepočteny na hodnotu Δz_k dle rovnice (9-2) a $\Delta\varphi_k$ natočení k ose rotace. Pro variantu c) a d) byla odečtena stejná hodnota natočení zadního přípravku jako pro experimentální měření, aby mohly být všechny varianty navzájem porovnatelné.

	Úchylkoměr				
	č. 1	č. 2	č. 3	č. 4	č. 5
	Posunutí Δz_k měřeného bodu kolmo na spojnici měřeno bodu a osy rotace (mm)				
Experimentální měření	1,785	1,193	0,642	0,314	0,067
Numerická simulace varianta a)	1,86	1,35	1,09	0,57	0,13
Numerická simulace varianta b)	1,29	0,76	0,41	0,19	0,03
Numerická simulace varianta c)	1,66	1,06	0,65	0,30	0,04
Numerická simulace varianta d)	1,76	1,11	0,66	0,30	0,04
	Natočení $\Delta\varphi_k$ k ose rotace vypočteno z Δz_k (°)				
Experimentální měření	0,12072	0,08845	0,04219	0,02102	0,00452
Numerická simulace varianta a)	0,12609	0,10013	0,07145	0,03809	0,00886
Numerická simulace varianta b)	0,08714	0,05602	0,02710	0,01249	0,00190
Numerická simulace varianta c)	0,11254	0,07865	0,04281	0,01977	0,00300
Numerická simulace varianta d)	0,12190	0,08635	0,04592	0,02163	0,00318

Tabulka 9-13 Porovnání hodnot deformací a natočení jednotlivých variant s experimentálním měřením

Z uvedeného grafu (Graf 9-4) a tabulky (Tabulka 9-13) byly stanoveny následující závěry.

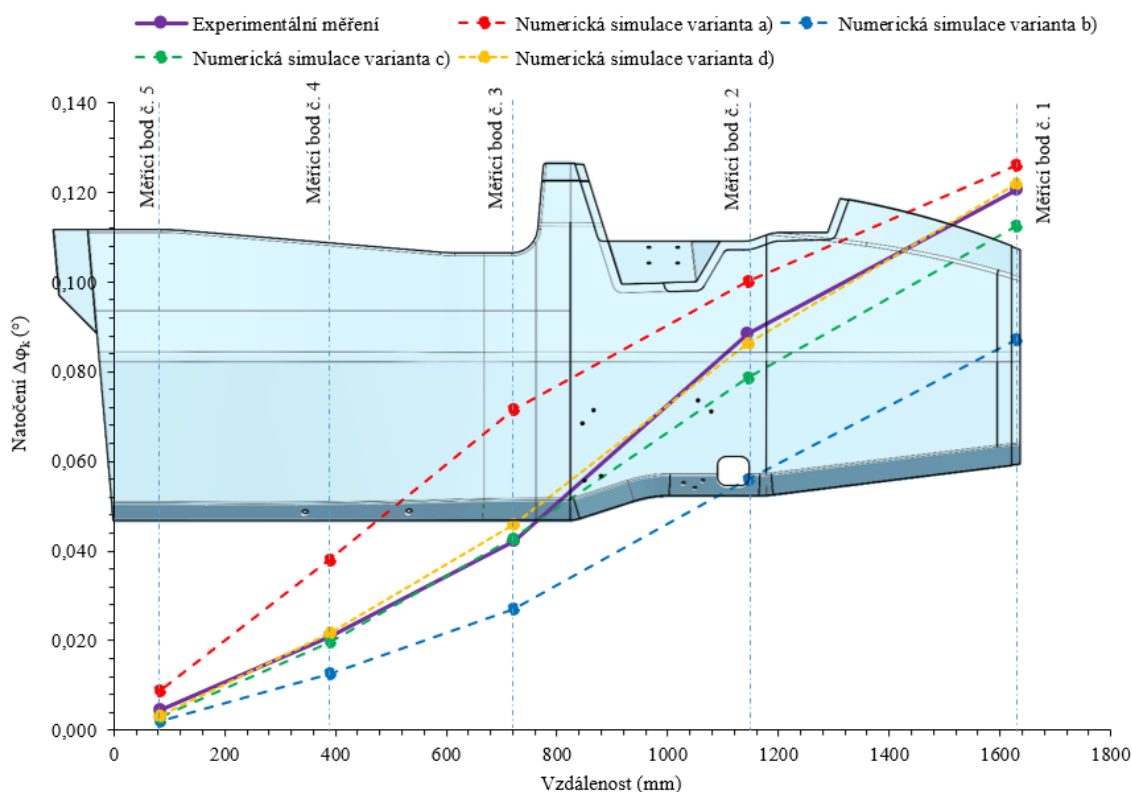
Varianta a) numerická simulace s volně uloženou zadní částí rámu ve směru X vykazuje ztlačeně větší průběh zkroucení v oblasti kokpitu mezi měřicími body 5-3 ve srovnání s experimentálním

měření. Ale tato varianta zároveň poskytuje reálný výsledek torzní tuhosti, který není ovlivněn vyztužením vlivem fixačního přípravku nebo okrajových podmínek.

Varianta b) numerická simulace s omezením posunutí úchytných bodů zadního rámu ve všech třech směrech X, Y, Z vykazuje znatelně menší průběh zkroucení v oblasti kokpitu mezi měřicími body 5-3 ve srovnání s experimentálním měřením. Toto uložení způsobuje vyztužení celé skořepiny a udává nereálný výsledek torzní tuhosti.

Varianta c) numerická simulace s uložením zadní části rámu v náhradě fixačního přípravku, vykazují prakticky totožnou shodu s experimentálním měřením v oblasti kokpitu mezi měřicími body 5-3. Ve střední části mezi měřicími body 3-2 vykazuje tato varianta mírně menší průběh zkroucení. V přední části mezi měřicími body 2-1 byl průběh zkroucení s totožnou směrnicí, jako experimentální měření. Výsledný rozdíl v torzní uhosti je tedy dán pouze odchylkou v oblasti mezi měřicími body 3-2.

Varianta d) numerická simulace s uložením přední a zadní části rámu v náhradě fixačního přípravku vykazuje prakticky totožnou shodu s experimentálním měřením v celé oblasti skořepinového rámu.



Graf 9-4 Porovnání měření úhlu natočení s variantami numerické simulace

Pro výsledné porovnání naměřené a vypočtené torzní tuhosti byly určeny torzní tuhosti:

- mezi uložením (označeno 0) a měřicím bodem 1 (sekce 1-0), což představuje celkovou torzní tuhost skořepiny,
- mezi uložením (označeno 0) a měřicím bodem 2 (uložení přední nápravy) (sekce 2-0), což představuje torzní tuhost skořepiny, která ovlivňuje jízdní vlastnosti.

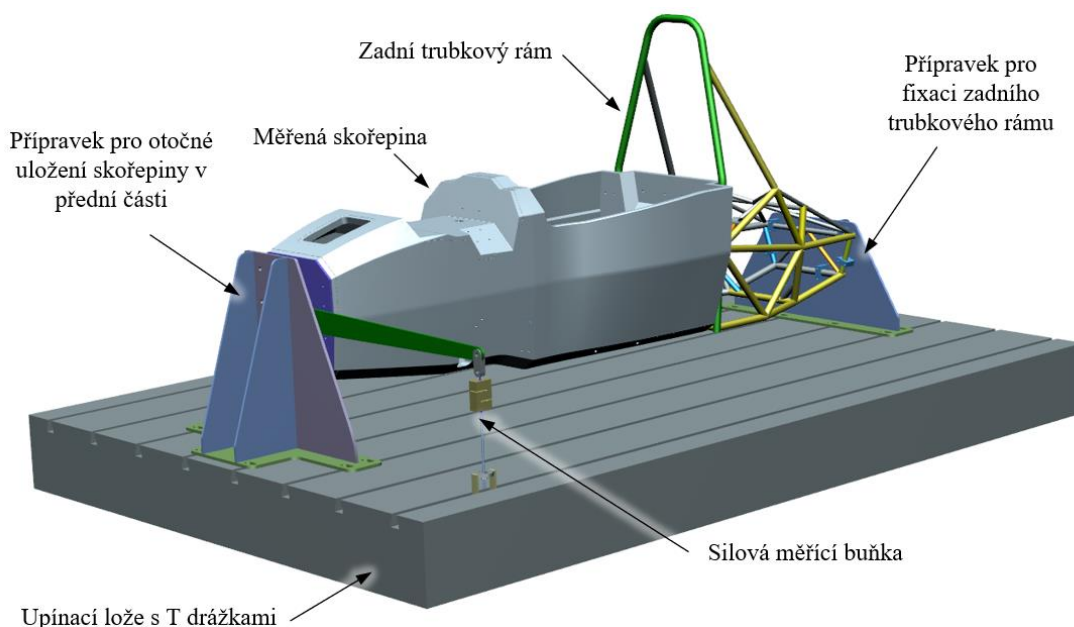
Nejlepšího výsledku dle tabulky (Tabulka 9-14) bylo dosaženo v porovnání s numerickou simulací varianty d), kde odchylka vůči experimentálnímu měření byla do 2,4 % pro sekci 2-0. Naměřená torzní tuhost celého skořepinového rámu byla 5427,3 Nm/° a vypočtená 5375 Nm/° což představuje shodu do 1 %.

Numerická simulace / ex. měření	Sekce 1-0		Sekce 2-0	
	Torzní tuhost (Nm/°)	Odchylka (%)	Torzní tuhost (Nm/°)	Odchylka (%)
Experimentální měření	5427,3	0,0	7407,8	0,0
Numerická simulace varianta a)	5196,4	-4,4	6543,6	-13,2
Numerická simulace varianta b)	7519,0	27,8	11696,7	36,7
Numerická simulace varianta c)	5822,1	6,8	8331,1	11,1
Numerická simulace varianta d)	5375,0	-1,0	7588,1	2,4

Tabulka 9-14 Naměřené a vypočtené torzní tuhosti pro jednotlivé sekce skořepinového rámu

9.2.4 Měření torzní tuhosti skořepinového rámu a zadního ocelového rámu

Měření torzní tuhosti celého rámu včetně zadní trubkové konstrukce bylo provedeno pomocí zatížení krutem ve zkušebním přípravku. V přední části v podélné ose byl skořepinový rám uložen v ložisku s kulovým uložením a v zadní části byl fixován za poslední lichoběžníkovou část trubkového rámu. Zatížení bylo realizované pákou o délce 879 mm, která byla uložena na předním otočném čepu. Celé schéma zkoušky bylo zobrazeno na obrázku (Obrázek 9-49).

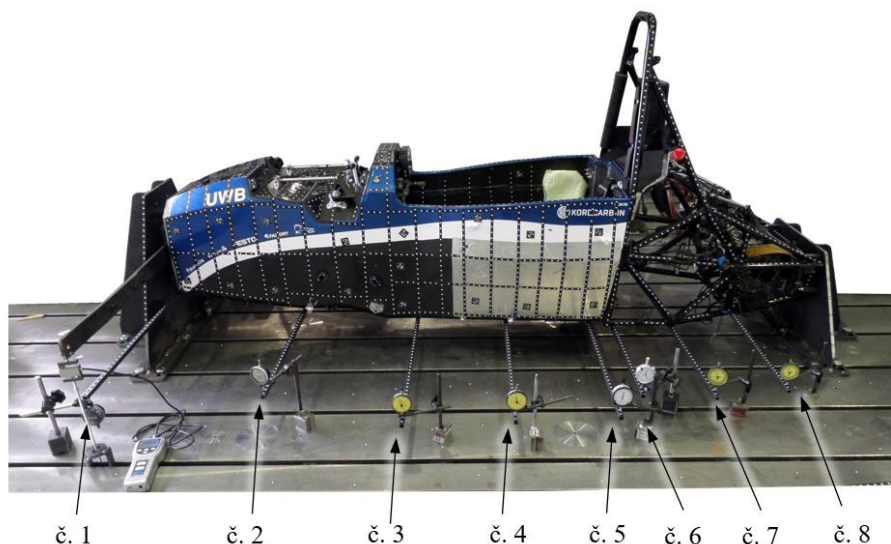


Obrázek 9-49 Schéma zkoušky krutem pro skořepinový rám se zadní trubkovou ocelovou konstrukcí

Celkový rám byl rozdělen do sedmi měřících zón pro lepší pochopení torzní tuhosti v podélném směru. Měření samotné deformace při zatěžování bylo provedeno dvěma způsoby:

- Na podlahu celého rámu byly připevněny prodlužovací profily (20x20x1 mm) pro zvětšení měřené výchylky. Natočení dané sekce bylo měřeno pomocí posunutí koncového bodu profilu pomocí úchylkoměru s přesností 0,01 mm.
- Bylo měřeno posunutí všech měřících bodů metodou fotogrammetrie systémem GOM Tritop. Přesnost tohoto měření se odvíjí od měřené vzdálenosti, v tomto případě při měření vzájemné vzdálenosti bodů do 1000 mm byla přesnost měření $\pm 0,06 \text{ mm.m}^{-1}$.

Jednotlivé úchylkoměry byly označeny čísly 1-8 dle obrázku (Obrázek 9-50). Měření bylo provedeno ve čtyřech zatěžovacích fázích. V první fázi bylo aplikováno předpětí 150 N. Toto předpětí bylo využito pro eliminaci možné chyby měření vlivem vůlí v měřícím přípravku a celé měřící soustavy. Při aplikovaném předpětí byly vynulovány měřící úchylkoměry. Následně pak v fázích 2-4 bylo zvyšováno zatížení s přírůstkovým krokem 250 N.

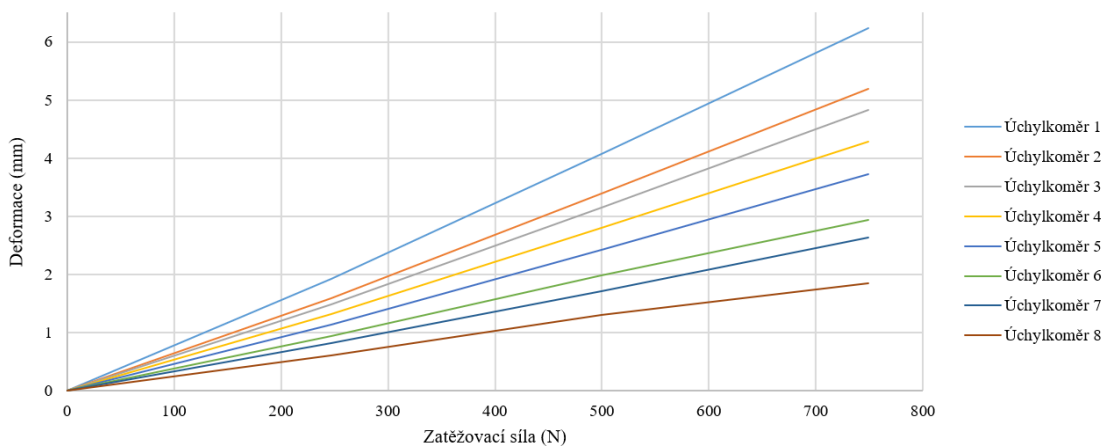


Obrázek 9-50 Označení úchylkoměrů

Naměřené hodnoty jsou uvedeny zaneseny do tabulky (Tabulka 9-8) a grafu (Graf 9-5). Z grafu je patrné že průběh deformace v závislosti na zatížení vykazuje lineární charakter, což potvrzuje správnost samotného měření.

Krok	Zatížení (N)	Zatížení bez předpětí (N)	Hodnota deformace naměřená na daném úchylkoměru (mm)							
			č. 1	č. 2	č. 3	č. 4	č. 5	č. 6	č. 7	č. 8
1	151,8	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	399,0	247,2	1,931	1,6	1,48	1,32	1,14	0,94	0,82	0,61
3	651,2	499,4	4,076	3,39	3,15	2,8	2,42	1,99	1,72	1,3
4	900,6	748,8	6,239	5,19	4,83	4,28	3,72	2,94	2,64	1,85

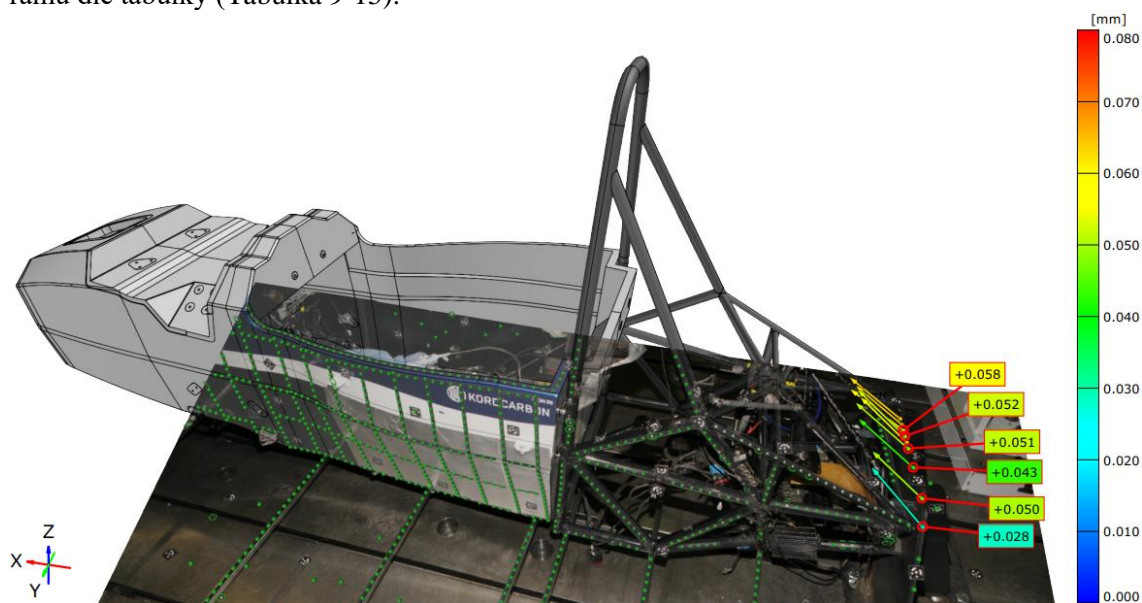
Obrázek 9-51 Naměřené hodnoty deformace při měření skořepinového rámu se zadním ocelovým rámem



Graf 9-5 Naměřené hodnoty deformace při měření skořepinového rámu se zadním ocelovým rámem v závislosti na zatížení

Před vyhodnocením byla provedena deformační analýza z fotogrammetrických naměřených dat. Během zatěžování skořepiny došlo k samotné deformaci zadního fixačního přípravku. V tomto měření nedocházelo ke zkroucení přípravku, jako při předchozím měření, ale došlo k naklopení přípravku směrem k rámu (Obrázek 9-52). Hodnota deformace zadního přípravku byla ve směru

Z 0,02 mm. Naměřené hodnoty byly kompenzovány ve směru Z rovnoměrně v podélném směru rámu dle tabulky (Tabulka 9-15).



Obrázek 9-52 Deformace zadního přípravku v XYZ při zatížení kroutícím moment 658, 2 Nm

Vyhodnocení polohy měřených bodů bylo provedeno stejným způsobem, jako v předchozí kapitole, pomocí fotogrammetrického měření. Dále byly naměřené hodnoty přepočteny k ose rotace dle rovnice (9-2) a vše bylo zaneseno do tabulky (Tabulka 9-15).

	č. 1	č. 2	č. 3	č. 4	č. 5	č. 6	č. 7	č. 8
Poloha měřeného bodu úchylkoměrem v prostoru								
Vzdálenost k ose rotace ve směru y (mm)	828	738,5	820,7	809,8	798,3	676,9	682,3	670
Vzdálenost k ose rotace ve směru z (mm)	179	238,2	283,8	286,4	280,4	281,8	286,5	286
Vzdálenost k ose rotace ve směru yz (mm)	847,1	776,0	868,4	859,0	846,1	733,2	740,0	728,5
Poloha bodu v ose x (mm)	2363,4	1877,8	1455,6	1124,8	816,4	724,3	501,8	262,8
Úhly α (°) který svírá prodlužovací rameno a spojnice měřeného bodu s osou rotace	12,6	19,1	20,6	21,2	21,0	25,3	25,6	26,1
Hodnoty posunutí na daném úchylkoměru (mm) pro zatížení bez předpětí 746,3 N								
Kompensace	0	0,005	0,009	0,012	0,015	0,016	0,018	0,02
Posunutí měřeného bodu bez kompenzace deformace zadního fixačního přípravku ve směru Z	6,239	5,190	4,830	4,280	3,720	2,940	2,640	1,850
Δz – Posunutí měřeného bodu s kompenzací deformace zadního fixačního přípravku ve směru Z	6,239	5,185	4,821	4,268	3,705	2,924	2,622	1,830
Δz_k – Posunutí měřeného bodu s kompenzací deformace zadního fixačního přípravku ve směru kolmo na spojnici měřeno bodu a osy rotace	6,089	4,898	4,512	3,981	3,459	2,643	2,365	1,644

Tabulka 9-15 Naměřené hodnoty posunutí a polohy měřících bodů

Pro zatížení 748,3 N, které bylo aplikováno na ramenní 879 mm a představuje krouticí moment 658,2 Nm, byla torzní tuhost stanovena vždy kumulativně pro jednotlivé sekce, a to vždy mezi fixačním přípravkem (označeno jako 0) a daným úchylkoměrem. Do tabulky (Tabulka 9-16) byly zaneseny hodnoty torzní tuhosti, jak pro výpočet z posunutí Δz k podélné rovině skořepiny, tak posunutí Δz_k k ose rotace. Odchylka skutečné torzní tuhosti vztažené k ose rotace a torzní tuhosti vztažené k podélné rovině byla závislá na velikosti úhlu α , který bylo nutno kompenzovat. Hodnota chyby měřené torzní tuhosti při nekompensované hodnotě měření by byla až 21 %.

	Sekce							
	1-0	2-0	3-0	4-0	5-0	6-0	7-0	8-0
Délka sekce (mm)	2363,4	1877,8	1455,6	1124,8	816,4	724,3	501,8	262,8
Natočení $\Delta\varphi$ k podélné rovině vypočteno z Δz (°)	0,4317	0,4023	0,3366	0,3020	0,2659	0,2475	0,2202	0,1565
Torzní tuhost sekce pro Δz (Nm/°)	1524,6	1636,1	1955,4	2179,5	2475,0	2659,0	2989,0	4205,9
Natočení $\Delta\varphi_k$ k ose rotace vypočteno z Δz_k (°)	0,4118	0,3617	0,2977	0,2655	0,2343	0,2065	0,1831	0,1293
Torzní tuhost sekce pro Δz_k (Nm/°)	1598,2	1819,8	2211,0	2478,8	2809,8	3186,7	3594,1	5090,6
Odchylka torzní tuhost ve srovnání Δz a Δz_k (%)	4,8	11,2	13,1	13,7	13,5	19,8	20,2	21,0

Tabulka 9-16 Hodnoty torzní tuhosti daných sekcí dle experimentálního měření

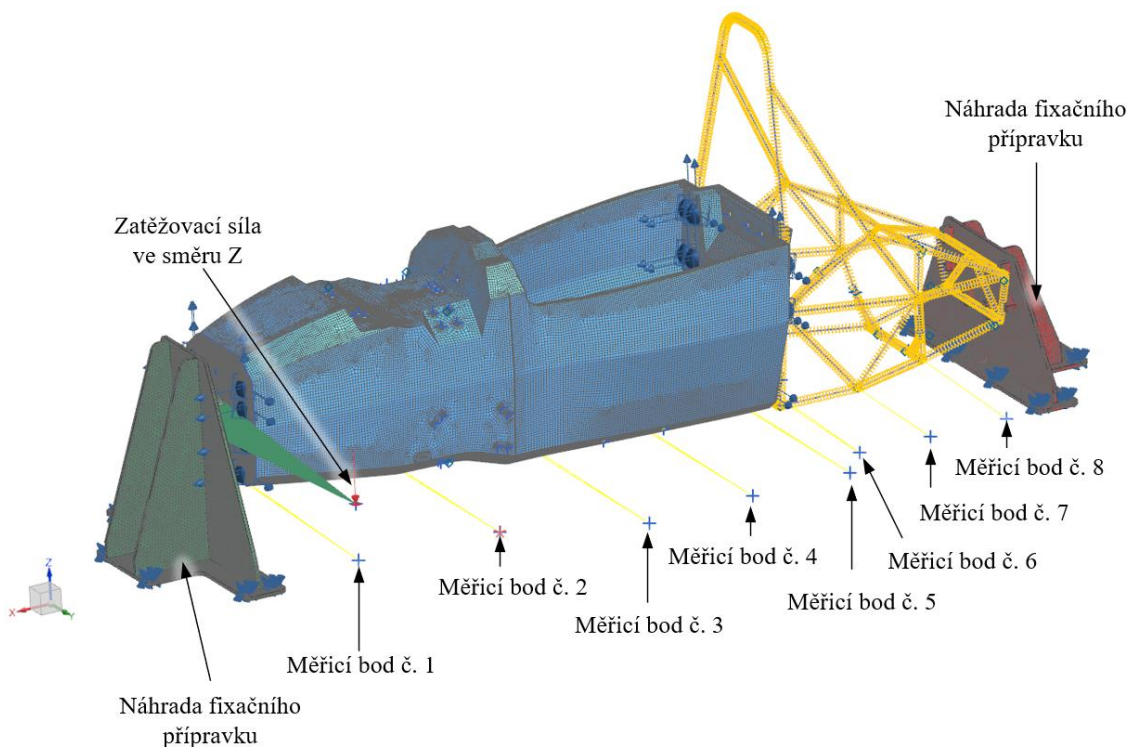
Výsledná torzní tuhost celého skořepinového rámu (sekce 1-0) byla vypočtena z naměřených dat a dosahuje hodnoty 1598,2 Nm/°. Hodnota torzní tuhosti, která ovlivňuje jízdní vlastnosti vozu a je dána sekcí 2-8, tedy mezi předním a zadním zavěšením, byla vypočtena z naměřených dat a dosahuje hodnoty 2832,2 Nm/°.

Numerická simulace pro porovnání s experimentálním měřením byla provedena ve třech variantách okrajových podmínek pro uložení skořepinového rámu dle tabulky (Tabulka 9-17), která byla převzata z předchozí kapitoly. Deformace předního přípravku byla totožná při tomto měření jako v předchozím měření dle obrázku (Obrázek 9-47), čímž bylo způsobeno vychýlení předního otočného čepu mimo původní osu rotace měření.

Varianta	Přední otočný čep		Připojovací body zadního trubkového rámu	
	Fixace posunutí	Fixace rotace	Fixace posunutí	Fixace rotace
a)	X, Y, Z	Neaplikováno	Y, Z	Neaplikováno
b)	Y, Z	Neaplikováno	X, Y, Z	Neaplikováno
c)	Nahrazeno přípravkem		Nahrazeno přípravkem	

Tabulka 9-17 Definice okrajových podmínek pro jednotlivé varianty

Výpočtový model skořepiny se zadním trubkovým rámem včetně předního přípravku pro náhradu uložení v točném čepu byl vytvořen již dle provedeného výpočtu v kapitole 7.5.5. Na obrázku (Obrázek 9-53) byl znázorněn výpočtový model pro variantu d) s náhradou obou fixačních přípravků pro uložení přední a zadní části celého rámu.



Obrázek 9-53 MKP model pro výpočet torzní tuhosti s měřicími body v místech úchylkoměrů pro variantu c) s náhradou fixačního přípravku

Vypočtené hodnoty v daných měřicích místech pro jednotlivé varianty byly přepočteny na hodnotu Δz_k dle rovnice (9-2) a $\Delta\varphi_k$ natočení k ose rotace. Pro variantu c) byla odečtena stejná hodnota kompenzace zadního přípravku jako pro experimentální měření, aby mohly být všechny varianty navzájem porovnatelné.

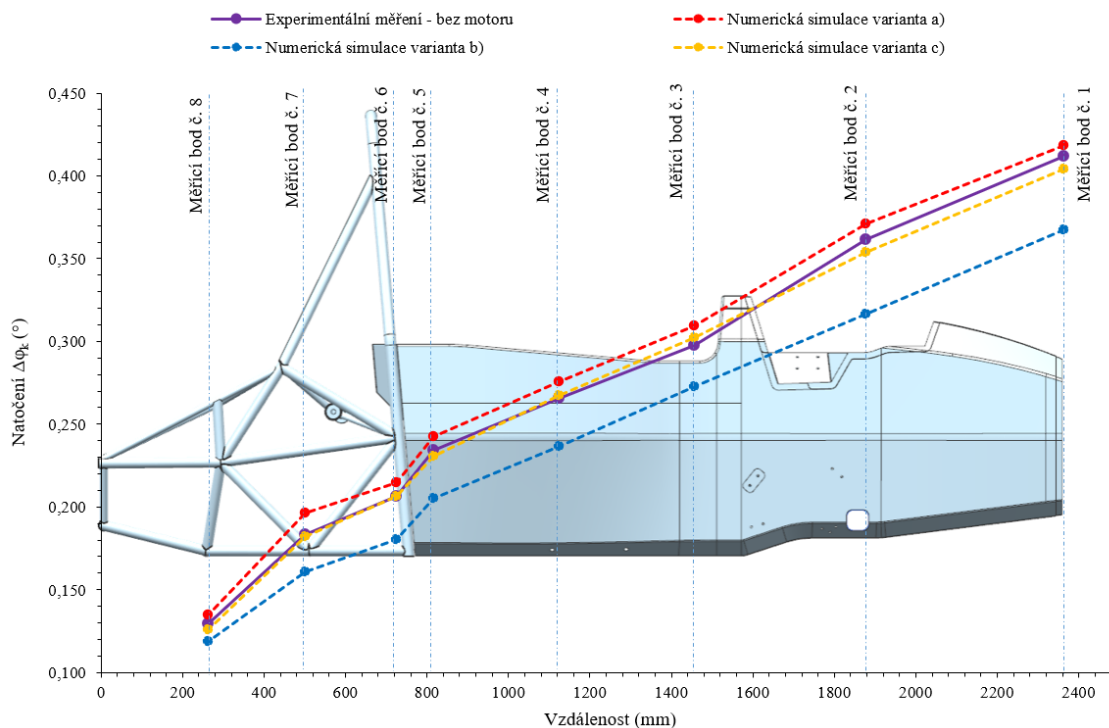
	Úchylkoměr							
	č. 1	č. 2	č. 3	č. 4	č. 5	č. 6	č. 7	č. 8
Posunutí Δz_k měřeného bodu kolmo na spojnici měřeno bodu a osy rotace (mm)								
Experimentální měření	6,09	4,90	4,51	3,98	3,46	2,64	2,37	1,64
Numerická simulace varianta a)	6,19	5,03	4,69	4,13	3,59	2,75	2,53	1,72
Numerická simulace varianta b)	5,44	4,29	4,14	3,54	3,03	2,30	2,07	1,51
Numerická simulace varianta c)	5,97	4,79	4,58	4,00	3,39	2,63	2,34	1,58
Natočení $\Delta\varphi_k$ k ose rotace vypočteno z Δz_k (°)								
Experimentální měření	0,4118	0,3617	0,2977	0,2655	0,2343	0,2065	0,1831	0,1293
Numerická simulace varianta a)	0,4185	0,3711	0,3093	0,2756	0,2428	0,2147	0,1962	0,1349
Numerická simulace varianta b)	0,3677	0,3167	0,2729	0,2364	0,2055	0,1801	0,1606	0,1187
Numerická simulace varianta c)	0,4040	0,3533	0,3020	0,2668	0,2298	0,2051	0,1810	0,1244

Tabulka 9-18 Porovnání hodnot deformací a natočení jednotlivých variant s experimentálním měřením

Varianta a) numerická simulace s volně uloženou zadní částí rámu ve směru X vykazuje mírně větší průběh zkroucení v oblasti ocelového rámu mezi body 8-6 ve srovnání s experimentálním měřením. Ale tato varianta zároveň poskytuje reálný výsledek torzní tuhosti, který není ovlivněn vyztužením vlivem fixačního přípravku nebo okrajových podmínek.

Varianta b) numerická simulace s omezením posunutí úchytných bodů zadního ocelového rámu ve všech třech směrech X, Y, Z vykazuje znatelně menší průběh zkroucení v oblasti zadního ocelového rámu mezi měřicími body 8-6 ve srovnání s experimentálním měřením, čímž byl ovlivněn výsledek celkové torzní tuhosti.

Varianta c) numerická simulace s uložením přední a zadní části rámu v náhradě fixačního přípravku vykazuje prakticky totožnou shodu s experimentálním měřením v celé oblasti skořepinového rámu.



Graf 9-6 Porovnání měření úhlu natočení s variantami numerické simulace

Pro výsledné porovnání naměřených a vypočtených hodnot byly určeny torzní tuhosti:

- mezi uložením (označeno 0) a měřicím bodem 1 (sekce 1-0), což představuje celkovou torzní tuhost skořepiny včetně zadního trubkového rámu,
- mezi přední a zadní nápravou (sekce 2-8), což představuje torzní tuhost, která ovlivňuje jízdní vlastnosti.

Dle výsledků v tabulce (Tabulka 9-19) bylo dosaženo v porovnání s numerickou simulací odchylky do 2 % pro varianty a) a c) přičemž varianta c) vykazuje lepší shodu celkového průběhu zkroucení rámu. Naměřená torzní tuhost mezi nápravami (sekce 2-8) byla 2888,3 Nm/° a vypočtená 2874,6 Nm/°, což představuje shodu do 1,5 %.

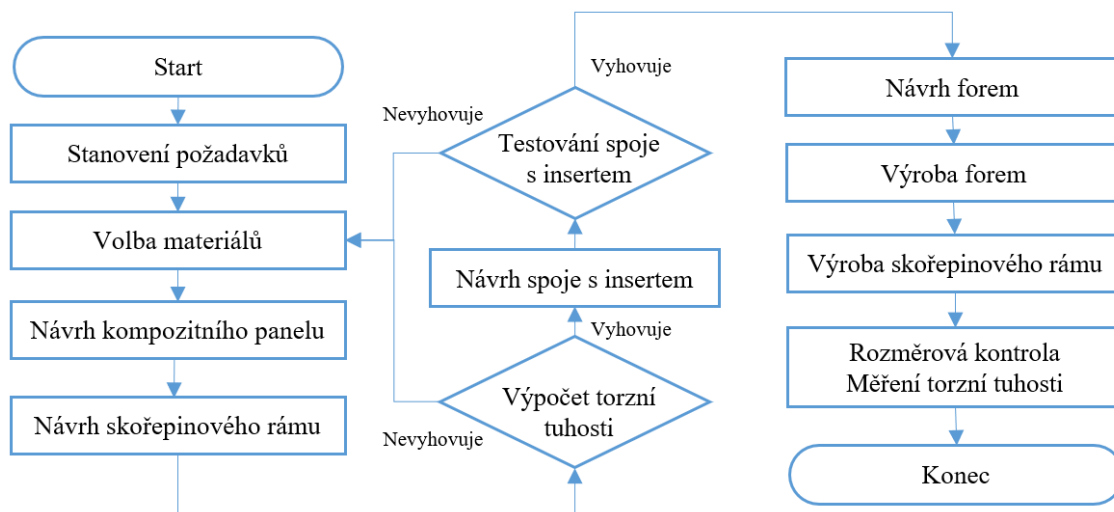
Numerická simulace / ex. měření	Sekce 1-0		Sekce 2-8	
	Torzní tuhost (Nm/°)	Odchylka (%)	Torzní tuhost (Nm/°)	Odchylka (%)
Experimentální měření	1598,2	0	2832,2	
Numerická simulace varianta a)	1572,7	-1,6	2787,4	-1,6
Numerická simulace varianta b)	1790,1	10,7	3324,6	14,8
Numerická simulace varianta c)	1629,2	1,9	2874,6	1,5

Tabulka 9-19 Naměřené a vypočtené torzní tuhosti pro jednotlivé sekce skořepinového rámu se zadním ocelovým rámem

10 Souhrn navržené základní metodiky návrhu a výroby skořepinového rámu

Souhrnná základní metodika návrhu a výroby skořepinového rámu se dle provedených případových studií a experimentálních měření skládá z několika dílčích kroků, které jsou níže shrnuty do jednotlivých hlavních bodů. Tato souhrnná metodika je aplikovatelná na návrh a výrobu skořepinového rámu závodního vozu.

- 1) Stanovení požadavků na návrh skořepiny ze strany pravidel a jízdních vlastností vozu dle kapitoly 3, 7.1 a 7.5.
- 2) Provést volbu materiálu sendvičového kompozitního panelu, a to v závislosti na zvoleném výrobním technologickém postupu dle kapitol 5.1, 5.2, 5.4, 5.5.
- 3) Dimenzování sendvičového kompozitního panelu pomocí analytického výpočtu nebo numerické simulace. Přičemž je nutné korektně zadat vstupní materiálové vlastnosti použitých ortotropních materiálů, které je vhodné stanovit pomocí experimentálního měření. Dle kapitol 5.2, 5.3 a 5.6.
- 4) Konstrukční návrh skořepinového rámu se zástavbou navazujících funkčních celků s ohledem na formovatelnost a zvolený technologický postup výroby dle kapitol 7.2, 7.3 a 7.4. V tomto případě se zmíněné kapitoly věnují pouze koncepčnímu řešení, protože z konstrukčního hlediska existuje mnoho různých variant řešení daného uzlu.
- 5) Numerická simulace výpočtu torzní tuhosti dle kapitol 7.5.5 a 9.2.4.
- 6) Dimenzování spojů s insertem navazujících konstrukčních funkčních celků. Pro správné dimenzování je nutné experimentálně stanovit mez pevnosti ve smyku potahu. Dle kapitoly 5.7.
- 7) Realizovat experimentální měření pevnosti spoje s insertem na vzorku, který byl vyroben stanoveným technologickým postupem dle kapitoly 7.5.4.
- 8) Návrh forem pro výrobu skořepinového rámu dle kapitoly 7.6. V tomto případě se zmíněná kapitola zabývá návrhem negativní a pozitivní formy pro proces dvou-fázového formování.
- 9) Výroba formy pro následné zhotovení skořepinového rámu s rozměrovou kontrolou dle kapitoly 8.
- 10) Výroba skořepinového rámu s následným nedestruktivním testováním dle kapitoly 9. Tato kapitola se konkrétně věnuje technologickému postupu s dvou-cyklovým vytvrzovacím procesem v autoklávu.
- 11) Závěrečná rozměrová kontrola a měření torzní tuhosti vyrobeného skořepinového rámu dle kapitol 9.2.1 a 9.2.4.



Obrázek 10-1 Vývojový diagram souhrnné metodiky návrhu a výroby

11 Závěr

Cílem disertační práce bylo stanovit základní metodiku návrhu a výroby skořepinových rámu závodních automobilů. Dle poznatků o současném stavu v kapitole 2.2 bylo prokázáno, že komplexní metodika návrhu a výroby skořepinových rámu s využitím kompozitních materiálů z uhlíkových vláken je „know-how“ světových výrobců automobilů nebo závodních týmů.

Rešeršní část práce popisuje vliv skořepinových rámu na velikost torzní tuhosti, která je jedním z hlavních parametrů určujících klíčové funkční vlastnosti rámu vozu. To jednoznačně prokazuje fakt, že při prvním využití skořepinového rámu na závodním voze Lotus 25 (torzní tuhost 2711 Nm/°) došlo ke zvýšení torzní tuhosti dvojnásobně a snížení hmotnosti vůči jeho předchůdci Lotus 24 (torzní tuhost 1 355 Nm/°). Dalším vývojovým stupněm bylo použití skořepinové struktury z uhlíkových vláken, a to již v roce 1981 na voze McLaren MP4-1 (torzní tuhosti 19 662 Nm/°). Za posledních 35 let se vývoj v této oblasti návrhu a výroby posunul mnohem dál. V současné době dosahují vozy Formula 1 torzní tuhosti skořepinového rámu 29 000 až 35 000 Nm/° s hmotností mezi 35 až 40 kg.

Následující teoretická část práce popsaná v kapitole 3 se z výše uvedených důvodů podrobněji zabývá stanovením požadované torzní tuhosti skořepinových rámu. A poukazuje že, nízká hodnota torzní tuhosti způsobuje špatnou distribuci bočního zatížení, špatnou odezvu vozu na změny nastavení podvozku, velké změny v kinematice zavěšení vůči navrhovaným parametrům atd. Požadovaná hodnota torzní tuhosti je relativní veličinou a závisí na celkové klopné tuhosti obou náprav vozu. Z grafu (Graf 3-3) a tabulky (Tabulka 3-1) bylo určeno, že k efektivnímu zlepšení přenosu sil mezi nápravami dochází pro hodnotu torzní tuhosti v rozmezí 4 až 6 násobku klopné tuhosti obou náprav.

Kapitola 5 se zabývá metodikou návrhu a výroby kompozitních sendvičových panelů. Rešeršní část této kapitoly se věnuje porovnání a volbě materiálů potahu a jádra vhodných pro konstrukci sendvičových panelů. Byly zde zhodnoceny mechanické vlastnosti voštinových a pěnových jader. Jako nejvhodnější materiál jádra bylo zvoleno hexagonální voštinové jádro z materiál EN AW 5056. Z grafu (Graf 5-2) je patrné, že tento typ jádra poskytuje nejefektivnější využití tuhosti na jednotku hustoty. Jako materiál potahu byla zvolena pro tuto práci předimpregnovaná uhlíková tkanina CC200 kepr 2x2 s gramáží 200 g.m⁻² s vlákny Toray T300 3K. Tato tkanina nedosahuje nejlepších vlastností, ale byla zvolena z ohledem na cenovou dostupnost pro následující případovou studii. V ideálním případě by byla zvolena tkanina s vysoko-modulárními vlákny například Toray T800 6K, která by zvýšila tuhost a snížila výslednou hmotnost panelu.

Experimentální část této kapitoly se dále věnuje experimentálním měření, přesněji:

- Bylo provedeno experimentální měření materiálových vlastností potahu vybrané tkaniny, tyto vlastnosti byly využity u analytických a MKP výpočtů.
- Bylo provedeno ověření metodiky výroby sendvičového kompozitního panelu metodou dvou-cyklového vytvrzování v autoklávu. Vyrobené sendvičové panely byly použity v následujících měřeních, čímž bylo dosaženo ověření výrobního procesu.
- Bylo provedeno experimentální měření integrity sendvičového panelu mezi voštinovým jádrem a potahem. Zde byla prokázána vhodnost využití adhezivního filmu jako kohezivní vrstvy mezi potahem a jádrem. Odlupová síla byla s využitím adhezivního filmu zvýšena 2 až 3krát vůči stavu bez použití adhezivního filmu v závislosti na velikosti hexagonální buňky jádra, která přímo ovlivňuje délku čárového styku potahu a jádra.
- Bylo provedeno experimentální měření pevnosti a tuhosti kompozitního sendvičového panelu při trojbodém ohybu. Výsledky byly porovnány s analytickým výpočtem a numerickou simulací. Bylo prokázáno, že pro výpočet tuhosti panelu je možné využít analytický výpočet nebo numerickou simulaci s přesností dosahující 2,5 %, pokud nedochází k lokální deformaci jádra v místě zatížení.
- Bylo provedeno experimentální měření smykové pevnosti potahu a odolnosti spoje s insertem. Návrh spoje s insertem je velice komplexní záležitostí. To bylo potvrzeno porovnáním analytického výpočtu a experimentálního měření, kdy hodnoty odchylek

dosahovali až 49,2 %. Podobných výsledků bylo dosaženo také v publikaci [68]. Tato skutečnost je způsobena nedostatečným pochopením deformace jádra na hranici s insertem a nesnadného určení prvního porušení jádra a potahu. Proto je nutné provést vždy experimentální měření pro návrh spoje daného nebo podobného kompozitního panelu s insertem.

Kapitolou 5 byl splněn jeden z hlavních cílů této disertační práce, a to zaměření se na návrh a výrobu sendvičového kompozitního panelu.

V následující kapitole 6 byly popsány oblasti, které vstupují do metodiky návrhu a výroby skořepinového rámu. Mezi tyto oblasti patří především ergonomie kokpitu, pravidla dané soutěže, zástavba navazujících funkčních celků, simulace, zkušební vzorky, technologie výroby a formování. Metodika návrhu a výroby skořepinového rámu s popisem jednotlivých vstupů a objektivních funkcí celého procesu je uvedena ve formě uceleného vývojového diagramu.

Tento proces byl ověřen na případové studii návrhu a výroby skořepinového rámu pro vůz kategorii Formula Student. Samotné dílčí případové studie doplňují celkovou metodiku návrhu a výroby a byly tak jeho nedílnou součástí.

Konstrukční část případové studie návrhu skořepinového rámu se zabývá návrhem skořepiny se zástavbou všech funkčních celků. Bylo zde provedeno stanovení ergonomie kokpitu, tj. minimálních rozměrů kokpitu na základě měření na zjednodušeném modelu kokpitu. Tímto měřením byla určena i poloha volantu, pedálů, úchytných bodů bezpečnostních pásů v neposlední řadě byl vyroben otisk sedačky. Pro návrh výsledného panelu skořepiny byla využita stanovená metodika dle kapitoly 5. Využitím této metodiky byly navrženy a následně experimentálně ověřeny tyto následující hodnoty: tuhost panelu při trojbodém ohybu s přesností vůči analytickému výpočtu do 1,5 %, a dále odolnost spoje s insertem s odchylkou do 20,6 % vůči analytickému výpočtu, což představuje pro tento typ spoje velice dobrý výsledek.

Dále byl vytvořený výpočtový MKP model pro stanovení torzní tuhost celého rámu včetně zadní trubkové části. Torzní tuhost mezi nápravami byla stanovena na hodnotu 2864,4 Nm /°, což splňuje požadavek na 4 až 6násobek klopné tuhosti nápravy (pro tento případ 2136 až 3204 Nm/°).

Závěr této kapitoly se zaměřuje na samotnou technologii výroby skořepinového rámu. Přesněji byl proveden návrh pozitivní a negativní dělené formy. Návrh se zaměřuje na metodiku přenosu pozice úchytných bodů z pozitivní formy na negativní a způsoby dělní formy s ohledem na odformovatelnost dílu. Též bylo provedeno i finanční porovnání posuzovaných materiálů pro pozitivní formu s ohledem na jejich vlastnosti a následnou zpracovatelnost.

Případová studie výroby negativní a pozitivní formy detailně popisuje výrobní proces opracování a laminace. U obou forem bylo provedeno časové zhodnocení průběžné doby výroby s časovou náročností výrobních dělníků. Byla provedena rozměrová kontrola forem, která prokázala výrazné smrštění/deformaci negativní formy na délce 1572,5 mm o 2,07 mm. Toto smrštění, které dle odborných zdrojů může dosahovat 0,03 až 0,5 % délky, nebylo v návrhu uvažováno. Jedná se o chybu v základní metodice návrhu, proto musí být uvažováno se smrštěním použitého materiálu již v samotném návrhu formy. Rozměrová analýza dále prokázala malou tuhost negativní formy na rovných plochách, kdy například ve střední části došlo k sevření formy o 3,8 mm. Řešením této nízké tuhosti by bylo přidání výztužných žeber do návrhu formy dle obrázku (Obrázek 8-11).

Případová studie výroby skořepinového rámu detailně popisuje výrobní proces skořepinového rámu. Výrobní postup popisuje metodiky kladení horních technologických vrstev a poukazuje i možné na nesprávné aplikace. Byl navržen ergonomický přístup pro kladení jednotlivých vrstev s návrhy řešení na zlepšení s využitím rotačního přípravku.

Na případovou studii poté navazuje několik ověřovacích měření. V prvním kroku byla provedena rozměrová analýza. Zde bylo opět potvrzeno smrštění skořepiny a deformace vlivem měkké formy. Skořepina byla kratší o 1,96 mm, což je 0,125 % z celkové délky. Odchylka bodů zavěšení se pohybuje řádově do 1,7 mm a odchylka zadních úchytných bodů dosahovala do hodnoty až 2,2 mm. Tento stav již kopíruje nepřesnost negativní formy.

V dalším kroku byla provedena validace MKP výpočtového modelu za využití modální analýzy. Bylo provedeno experimentální měření vlastních frekvencí a tvarů kmitu struktury. Pro první vlastní frekvenci 112 Hz, která představuje torzní tvar, a tedy torzní tuhost celé skořepiny, byla dosažena shoda do 4,5 %. Následující dvě experimentální měření se zabývala měřením torzní tuhosti.

- a) Bylo provedeno měření torzní tuhosti samotné skořepiny, které prokázalo shodu s numerickou simulací do 1 % pro celou délku skořepiny. Pro variantu délky skořepiny k přednímu zavěšení byla stanovena shoda do 2,4 %. Těchto výsledků bylo dosaženo pouze u 4. varianty numerické simulace, která uvažuje tuhost fixačních přípravků.
- b) Bylo provedeno měření torzní tuhosti skořepiny současně se zadním trubkovým rámem. Tato varianta udává hodnotu torzní tuhosti mezi nápravami a může být porovnána s kladenými požadavky. Byla zde prokázána shoda 1,5 % (pro variantu c) s numerickou simulací. V tomto případě, kdy byla torzní tuhost měřena a vypočtena s poddajným zadním rámem, nebyl výsledek natolik ovlivněn zadním fixačním přípravkem, jako v předchozím měření. Pro výpočet celkové torzní tuhosti lze použít výpočtovou variantu a) a c) s přesností do 2 %.

Shody v obou měření torzní tuhosti s numerickou simulací bylo docíleno dodržením stanovené metodiky pro návrh kompozitního sendvičového panelu a ověřeného výrobního postupu.

Vyrobený funkční vzorek skořepinového rámu s výslednou hmotností 22,45 kg a torzní tuhostí 2888,3 Nm/°, včetně trubkového ocelového zadní rámu, splnil kladené požadavky na torzní tuhost, což byl jeden z hlavních požadavků návrhu.

Výrobou funkčního vzorku a ověřením metodiky na případových studiích byl splněn závěrečný cíl disertační práce.

11.1 Shrnutí přínosů práce

- Na základě teoretických poznatků byl stanoven požadavek na torzní tuhost rámu vozu ve vztahu ke klopné tuhosti náprav.
- Bylo provedeno stanovení metodiky návrhu kompozitního sendvičového panelu pomocí analytického výpočtu a numerické simulace.
- Pomocí experimentálního měření byla ověřena metodika výroby a návrhu kompozitního sendvičového panelu. Touto metodikou bylo možno stanovit tuhost panelu při trojbodém ohybu s přesností do 1,5 %.
- Byl stanoven a ověřen postup pro základní návrh spoje s insertem.
- Výrobní postup výroby negativní formy byl ověřen pomocí případové studie. Byla prokázána nevhodnost tohoto postupu, který neuvažuje se smrštěním formy vlivem vytvrzení a potvrdil nutnost uvažovat již při základním návrhu negativní formy s tímto ovlivněním.
- Případovou studií výroby funkčního vzorku skořepinového rámu byl ověřen výrobní postup dvou-cyklového vytvrzování. Celková metodika byla ověřena řadou experimentálních měření na funkčním vzorku. Při měření torzní tuhosti skořepiny byly stanoveny okrajové podmínky pro numerickou simulaci, díky kterým bylo dosaženo shody numerické simulace a experimentálního měření, a to do 2,4 %.
- Stanovená metodika je plně aplikovatelná na návrh a výrobu skořepinového rámu závodního vozu.

12 Použitá literatura

- [1] J. Njuguna, Ed., *Lightweight Composite Structures in Transport: Design, Manufacturing, Analysis and Performance*, 1 edition. Waltham, MA: Woodhead Publishing, 2016.
- [2] L. Hamilton, P. Joyce, C. Forero, a M. McDonald, „Production of a Composite Monocoque Frame for a Formula SAE Racecar“, SAE International, Warrendale, PA, SAE Technical Paper 2013-01-1173, dub. 2013. doi: 10.4271/2013-01-1173.
- [3] R. K. Rajput, *A Text Book of Automobile Engineering*. Firewall Media, 2007.
- [4] V. Pauer, *Vývoj konstrukce závodních vozů - Václav Pauer*. Grada Publishing, 2010.
- [5] S. Read, *The Illustrated Evolution of the Grand Prix F1 Car the First 100 Years*. Dorchester: Motorbooks Intl, 1998.
- [6] F. Aird, *The Race Car Chassis HP1540: Design, Structures and Materials for Road, Drag and Circle Track Open- and Closed-Wheel Chassis*. New York, N.Y: HP Books, 2008.
- [7] „1962 Lotus 24 BRM Formula 1“. <https://racecarsdirect.com/Advert/Details/78907/1962-lotus-24-brm-formula-1> (viděno bř. 22, 2021).
- [8] D. Smit, „1969 Cosworth 4WD F1 Prototype“, *DriveTribe*. <https://drivetribe.com/p/driven-mad-1969-cosworth-4wd-f1-REaEyGkfTImHyLVUDIi1aA> (viděno bř. 22, 2021).
- [9] „McLaren MP4/1“. <http://cars.mclaren.com/blackswanmoments-mp41.html> (viděno lis. 13, 2017).
- [10] „Chassis 201: Maximizing Torsional Rigidity“, *DSPORT Magazine*, pro. 02, 2015. <http://dsportmag.com/the-tech/chassis-201-maximizing-torsional-rigidity-1/> (viděno pro. 01, 2017).
- [11] „McLaren Automotive - The Cars“. <http://cars.mclaren.com/legacy-cars> (viděno lis. 14, 2017).
- [12] „McLaren Automotive places largest-ever lightweight carbon monocoque order“, *Autoblog*. <https://www.autoblog.com/2010/06/04/mclaren-automotive-places-largest-ever-lightweight-carbon-monoco/> (viděno pro. 03, 2017).
- [13] M. Trzesniowski, *Rennwagentchnik*. Springer Vieweg, 2014.
- [14] Bugatti, „Bugatti“, *Bugatti*. <https://www.bugatti.com/home/> (viděno pro. 02, 2017).
- [15] E. J. Barbero, *Introduction to Composite Materials Design, Second Edition*, 2 edition. Boca Raton: CRC Press, 2010.
- [16] F. C. Campbell, *Structural Composite Materials*, New ed. edition. Materials Park, Ohio: ASM International, 2010.
- [17] A. Jacob, „BMW counts on carbon fibre for its Megacity Vehicle“, *Reinf. Plast.*, roč. 54, č. 5, s. 38–41, 2010.
- [18] A. Jacob, „Built in Italy: the Lamborghini Aventador“, *Reinf. Plast.*, roč. 57, č. 5, s. 29–31, 2013.
- [19] R. Stewart, „Rebounding automotive industry welcome news for FRP“, *Reinf. Plast.*, roč. 55, č. 1, s. 38–44, 2011.
- [20] G. Gardiner, „More from JEC: High-quality carbon fiber monocoques in two hours“. <https://www.compositesworld.com/blog/post/more-from-jec-high-quality-carbon-fiber-monocoques-in-two-hours> (viděno lis. 26, 2017).
- [21] G. Savage, „Development of penetration resistance in the survival cell of a Formula 1 racing car“, *Eng. Fail. Anal.*, roč. 17, č. 1, s. 116–127, 2010.

- [22] G. Savage, „Formula 1 Composites Engineering“, *Eng. Fail. Anal.*, roč. 17, č. 1, s. 92–115, 2010.
- [23] S. Rendle, C. Horner, a A. Newey, *Red Bull Racing F1 Car Manual: An Insight into the Technology, Engineering, Maintenance and Operation of the World Championship-winning Red Bull ... Manual*, 1st ed. edition. Sparkford, Yeovil, Somerset UK ; Newbury Park, California: J H Haynes & Co Ltd, 2011.
- [24] G. Savage a M. Oxley, „Repair of composite structures on Formula 1 race cars“, *Eng. Fail. Anal.*, roč. 17, č. 1, s. 70–82, 2010.
- [25] J. A. García-Manrique, S. Peña-Miñano, a M. Rivas, „Manufacturing to Motorsport by Students“, *Procedia Eng.*, roč. 132, č. Supplement C, s. 259–266, 2015.
- [26] Jingsi Wu, O. A. Badu, Yonchen Tai, a A. R. George, *Design, Analysis, and Simulation of an Automotive Carbon Fiber Monocoque Chassis*. SAE International, 2014.
- [27] E. V. Olsen a H. Lemu, *Mechanical Testing of Composite Materials for Monocoque Design in Formula Student Car*. International Scholarly and Scientific Research & Innovation, 2016.
- [28] J. D.G. van Kerkhoven, „Design of a Formula Student race car chassis“, Master’s thesis, Technische Universiteit Eindhoven, Eindhoven, 2008.
- [29] M. Hagan, J. Rappolt, a J. Waldrop, „Formula SAE Hybrid Carbon Fiber Monocoque / Steel Tube Frame Chassis“, Senior Project, California Polytechnic State University, California, 2014.
- [30] M. Děřda, „Návrh rámu vozidla Formule Student“, Master’s thesis, Vysoké Učení Technické v Brně, Brno, 2017.
- [31] W. F. Milliken, D. L. Milliken, a others, *Race car vehicle dynamics*. Society of Automotive Engineers Warrendale, 1995.
- [32] W. B. Riley a A. R. George, *Design, Analysis and Testing of a Formula SAE Car Chassis*. Warrendale, PA: SAE International, 2002.
- [33] E. Sampo’, A. Sorniotti, a A. Crocombe, *Chassis Torsional Stiffness: Analysis of the Influence on Vehicle Dynamics*. Warrendale, PA: SAE International, 2010.
- [34] A. Deakin, D. Crolla, J. P. Ramirez, a R. Hanley, *The Effect of Chassis Stiffness on Race Car Handling Balance*. Warrendale, PA: SAE International, 2000.
- [35] H. Pacejka, *Tire and Vehicle Dynamics*. Amsterdam, 2012.
- [36] „Racecar Engineering » Motorsport | Racing | Technology“, *Racecar Engineering*. <http://www.racecar-engineering.com/> (viděno lis. 29, 2017).
- [37] „Formule ets“, *Formule ETS Montréal*. <http://formuleets.ca/> (viděno lis. 30, 2017).
- [38] „Formula1-dictionary“. <http://www.formula1-dictionary.net/monocoque.html> (viděno pro. 03, 2017).
- [39] T. N. Bitzer, *Honeycomb Technology: Materials, Design, Manufacturing, Applications and Testing*. Springer Science & Business Media, 2012.
- [40] Hexcel Composites, „HexWeb™ Honeycomb Selector Guide“. <https://www.hexcel.com/Resources/Technology> (viděno dub. 11, 2019).
- [41] „Ultraflex Honeycomb“. <http://ultracorinc.com/products/ultraflex> (viděno srp. 09, 2020).
- [42] „Flex-Core - Aluminum Core—Aerospace Grade - Toray Advanced Composites“, *Advanced Composites*. <https://www.toraytac.com/product-explorer/products/QMcy/Flex-Core---Aluminum-CoreAerospace-Grade> (viděno srp. 09, 2020).
- [43] V. Laš, *Mechanika kompozitních materiálů*. Západočeská univerzita, 2008.

- [44] D. Zenkert, *Introduction to Sandwich Construction*. Warley, West Midlands: Engineering Materials Advisory Services Ltd., 1995.
- [45] ASTM International, „ASTM D3039 - Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials". West Conshohocken, PA, 2017.
- [46] ASTM International, „ASTM D3410 - Standard Test Method for Compressive Properties of Polymer Matrix Composite Materials with Unsupported Gage Section by Shear Loading". West Conshohocken, PA, 2016.
- [47] ASTM International, „ASTM D3518 - Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a 45° Laminate". West Conshohocken, PA, 2018.
- [48] A. Elmarakbi, *Advanced Composite Materials for Automotive Applications: Structural Integrity and Crashworthiness*, Edición: 1. Chichester, West Sussex, United Kingdom: Wiley, 2013.
- [49] „Carbon Fiber 1480 | Shaft". <https://pstds.com/shop/drag-shafts/carbon-fiber-drag-shafts/3-75-carbon-fiber-1480/> (viděno srp. 30, 2020).
- [50] P. Goncharov, I. Artamonov, a T. Khalitov, *Engineering Analysis with NX Advanced Simulation*. 2014.
- [51] Siemens PLM, „NX Nastran 11 User's Guide". Siemens AG, 2016.
- [52] Hexcel Composites, „HexWeb™ Honeycomb Sandwich Design Technology". <https://www.hexcel.com/Resources/Technology> (viděno dub. 11, 2019).
- [53] N. J. Hoff a S. E. Mautner, *The Buckling of Sandwich Type Panels*. Skydyne, 1945.
- [54] F. M. Shuaieb a P. D. Soden, *Indentation failure of composite sandwich beams*, roč. 57. 1997.
- [55] Hexcel Composites, „HexWeb™ Prepreg Technology". <https://www.hexcel.com/Resources/Technology> (viděno dub. 11, 2019).
- [56] F. C. C. Jr, *Manufacturing Processes for Advanced Composites*. Elsevier, 2003.
- [57] „Influence of Honeycomb Core Stabilization on Composite Sandwich Structure Geometry", *ResearchGate*.
https://www.researchgate.net/publication/336800885_Influence_of_Honeycomb_Core_Stabilization_on_Composite_Sandwich_Structure_Geometry#fullTextFileContent (viděno čer. 24, 2020).
- [58] H. M. Hsiao, S. M. Lee, a R. A. Buyny, „Core Crush Problem in the Manufacturing of Composite Sandwich Structures: Mechanisms and Solutions", *AIAA J.*, roč. 44, č. 4, s. 901–907, dub. 2006.
- [59] T. N. Bitzer, *Honeycomb Technology: Materials, Design, Manufacturing, Applications and Testing*. Springer Netherlands, 1997.
- [60] „Prepreg / Autoclave | Airtech International". <https://www.airtechintl.com/prepreg-autoclave> (viděno čvc. 08, 2020).
- [61] „Loctite Frekote PMC", *Loctite*. https://www.henkel-adhesives.com/us/en/product/mold-release-cleaners/loctite_frekote_pmc.html (viděno čvc. 08, 2020).
- [62] „Loctite Frekote 770NC", *Loctite*. https://www.henkel-adhesives.com/us/en/product/mold-release-agents/loctite_frekote_770nc.html (viděno čvc. 09, 2020).
- [63] „PP230 Aero-Grade Nylon 66 Peel Ply (Red Tracer) - Easy Composites". <https://www.easycomposites.co.uk/#!/vacuum-equipment-and-supplies/vacuum-bagging-consumables/aerospace-grade-nylon-66-peel-ply.html> (viděno čvc. 08, 2020).

- [64] „R210 Unperforated Prepreg Release Film 1.20m - FEP - Easy Composites". <https://www.easycomposites.co.uk/#!/vacuum-equipment-and-supplies/vacuum-bagging-consumables/release-film-unperforated.html> (viděno čvc. 08, 2020).
- [65] „R120-P3 Economy Perforated ETFE Release Film 1.22m - Easy Composites". <https://www.easycomposites.co.uk/#!/vacuum-equipment-and-supplies/vacuum-bagging-consumables/release-film-perforated.html> (viděno čvc. 08, 2020).
- [66] ASTM International, „ASTM C393 - Standard Test Method for Core Shear Properties of Sandwich Constructions by Beam Flexure". West Conshohocken, PA, 2006.
- [67] R. A. Naik, *Analysis of woven and braided fabric-reinforced composites*. Hamton, Virginia 23681-0001: NASA -Langley Research Center, 1996.
- [68] J. Wolff, M. Brysch, a C. Hühne, „Validity check of an analytical dimensioning approach for potted insert load introductions in honeycomb sandwich panels", *Compos. Struct.*, roč. 202, s. 1195–1215, 2018.
- [69] ECSS, „ECSS E HB 32 22A Insert Design Handbook". Noordwijk, The Netherlands, 2011.
- [70] „News about Lotus, F1 Racing, historic racing". <http://www.michaeloliveronline.com/> (viděno zář. 06, 2020).
- [71] Hexcel Composites, „HexWeb™ Tooling Fabrics User Guide". <https://www.hexcel.com/Resources/Technology> (viděno dub. 11, 2019).
- [72] „CATERHAM F1 RESTORATION na Twitteru", *Twitter*. <https://twitter.com/KevTs/status/898782694145798144> (viděno led. 14, 2021).
- [73] Carl H. Zweben a Peter Beaumont, *Comprehensive Composite Materials II - 2nd Edition*. Elsevier, 2017.
- [74] N. Geier, J. P. Davim, a T. Szalay, „Advanced cutting tools and technologies for drilling carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites: A review", *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, roč. 125, 2019.
- [75] F.-J. Wang, M. Zhao, J.-B. Yan, S. Qiu, X. Liu, a B.-Y. Zhang, „Investigation of Damage Reduction When Dry-Drilling Aramid Fiber-Reinforced Plastics Based on a Three-Point Step Drill", *Materials*, roč. 13, č. 23, Art. č. 23, led. 2020.
- [76] X. Qiu *et al.*, „Study on chisel edge drilling behavior and step drill structure on delamination in drilling CFRP", *Compos. Struct.*, roč. 203, s. 404–413, 2018.

13 Publikace autora

- [1] SKOVAJSA, M., SEDLÁČEK, Analytic Determination and Numerical Simulation of Torsional Stiffness of a Racing Car Frame. In Proceedings of the 28th DAAAM International Symposium. Vienna: B. Katalinic, 2017. pp.0671-0678, ISBN 978-3-902734-11-2, ISSN 1726-9679
- [2] SKOVAJSA, M., SEDLÁČEK, F., MRÁZEK, M., Design of Multi-Part Mould for Production of a Medium-Large Carbon Fibre Component. Manufacturing Technology, 2020, roč. 20, č. 3, s. 378-384. ISSN: 1213-2489
- [3] SKOVAJSA, M., SEDLÁČEK, F. Numerical simulation of delamination in laminated composite plates using cohesive elements. In Proceedings of the 27th DAAAM International Symposium. Vienna: B. Katalinic, 2016. s. 1-8. ISBN: 978-3-902734-08-2, ISSN: 1726-9679
- [4] SEDLÁČEK, F., SKOVAJSA, M. Optimization of an intake system using CFD numerical simulation. In Proceedings in Manufacturing Systems. Bucharest: Machine and Manufacturing Systems Department, University of Bucharest, 2016. s. 71-76. ISBN: neuvědno , ISSN: 2067-9238
- [5] SEDLÁČEK, F., SKOVAJSA, M. Virtuální prototyping u vozu Formule Student - UWB Racing Team Pilsen. In Sborník - XL. mezinárodní konference kateder dopravních, manipulačních, stavebních a zemědělských strojů. Bílá: Institut dopravy - Technická univerzita Ostrava, 2014. s. 1-10. ISBN: 978-80-248-3439-9
- [6] SKOVAJSA, M., KROFT, R., SEDLÁČEK, F. Numerical and experimental modal analysis of carbon fibre monocoque. MM Science Journal, 2021, roč. 2021, č. June, ISSN: 805-0476