

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

FAKULTA STROJNÍ

Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky

DISERTAČNÍ PRÁCE

Návrh metodiky pro predikci poklesu tuhosti únavově
zatěžovaných kompozitních konstrukcí

Autor: Ing. Michal Král

Studijní obor: Mechanika tuhých a poddajných těles a prostředí

Školitel: prof. Ing. Stanislav Holý, CSc.

Školitel - specialista: Ing. Bohuslav Cabrnach, Ph.D.

2018

Anotace

Předkládaná disertační práce „Návrh metodiky pro predikci poklesu tuhosti únavově zatěžovaných kompozitních konstrukcí“ se zabývá problematikou výpočtů kompozitních konstrukcí vystavených únavovému zatěžování. Kompozitní materiály se v současné době používají i na konstrukce s vysokými požadavky na únosnost a životnost téměř ve všech odvětvích průmyslu. I přes dlouhodobý výzkum v této oblasti stále neexistuje ucelená metodika, která by umožňovala posoudit degradaci mechanických vlastností konstrukce. Cílem práce je navrhnout metodiku, která umožní posoudit pokles tuhosti i u konstrukcí, se složitou geometrií a komplexním stavem napjatosti. Metodika je navržena s ohledem na přiměřené požadavky na materiálová data vstupující do výpočtů. V technické praxi jsou tyto požadavky často limitující z finančních i časových důvodů. Za tímto účelem je navržen model poklesu tuhosti „VZLU FDC Model“, dále je implementován do MKP softwaru a verifikován pomocí modelových úloh. Součástí práce je také návrh a testování metodiky, která podává návod pro měření zbytkové tuhosti při tahových zkouškách. Tato data jsou nezbytná pro identifikaci navrženého modelu. Během experimentálních prací byl objeven mechanismus, který způsobuje nezanedbatelný růst tuhosti matrice, což výrazně ovlivňuje výslednou odezvu kompozitu. V rámci práce byly proto provedeny také experimenty s nevyztuženou maticí za účelem popisu tohoto mechanismu. Ze získaných poznatků jsou vyvozeny závěry a doporučení jak pro technickou praxi, tak pro navazující výzkum.

Annotation

Presented dissertation “The proposal of methodology for the prediction of stiffness reduction of composite structures under fatigue loading“ deals with the calculations of composite structures subjected to fatigue loading. Composite materials are used also for structures with high requirements on load bearing capacity and durability in all industrial sectors. Despite a long term research of fatigue of composite materials a satisfactory methodology which can describe this phenomenon including outer signs of damage has not been found yet. The main objective is to propose the methodology which allows determination of the stiffness reduction of structures with complex geometry and load conditions. The methodology is proposed with respect to achievable requirements to material data needed as an input to calculations. In engineering practice, these requirements are very often limiting from financial and time reasons. To achieve all mentioned objectives the stiffness reduction model “VZLU FDC Model” is proposed, implemented to commercial FE code and verified using model examples. The methodology for measurement of residual stiffness of composite layers using tensile tests is also proposed and tested in this dissertation. During experiments, the mechanism causing the increase of matrix stiffness was described and it was proved, that this mechanism affects the response of the whole composite. New knowledge is summarized and the consequences for industrial and research are defined.

Klíčová slova

vláknový kompozit; únavové zatížení; pokles tuhosti; tahová zkouška; zkušební těleso; metoda konečných prvků; statistika; degradační model

Keywords

fiber reinforced plastic; fatigue loading; stiffness reduction; tensile test; test specimen; finite element method; statistics; degradation model

Prohlášení

Prohlašuji, že jsem disertační práci na téma „Návrh metodiky pro predikci poklesu tuhosti únavově zatěžovaných kompozitních konstrukcí“ vypracoval samostatně, výhradně s použitím literatury, která je uvedena v závěru práce.

V Praze dne

.....
Michal Král

Poděkování

Velmi děkuji svému školiteli prof. Ing. Stanislavu Holému, CSc. a také školiteli specialistovi Ing. Bohuslavu Cabrnochovi, Ph.D. za motivaci, cenné rady, vstřícnost a ochotu při tvorbě práce. Děkuji též celému kolektivu Ústavu mechaniky, biomechaniky a mechatroniky Fakulty strojní Českého vysokého učení technického v Praze za odbornou pomoc a konzultace. Dále děkuji všem kolegům z útvaru Kompozitní technologie a také kolegům ze skupiny Materiály, technologie a NDT útvaru Pevnost konstrukcí ve Výzkumném a zkušebním leteckém ústavu, a.s. za pomoc při realizaci experimentálních prací. V neposlední řadě chci poděkovat celé mé rodině za trpělivost a celoživotní podporu.

Obsah

1 Úvod.....	1
1.1 Motivace.....	2
2 Přehled problematiky	3
2.1 Základní poznatky o kompozitních materiálech	3
2.2 Únavové poškození vláknových kompozitů.....	4
2.2.1 Mechanismy poškození a jejich rozvoj	6
2.3 Modely predikce životnosti	10
2.3.1 Základní přehled modelů predikce životnosti	12
2.3.2 Poznámky k aplikaci modelů predikce životnosti	18
2.4 Experimentální měření materiálových charakteristik.....	19
2.4.1 Základní přehled normalizovaných postupů pro měření statických materiálových charakteristik	19
2.4.2 Základní přehled normalizovaných postupů pro měření únavových materiálových charakteristik ...	22
2.4.3 Přehled a diskuze vybraných specifík souvisejících s měřením únavových charakteristik vláknových kompozitů	23
2.5 Dílčí souhrn a diskuze poznatků	27
3 Cíle disertační práce.....	29
4 Struktura navržené metodiky modelování poklesu tuhosti.....	30
4.1 Potenciál současných přístupů používaných pro predikci životnosti kompozitních konstrukcí	30
4.2 Rámcový popis navrženého přístupu	32
4.2.1 Napjatost a tuhost lamin	33
4.2.2 Obor platnosti navržené metodiky	37
5 Postupy pro experimentální měření změn mechanických vlastností.....	40
5.1 Zbytkový modul pružnosti v tahu	40
5.1.1 Návrh zkušebních těles.....	41
5.1.2 Metodika měření zbytkového modulu pružnosti v tahu	46
5.2 Zbytkový modul pružnosti ve smyku	52
5.2.1 Poznámka na úvod podkapitoly	52
5.2.2 Metodika stanovení změn modulu pružnosti ve smyku	53
5.2.3 Posouzení příčiny nárůstu modulu pružnosti ve smyku	56
5.3 Vliv cyklického zatěžování na Poissonovo číslo	75
5.4 Modul pružnosti v tlaku	76
5.5 Dílčí souhrn a diskuze poznatků	77
6 Návrh modelu poklesu tuhosti a jeho implementace do MKP softwaru.....	78
6.1 Návrh modelu poklesu tuhosti.....	78
6.2 Postup stanovení koeficientů modelu.....	85
6.3 Implementace modelu poklesu tuhosti do MKP softwaru	88
6.3.1 Popis iteračního výpočtového algoritmu	89
7 Verifikační výpočty a experimentální měření.....	94
7.1 Únavová tahová zkouška zkušebního tělesa s orientací výztuže [(0/90) ₈].....	94
7.1.1 Výpočtový model zkušebního tělesa.....	95
7.1.2 Diskuze výsledků a zhodnocení přesnosti predikce	96
7.2 Únavová tahová zkouška zkušebního tělesa s kvaziizotropní skladbou.....	100

7.2.1 Naměřená experimentální data	101
7.2.2 Diskuze výsledků a zhodnocení přesnosti predikce	103
7.3 Únavová ohybová zkouška prostě podepřeného nosníku se skladbou [(0/90) ₈]	110
7.3.1 Návrh zkušebního tělesa a uspořádání zkoušky	111
7.3.2 Výsledky měření a diskuze	113
7.3.3 Posouzení změn mechanických vlastností v části nosníku vystavené tlakovému namáhání	115
7.4 Únavová ohybová zkouška prostě podepřeného nosníku s kvaziizotropní skladbou.....	117
7.4.1 Výsledky měření a diskuze	117
8 Závěr a zhodnocení práce.....	119
8.1 Splnění cílů práce	120
8.2 Přínosy disertační práce	121
8.2.1 Přínos pro vědu	121
8.2.2 Přínos pro praxi	122
8.2.3 Navazující výzkum.....	122
Přehled literatury	124
Publikační činnost autora	129
Přílohy.....	132

Použité symboly a zkratky

A	-	Koeficient modelu Liu a Lessard a VZLU FDC Model
B	-	Koeficient modelu Liu a Lessard a VZLU FDC Model
C	-	Koeficient modelu Liu a Lessard a VZLU FDC Model
C_{ij}	Pa	Prvek matice konstant tuhosti na pozici i, j
D	-	Parametr poškození
D_1, D_2	-	Parametr poškození ve směru os 1 a 2
E	Pa	Modul pružnosti v tahu
E^0	Pa	Panenský modul pružnosti v tahu
E^n	Pa	Zbytkový modul pružnosti v tahu po zatížení n cykly
E_1, E_2, E_3	Pa	Modul pružnosti v tahu ve směru os $1, 2$ a 3
E_1^n, E_2^n	Pa	Zbytkový modul pružnosti v tahu ve směru os 1 a 2 po zatížení n cykly
F_1	Pa	Pevnost ve směru osy 1
F_{12}	Pa	Pevnost ve smyku v rovině dané osami 1 a 2
G	Pa	Modul pružnosti ve smyku
G_{12}, G_{23}, G_{13}	Pa	Modul pružnosti ve smyku v rovinách daných osami 1 a $2, 2$ a $3, 1$ a 3
G_{12}^0	Pa	Panenský modul pružnosti ve smyku v rovině dané osami 1 a 2
G_{12}^n	Pa	Modul pružnosti ve smyku v rovině dané osami 1 a 2 po zatížení n cykly
k_{oh}	N/m	Ohybová tuhost
k_{oh}^0	N/m	Panenská ohybová tuhost
k_{oh}^n	N/m	Zbytková ohybová tuhost po zatížení n cykly
$\overline{\log N}$	-	Průměrná hodnota logaritmu životností zkušebních těles
n	-	Počet cyklů
N	-	Životnost zkušebního tělesa
\bar{N}	-	Průměrná životnost souboru zkušebních těles
p	-	Pravděpodobnost
R	-	Součinitel asymetrie cyklu
$s^2(\log N)$	-	Rozptyl logaritmu životností zkušebních těles
R^2	-	Koeficient determinace
W	-	Testová statistika Shapirova - Wilkova testu normality
$\gamma_{12}, \gamma_{23}, \gamma_{13}$	rad	Zkos v rovině dané směry os 1 a $2, 2$ a 3 a 1 a 3
γ	-	Koeficient modelu VZLU FDC Model
ε_{max}	-	Horní deformace zátěžného cyklu
ε_{max}^0	-	Horní deformace zátěžného cyklu panenského zkušebního tělesa
ε_j	-	Prvek vektoru deformace na pozici j
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	-	Poměrná deformace ve směru os $1, 2$ a 3
$\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$	-	Poissonova čísla mezi směry os $1, 2$ a 3
$\nu_{21}, \nu_{31}, \nu_{32}$	-	
ν_{12}^0	-	Panenské Poissonovo číslo mezi směry os 1 a 2

ν_{12}^n	-	Zbytkové Poissonovo číslo mezi směry os 1 a 2 po zatížení n cykly
κ	-	Koeficient modelu VZLU FDC Model
μS	-	Microstrain
σ_{max}	Pa	Horní normálové napětí zátěžného cyklu
σ_i	Pa	Prvek vektoru napětí na pozici i
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Pa	Normálové napětí ve směru os $1, 2$ a 3
$\sigma_{1max}, \sigma_{2max}$	Pa	Horní normálové napětí cyklu ve směru os $1, 2$
τ_{12}	Pa	Smykové napětí v rovině dané osami 1 a 2
τ_{12max}	Pa	Horní smykové napětí cyklu v rovině dané osami 1 a 2
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	-	Poměrná deformace ve směru os $1, 2$ a 3
<i>API</i>		Application Programming Interface (skriptovací rozhraní softwaru FEMAP)
<i>ASTM</i>		American Society for Testing and Materials
<i>DMA</i>		Dynamic Mechanical Analysis - Dynamická mechanická analýza
<i>FRP</i>		Fiber Reinforced Plastic - Vlákny vyztužený plast
<i>ILSS</i>		Interlaminar Shear Strength - Interlaminární smyková pevnost
<i>MKP</i>		Metoda konečných prvků
<i>NCF</i>		Non – Crimp Fabric
<i>PLA</i>		Polylactic Acid - Kyselina polymléčná (termoplastický polyester)
<i>RTM</i>		Resin Transfer Molding – Druh infuzní technologie výroby
<i>RUC</i>		Repeated Unit Cell
<i>RVE</i>		Representative Volume Element
<i>VARTM</i>		Vacuum Assisted Resin Transfer Molding – Infuzní technologie výroby
<i>VZLU</i>		Výzkumný a zkušební letecký ústav
<i>3PB</i>		Three Point Bending – Tříbodový ohyb

Kapitola 1

Úvod

Množství aplikací kompozitních materiálů neustále roste. Tento jev je dán zejména výhodami, které mohou kompozitní materiály nabídnout oproti materiálům kovovým. Jedná se hlavně o vyšší měrnou tuhost a pevnost. Dále je nutné zmínit i vysokou únavovou odolnost. Vzhledem k vysoké únavové odolnosti je návrh kompozitních konstrukcí vystavených cyklickému zatížení často založen na přiměřeném předdimenzování a kontrolní výpočet spočívá v kontrole na statickou pevnost. Požadavky kladené na provedené kontrolní výpočty však také rostou. Záruka v podobě konstatování vysoké únavové odolnosti kompozitů je mnohdy nedostatečná a odpovídající výpočty a experimentální verifikace jsou vyžadovány.

Dimenzování kompozitních materiálů na únavovou pevnost je velmi komplikovaný proces. Důvodů je několik. Na problematiku je mnohdy nahlíženo obdobnou optikou jako na únavu kovových materiálů i přesto, že mechanismy poškozování jsou odlišné a odlišné jsou i projevy únavového poškození. Projevem únavového poškození v kovových materiálech je obvykle únavová trhлина, jejíž výskyt je vždy rizikový, protože může rychle nastat její nestabilní šíření a konečný lom součásti. V případě materiálů kompozitních může být projevů únavového poškození více. Dochází zde k výrazné degradaci mechanických vlastností, zejména k poklesu tuhosti a poklesu pevnosti. Před samotným dimenzováním kompozitního dílu na únavu je proto nutné přesně definovat možné mezní stavy, které vyplývají z charakteru provozních požadavků kladených na tento díl. V případě strojních součástí z kompozitních materiálů může nastat situace, kdy se tato součást stane neschopnou provozu díky únavovému poškození a důvodem je pokles tuhosti pod přípustnou mez. Vzhledem k faktu, že tuhost konstrukce ovlivňuje i její další charakteristiky, jako např. odolnost vůči ztrátě stability u tenkostěnných konstrukcí nebo vlastní frekvence, může být pokles tuhosti opravdu velmi problematickým projevem únavového poškození.

Specifická je rovněž problematika zkušebnictví kompozitních materiálů spojená s měřením únavových charakteristik. Je známým faktem, že frekvence zatěžování při zkoušce kompozitu s polymerní maticí by se měla pohybovat do 10 Hz. Vyšší frekvence vedou k přehřívání matrice, což může mít různé důsledky. To ovšem velmi limituje výběr zkušebních zařízení – např. je problematické používat rezonanční pulsátory, protože frekvence bývají podstatně vyšší. Dalším neopomenutelným faktem je, že při zkouškách kompozitních materiálů bývají podstatně vyšší rozptyly ve výsledcích. Kompozitní materiály mají heterogenní charakter a opakovatelnost jejich vnitřní struktury je ovlivněna mnoha faktory, mezi něž lze zařadit zejména rozptyl vlastností vláknů a matrice, plošné hmotnosti

výztuže, objemového podílu výztuže, orientace vláken a porezity. I přes maximální kázeň při výrobě nelze dosáhnout vždy stejné geometrie nástřihů tkanin, přesnosti kladení vrstev a rovnoměrného prosycení tkaniny pryskyřicí. Drobné rozdíly ve vnitřní struktuře materiálu se pak odráží ve vyšších rozptylech únavových charakteristik.

1.1 Motivace

Volba tématu této disertační práce nebyla náhodná. Motivací pro výzkum metodiky umožňující sledovat odezvu vláknových kompozitů na únavové zatížení jsou požadavky partnerů a zákazníků útvaru Kompozitní technologie ve VZLÚ. Během několika posledních let jsou zde patrné zvyšující se požadavky na kontrolní výpočty navrhovaných kompozitních konstrukcí. Nároky kladené na poptávané konstrukce bývají v současné době vysoké a není výjimkou, že zákazník vyžaduje garantovat a výpočtově či experimentálně doložit zálohy bezpečnosti, modální vlastnosti a celkové chování konstrukce po dobu až 30 let předpokládaného provozu.

Typickým příkladem únavově zatěžované kompozitní konstrukce, na kterou jsou kladeny zmíněné nároky, a předpokládá se u ní dlouhodobý provoz, je lopatka axiálního ventilátoru, viz obr. 1.1. Na návrh a kontrolní výpočty těchto lopatek jsou vysoké nároky kladeny zcela oprávněně. Jedná se o vysoce namáhanou konstrukci, která musí vyhovovat nejen pevnostně, ale i tuhostně. Po celou dobu provozu musí splňovat náročné požadavky na modální charakteristiky, aby nepříznivě neovlivňovala naladění celého ventilátoru.



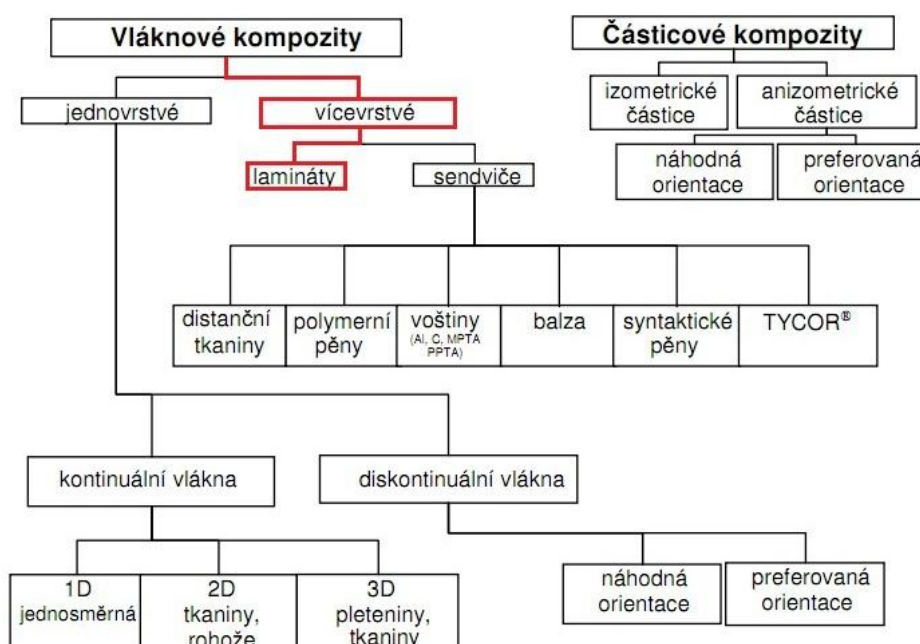
Obr. 1.1- Lopatky axiálního ventilátoru aerodynamického tunelu. Zdroj: Archiv VZLÚ

Kapitola 2

Přehled problematiky

2.1 Základní poznatky o kompozitních materiálech

Pojem kompozitní materiál zahrnuje obrovské množství různých materiálových systémů. Jedná se o materiály, které se skládají z více složek a jejich optimální vlastnosti jsou dány vhodnou kombinací těchto složek. V základní a asi i nejrozšířenější podobě se jedná o dvousložkové systémy složené z matrice a výztužných vláken. Ty se označují jako vláknové kompozity. V cizojazyčné literatuře jsou označovány jako „Fiber Reinforced Plastic“, ve zkratce FRP. Sestavit úplnou a správnou klasifikaci kompozitů je problematické, protože dva různé materiálové systémy mohou být v některém ohledu stejné a v jiném nikoli. Na obr. 2.1 je uveden příklad možné klasifikace a je zde také vyznačena oblast zájmu této práce.



Obr. 2.1 - Klasifikace kompozitních materiálů s vyznačenou oblastí zájmu práce. Převzato z [1].

Práce je zaměřena na vláknové kompozity vyztužené kontinuálními vlákny s řízenou orientací. Tyto materiály je možné dále klasifikovat podle mnoha hledisek jako např. technologie výroby, typ matrice a výztuže atd. Pro strojní konstrukce se velmi rozšířily lamináty se skelnými, uhlíkovými, popř.

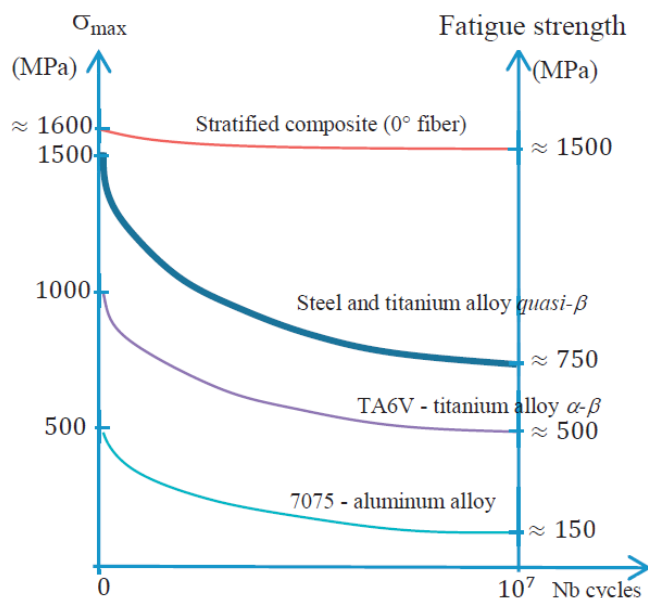
kevlarovými vlákny uloženými v epoxidové matrici. Rozšíření epoxidových matric je způsobeno jejich výbornými mechanickými vlastnosti a dobrou dostupností.

Technologie výroby mohou být klasifikovány jako autoklávové a neautoklávové. Pro malosériovou výrobu se uplatňují infuzní technologie výroby, mezi které patří např. technologie RTM (Resin Transfer Molding) nebo technologie VARTM (Vacuum Assisted Resin Transfer Molding). Použitá technologie ovlivňuje výsledné vlastnosti kompozitu. Má zásadní vliv např. na objemový podíl výztužných vláken a tím i na mechanické vlastnosti. Podrobnější popis jednotlivých druhů technologie je možné nalézt např. v [2].

V rámci následující rešeršní části práce jsou použity obrázky převzaté z cizojazyčných zdrojů, které jsou ponechány bez překladu do českého jazyka. Během překladu mohou přes veškerou snahu vzniknout matoucí nepřesnosti.

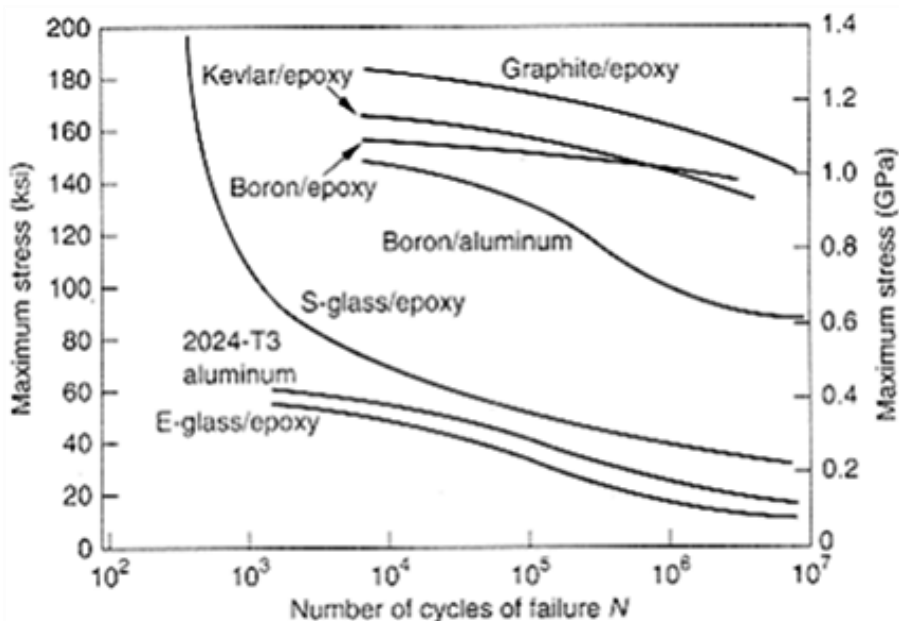
2.2 Únavové poškození vláknových kompozitů

Již v úvodu bylo zmíněno, že kompozitní materiály mají výbornou odolnost proti únavovému poškození. Zúží-li se pojem „odolnost proti únavovému poškození“ pouze na odolnost vůči finálnímu lomu součástí, je možné provést srovnání, které je uvedené v obr. 2.2. Jsou zde naznačeny průběhy $S-N$ křivek jednosměrného uhlíkového laminátu, dvou typů slitin titanu a slitiny hliníku. Vysoká odolnost laminátu vyztuženého jednosměrnou uhlíkovou výztuží proti únavovému lomu je zde patrná.



Obr. 2.2 - Porovnání meze únavy jednosměrného uhlíkového kompozitu s různými slitinami kovů.
Převzato z [3].

V obr. 2.3 je provedeno obdobné srovnání i mezi jednotlivými typy vláknových kompozitů. Je patrné, že nejvyšší odolnost vykazují kompozity vyztužené uhlíkovými vlákny uloženými v epoxidové matrici. Nižší únavovou odolnost mají kompozity vyztužené kevlarovými a borovými vlákny uloženými v epoxidové matrici. Nejnižších hodnot dosahují lamináty typu E-Sklo/ Epoxid, které se přibližují slitině hliníku 2024 v úpravě T3.



Obr. 2.3 - Porovnání únavové odolnosti mezi jednotlivými typy vláknových kompozitů. Převzato z [4].

Naopak, pokud pod pojmem „odolnost vůči únavovému poškození“ budeme rozumět odolnost vůči vzniku a šíření tohoto poškození nebo odolnost vůči degradaci mechanických vlastností v podobě poklesu tuhosti, tak vláknové kompozity zdaleka tak vysokou odolnost nevykazují [5].

Problematika únavového poškození vláknových kompozitů je velmi komplexní. Výzkum v dané oblasti trvá přibližně 50 let a lze konstatovat, že metodika, která by umožnila dimenzování cyklicky zatěžovaných vláknových kompozitů se zahrnutím všech možných projevů tohoto poškození, doposud nebyla navržena. Odezva laminátů na únavové zatížení je zásadně ovlivněna mnoha aspekty. Jejich přehledné členění je provedeno např. v [5]:

- typ vlákna a typ matrice
- forma výztuže (tkanina, jednosměrná výztuž, stříž, výztuž typu NCF)
- skladba vrstev kompozitu
- přítomnost odstupňování vrstev
- vnější vlivy (vlhkost, teplota, působení chemických látek)
- charakter cyklického zatížení (asymetrie cyklu, silové vs. deformační zatěžování, frekvence).

Z uvedeného seznamu částečně vyplývá také zmíněná komplexnost a s tím spojená finanční nákladnost výzkumu. Z jednoho typu výztuže a matrice je možné navrhnout značné množství skladeb laminátu a odezva na cyklické zatížení bude pro každou z nich jiná. Situace se dále komplikuje, vezmeme-li v potaz i možnost odstupňování vrstev a variabilitu podmínek zatěžování.

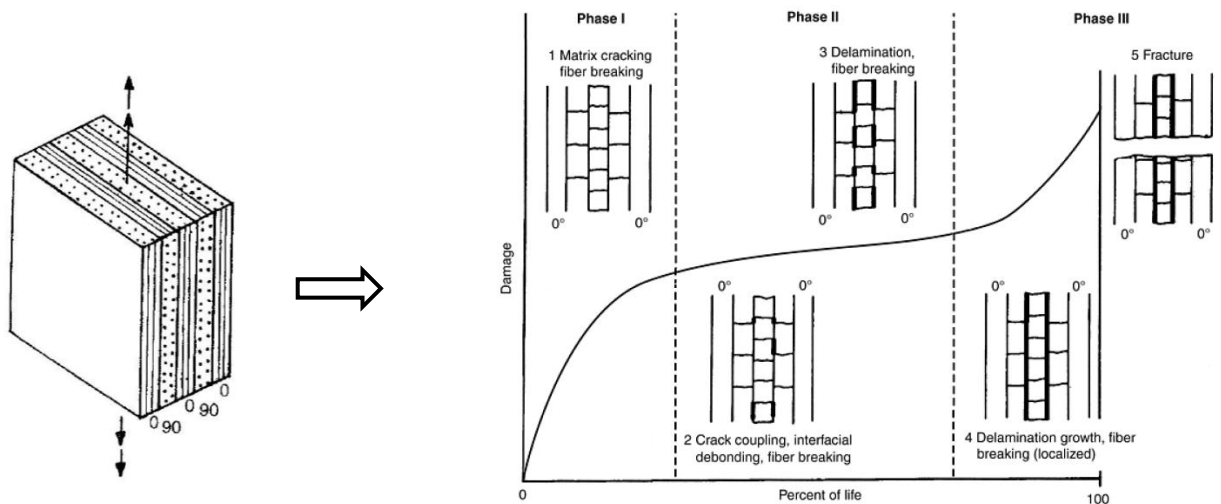
2.2.1 Mechanismy poškození a jejich rozvoj

Únavové poškození u kompozitních materiálů je charakteristické rozvojem několika mechanismů poškození. Prvotní poškození nastává krátce po začátku cyklického zatěžování a zasažená oblast se rozrůstá. V zasažené oblasti může docházet k postupnému rozvoji mnoha mechanismů porušování. Důsledkem rozvoje poškození je změna tuhosti v zasažené oblasti. V celé kompozitní součásti pak dochází k výrazným redistribucím napětí a klesá namáhání v nejméně zatížené oblasti dílu za současného přetížení méně namáhaných oblastí. Vznik a rozvoj jednotlivých mechanismů poškození je dle dostupné literatury závislý na více faktorech. Rozdílné mechanismy poškození lze očekávat např. v laminátu s jednosměrnou výztuží a v laminátu s tkaninovou výztuží. Zásadní vliv na vznik a rozvoj jednotlivých mechanismů poškození má také hladina zatížení.

2.2.1.1 Lamináty s jednosměrnou výztuží

Pro případ laminátů vyztužených jednosměrnou výztuží zatížených pulsujícími cykly v tahové oblasti je rozvoj poškození popsán v obr. 2.4. Je zde patrná křivka poškození a zobrazeny jednotlivé mechanismy poškození. Křivka poškození má typický tvar písmene „S“ a je možné ji rozdělit do tří stádií. První stádium obvykle odpovídá 10 – 25% celkové životnosti. Nárůst poškození v prvním stádiu je rychlý. Druhé stádium je charakteristické pozvolným, zhruba lineárním nárůstem poškození vzhledem k počtu cyklů. Končí přibližně v 80% životnosti. Třetí stádium končí lomem zkušebního tělesa [7].

V obr. 2.4 jsou též naznačeny jednotlivé mechanismy poškození, které lze očekávat u kompozitu s uvedenou skladbou při zatížení cyklickým tahem, a jsou zde přiřazeny k jednotlivým stádiím únavového procesu. K iniciaci poškození v podobě tvorby mikrotrhlin v matrici dochází od počátku cyklického zatížení. Trhliny se formují nejdříve ve vrstvách, jejichž orientace není rovnoběžná se směrem zatěžování. Při dalším zatěžování se trhliny v matrici objevují i v ostatních vrstvách. S rostoucím počtem cyklů se zvyšuje hustota trhlin a dochází k jejich vzájemnému prorůstání. Tyto procesy jsou též doprovázeny značným poklesem tuhosti. Růst trhlin pokračuje do doby, kdy se v každé vrstvě vytvoří určitý počet trhlin, dojde k redistribuci namáhání a vytvoření určité rovnováhy. V tu chvíli dojde k poklesu rychlosti růstu poškození. Tento stav je v literatuře označován jako charakteristické stadium poškození, v cizojazyčné literatuře označované jako CDS (Characteristic Damage State) [6].



Obr. 2.4 - Křivka poškození vláknového kompozitu se skladbou $[0/90/0/90/0]$, vyztuženého jednosměrnou výztuží, zatíženého pulsujícím tahovým napětím. Vyznačeny jsou také jednotlivé mechanismy poškození. Převzato z [6] a [7].

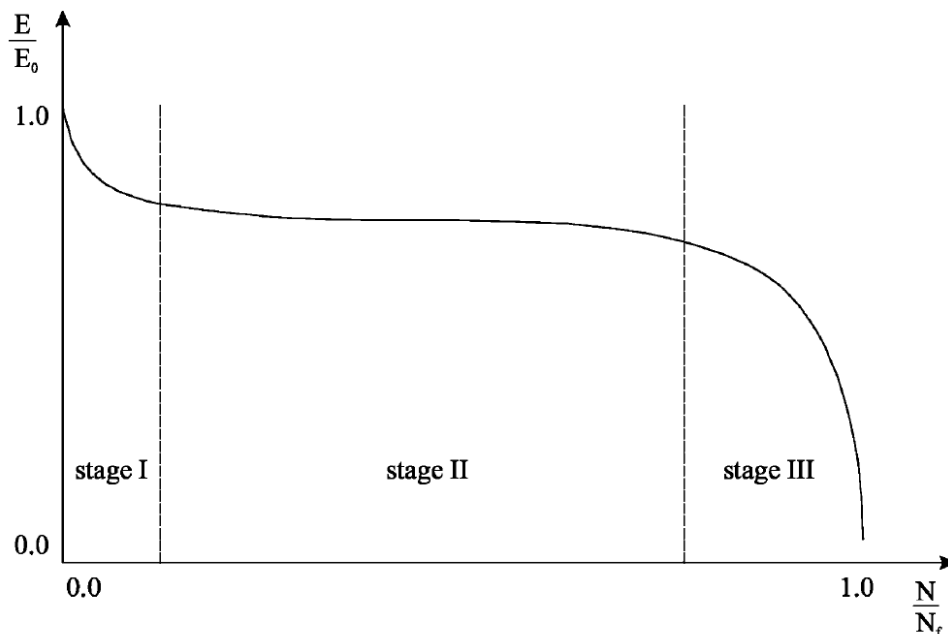
Mezi další mechanismy poškození patří oddělení vlákna od matrice. Jeho vznik a rozvoj je závislý zejména na únavové odolnosti jejich rozhraní. Dále dochází k tzv. delaminaci. Její iniciace je lokalizována v blízkosti volných hran a odstupňování vrstev. Vysoké hodnoty interlaminárního smykového napětí je možné nalézt i v okolí trhlin v matrici a porušení vláken. Oblast postižená delaminací postupně roste. K porušení vláken dochází ve velké míře zejména v posledním stadiu únavového procesu. Avšak v menším měřítku dochází k porušení vláken během celého života konstrukce. Jednak se v laminátu vyskytují vlákna s nižší pevností a také je nutné vzít v potaz porušení vláken v blízkosti trhlin v matrici a poruch mezifázového rozhraní, kde jsou vysoké koncentrace napětí. V posledním, třetím stádiu únavového procesu dochází k náhlému růstu všech zmíněných mechanismů, což v důsledku vede k lomu součásti. V případě zatěžování jednosměrného kompozitu pulsujícím napětím v tahu lze tedy očekávat tyto základní mechanismy poškození [6]:

- Trhliny v matrici
- Oddělení vláken od matrice (označováno též jako porucha mezifázového rozhraní)
- Slučování trhlin
- Delaminace
- Lom vláken.

Zásadní vliv na rozvoj jednotlivých mechanismů poškození má hladina zatížení. Výše uvedený popis platí pro určitou hladinu zatížení, která se bude nacházet odhadem slabě nad mezí únavy. K finálnímu porušení tedy dojde, ale životnost bude dostatečně vysoká na to, aby se rozvinuly všechny tři stádia poškození. Pokud by hladina zatížení byla výrazně vyšší (blízko k mezi statické pevnosti), nastala

by situace, kdy by porušení nastalo již v prvním stádiu a k přechodu do druhého, lineárního stadia by vůbec nedošlo. Naopak při výrazně nižší hladině zatížení (hluboko pod mezí únavy) nemusí nastat stadium třetí a druhé stádium bude tvořit většinu života konstrukce.

Pokles tuhosti velmi úzce souvisí s rozvojem mechanismů poškozování. Křivka poklesu tuhosti má rovněž tvar písmene „S“ a lze ji rozdělit do tří stádií, viz obr. 2.5. Pokles tuhosti je též závislý na hladině zatížení a stádiu procesu únavového poškození.



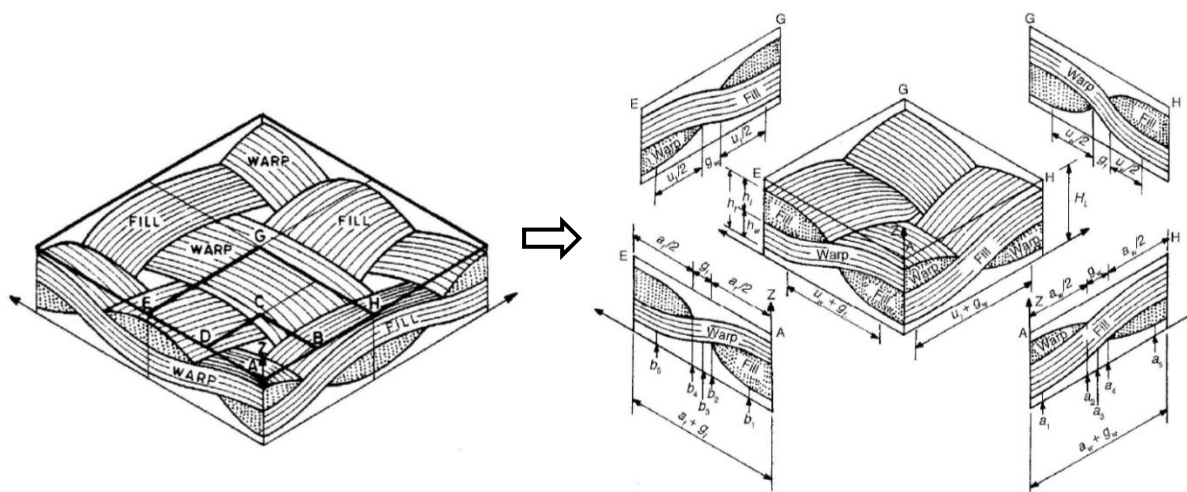
Obr. 2.5 - Pokles tuhosti laminátu při zatížení pulsujícím cyklem v tahu. Převzato z [8].

Podkladů pro studium poškozování kompozitů v tlakové oblasti zatížení je podstatně méně. Zkoušení laminátů v tlaku je komplikované kvůli možnosti ztráty stability zkušebních těles, která mají tvar plochých tyčí. Zkušební tělesa musí být celkově kratší a v případě skladeb, která mají velmi nízkou ohybovou tuhost vůči směru zatěžování, je nutné použít stabilizační přípravky označované jako anti-buckling guide [10]. Výzkum v této oblasti provedli např. Rotem a Nelson [11]. Problematikou se zabývá také Curtis v [9]. Autoři se shodují, že oproti zatěžování pulsujícími cykly v tahu se zde uplatňují další mechanismy poškozování. Např. při střídavém zatížení dochází v tahové oblasti k oddělení vláken od matrice a delaminaci tak, jak bylo popsáno výše. V tlakové oblasti posléze nastává lom oddělených vrstev a vláken při ztrátě stability. V [11] autoři konstatují, že průběh poškozování při střídavém zatížení je závislý zejména na typu skladby. Další poznatky o problematice je možné nalézt např. v [12], kde se ale jedná o zkoušky vrubovaných těles, což je rozdílná problematika.

2.2.1.2 Lamináty s tkaninovou výztuží

Vnitřní struktura laminátů s tkaninovou výztuží je oproti jednosměrným laminátům složitější. Vlákna nejsou přímá, ale zakřivená a jsou vzájemně propletena. Pro popis poškození autoři často používají idealizovaný model laminy a z ní odvozenou reprezentativní buňku. Skládá se ze tří základních prvků – pramenců osnovy, pramenců útku a oblastí vyplněných matricí (v cizojazyčné literatuře označováno jako „pure matrix regions“), viz obr. 2.6. Pramence osnovy a útku jsou většinou uvažovány jako jednosměrné kompozity. Model reprezentativní buňky se liší pro případ nevyvážené tkaniny a také pro případ jiných vazeb tkanin [6].

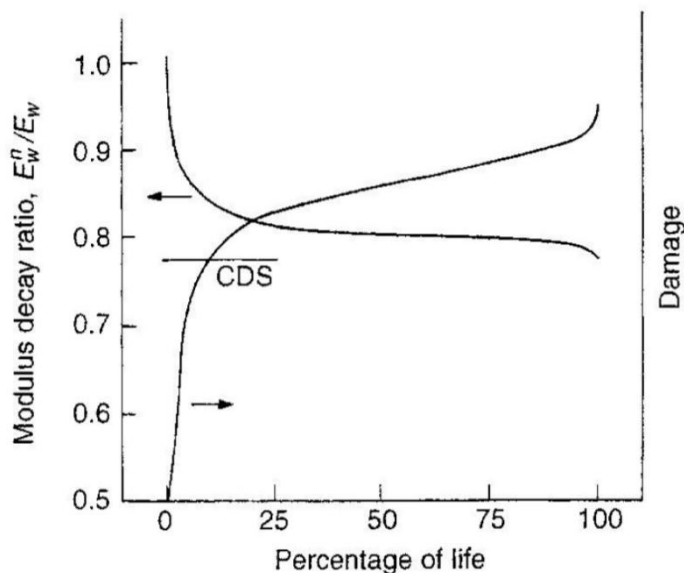
Mechanismy poškozování jsou většinou děleny na mikrostrukturální a makroskopické, viz např. [6]. Toto označení se ale může lišit dle zdroje (lze najít i označení mikrostrukturální a makrostrukturální). V konečném důsledku je však myšlenka velmi podobná - jako mikrostrukturální jsou uvažovány mechanismy poškozování odehrávající se uvnitř impregnovaných pramenců osnovy a útku a makroskopické mechanismy poškozování jsou mechanismy, které se odehrávají na dalších úrovních struktury [6]. Pozornost je nutné věnovat módu označenému jako trhliny v matrici (Matrix Cracking), protože většina autorů odlišuje trhliny v matrici v rámci impregnovaných pramenců a trhliny v matrici v oblastech čisté pryskyřice (Pure Matrix Regions).



Obr. 2.6 - Idealizovaný model laminy s tkaninovou výztuží s plátňovou vazbou a odvozená reprezentativní buňka. Převzato z [6].

Mikrostrukturální mechanismy poškozování jsou stejné jako v případě jednosměrných kompozitů a byly popsány v předchozích odstavcích (trhliny v matrici, poruchy mezifázového rozhraní, lom vláken, slučování trhlín). Mezi makrostrukturální mechanismy poškozování autoři řadí příčné trhliny v útku, smykové porušení v osnově, tvorbu trhlín v oblasti čisté pryskyřice, poruchu rozhraní osnova/útek, delaminaci mezi vrstvami a lom osnovního útku v tahu. Je nezbytné zmínit, že tyto mechanismy se týkají zatížení pulsujícími cykly v tahu ve směru osnovy [6].

Vznik a rozvoj jednotlivých mechanismů jsou opět závislé na hladině zatížení a stádiu procesu únavového poškození. Křivka poškození má rovněž tvar písmene „S“, stejně jako křivka poklesu tuhosti, viz obr. 2.7. Pokles tuhosti a rozvoj mechanismů poškozování jsou i v případě tkaninových kompozitů úzce spjaty.



Obr. 2.7 - Schématické zobrazení křivky poškození a křivky poklesu tuhosti tkaninového kompozitu. Převzato z[6].

2.3 Modely predikce životnosti

Modelů pro predikci životnosti kompozitních materiálů bylo navrženo značné množství. Jednotlivé modely se od sebe liší zejména v použitém přístupu. První navržené přístupy vycházely z metodik vyvinutých pro kovové materiály. Dále byly sestaveny např. přístupy založené na sledování degradace mechanických vlastností a také na sledování základních mechanismů poškozování. Společným rysem všech metodik modelování je snaha o zavedení kritéria porušení a stanovení životnosti. Nad pojmem „stanovení životnosti“ je nutné se v případě cyklicky zatěžovaných konstrukcí z vláknových kompozitů více zamyslet. Volba metodiky modelování je závislá na přesné definici mezního stavu, který danou konstrukci učiní neschopnou provozu. Tento mezní stav je závislý zejména na povaze provozu součástí, na riziku při případném selhání a v neposlední řadě na předpisové základně, kterou se návrh konstrukce řídí, pokud je pro danou konstrukci předpisová základna stanovena. Např. při požadavku na návrh konstrukce s filozofií Safe Life je nepřijatelný vznik výrazných poškození – např. vznik delaminované plochy. Jako základní lze zmínit následující mezní stavy:

- Lom součásti
- Pokles tuhosti pod přípustnou mez

- Viditelné známky rozvoje poškození (trhliny v matrici, delaminovaná plocha).

Volba mezního stavu je směrodatná i pro volbu modelu predikce životnosti. Pokud je jako mezní stav určen pouze lom součásti, je možné vycházet z modelů založených na S-N křivkách a Goodmanových diagramech. Naopak v případě, kdy je jako mezní stav určen pokles tuhosti pod určitou mez, je nutné volit modely, které umožňují pokles tuhosti predikovat.

Klasifikace modelů predikce životnosti je vždy otázkou názoru. V následujícím přehledu jsou uvedeny klasifikace a popisy navržené autoritami v oboru. Liu a Lessard navrhli členění přístupů do tří základních kategorií, přičemž nezmiňují modely založené na datech z S-N křivek [13]:

- **Přístupy vycházející ze zbytkové pevnosti.** Jsou založené na předpokladu, že k porušení dojde ve chvíli, kdy zbytková pevnost klesne na úroveň horního napětí zátěžného cyklu. Do této kategorie autoři začlenili modely navržené autory Broutman a Sahu [14] a Hahn a Kim [15].
- **Přístupy vycházející ze zbytkové tuhosti.** Základním předpokladem je, že k porušení dojde ve chvíli, kdy tuhost klesne na kritickou úroveň, jejíž stanovení není snadné. Do této kategorie jsou řazeny modely autorů Hahn a Kim [16] a O'Brien a Reifsnider [17].
- **Přístupy založené na filosofii Damage Tolerance.** Tímto přístupem se dlouhodobě zabýval O'Brien [18]. Jeho přístup kombinuje metodiky vycházející ze zbytkové pevnosti a zbytkové tuhosti pomocí konceptu vytvořeného na základě zákona růstu delaminace a uvolňování deformační energie.

Odlisný způsob klasifikace navrhl Montesano a kol. [19]. Autor konstatuje, že navržené modely predikce životnosti mohou být empirického, poloempirického, fenomenologického, statistického a mechanistického charakteru. Modely dále dělí též do tří kategorií:

- **Empirické a poloempirické modely,** které nesledují mechanismy poškození. Tyto modely predikují životnost při pevně stanovených podmínkách zatěžování. Kritérium zavádějí na základě dat z S-N křivek. Jako příklad lze zmínit empirický model autorů Hashin a Rotem [20].
- **Modely zbytkového života, zbytkové tuhosti a zbytkové pevnosti.** Tyto modely jsou fenomenologického charakteru a jsou založené na konceptu kumulace poškození, přičemž nesledují základní mechanismy poškození, ale pouze jeho vnější projevy. Jako příklad modelu zbytkového života autor zmiňuje model navržený pro kovy a aplikovaný i pro kompozity známý jako Minerovo pravidlo [21]. Modely zbytkové tuhosti k odhadu životnosti používají pokles tuhosti. Do této kategorie autor začlenil již uvedené modely autorů Hahn a Kim [16] a O'Brien a Reifsnider [17]. Modely zbytkové pevnosti vycházejí z poklesu pevnosti. Dle autora jsou některé modely zbytkové pevnosti spíše statistického charakteru a předpovídají pravděpodobnost porušení.
- **Modely postupného poškození,** které jsou mechanistického charakteru a při popisu poškození zohledňují základní mechanismy poškození. Tyto modely jsou založeny na fyzikální interpretaci mechanismů poškození a kritérium poškození je často založeno na mikromechanických

formulacích, které bývají používány v kontextu s metodou konečných prvků. Autor tuto kategorii modelů dále dělí na tři podkategorie. Do první patří modely, které predikují růst konkrétního mechanismu poškození. Jako příklad lze uvést model autorů Bergmann a Prinz [22]. Druhá podkategorie zahrnuje modely, které korelují růst poškození s degradací mechanických vlastností. Jako příklad lze uvést model navržený v [23]. Třetí podkategorie zahrnuje modely, které explicitně simulují určitý mechanismus poškození, s použitím tzv. RVE (Representative Volume Element) a RUC (Repeated Unit Cell) elementů. Tyto modely jsou úzce spjaty s použitím metody konečných prvků. Jako příklad lze uvést model navržený v [24].

Další navržené klasifikace lze dohledat např. v [5], [25] a [26]. Lze konstatovat, že tyto klasifikace jsou do určité míry variací výše uvedených. Z literatury je patrný fakt, že značná část modelů byla navržena a testována pro jednoosé namáhání v tahové oblasti. Zobecnit takové modely pro použití k návrhovým účelům je mnohdy velmi komplikované.

2.3.1 Základní přehled modelů predikce životnosti

V této podkapitole jsou uvedeny příklady konkrétních modelů. V přehledu jsou vybrány ty, které jsou buď typickými a často citovanými zástupci v dané kategorii modelů nebo jsou zajímavé z hlediska zaměření této práce.

2.3.1.1 Modely únavového života

Modely únavového života zavádějí kritérium porušení na základě dat získaných z S-N křivek a Goodmanových diagramů. Tyto modely predikují počet cyklů do porušení při pevně daných podmínkách zatěžování. Náročnost z hlediska experimentálních prací je u tohoto přístupu vysoká. Typickým zástupcem je model autorů Hashin a Rotem navržený a testovaný pro jednosměrné lamináty [20]. Model rozlišuje mezi porušením ve směru vláken, ve směru kolmo na vlákna a porušením ve smyku v rovině laminátu. Model je formulován následujícím systémem rovnic (2.1):

$$\sigma_A = \sigma_A^U \left[\left(\frac{\sigma_T}{\sigma_T^U} \right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau^U} \right)^2 \right]^{-1/2}, \quad (2.1)$$

kde výrazy σ_A , σ_T a τ jsou napjatosti ve směru vláken, ve směru kolmo na vlákna a ve smyku. Výrazy σ_A^U , σ_T^U a τ^U jsou příslušné únavové pevnosti. Ty musí být získány ze tří únavových křivek. Zde je velmi dobře patrný nezbytný objem experimentálních prací, protože pro jednu skladbu jednosměrného kompozitu je nutné naměřit tři únavové křivky. Náročnost dále roste v případě požadavku na bezpečné a nikoli mediánové únavové křivky.

2.3.1.2 Modely postupného poškození

Tato kategorie modelů, jež bývá v zahraniční literatuře označována jako „Progressive damage models” je dále dělena na dvě či více podkategorii.

První podkategorie zahrnuje modely, které přímo predikují kumulaci konkrétního mechanismu porušování. Při experimentech se často pracuje s vrubovanými zkušebními tělesy, aby se docílilo vzniku požadovaného mechanismu poškození. Typickým zástupcem je model autorů Bergmann a Prinz [22]. Model je definován rovnicí (2.2):

$$\frac{dA_i}{dN} = c \cdot f(G_{ii})^n, \quad (2.2)$$

kde A_i je plocha zasažená delaminací, $f(G_{ii})$ je funkce amplitudy rychlosti uvolňování deformační energie a c a n jsou experimentálně stanovené koeficienty. Autoři model experimentálně ověřili s vrubovanými zkušebními tělesy s kruhovým otvorem při střídavém cyklickém zatěžování a jako kritérium zvolili kritickou velikost delaminace, která způsobí katastrofální ztrátu stability poškozením oddělených vrstev kompozitu.

Druhá podkategorie je tvořena modely, které korelují mezi růstem určitého mechanismu poškození a poklesem mechanických vlastností. Lze zmínit např. model navržený autory Liu a Lessard [13]. Model je definován rovnicí (2.3) pro rychlost růstu globálního parametru poškození:

$$\frac{dD}{dN} = \frac{A \cdot (\sigma_{\max})^C}{B \cdot D^{B-1}}, \quad (2.3)$$

kde D je globální parametr poškození. A , B a C jsou koeficienty modelu a σ_{\max} je horní napětí zátěžného cyklu. Globální parametr poškození D je vyjádřen ve vztahu k mechanismu poškození trhlinami v matici jako $C_m \cdot D_m$ a dále jako $C_d \cdot D_d$ ve vztahu k mechanismu poškození růstem plochy delaminace. Proměnná D_m je funkcí hustoty trhlin, D_d je funkcí plochy delaminace. Proměnné C_m a C_d jsou konstanty závislé na skladbě a ostatních materiálových proměnných. Pro globální parametr poškození dále platí následující vztah (2.4), který parametr poškození dává do souvislosti se zbytkovou tuhostí:

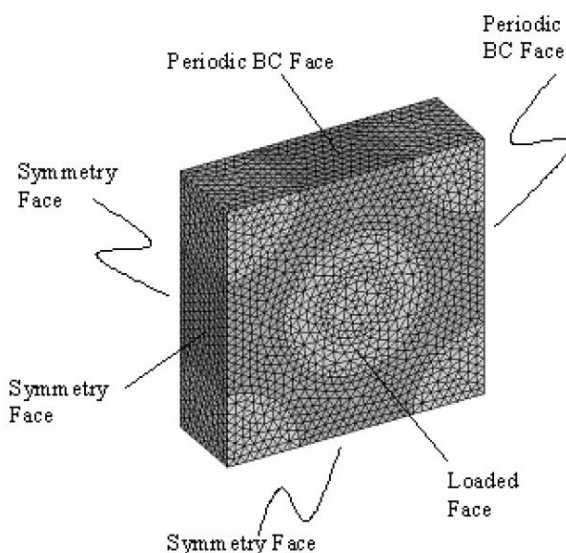
$$D = 1 - \frac{E(n)}{E_0}, \quad (2.4)$$

kde E_0 je panenský modul pružnosti a $E(n)$ je zbytkový modul pružnosti. Autoři předpokládají, že mezi parametry poškození vyjádřenými pomocí plochy delaminace a zbytkové tuhosti platí lineární vztah. Stejný předpoklad platí mezi parametry poškození vyjádřenými pomocí hustoty trhlin a zbytkové tuhosti. Z těchto předpokladů odvozují různé formulace rovnic pro výpočet životnosti, které je nutné dále kalibrovat pomocí dat z S-N křivek. Autoři zdůrazňují, že predikce je uspokojivá, pokud je správně odhadnut dominující mechanismus poškození. Autoři model verifikovali pomocí experimentů s různými skladbami kompozitů na bázi sklo / epoxid a také uhlík / epoxid.

Do **třetí podkategorie** jsou zařazeny modely, které přímo simulují rozvoj mechanismů poškození. Tento přístup bývá často označován také jako mikromechanické modelování a je velmi úzce spjat s použitím metody konečných prvků. Metodika byla aplikována např. Montesanem a kol. v [19], kde se autor zabývá poškozováním jednosměrného kompozitu při únavovém tahovém zatížení. Vycházejí z předpokladu, že laminátové zkušební těleso vystavené tahovému zatížení lze chápat jako 2D úlohu a stav napjatosti v tomto tělese vykazuje periodicitu. Proto je možné sestavit RVE buňku a formulovat pro ni periodické okrajové podmínky. Buňka byla sestavena s uvažováním objemového podílu vláken 50%. Navržený konečněprvkový model RVE buňky je zobrazena na obr. 2.8. Důraz je kladen na dostatečně hustou výpočtovou síť. Z hlediska mechanismů poškozování autoři uvažují vznik trhlin v matici a vznik trhlin vláken. Zatížení je realizováno deformačně (vynucením posuvů na zatížené ploše). Podmínka porušení je definována pomocí kritických deformací, viz systém rovnic (2.5):

$$\begin{aligned}\varepsilon_{eq}^m &\geq \varepsilon_{cr}^m \\ \varepsilon_{eq}^f &\geq \varepsilon_{cr}^f\end{aligned}\quad (2.5)$$

kde proměnné ε_{eq}^m a ε_{eq}^f vyjadřují ekvivalentní deformace matrice a vlákna a proměnné ε_{cr}^m a ε_{cr}^f vyjadřují kritické hodnoty těchto deformací. Ekvivalentní deformace jsou určeny pomocí von Misesovi hypotézy. Bylo navrženo iterační schéma řešení a implementováno do komerčního MKP řešiče. Model byl použit k predikci rozvoje poškození pro laminát na bázi sklo/epoxid. Autor zjevně předpokládá také periodicitu poškození, ačkoli tento fakt nediskutuje.



Obr. 2.8 - Model RVE buňky jednosměrného laminátu s vyznačenou definicí okrajových podmínek. Konečněprvkový model je tvořen 48520 elementy. Objemový podíl výtuzných vláken je předpokládán 50%. Převzato z [19].

Mikromechanické modelování je dále úzce spjato s přístupem víceškálového modelování. Pro predikci únavového poškozování je toto spojení velmi účelné, protože v momentě, kdy je detekováno

první poškození, dojde k přerozdělení napětí a také porušení předpokládané periodicity struktury. Tento postup byl propracován např. v [52] pro kompozity s jednosměrnou výztuží. Prvotní poškození zde autor modeluje pomocí mikro mechanického přístupu, kde uvažuje periodicitu struktury laminátu. K predikci tohoto poškození v podobě trhliny v matrici je použita detailní RVE buňka na úrovni vlákna a matrice bez uvažování homogenizace mechanických vlastností. Pro popis přerozdělení namáhání je autorem dále sestaven model na úrovni lamin, nazývaný jako mezo model. Ten není vzhledem k nutnosti úspory výpočtového času řešen detailně na úrovni vlákna a matrice, ale autor provedl homogenizaci materiálových charakteristik a dále použil ortotropní materiálový model. Pro další související výpočty však autor přistoupil k vytvoření detailního modelu části laminy z několika RVE buněk. Autor dále navrhuje víceškálový výpočtový postup pro stanovení pevnostních charakteristik matrice. Poukazuje na fakt, že pevnost matrice stanovená experimenty se zkušebními tělesy vyrobenými z čisté matrice není vhodná pro modelování vzniku poškození matrice v rámci vyztuženého kompozitu. Autor konstatuje, že motivací pro sestavení metodiky je možnost predikce rozvoje poškození v podobě trhlin v matrici a nikoliv predikce změn mechanických vlastností. Ovšem porovnání predikce poklesu tuhosti s experimentálními daty je v práci provedeno a je dosaženo dobré shody.

Některé práce zabývající se mikromechanickým a víceškálovým modelováním uvažují periodicitu poškození. Tento předpoklad byl použit v práci Montesana a kol., viz [19], diskutované na předchozí straně a dále např. v [53]. Předpoklad, že prvotní poškození se vyskytne periodicky v celé lamině, není samozřejmě obecně platný.

2.3.1.3 Fenomenologické modely zbytkové pevnosti a tuhosti

Modely zbytkové pevnosti mají výhodu ve vrozeném kritériu porušení. K porušení dojde v momentě, kdy zbytková pevnost dosáhne hodnoty maximálního napětí zátěžného cyklu. Při měření zbytkové pevnosti byly pozorovány dva odlišné typy průběhu, viz [27]. První byl nazván jako „wear out“ a je charakteristický pozvolným poklesem zbytkové pevnosti. Vyskytuje se při zkouškách na nízkých hladinách zatížení. Druhý typ průběhu byl pojmenován jako „sudden death“ a je charakteristický zprvu zanedbatelným poklesem pevnosti a nakonec dojde k velmi prudkému poklesu. Toto chování se vyskytuje při zkouškách na vysokých hladinách zatížení.

Velmi často citovaný je model zbytkové pevnosti původně navržený autory Halpin a Jerina. Byl publikován např. v [28]. Je vhodný pro aproximaci průběhu s charakteristikou „wear out“ je vyjádřen rovnicí (2.6):

$$\frac{dR(n)}{dn} = \frac{-A(\sigma)}{m \cdot [R(n)]^{m-1}}, \quad (2.6)$$

kde $R(n)$ je zbytková pevnost po n cyklech, $A(\sigma)$ je funkce cyklického napětí a proměnná m je koeficient modelu, po jehož identifikaci je možné aproximovat experimentální data.

Další model byl publikován dvojicí autorů Schaff a Davidson [29, 30]. Model je definován rovnicí (2.7):

$$R(n) = R_0 - (R_0 - S_n) \cdot \left(\frac{n}{N}\right)^{\nu}, \quad (2.7)$$

kde $R(n)$ je zbytková pevnost po absolvování n cyklů, S_n je horní napětí aktuálního zátěžného cyklu. Proměnná ν je parametr, který ovlivňuje průběh zbytkové pevnosti. Pokud je $\nu=1$, průběh je lineární. V případě, že je $\nu>1$ průběh odpovídá charakteristice „sudden death“ a opačná nerovnost $\nu<1$ odpovídá charakteristice s výrazným počátečním poklesem. Byl aplikován pro únavové zatěžování s konstantní amplitudou, pro dvouúrovňové blokové zatěžování a také pro zatěžování únavovým spektrem. V souvislosti s tímto modelem byl dále zkoumán tzv. efekt smíšených cyklů, který je popsán v podkapitole 2.3.2.

Modely zbytkové tuhosti popisují poškození na základě degradace tuhosti během únavového zatěžování. Parametr poškození bývá vyjádřen pomocí rovnice (2.4). Lze předpokládat, že v momentě lomu zkušebního tělesa není jeho tuhost rovna nule, ale dosahuje určité nenulové zbytkové hodnoty. Z rovnice (2.4) pak vyplývá, že v momentě lomu není parametr poškození roven jedné, což je rozpor se zažitou praxí. Snaha o řešení tohoto problému vedla k zavedení i jiných definic parametru poškození. V [31] byla zvedena definice (2.8):

$$D = \frac{E_0 - E(n)}{E_0 - E_f}, \quad (2.8)$$

kde E_0 je panenský modul pružnosti, $E(n)$ je zbytkový modul pružnosti a E_f je modul pružnosti při lomu.

Sidorroff a Subargio v [32] publikovali model, který úspěšně ověřili při cyklických zkouškách tříbodovým ohybem při deformačním zatěžování. Model je formulován systémem rovnic (2.9):

$$\begin{aligned} \frac{dD}{dN} &= \frac{A \cdot (\Delta\varepsilon)^C}{(1-D)^b} && \text{v tahu,} \\ \frac{dD}{dN} &= 0 && \text{v tlaku,} \end{aligned} \quad (2.9)$$

kde proměnné A , b a C představují koeficienty modelu, které je nutné identifikovat na základě experimentálních dat. Výraz $\Delta\varepsilon$ představuje amplitudu aplikované poměrné deformace. Model byl nadále převzat a modifikován řadou jiných autorů [33, 34, 35].

Paepegem a Degrieck publikovali komplexní fenomenologický model schopný predikovat všechny tři stádia poklesu tuhosti a výsledné porušení [36]. Model byl testován při tahovém a ohybovém zatěžování blíže nespecifikovaných skladeb kompozitu za předpokladu, že nedochází k rozvoji delaminace a že stav napjatosti lze popsat jedním normálovým napětím. Splnění tohoto požadavku je nezbytné, protože navržený model je jednodimensionální a bere v potaz pouze napětí σ_{II} (normálové napětí ve směru osnovních pramenců a zároveň ve směru podélné osy vzorku). Dále se předpokládá, že pokles tuhosti bude dán poklesem modulu E_{II} (modul pružnosti materiálu ve směru osnovních pramenců).

Vztah mezi tuhostí a zálohou bezpečnosti R autoři formulovali pomocí vztahu pro efektivní napětí $\tilde{\sigma}$, viz rovnice (2.10):

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D} = E_0 \cdot \varepsilon, \quad (2.10)$$

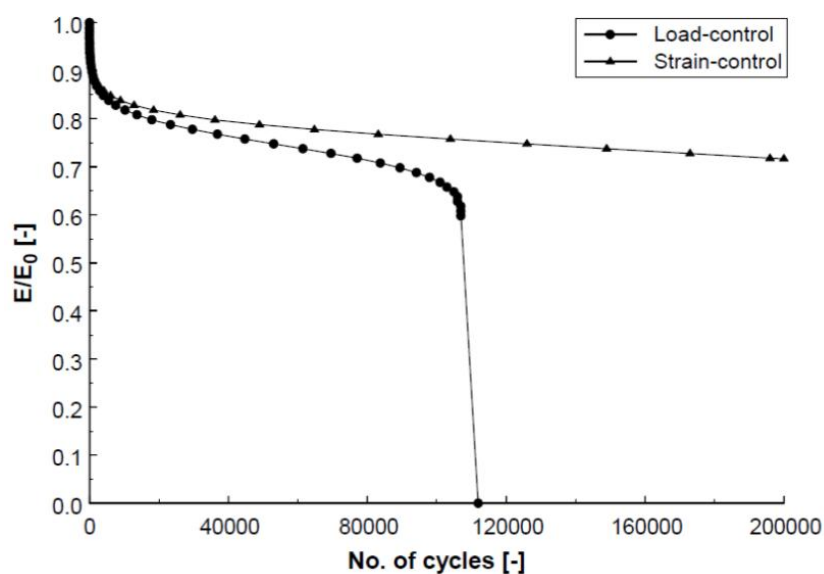
kde $\tilde{\sigma}$ je efektivní napětí, σ je aplikované nominální napětí, ε je nominální deformace, E_0 je panenský modul pružnosti a D je parametr poškození definovaný rovnicí (2.4). Výsledný vztah pro zálohu bezpečnosti R je pak dán kvadratickou rovnicí (2.11):

$$\left[\left(\frac{\sigma}{1-D} \right)^2 \frac{1}{X_T \cdot |X_C|} \right] R^2 + \left[\frac{\sigma}{1-D} \left(\frac{1}{X_T} - \frac{1}{|X_C|} \right) \right] R - 1 = 0, \quad (2.11)$$

kde R je záloha bezpečnosti, X_T a X_C je statická tahová a tlaková pevnost. Autoři definovali tzv. únavový index porušení $\Sigma(\sigma, D)$, který lze odvodit jako inverzní hodnotu zálohy bezpečnosti R . Únavový index porušení je poměr efektivního napětí $\tilde{\sigma}$ a panenské statické pevnosti. Přírůstek poškození dD/dN je definován následujícím systémem rovnic (2.12):

$$\begin{aligned} \frac{dD}{dN} &= c_1 \cdot \Sigma \cdot \exp\left(-c_2 \frac{D}{\sqrt{\Sigma}}\right) + c_3 \cdot D \cdot \Sigma^2 \cdot [1 + \exp(c_5(\Sigma - c_4))], \quad \sigma \geq 0, \\ \frac{dD}{dN} &= \left[c_1 \cdot \Sigma \cdot \exp\left(-c_2 \frac{D}{\sqrt{\Sigma}}\right) \right]^3 + c_3 \cdot D \cdot \Sigma^2 \cdot \left[1 + \exp\left(\frac{c_5}{3}(\Sigma - c_4)\right) \right], \quad \sigma < 0, \end{aligned} \quad (2.12)$$

kde výrazy c_1 , c_2 , c_3 , c_4 a c_5 je pět konstant modelu, které je nutné identifikovat na základě experimentálních dat. Odvození je velmi zdlouhavé a je detailněji popsáno v rámci dvou publikací [8] a [36]. Model byl testován při výpočtu modelových úloh jak pro silové tak pro deformační zatěžování. Jako příklad výsledku je zde uveden výpočet únavové tahové zkoušky, viz obr. 2.9.



Obr. 2.9 - Výpočtově stanovené křivky degradace tuhosti při silově a deformačně řízeném zatěžování. Převzato z [36].

2.3.2 Poznámky k aplikaci modelů predikce životnosti

Při studiu literatury lze velmi často nalézt komentáře autorů, kde je konstatováno, že modelování únavového poškození v kompozitech je velmi komplikované. Nezřídka dochází k nevysvětlitelné změně v chování zdánlivě totožných zkušebních těles, což vede k velkým rozptylům ve výsledcích.

Souhrn hlavních i dílčích poznatků a nedostatků při modelování únavového poškození vláknových kompozitů sestavil a publikoval Fong [37]. Jeho poznatky jsou shrnuty v následujícím přehledu:

- Poškození se rozvíjí na několika úrovních – od atomů, přes jednotlivé konstituenty, laminy až po zkušební vzorky a celé konstrukce.
- Je prakticky nemožné vyrobit zkušební tělesa s totožnou vnitřní strukturou.
- Často dochází ke špatné interpretaci výsledků získaných na jedné úrovni struktury.
- Chybné zobecnění – např. křivka poklesu tuhosti je dělena na tři části, ale použitý model zbytkové tuhosti popisuje pouze první dvě fáze.
- Přílišné zjednodušení – vztah definující funkci pro aproximaci dat je příliš jednoduchý.

Dále autor konstatuje, že mnoho modelů bylo odvozeno pro určitou skladbu, určité okrajové podmínky, pro jednoosé tahové zatížení s konstantní amplitudou a za určité frekvence zatěžování. Zobecnit tyto modely na reálné konstrukce je obtížné a mnohdy nemožné. Při modelování reálných konstrukcí je nutné uvážit následující potíže:

- Mechanismus poškození není shodný pro všechny hladiny zatížení a mění se jak s hladinou zatížení, tak se stádiem únavového poškození.
- Nelze opomíjet historii zatěžování. Pořadí aplikace hladin při blokovém zatěžování může způsobit nezanedbatelné rozdíly v životnosti.
- Životnost se snižuje rychleji, pokud je sekvence při blokovém zatěžování měněna častěji po menším počtu cyklů. Zkušební tělesa podrobená malým blokům zatížení mají menší průměrný život než tělesa podrobená velkým blokům zatížení ačkoli celkový počet cyklů je stejný. Tento jev je nazývaný „Efekt smíšených cyklů“ a studoval ho např. Schaff a Davidson [30] a dále Farrow [38].
- Nelze opomíjet frekvenci zatížení. Vzhledem k malé schopnosti matrice odvádět vzniklé vnitřní teplo je nutné frekvenci zatěžování udržovat na přijatelné hodnotě. Při změně teploty se výrazně mění mechanické vlastnosti polymerních matic. Nelze opomenout ani vliv ochlazování v některých reálných aplikacích.

2.4 Experimentální měření materiálových charakteristik

Posuzování a dimenzování konstrukcí z hlediska únavové pevnosti a životnosti je vždy spjato s rozsáhlým experimentálním měřením. Měření mechanických vlastností vláknových kompozitů při statickém zatěžování je dobře propracované a normalizované postupy pokryjí většinu požadavků.

Měření únavových charakteristik vláknových kompozitů je podstatně nákladnější, časově náročnější a neexistuje zdaleka tak velká základna normalizovaných postupů, které by pokryly potřeby inženýrské praxe. Vzhledem k nákladnosti měření únavových charakteristik je nutné podmínky únavových zkoušek vždy správně definovat a zajistit, aby pravděpodobnost výskytu chyb byla minimální.

2.4.1 Základní přehled normalizovaných postupů pro měření statických materiálových charakteristik

Pro základní posouzení statické pevnosti a tuhosti kompozitní konstrukce je nutné znát základní materiálové charakteristiky všech vrstev laminátu, které jsou uvedeny v tab. 2.1. Pro stanovení těchto charakteristik existují normalizované postupy, které jsou zde též zmíněny. V některých případech může existovat normalizovaných postupů více.

Zároveň se jedná o materiálové charakteristiky, které lze použít jako vstupní hodnoty do komerčních MKP systémů, kde je na laminu pohlíženo jako na kvazihomogenní, ortotropní materiál (v případě modelování kompozitních skořepin). V následujícím textu je proveden výběr informací z norem ASTM D3039/D3039M - 17 a ASTM D3518/ASTMD3518M - 13. Tyto normy budou citovány v dalších částech práce.

Tab. 2.1 - Přehled statických materiálových charakteristik jednosměrné laminy, jejich označení a norma definující postup jejich stanovení.

Charakteristika	Označení	Norma
Pevnost v tahu ve směru 1	X_1	ASTM D3039 / D3039M - 17
Pevnost v tahu ve směru 2	X_2	ASTM D3039 / D3039M - 17
Pevnost v tlaku ve směru 1	Y_1	ASTM D3410 / D3410M - 16
Pevnost v tlaku ve směru 2	Y_2	ASTM D3410 / D3410M - 16
Pevnost ve smyku v rovině laminy	S_{12}	ASTM D3518 / D3518M - 13 ASTM D4255 / D4255M - 15a ASTM 5379 / ASTM 5379M - 05 ASTM D5448 / D5448M - 16
Interlaminární smyková pevnost	$ILSS$	ASTM D2344 / D2344M - 16
Modul pružnosti v tahu ve směru 1	E_1	ASTM D3039 / D3039M - 17
Modul pružnosti v tahu ve směru 2	E_2	ASTM D3039 / D3039M - 17
Modul pružnosti ve smyku v rovině laminy	G_{12}	ASTM D3518 / D3518M - 13 ASTM D4255 / D4255M - 15a ASTM 5379 / ASTM 5379M - 05 ASTM D5448 / D5448M - 16
Poissonovo číslo	ν_{12}	ASTM D3039 / D3039M - 17

2.4.1.1 Norma ASTM D3039 / D3039M - 17

Norma ASTM D3039 / D3039M - 17 „Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials” [39] definuje postup pro stanovení tahových vlastností vláknových kompozitů s polymerní matricí se zaměřením na vyvážené a symetrické lamináty. Pomocí této normy je možné stanovit 5 materiálových charakteristik.

- Mez pevnosti v tahu
- Mezní tahová deformace
- Sečný modul pružnosti v tahu
- Poissonovo číslo
- Přechodová deformace (deformace, při níž dochází k významné změně sklonu napětí-ově - deformační charakteristiky)

Metodika stanovení výše uvedených charakteristik vychází z jednoosé tahové zkoušky. Zkušební těleso v podobě ploché tyče obdélníkového průřezu je zatěžováno konstantní rychlostí. Hodnota rychlosti zatěžování se liší pro zatěžování řízené rychlostí deformace, kde je doporučena hodnota rychlosti deformace $0,01 \text{ min}^{-1}$. V případě zatěžování řízeného rychlostí posuvu příčniku stroje je doporučena hodnota rychlosti zatěžování 2 mm/min . Norma doporučuje použít soubor minimálně pěti zkušebních těles.

Doporučené rozměry zkušebních těles pro jednotlivé formy výztuže, včetně doporučení týkajících se rozměru a realizace přílozek jsou uvedeny v tab. 2.2. Průřez zkušebních těles je určen jako průměrná hodnota součinů šířky a tloušťky ve třech různých řezech.

Tab. 2.2 - Doporučené rozměry zkušebních těles a přílozek dle normy ASTM D3039 / D3039M. Převzato z [39].

Fiber Orientation	Width, mm [in.]	Overall Length, mm [in.]	Thickness, mm [in.]	Tab Length, mm [in.]	Tab Thickness, mm [in.]	Tab Bevel Angle, °
0° unidirectional	15 [0.5]	250 [10.0]	1.0 [0.040]	56 [2.25]	1.5 [0.062]	7 or 90
90° unidirectional	25 [1.0]	175 [7.0]	2.0 [0.080]	25 [1.0]	1.5 [0.062]	90
balanced and symmetric	25 [1.0]	250 [10.0]	2.5 [0.100]	emery cloth	—	—
random-discontinuous	25 [1.0]	250 [10.0]	2.5 [0.100]	emery cloth	—	—

Snímání poměrné deformace může být provedeno pomocí tenzometrů nebo extenzometrů. V případě požadavku na vyhodnocení Poissonova poměru je nutné snímat deformaci podélnou i příčnou. Dále je doporučeno snímače deformace umístit s ohledem na možnost posouzení parazitního ohybové namáhání, které by mělo být provedeno.

Sečný modul pružnosti je doporučeno vyhodnotit na bázi 1000 - 3000 μs . Norma dále popisuje přípustné a nepřípustné módy porušení a výpočty potřebné pro dopočet žádaných veličin včetně statistického vyhodnocení.

2.4.1.2 Norma ASTM D3518 / D3518M - 13

Norma ASTM D3518/D3518M -13 „Standard test for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a $\pm 45^\circ$ Laminate“ [40] definuje postup pro stanovení smykových vlastností laminy při tahovém zatěžování vzorku s orientací výztužných vrstev $\pm 45^\circ$. Metodika byla vypracována autory Petit [41] a Rosen [42] a je založena na následující myšlence. Při tahovém zatížení zkušební tělesa v jeho podélné ose, kde orientace výztužných vrstev je $\pm 45^\circ$ vůči jeho podélné ose, je smykové napětí v hlavních materiálových osách rovno polovině aplikovaného tahového napětí. Pro stanovení smykové deformace je nezbytné provést měření podélné a příčné deformace zkušební tělesa. Smyková deformace je pak jejich rozdíl. Smykový modul pružnosti je při znalosti výše uvedených veličin možné stanovit pomocí vztahu (2.13):

$$G_{12} = \frac{\sigma_x}{2(\varepsilon_x - \varepsilon_y)}, \quad (2.13)$$

kde G_{12} je smykový modul v hlavních materiálových osách, σ_x je tahové napětí vztažené k příčnému průřezu vzorku, ε_x je podélná deformace zkušební tělesa a ε_y je příčná deformace zkušební tělesa.

Tato norma se v mnoha ohledech odvolává na výše uvedenou normu ASTM D3039 / D3039M - 17. To platí i pro rychlost zatěžování velikost a tvar zkušebních těles s výjimkou definice skladby a tloušťky. Je doporučována šířka 25 mm a délka mezi 200 - 300 mm. Norma doporučuje skladbu zkušebních těles $[45^\circ/-45^\circ]_n$, kde n se pohybuje v intervalu $4 \leq n \leq 6$ pro jednosměrné výztuže a $2 \leq n \leq 4$ pro tkaninové výztuže (pro tkaninovou výztuž je doporučováno 8, 12 nebo 16 vrstev). Příločky nejsou doporučeny. Norma definuje stanovení následujících smykových charakteristik v rovině laminy.

- Závislost smykového napětí na smykové deformaci
- Sečný smykový modul pružnosti
- Smluvní ofsetová smyková pevnost pro různé hodnoty smykové deformace
- Maximální hodnota smyková napětí
- Maximální hodnota smykové deformace

Vyhodnocení sečného smykového modulu má být provedeno na bázi $4000 \pm 200 \mu\text{s}$, kde spodní hodnota deformace má být 1500 - 2500 μs . Dále v normě diskutován dopočet žádaných veličin včetně statistického vyhodnocení.

2.4.2 Základní přehled normalizovaných postupů pro měření únavových materiálových charakteristik

Ve srovnání se statickými materiálovými charakteristikami je normalizovaných postupů pro stanovení únavových charakteristik výrazně méně. Dostupné normy, např. [43], [44], se zabývají pouze vyhodnocením životnosti zkušebních těles ve smyslu počtu cyklů do lomu, popř. stanovením zbytkové pevnosti. Ucelenou metodiku pro stanovení zbytkového modulu pružnosti v normách nelze dohledat. Seznam norem souvisejících se stanovením základních únavových materiálových charakteristik je uveden níže.

- ASTM D3479 / D3479M-12 „Standard Test Method for Tension-Tension Fatigue of Polymer Matrix Composite Materials“ [43]
- ISO 13003:2003 „Fibre - reinforced plastics - Determination of fatigue properties under cyclic loading conditions“ [44]
- ASTM D6115-97 „Standard Test Method for Mode I Fatigue Delamination Growth Onset of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites“ [45]

V obecnější rovině se únavovým poškozováním zabývá např. norma ISO 14692-4:2017“ Petroleum and natural gas industries - Glass-reinforced plastics (GRP) piping - Part 4: Fabrication, installation and operation”. [46]. Zde se ale jedná o problematiku zkoušení finálních konstrukcí, nikoli o měření základních únavových charakteristik.

2.4.2.1 Norma ASTM D3479 / D3479M-12

Norma ASTM D3479 / D3479M-12 „Standard Test Method for Tension-Tension Fatigue of Polymer Matrix Composite Materials“ [43] definuje postup pro vyhodnocení únavových zkoušek v tahové oblasti zatěžování. Zatěžování je dále omezeno na jednoosý tah s konstantní amplitudou. Materiálové systémy jsou omezeny na dlouhovláknové a krátkovláknové lamináty, které vykazují ortotropní chování s ohledem na osu zatěžování. Zkouškami vrubovaných těles se norma nezabývá.

Norma se zabývá dvěma odlišnými postupy, které označuje jako postup *A-A* a postup *B-A*. Postup *A-A* popisuje silové zatěžování a postup *B-A* deformační zatěžování. Pojmy, jako frekvence zatěžování nebo zbytková tuhost a pevnost, jsou v normě řešeny pouze ve smyslu definic těchto pojmů. Z hlediska zásadní otázky optimálního tvaru zkušebních těles norma pouze odkazuje na výše uvedenou normu ASTM D3039 / D3039M - 17. V normě je doporučeno pracovat se statistickým souborem 6 - 24 zkušebních těles (6 pro základní screeningové zkoušky a 24 pro data návrhová a bezpečná). Dále je diskutováno statistické vyhodnocení únavových dat.

2.4.2.2 Norma ISO 13003:2003

Norma ISO 13003:2003 „Fibre - reinforced plastics - Determination of fatigue properties under cyclic loading conditions“ [44] je v mnoha ohledech ekvivalentem výše uvedené normy ASTM D3479 / D3479M-12. Je ale podstatně obsáhlejší. Řeší také více módů zatěžování - tah a ohyb. Norma obsahuje přehlednou a podrobnou definici základních pojmů souvisejících s problematikou.

Otázka tvaru a velikosti zkušebních těles zde rovněž řešena není. Je však diskutován fakt, že u vláknových kompozitů lze očekávat velké rozptyly ve výsledcích a jsou zde uvedeny doporučení týkající se počtu zkušebních těles. Pro stanovení mediánové únavové křivky je doporučeno zkoušet na každé hladině 5 zkušebních těles. V případě požadavku na plné statistické zpracování dat je doporučeno zkoušet až 30 zkušebních těles na každé hladině.

Pozornost je věnována otázce rychlosti a frekvence zatěžování. V normě není definována konkrétní hodnota frekvence zatěžování, která je bezpečná z hlediska ohřevu materiálu zkušebních těles, ale je uveden rozsah 1-25 Hz. Je též uvedena maximální dovolená hodnota ohřevu 10°C ovšem s komentářem, že pro vysoce teplotně závislé materiály nemusí být vyhovující. Dále je zmíněn fakt, že u některých materiálových systémů (např. lamináty vyztužené skelnými vlákny) je pozorována vysoká citlivost na rychlost zatěžování. V souvislosti s tím je doporučeno ověřit statickou pevnost materiálu při rychlosti zatěžování odpovídající rychlosti při zatěžování cyklickém.

Norma též diskutuje otázku silového a deformačního zatěžování. Je zmíněno, že při deformačním zatěžování nemusí dojít k porušení zkušebního tělesa v podobě jeho lomu na dvě či více částí. V tomto případě může být mezní stav definován jako ztráta tuhosti o určitou hodnotu (typicky o 20% nominální hodnoty). V normě není stanoveno, jakým způsobem má být tuhost měřena.

Norma se zabývá hlavně zatěžováním pulsujícími cykly v tahu. Zkoušení se střídavými cykly, popř. čistě tlakové zatěžování je řešeno jen stručně ve smyslu upozornění na úskalí ztráty stability zkušebních těles pro případ osového zatěžování. V souvislosti s ohybovým zatěžováním je uvedeno, že zkoušení symetricky střídavým cyklem není obvykle vyžadováno s výjimkou zkoušek souvisejících s materiálovým výzkumem a sledováním mechanismů poškozování. Specifika spojená se zkouškami v tlakové oblasti zatěžování podrobně řešena nejsou.

2.4.3 Přehled a diskuze vybraných specifík souvisejících s měřením únavových charakteristik vláknových kompozitů

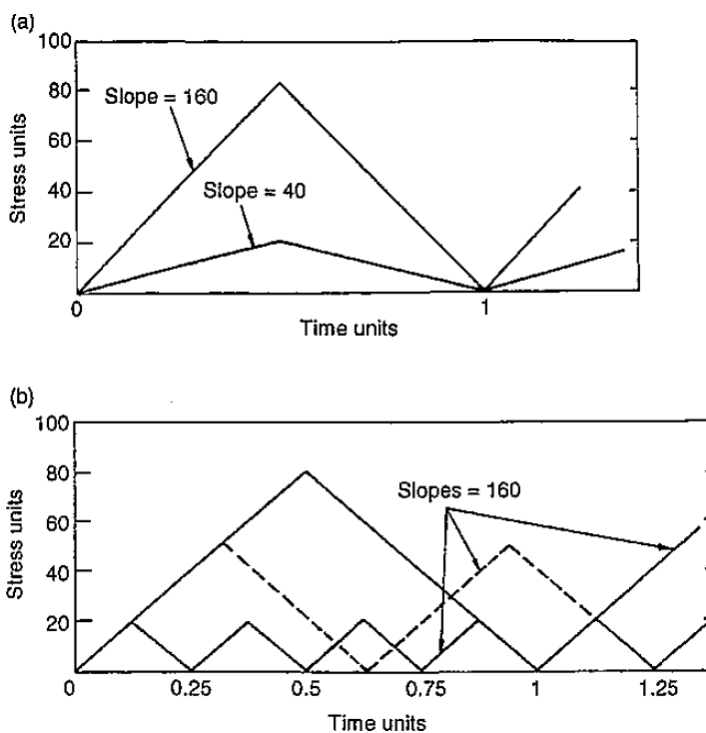
Fakt, že realizace únavových zkoušek kompozitních materiálů je do značné míry odlišná od zkoušek kovových materiálů a je spjata s množstvím specifík, je z předchozích odstavců patrný. Některé otázky nejsou do dneška vyřešeny v obecné rovině a řešení buď neexistuje, nebo existuje jen pro

konkrétní případ skladby, podmínky zatěžování atd. V následujících odstavcích jsou shrnuta hlavní a často diskutovaná specifika únavových zkoušek kompozitních materiálů.

2.4.3.1 Frekvence a rychlost zatěžování

Význam správné frekvence zatěžování při únavových zkouškách je diskutován velmi často. Problém spočívá ve fyzikálních vlastnostech polymerních matric. Vyznačují se vysokým vnitřním tlumením a špatnou tepelnou vodivostí. Důsledkem je, že teplo vzniklé při cyklickém zatěžování se nestačí odvádět a dochází k přehřívání matrice [44]. To může mít různé důsledky, včetně ovlivnění výsledku zkoušky. Optimální hodnota frekvence zatěžování není stanovena. Např. zmíněná norma ISO 13003:2003 doporučuje teplotu monitorovat a nepřekročit nárůst o více než 10°C. Hodnota frekvence zatěžování, která je v odborných kruzích považována za bezpečnou, je 10 Hz. Lze namítat, že některé reálné konstrukce jsou vystavené daleko vyšším frekvencím zatěžování. Ovšem ty jsou většinou provozovány v podmínkách s dostatečným vnějším ochlazováním (např. letecké vrtule, lopatky ventilátorů a větrných turbín).

Požadavek na takto nízkou frekvenci zatěžování výrazně omezuje použitelná zkušební zařízení. Použití rezonančních pulsátorů je diskutabilní a je nutné se zaměřit zejména na servo-hydraulické stroje, jejichž provoz ale bývá nákladnější. Je nutné vzít v potaz i fakt, že při frekvenci 10 Hz je 10^6 cyklu dosaženo přibližně za 28 hodin.



Obr. 2.10 - Schématické porovnání zatěžování se stejnou frekvencí - část a) a se stejnou rychlostí zatěžování - část b). Převzato z [6].

S pojmem frekvence zatěžování souvisí též pojem rychlost zatěžování. Rychlost zatěžování ovlivňuje řadu materiálových charakteristik včetně statických. V [6] je diskutován vliv rychlosti zatěžování na statickou pevnost laminátu a je zde prokázáno, že rozdíl pevnosti může být i několik desítek procent. Souvislost frekvence a rychlosti zatěžování je vysvětlena v obr. 2.10, kde je patrné, že chceme-li dodržet stejnou rychlost zatěžování při různých amplitudách zátěžného cyklu, je nutné volit jinou frekvenci zatěžování. Proto je nutné vždy správně definovat, zda je sledovaný jev ovlivněn opravdu frekvencí zatěžování nebo spíše rychlostí zatěžování a při zkouškách to zohlednit.

2.4.3.2 Zkoušení v tlakové oblasti zatěžování

Konstrukce z vláknových kompozitů mají obvykle charakter tenkostěnných skořepin. I zkušební tělesa mají tvar plochých tyčí, kde šířka je výrazně větší než tloušťka. Tendence těchto konstrukcí ke ztrátě stability při tlakovém zatěžování je dobře známá.

Při zkouškách je nezbytné zajistit, aby tělesa byla vystavena pouze tlakovému zatížení a nikoli vzpěru, kde dochází k vybočení střednicové plochy, zanesení parazitního ohybu a v krajním případě zborcení zkušebního tělesa, viz obr. 2.11. Ztráta stability zkušebních těles včetně jejich zborcení není jev nijak neobvyklý a z literatury je patrné, že se s tímto problémem potýká většina výzkumných týmů.



Obr. 2.11 - Zkušební těleso UD kompozitu sklo/epoxid poškozené v důsledku ztráty stability, hodnota součinitele asymetrie cyklu byla 10. Převzato z [47].

Pro zkoušky v tlakové oblasti zatěžování je nutné volit výrazně kratší zkušební tělesa, což ale nepříznivě ovlivňuje délku měřicí části. V případě skladeb, které vykazují malou ohybovou tuhost, je nutné použít stabilizující přípravky zvané „anti-buckling guide“. Příklady konstrukčních návrhů těchto přípravků je možné nalézt např. v [48]. Jejich použití zabrání katastrofální ztrátě stability zkušebního tělesa, ale vzhledem k nutným vůlím nelze zcela zabránit drobným vybočením střednicové plochy zkušebního tělesa a zanesení parazitního ohybového namáhání.

Za účelem zabránit ztrátě stability byly navrženy různé vztahy pro výpočet geometrických charakteristik zkušebních těles v závislosti na jejich tuhostních parametrech a zatížení. Jako příklad lze uvést nerovnici (2.14) [47]:





$$h > \frac{L}{0,9069 \left[1 - \left(1,2 \frac{F}{G_{13}} \right) \left(\frac{E_{11}}{F} \right) \right]^{0,5}}, \quad (2.14)$$

kde h vyjadřuje minimální tloušťku zkušební tělesa, L je jeho volná délka, G_{13} je příčný smykový modul v rovině malé ohybové tuhosti, E_{11} je podélný tahový modul pružnosti a F je maximální dosažená osová tlaková síla. Nastává otázka, zda hodnoty modulů budou konstantní během celé doby zatěžování či nikoli. O poklesu tuhosti během tlakového zatěžování je v literatuře velmi málo informací, takže tuto otázku nelze zodpovědět.

2.4.3.3 Vznik nepřípustných módů porušení v důsledku tvaru zkušebních těles

Žádná z výše uvedených norem, které definují podmínky pro únavové zkoušky vláknových kompozitů, nepopisuje geometrický tvar zkušebních těles. Pouze se odkazují na normy pro statické zkoušky. Při použití zkušebních těles ve tvaru plochých prizmatických tyčí však dochází k porušení v oblasti konce čelistí stroje nebo v oblasti konce přílozek. V cizojazyčné literatuře je tento jev nazýván „tab failure“.

Důvodem je koncentrace napětí, která v uvedených místech vzniká. Byly testovány různé varianty konstrukčního a technologického provedení ukončení přílozek. Podrobná studie tohoto problému byla provedena v [49]. V rámci studie byla uskutečněna MKP analýza různých způsobů upnutí zkušební tělesa v čelistech stroje a také konstrukčního provedení zakončení přílozek. Dále se studie týkala analýzy různých materiálů přílozek. Byla studována hodnota součinitele koncentrace napětí v materiálu zkušební tělesa. Výsledky jsou shrnuty na obr. 2.12.

	Glass-epoxy	Aluminium	C-PPS [(45°, -45°)]	C-PPS [(0°, 90°)]
	1.12	1.32	1.12	1.26
	1.27	1.37	1.41	1.30
	1.12	1.32	1.11	1.26
	1.23	1.41	1.20	1.41

Obr. 2.12 - Výsledky MKP analýzy součinitele tvaru různých způsobů realizace přílozek a upnutí v čelistech stroje. Převzato z [49].

Je patrné, že nejnižších hodnot je dosaženo, pokud jsou příložky ukončeny zkosením a vyrobeny z kompozitu s orientací vrstev $\pm 45^\circ$ a pokud je ponechán v upnutí přesah přílozek směrem z čelistí. Realizovat tento způsob upnutí je snadné, stejně jako vyrobit příložky z laminátu s orientací $\pm 45^\circ$.

Další používané postupy spočívají v použití těles ve tvaru psí kosti. Zde je ovšem nákladnější výroba. Geometrií ve tvaru psí kosti bylo navrženo velké množství.

Porušení v místě koncentrace napětí na konci příločky je nepřipustný mód porušení. Získaná hodnota životnosti v tomto vrubu ale nemusí být zcela nepoužitelná. Data lze vhodně zpracovat prostředky statistiky. Takový postup navrhl např. Sendecký [50].

2.5 Dílčí souhrn a diskuze poznatků

Existuje velké množství literatury, která se zabývá studiem únavového poškození vláknových kompozitů. V Kapitole 2 je proveden základní přehled mechanismů poškození, modelů predikce životnosti a také specifik, které souvisí s experimentálním měřením materiálových charakteristik.

Při studiu literatury je patrné, že velká skupina modelů predikce životnosti byla navržena a testována při jednoosém zatěžování pulsujícími cykly v tahu. Důvody, proč tomu tak je mohou být různé a jejich oprávněnost či podloženost jsou otázkou osobního názoru. V každém případě je tento fakt znepokojivý. Nelze přehlížet, že kompozitní konstrukce mohou mít složitou geometrii a mohou být vystaveny zcela obecným módům zatěžování.

Nejsložitější mód zatěžování, který byl v dostupných studiích aplikován, byl ohyb prizmatických zkušebních těles tvaru plochých tyčí. Práce, kde by se autoři snažili aplikovat navržený výpočtový model na reálnou součást a predikovali tak odezvu na únavové zatížení jsou velmi ojedinělé. Lze zmínit např. projekt „Optimat Blades“ [51], který probíhal v letech 2002 - 2006 a byl zaměřen na únavové poškození lopatek větrných turbín.

Fakt, že i samotný pokles tuhosti může být definován jako mezní stav, byl již diskutován. Přímým důsledkem poklesu tuhosti u členité konstrukce s nerovnoměrným polem napjatosti je redistribuce namáhání. Z toho vyplývá, že kritické místo konstrukce, které bylo určeno výpočtem pro konstrukci s panenskými materiálovými vlastnostmi, se může po určitém počtu zátěžných cyklů změnit. Závažnost důsledků tohoto jevu lze jen těžko diskutovat v obecné rovině, protože tyto důsledky budou jedinečné pro každou konstrukci.

K analýze napjatosti konstrukcí se v dnešní době používá zejména metoda konečných prvků, což platí i pro konstrukce z vláknových kompozitů. Z analytických metod lze zmínit klasickou laminační teorii, ale její použití je omezeno na tvarově jednoduché konstrukce bez koncentrátorů napětí, kde je možné jednoduše popsat vnitřní silové účinky. Pro modelování únavového poškození a poklesu tuhosti je znalost stavu napjatosti konstrukce stěžejní a proto je vhodné nové metodiky navrhovat tak, aby byly snadno implementovatelné do softwarů založených na metodě konečných prvků.

Metodika, která umožní provést odhad změn tuhosti a redistribuce namáhání, může velmi výrazně přispět k přesnosti stanovení kritických průřezů a tím i záloh bezpečnosti. Zároveň umožní popsat změny v tuhosti konstrukce a vliv na její další charakteristiky, které tuhost ovlivňuje. Metodika, u které lze předpokládat obecné uplatnění, musí splňovat zásadní kritérium, které lze formulovat následovně:

- Musí být ve všech ohledech snadno uchopitelná a aplikovatelná. Toto kritérium lze dále rozvést do následujících dílčích požadavků:
 - Výpočtová náročnost ve smyslu strojového času a požadované složitosti výpočtových modelů musí zůstat na přijatelné úrovni.
 - Nároky na data, potřebná pro identifikaci použitých modelů, musí být splnitelné dostupnými prostředky (dostupnými jak z hlediska technické náročnosti, tak z hlediska finanční náročnosti). Bude-li předpokládáno nasazení výpočtového postupu v technické praxi, je vhodné vycházet ze známých a normalizovaných postupů, aby bylo dosaženo porozumění ze strany zadavatele, popř. orgánů majících dohled nad návrhem konstrukce.
 - Výsledky, které metodika poskytne, musí být jasně a jednoznačně interpretovatelné ve smyslu stanovení zálohy bezpečnosti, pravděpodobnosti vzniku fatální poruchy a podobně.

Kapitola 3

Cíle disertační práce

Na základě poznatků získaných při literární rešerši, zvyšujících se požadavků na přesnost dimenzování a na únosnost konstrukcí vyrobených z vláknových kompozitů vyplývá následující hlavní cíl práce:

- **Navrhnout metodiku pro predikci poklesu tuhosti únavově zatěžovaných konstrukcí vyrobených z kompozitních materiálů.**

Vedle přínosu této práce v podobě nových poznatků pro obor mechaniky kompozitních materiálů a jejich porušování by měl být brán ohled na použitelnost navržených postupů také v technické praxi. Z tohoto požadavku vyplývají některá omezení popsána níže. Splnění hlavního cíle práce je podmíněno splněním souvisejících dílčích cílů, které jsou podrobně specifikovány v následujícím seznamu:

- **Vypracovat a verifikovat postupy pro experimentální měření změn vybraných mechanických vlastností.**

Při studiu literárních zdrojů a dostupných normalizovaných postupů bylo zjištěno, že neexistují jasně definované postupy pro měření poklesu základních mechanických vlastností kompozitních materiálů. V literatuře je patrná značná improvizace. Při návrhu těchto postupů by měl být kladen důraz na přijatelné požadavky na experimentální zařízení, aby je byly schopné splnit standardně vybavené laboratoře zabývající se materiálovými zkouškami.

- **Navrhnout model pro predikci poklesu tuhosti při únavovém zatěžování.**

Součástí návrhu by měla být i metodika jeho identifikace s pomocí dat získaných postupem naznačeným v předchozím bodě. Model by měl být implementován do MKP softwaru, což umožní verifikaci modelu pomocí řady úloh a realizaci praktických výpočtů.

- **Provést verifikaci navržené metodiky pomocí vhodně navržených experimentálních měření a výpočtových úloh.**

Má-li být navržená metodika použitelná pro praktické aplikace, je důsledná verifikace veškerých navržených postupů nezbytná. Při verifikaci bude kladen důraz na úlohy s nehomogenním polem napjatosti. Přesnost predikce není možné posoudit pouze při cyklickém jednoosém tahu.

Kapitola 4

Struktura navržené metodiky modelování poklesu tuhosti

Tato kapitola je zde zařazena zejména z důvodu přehlednosti následujícího textu. Jejím cílem je rámcově popsat navrženou metodiku modelování poklesu tuhosti tak, aby splňovala požadavky uvedené v cílech práce. Jednotlivé dílčí body jsou pak podrobně diskutovány v dalších kapitolách.

Přehled přístupů k modelování poklesu tuhosti byl shrnut v Přehledu problematiky. Každý přístup, který byl diskutován má své přednosti, ale i svá omezení. Ty ho předurčují k určitému použití. Některé přístupy se blíží více praktickému použití a jsou lépe použitelné k dimenzování konstrukcí. Jiné jsou prozatím použitelné spíše k neméně důležitému modelování rozvoje poškození na nižších úrovních struktury.

V této kapitole je též provedeno užší vymezení oblasti zájmu práce z hlediska materiálových systémů a také typů konstrukcí, pro které metodika byla verifikována.

4.1 Potenciál současných přístupů používaných pro predikci životnosti kompozitních konstrukcí

V přehledu problematiky byla diskutována řada přístupů i konkrétních modelů. Přístup založený na datech z S-N křivek není použitelný pro predikci poklesu tuhosti, protože k predikci životnosti používá data, která informaci o tuhosti neunesou. Tento přístup je možné použít pouze pro stanovení životnosti ve smyslu počtu zátěžných cyklů do finálního lomu. Dále byly zmíněny modely postupného poškozování, do kterého někteří autoři řadí mimo jiné i přístup mikromechanického modelování. Mikromechanické modelování z hlediska predikce poklesu tuhosti potenciál nabízí zvláště ve spojení s tzv. víceškálovým modelováním. Posledním diskutovaným přístupem je přístup fenomenologického modelování. Fenomenologické modely zbytkové pevnosti nezohledňují pokles tuhosti a proto je nelze použít. Naopak, fenomenologické modely zbytkové tuhosti jsou přímo použitelné.

Lze tedy volit ze dvou alternativ - přístup fenomenologického modelování poklesu tuhosti a dále mikromechanického modelování spojeného s filozofií tzv. víceškálového modelování. Podrobnější diskuze těchto přístupů je provedena v následujících odstavcích.

Přístup mikromechanického modelování ve spojení s víceškálovým modelováním nabízí schopnost predikovat pokles tuhosti zkušebního tělesa. Tento přístup lze dělit do dvou kategorií. Do první kategorie patří algoritmy, kde se předpokládá, že poškození lamin vykazuje periodicitu. V některých pracích byl tento předpoklad použit pro tahové zatěžování a bylo prokázáno, že výsledky jsou ve shodě s předpoklady [53]. Avšak nepřesnosti, které tento předpoklad přinese v případě laminátové konstrukce s konstrukčními či technologickými vrubů (např. otvory, změny počtu vrstev, ostrá zakřivení apod.) budou pravděpodobně velmi výrazné. Dalším zdrojem značného porušení předpokládané periodicity poškození je nehomogenita pole napjatosti u takřka všech konstrukcí mimo základních případů jako např. tah prizmatické tyče.

Druhá kategorie zahrnuje algoritmy, kde se předpokládá, že poškození periodicitu nevykazuje a je tak možné plně zahrnout redistribuce namáhání. Prediční schopnost ve smyslu přesného popisu vzniku a šíření poškození byla prokázána např. v [52]. Autor však připouští, že pro věrný popis změny deformační odezvy by bylo nutné přistoupit k aplikaci nelineárních a proto výrazně složitějších materiálových modelů. Přístup vyžaduje, aby byly i laminy nebo jejich části modelovány objemovými prvky, což je velmi výrazná komplikace. I přes dnešní možnosti z hlediska výkonu preprocesorů je časová náročnost vytvoření detailního modelu reálné konstrukce pomocí objemových prvků se zahrnutím vrubů velmi vysoká. Vysoká časová náročnost přípravy modelu není však zásadní překážkou. Tou je obrovská výpočtová náročnost iteračního výpočtu, který bude vzhledem k redistribucím namáhání nezbytný. Algoritmy založené na mikromechanickém modelování mají také velmi vysoké nároky na vstupní data. Nároky na vstupní data jsou dány zejména rozsahem módů porušování, které mají být zohledněny. V [52] autor zohledňuje zejména růst trhlin v matrici, k čemuž je nutné znát pevnost matrice. Pro její stanovení navrhl výpočetní postup, protože pevnost získaná ze zkoušek samotné, nevyztužené matrice je odlišná od pevnosti, kterou matrice vykazuje jako konstituent vyztuženého kompozitu. Pokud by měly být modelovány další mechanismy poškození, např. lom vláken a poruchy mezifázového rozhraní, nároky na vstupní data by dále rostly. Přístup mikromechanického modelování má nezastupitelnou roli při modelování vzniku a rozvoje poškození, což může být definováno jako mezní stav konstrukce. Dále nabízí obrovský potenciál pro zohlednění mechanických vlastností jednotlivých složek kompozitu do celkové odezvy. Z publikovaných výsledků vyplývá, že s pomocí mikromechanického modelování je možné do značné míry porozumět vzniku a rozvoji poškození a množství souvisejících jevů.

Přístup fenomenologického modelování poklesu tuhosti byl rozvíjen mnoha autory. Ve značném množství případů byly tyto modely sestaveny a verifikovány pro modelování konkrétních skladeb laminátů. To činí uvedený přístup velmi neefektivní, protože naměřená data jsou použitelná pouze pro danou skladbu. Některé modely byly implementovány do softwaru založeného na metodě konečných prvků, viz např. [36].

4.2 Rámcový popis navrženého přístupu

Návrh nového přístupu modelování poklesu tuhosti vychází z požadavků definovaných v cílech práce. Vzhledem k předpokladu použití navržené metodiky k modelování poklesu tuhosti i tvarově složitých konstrukcí je nezbytné spojení navrženého algoritmu se softwarem založeným na metodě konečných prvků. Analýza napjatosti a obecně veškeré kontrolní výpočty se dnes provádějí v drtivé většině případů s jejím použitím. Nespornou výhodou je její rychlost, minimální omezení z hlediska složitosti geometrie řešené součásti a možnost použít jednu výpočtovou síť pro více typů analýz.

Zásadní otázka, která nastává, zní: „Na jaké úrovni struktury laminátu je optimální modelovat pokles tuhosti?“ Aby bylo možné tuto otázku zodpovědět, je nutné zvážit veškerá zjištěná fakta, požadavky a kritéria, která byla stanovena a jsou shrnuta v následujících bodech.

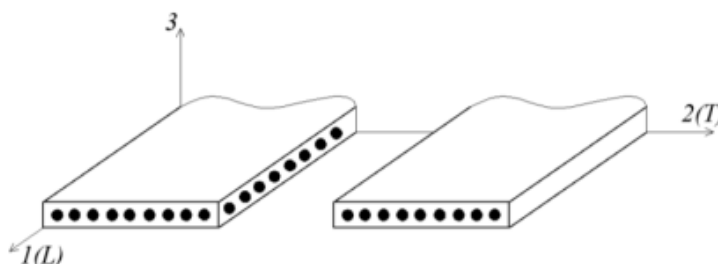
- Modelování na úrovni vlákna, matrice a jejich rozhraní (mikroúroveň) je náročné z hlediska vstupních parametrů a složitosti potřebných výpočtových modelů.
- Modelování na úrovni laminátu (makroúroveň) je neefektivní, protože data potřebná pro identifikaci těchto modelů budou použitelná vždy jen pro danou skladbu laminátu. Je prakticky nemožné vytvořit databázi materiálových dat, protože z mnoha důvodů nelze naměřit charakteristiky všech možných skladeb. Tímto přístupem nelze posoudit vliv lokálních jevů souvisejících se změnou počtu vrstev a jinými vruby.
- Výpočtové modely založené na metodě konečných prvků používané pro kontrolní výpočty laminátových skořepin pracují standardně na úrovni lamin, kde je na laminu nahlíženo jako na ortotropní a kvazihomogenní materiál.

Kompromisem, který vyhoví všem kritériím a požadavkům, je popsat pokles tuhosti na úrovni lamin. Pokud bude dále na laminy pohlíženo jako na ortotropní, kvazi homogenní materiál, bude přijatelné vyjít z MKP modelů, které jsou běžně používané ke kontrolním výpočtům. Na úrovni lamin tedy dojde k homogenizaci poškození pomocí změn mechanických vlastností. Laminátové skořepiny bude i nadále možné modelovat pomocí 2D konečných prvků, což výpočtovou náročnost udrží na přijatelné úrovni. Zásadní otázka vhodné úrovně struktury laminátu je zodpovězena. Tato otázka je však jednou z mnoha. Pro sestavení celé metodiky je nutné navrhnout řešení řady dílčích problémů.

Vzhledem k rozhodnutí popisovat pokles tuhosti na úrovni lamin, jsou v následující podkapitole připomenuty základní poznatky o jejich tuhosti a napjatosti.

4.2.1 Napjatost a tuhost lamin

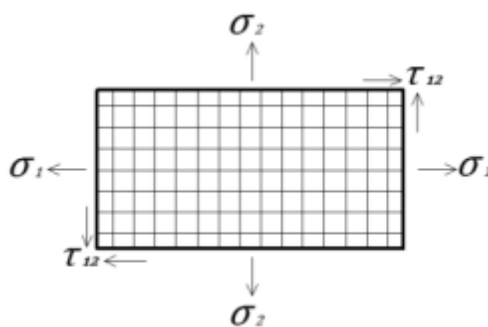
Napjatost lamin je výhodné popisovat v souřadnicovém systému definovaném materiálovými osami. V literatuře je zvykem značit směr ve směru vláken symbolem L (směr longitudinální) a směr kolmý na vlákna symbolem T (směr transverzální), viz obr. 4.1. Toto značení bylo zavedeno pro laminy vyztužené jednosměrnou výztuží, které jsou příčně izotropní.



Obr. 4.1 - Definice materiálových os pro laminu s ortogonální vazbou výztuže (vlevo) a jednosměrně vyztuženou laminu (vpravo). Symboly v závorkách platí pro jednosměrně vyztuženou laminu.

U lamin s ortogonální vazbou výztuže, které jsou ortotropní, se často zavádí číselné značení, kde směr 1 značí směr osnovy nebo významnou materiálovou osu výsledného laminátu. Směr 2 pak značí směr útku a směr kolmý ke směru 1 . V případě popisu ve 3D se zavádí ještě směr 3 , který je kolmý k rovině definované osami 1 a 2 , viz obr. 4.1.

Tenkostěnné kompozitní konstrukce jsou obvykle řešeny jako rovinné úlohy. Ve stěně těchto skořepin je uvažována rovinná napjatost. Rovinná napjatost je uvažována také pro jednotlivé laminy. I v případě, kdy je vnější zatížení jednoosé, např. jednoosá tahová zkouška, nelze obecně v materiálových osách všech lamin uvažovat jednoosou napjatost. Pokud je některá z lamin orientována pod nenulovým úhlem vůči směru zatížení, po transformaci napětí do jejich materiálových os, vznikne napjatost víceosá.



Obr. 4.2 - Popis rovinné napjatosti laminy s ortogonální vazbou výztuže.

Návrh modelu poklesu tuhosti je proveden s předpokladem, že každá z lamin je vystavena obecně rovinné napjatosti tak, jak je uvedeno na obr. 4.2. U vláknových kompozitů, vyztužených kontinuálními vlákny s přednostní orientací, ovšem není možné vzniklý stav víceosé napjatosti řešit výpočtem

redukovaného napětí tak, jak bývá zvykem u kovových materiálů. Ačkoli výpočtové softwary většinou nabízejí ve výsledcích rozložení redukovaného napětí, většinou dle von Misesovi hypotézy, u vláknových kompozitů má tento výsledek pouze informativní charakter ve smyslu detekce místa s vysokou intenzitou vnitřních sil. Pro dimenzování těchto konstrukcí na statickou pevnost jsou používána speciální pevnostní kritéria.

4.2.1.1 Konstitutivní rovnice ortotropního materiálu

Konstitutivní rovnice popisuje vztah mezi napětím a deformací v bodě tělesa. Dle [57] lze tuto rovnici pro ortotropní materiál zapsat pomocí vztahu (4.1):

$$\sigma_i = C_{ij} \cdot \varepsilon_j, \quad i, j = 1, 2, 3, 4, 5, 6 \quad (4.1)$$

kde σ_i jsou složky tenzoru napětí, ε_j jsou složky tenzoru deformace a C_{ij} jsou prvky matice tuhostních konstant. Tento vztah lze za předpokladu koincidence os souřadnicového systému s osami symetrie materiálových vlastností rozepsat i maticově pomocí rovnice (4.2). Pro smyková napětí a zkosity je rovnou použito zažité značení.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix}, \quad (4.2)$$

Symboly τ_{23} , τ_{31} a τ_{12} jsou smyková napětí v rovinách definovaných uvedenými směry a výrazy γ_{23} , γ_{31} a γ_{12} jsou zkosity v rovinách definovaných uvedenými směry. Pro dvoudimensionální případ lze rovnici (4.2) zjednodušit do podoby (4.3) vpuštěním složek majících vztah ke třetí ose:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{12} & C_{22} & 0 \\ 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} \quad (4.3)$$

Prvky matice tuhosti lze vyjádřit pomocí rovnic (4.4) - (4.7):

$$C_{11} = \frac{E_1}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}}, \quad (4.4)$$

$$C_{22} = \frac{E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}}, \quad (4.5)$$

$$C_{12} = \frac{\nu_{12} \cdot E_2}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}} = \frac{\nu_{21} \cdot E_1}{1 - \nu_{12} \cdot \nu_{21}}, \quad (4.6)$$

$$C_{66} = G_{12}, \quad (4.7)$$

kde E_1 je modul pružnosti v tahu ve směru 1, E_2 je modul pružnosti v tahu ve směru 2, G_{12} je modul pružnosti ve smyku v rovině dané osami 1 a 2 a ν_{12} a ν_{21} jsou hlavní a vedlejší Poissonovo číslo. Pro popis

všech prvků matice tuhosti je nutné získat celkem pět výše uvedených proměnných $E_1, E_2, G_{12}, \nu_{12}$ a ν_{21} . Lze dokázat, že pouze čtyři z těchto pěti proměnných jsou nezávislé a platí vztah (4.8).

$$\nu_{12}E_2 = \nu_{21}E_1 \quad (4.8)$$

Moduly pružnosti E_1, E_2 a G_{12} hrají klíčovou roli v napětově-deformační odezvě lamin a tím i celé kompozitní konstrukce na vnější zatížení. Čtvrtou nezávislou proměnnou je jedno z Poissonových čísel. Materiálové charakteristiky E_1, E_2, G_{12} a ν_{12} jsou tuhostní charakteristiky, které výpočtové softwary umožňují definovat jako vstupní parametry 2D ortotropního materiálového modelu. Pro experimentální stanovení těchto materiálových charakteristik existuje množství ověřených experimentálních metodik.

Uvedené proměnné nejsou zcela nezávislé a nemohou nabývat libovolných hodnot. Matice tuhosti musí být symetrická, což hodnoty těchto proměnných omezuje. V [57] je uveden následující systém nerovnic (4.9 - 4.11), který musí být splněn pro třidimensionální případ. Kontrola platnosti těchto vztahů může být velmi užitečná pro posouzení spojitosti mezi inženýrským a fyzikálně přípustným řešením.

$$E_1, E_2, E_3, G_{12}, G_{13}, G_{23} > 0 \quad (4.9)$$

$$(1 - \nu_{12}\nu_{21} - \nu_{13}\nu_{31} - \nu_{23}\nu_{32} - 2\nu_{12}\nu_{23}\nu_{31}) > 0 \quad (4.10)$$

$$\begin{aligned} | \nu_{12} | &< \left(\frac{E_1}{E_2} \right)^{1/2} & | \nu_{21} | &< \left(\frac{E_2}{E_1} \right)^{1/2} \\ | \nu_{13} | &< \left(\frac{E_1}{E_3} \right)^{1/2} & | \nu_{31} | &< \left(\frac{E_3}{E_1} \right)^{1/2} \\ | \nu_{23} | &< \left(\frac{E_2}{E_3} \right)^{1/2} & | \nu_{32} | &< \left(\frac{E_3}{E_2} \right)^{1/2} \end{aligned} \quad (4.11)$$

4.2.1.2 Modelování změn tuhosti lamin

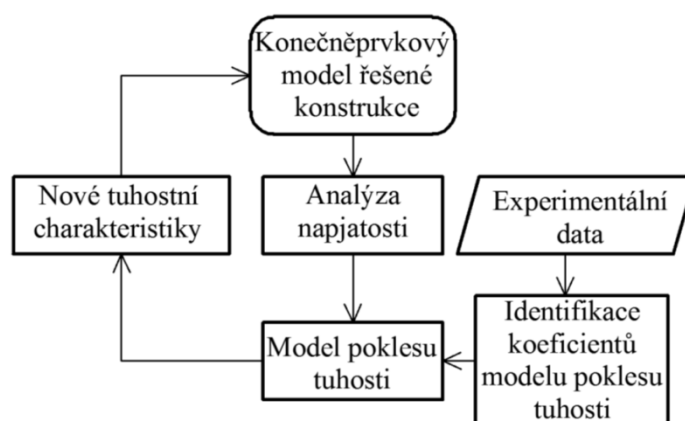
Tuhost laminy je popsána výše uvedenou maticí tuhostních konstant a jednotlivé prvky této matice jsou vyjádřeny prostřednictvím čtyř nezávislých materiálových charakteristik. Pro stanovení těchto materiálových charakteristik při statickém zatěžování existuje řada normalizovaných experimentálních postupů uvedených v kapitole 2. Vzhledem k tomu, že lze jen těžko provést experimentální měření s jednou laminou, jsou tyto experimenty realizovány se zkušebními tělesy o více vrstvách se shodnou orientací. Počet vrstev ve zkušebním tělese opět definují uvedené normy.

V případě únavového zatěžování laminy, kde je předpokládán pokles její tuhosti, se odpovídajícím způsobem mění hodnoty jednotlivých prvků matice tuhostních konstant. Proto se musí měnit i čtyři výše zmíněné materiálové charakteristiky. V rámci metodiky navržené v této práci se předpokládá, že popis změn tuhosti laminy je možné vystihnout popisem změn těchto materiálových charakteristik. Pokud bude správně popsána změna tuhosti lamin, měla by být popsána i změna tuhosti celé kompozitní konstrukce. To samozřejmě platí za předpokladu, že nedojde k rozsáhlému rozvoji poškození na rozhraní lamin, které není uvedeným postupem zohledněno.

Je nutné navrhnout model, který bude schopen predikovat pokles tuhosti jednotlivých lamin. Vzhledem k požadavku na modelování členitých konstrukcí s obecným stavem napjatosti musí být model zobecněn natolik, že po identifikaci bude schopen uspokojivě predikovat pokles tuhosti na libovolných hladinách zatížení (v oboru přijatelných hladin zatížení). V kombinaci s metodou konečných prvků lze nehomogenní pole napjatosti mapovat a změnu materiálových charakteristik řešit samostatně pro jednotlivé vrstvy každého konečného prvku, kde je již poškození homogenizováno.

Struktura navržené metodiky modelování je naznačena ve vývojovém diagramu na obr. 4.3. Výchozím a zároveň konečným bodem je konečněprvkový model řešené konstrukce. Navržená metodika musí být založena na iteračním výpočtovém algoritmu. Jen tak je možné zohlednit redistribuci namáhání v průběhu cyklického zatěžování. Celý výpočet je vhodné uchopit tak, že navržený model je implementován přímo do MKP softwaru použitím skriptovacího rozhraní, které bývá součástí každého moderního MKP balíku.

Základní myšlenka výše popsané metodiky byla poprvé zveřejněna v rámci [D1] a [D2]. V rámci publikací [D3], [D4] a [D5] byla následně metodika rozpracována.



Obr. 4.3 - Vývojový diagram navržené metodiky predikce poklesu tuhosti.

Při pohledu na vývojový diagram jsou patrné stěžejní úkoly, které musí být vyřešeny. Jedná se jednak o návrh postupu měření poklesu materiálových charakteristik pro získání experimentálních dat k identifikaci modelu poklesu tuhosti. Dále je nutné navrhnout tento fenomenologický model poklesu tuhosti včetně postupu identifikace jeho koeficientů. Tyto stěžejní úkoly jsou řešeny v rámci samostatných kapitol 5 a 6.

Analýza napjatosti je prováděna v rámci použitého MKP softwaru. Ačkoli v rámci této práce se jedná o pouhý prostředek k popisu stavu napjatosti v kompozitní skořepině, je nutné k němu přistupovat s opatrností a zmínit zde některá specifika spojená s analýzou kompozitních skořepin. Kompozitní skořepiny jsou tenkostěnné konstrukce. Tenkostěnné konstrukce obecně mají sklon ke geometricky nelineárnímu chování. V krajním případě to může vést až ke globální ztrátě stability. Tomuto meznímu stavu je zabránit vhodnými konstrukčními prvky, které tenké kompozitní potahy vyztuží (sendvičová jádra, žebra a podélníky). Nicméně geometricky nelineárnímu chování nelze zcela zamezit. U leteckých

tenkostěnných konstrukcí je často pozorována tzv. lokální ztráta stability. Ačkoli tento jev nemusí být z hlediska provozu konstrukce nebezpečný, při analýze stavu napjatosti by měl být zohledněn. V rámci návrhu metodiky je na popsání fakta brán zřetel a pod pojmem „Analýza napjatosti“ je dle potřeby rozuměna jak lineární, tak nelineární statická analýza. Použití lineární statické analýzy musí být v případě modelování poklesu tuhosti zváženo velmi dobře. Při poklesu tuhosti a s ním spojeným přerozdělováním namáhání, může ke geometrickým nelinearitám dojít kdykoli během cyklického zatěžování a to lze jen těžko výpočtově predikovat pomocí modelu panenské konstrukce.

4.2.2 Obor platnosti navržené metodiky

Vymezení je zde nutné provést z důvodu srozumitelnosti některých závěrů učiněných v rámci této práce a také proto, aby byla jasně vymezena oblast, pro niž byla navržená metodika verifikována. Pojem „cyklicky zatěžovaná kompozitní konstrukce“ je velmi široký. Tyto konstrukce se liší v mnoha ohledech jako například v typu použitého materiálového systému, technologii výroby a také v charakteru zatěžování a dalších provozních podmínkách.

4.2.2.1 Modelový materiálový systém

Materiálový systém, který je v rámci práce použit pro testování navržených postupů, pro identifikaci modelu a jeho verifikaci je složen z polymerní matrice a skelných vláken. Jako matrice je použita epoxidová pryskyřice Araldit LY5052 s tužidlem Aradur 5052. Jako výztuž je použita vyvážená skelná tkanina s plátňovou vazbou US Style 7781 Interglas 92626 o gramáži 296 g/m². Jedná se o běžně používané konstituenty. Tato tkanina má výhodu v použití traceru (barevně odlišený pramének), což umožňuje kontrolovat počet a orientaci vrstev ve výsledném výrobku. Pokud bude v některé části práce výjimečně použit jiný materiál, bude to vždy zdůrazněno. Zkušební tělesa byla vyrobena infuzní technologií VARTM (Vacuum Assisted Resin Transfer Molding). Tato výrobní technologie je běžnou infuzní technologií používanou na útvaru Kompozitní technologie ve VZLÚ i na jiných pracovištích.

Základní tahové mechanické vlastnosti materiálu byly stanoveny se souborem šesti zkušebních těles a výsledky jsou uvedeny v tab. 4.1. Smykové mechanické vlastnosti byly stanoveny též se souborem šesti zkušebních těles a výsledky jsou shrnuty v tab. 4.2. Tyto hodnoty budou výchozím bodem pro návrh hladin zatížení v dalších částech práce. Teoretický objemový podíl výztužných vláken byl stanoven na 49% (za předpokladu hustoty skelných vláken 2540 kg/m³, tloušťky laminy 0,238 mm a gramáži tkaniny 296 g/m²).

Tab. 4.1 - Základní tahové charakteristiky modelového materiálového systému stanovené dle ASTM D3039 / 3039M - 17.

Zkušební těleso	Pevnost v tahu F_1 [MPa]	Modul pružnosti E_1 0,1-0,3% [GPa]	Poissonovo číslo ν_{12} 0,1-0,3% [-]
S1	347,51	23,82	0,115
S2	337,19	24,58	0,121
S3	330,40	22,65	0,111
S4	345,11	22,76	0,119
S5	335,09	21,90	0,116
S6	332,50	23,87	0,115
Aritmetický průměr	337,97	23,26	0,116
Směrodatná odchylka	6,901	0,989	0,003
Variační koeficient [%]	2,040	4,300	3,003
Min	330,40	21,90	0,111
Max	347,51	24,58	0,121

Tab. 4.2 - Základní smykové charakteristiky modelového materiálového systému stanovené dle ASTM D3518 / 3518M - 13.

Zkušební těleso	Pevnost ve smyku F_{12} 0,2% offset [MPa]	Pevnost ve smyku F_{12} 5% offset [MPa]	Modul pružnosti G_{12} 0,2-0,6% [GPa]
TST45_1	29,17	49,88	2,86
TST45_2	29,22	49,49	2,83
TST45_3	27,81	44,38	2,7
TST45_4	28,67	45,48	2,78
TST45_5	29,64	48,95	2,85
TST45_6	30,51	52,47	2,92
Aritmetický průměr	29,17	48,44	2,82
Směrodatná odchylka	0,908	2,997	0,076
Variační koeficient [%]	3,111	6,188	2,676
Min	27,81	44,38	2,7
Max	30,51	52,47	2,92

4.2.2.2 Diskuze a volba charakteru zátěžných cyklů a hladin zatížení

Provozní namáhání strojních konstrukcí je v drtivé většině případů stochastické. Modelové cyklické zatížení v podobě harmonického zatěžování s konstantní amplitudou je spíše výjimečné. Při návrhových a kontrolních výpočtech se inženýři potýkají s řadou problémů, jejichž primární příčinou je nedostatek informací. Pro kontrolní výpočty je mnohdy nutné definovat náhradní zjednodušené zatížení, u kterého platí předpoklad, že z hlediska rychlosti a rozsahu poškození bude srovnatelné s reálným provozním zatížením. Případné odchylky jsou kompenzovány vyšší hodnotou součinitele bezpečnosti.

U laminátových konstrukcí je vhodné sledovat charakter zátěžného cyklu, protože nelze vyloučit vznik poškození i při namáhání v tlakové oblasti. Tento fakt je patrný např. při konstrukci Goodmanových diagramů, kde se v případě vláknových kompozitů popisuje i oblast tlaková. Pravděpodobnost vzniku a rozsah poškození při zatížení v tlakové oblasti jsou závislé na mnoha

faktorech, jako je např. charakter zátěžného cyklu ve smyslu pulsující v tlaku / střídavý, dále také na typu a orientaci výztuže.

Před započítáním prací na vývoji metodiky popisované v rámci této práce byla provedena studie charakteru cyklického zatížení, které se vyskytuje v konstrukcích řešených na útvary Kompozitní technologie ve VZLÚ, a.s. Jedná se zejména o konstrukce s rotujícími nosnými plochami (typickými příkladem je letecká vrtule, či lopatka axiálního ventilátoru). Dominujícím typem cyklu je cyklus pulsující a míjivý v tahu. Tato cyklická zatížení se velmi často vyskytují v konstrukcích, které jsou oblastí zájmu jiných odvětví průmyslu, viz např. [54] a [55]. Proto bylo rozhodnuto, že veškeré experimentální práce budou realizovány s uvážením cyklu pulsujícího v tahu se součinitelem asymetrie $R = 0,1$. Tato hodnota je určitým kompromisem mezi cykly pulzujícími a míjivými.

Dále je nutné diskutovat a zdůvodnit volbu hladin zatížení. Konkrétní hodnoty jsou uvedeny v následujících kapitolách. Při návrhu metodiky pro predikci poklesu tuhosti únavově zatěžovaných kompozitních konstrukcí se předpokládalo použití u konstrukcí, kde nesmí dojít k únavovému lomu. Vztaženo ke křivce poškození se předpokládá, že se konstrukce nedostane do třetího stádia a zůstane ve druhém stádiu, tedy ve stádiu lineárního nárůstu poškození. Konstrukce mohou být během provozu zatíženy značným počtem zátěžných cyklů a horní mez není možné univerzálně stanovit. Z praktického hlediska jsou zajímavé hladiny zatížení, kde hodnota životnosti dosáhne alespoň $5 \cdot 10^5$ cyklu. Při návrhu hladin zatížení pro provedení experimentů byla tato hodnota uvažována jako limitní. Hladiny zatížení byly voleny tak, aby průměrná životnost zkušebních těles dosáhla minimálně této hodnoty.

Kapitola 5

Postupy pro experimentální měření změn mechanických vlastností

Cílem této kapitoly je navrhnout postup pro měření změn mechanických vlastností lamin. Součástí kapitoly je také diskuze možných postupů pro měření změn mechanických vlastností při cyklickém namáhání se zaměřením na změny tuhosti a vhodné postupy jsou diskutovány. Otázka měření zbytkových mechanických vlastností je zde diskutována velmi detailně, protože z hlediska identifikace dále navrženého modelu poklesu tuhosti se jedná o klíčovou otázku. Zmíněné normy, které se zabývají únavovými zkouškami kompozitních materiálů, otázku měření zbytkových mechanických vlastností detailně neřeší. I v dostupných publikacích je zřejmá výrazná improvizace.

Pro přehlednost následujícího textu je nutné zde upřesnit některé pojmy. Modely, jež jsou předmětem této práce, se označují jako modely poklesu tuhosti nebo modely zbytkové tuhosti. V cizojazyčné literatuře jsou nejčastěji označovány jako „stiffness reduction models“ nebo „residual stiffness models“. V rámci této práce je používáno označení model poklesu tuhosti, ale dále se bude pracovat mimo tuhost i s modulem pružnosti v tahu a ve smyku. Pro tuhost je v dalších částech práce vyhrazeno označení k , pro modul pružnosti v tahu označení E a pro modul pružnosti ve smyku označení G . Dodatkové značení je provedeno formou indexů.

V této kapitole jsou uvedeny výsledky rozsáhlého experimentálního měření únavových charakteristik. Tato měření byla provedena na servohydraulických pulsátorech, kterými disponuje VZLÚ, a.s. Jednalo se o pulsátory Hydropuls Sinus 100 kN s řídicí elektronikou Fast Track 8800, Inova ZUZ100 s řídicí elektronikou CU 31M08 a Inova ZUZ200 s řídicí elektronikou CU 31M08. Siloměry byly voleny dle potřebného silového rozsahu. Statická měření byla provedena na zatěžovacím stroji Instron 55R1185. Pro měření deformací byly použity extenzometry Instron 2620-601 (axiální s bází 50 mm), Instron I3560-BIA-025M-010-LHT (biaxiální s bází 25 mm).

5.1 Zbytkový modul pružnosti v tahu

Pokles tuhosti zkušebního tělesa při únavové tahové zkoušce je základním případem a je v dostupných publikacích frekventovaně řešen. V dostupné literatuře je patrné, že se mnohdy překrývají

pojmy tahová tuhost a modul pružnosti v tahu, ačkoli se jedná o rozdílné fyzikální veličiny. Autoři však často pracují s prizmatickými zkušebními tělesy, kde je možné provést přepočítání mezi těmito veličinami.

Bezesporu nejběžněji používaným experimentálním postupem pro stanovení materiálových charakteristik je tahová zkouška. Je používána pro stanovení statických i únavových materiálových charakteristik jak u kompozitních, tak u kovových materiálů. Realizace jednoosých tahových únavových zkoušek je však v případě vláknových kompozitů spjata s řadou komplikací, z nichž některé byly uvedeny v Přehledu problematiky.

Uspořádání experimentu se liší v závislosti na typu cyklického zatěžování ve smyslu silové/deformační zatěžování. Deformační zatěžování bylo zájmem autora této práce již v minulosti [D9]. Při deformačním zatěžování je snadné průběžné snímání vyvozené síly zařazením siloměru. Vyplývá však také množství komplikací, které tento přístup přináší. Jedná se zejména o monitorování skutečné deformace, kterou je zkušební těleso zatíženo. Vzhledem k dosahovaným hodnotám deformace je nereálné toto monitorování řešit trvale instalovaným odporovým tenzometrem. Počáteční hodnoty deformace lze nastavit pomocí extenzometru. Ponechat extenzometr na zkušebním tělese lze, ale jedná se o velmi rizikový postup, protože v případě porušení zkušebního tělesa hrozí jeho poškození. Nelze vyloučit, že po absolvování určitého počtu cyklů dojde k prokluzu zkušebního tělesa v čelistech stroje, zatížení zkušebního tělesa se změní a nadále zůstává neznámé. Problém by teoreticky šlo řešit měřením poměrné deformace pomocí některé z bezkontaktních optických metod. Vezmeme-li však v úvahu, že deformační zatěžování je v technické praxi zastoupeno spíše výjimečně a zatěžování silové je mnohem častější, byla možnost deformačního zatěžování opuštěna. Poznatky uvedené v podkapitole 5.1 byly zveřejněny v rámci vlastních publikací [D8], [D10] a [D11].

5.1.1 Návrh zkušebních těles

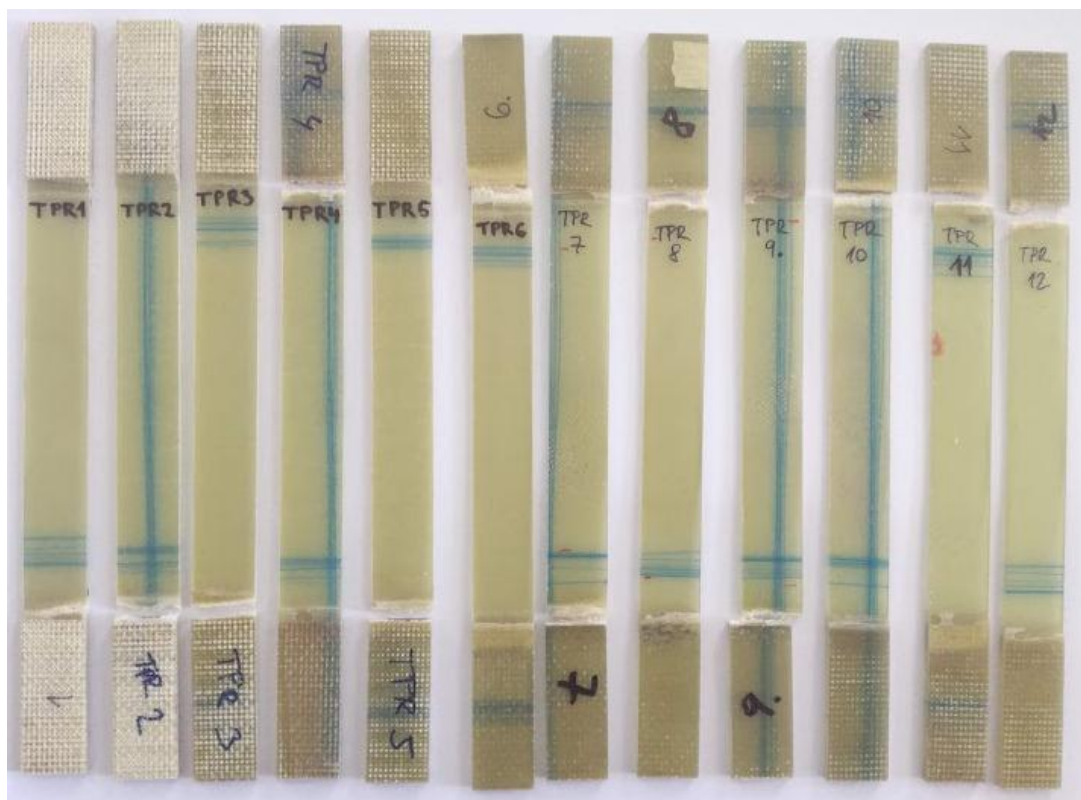
Žádná z dostupných norem tvar zkušebních těles pro účely únavových zkoušek neupřesňuje. Norma ASTM D3479 / D3479M-12 pouze odkazuje na normu ASTM D3039 / D3039M - 17 a doporučuje tak převzít tvar zkušebních těles navržených pro zkoušky statické. Pro účely prvních zkoušek bylo toto doporučení akceptováno. Byla použita zkušební tělesa o šířce 25 mm a délce mezi příložkami 160 mm. Jak bylo uvedeno v kapitole 4, nejvyšší hladina zatížení byla zvolena tak, aby životnost zkušebních těles dosahovala alespoň $5 \cdot 10^5$ cyklu. Pro případ laminátů vyztužených tkaninami se skelnými vlákny je této životnosti dle literatury, např. [6], dosahováno na hladinách zatížení se součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a horním napětím cyklu přibližně 50% statické pevnosti materiálu. Pro modelový materiálový systém pak horní napětí cyklu odpovídá hodnotě 169 MPa.

V prvním kroku byla provedena zkouška životnosti se sadou 12 ks zkušebních těles. Výsledky jsou uvedeny v tab. 5.1 a na obr. 5.1 jsou zobrazena zkušební tělesa po zkoušce. Je patrné, že uvedená

životnost není dosahována a aritmetický průměr životnosti na dané hladině zatížení činí pouze 86133 cyklů. Vyhodnocení bylo provedeno dle ČSN 42 0368 [59].

Tab. 5.1 - Výsledky únavových zkoušek s prizmatickými zkušebními tělesy pro posouzení dosahované životnosti. Je uveden i typ čelistí a tlak v hydr. okruhu čelistí nastavený při zkoušce. Frekvence zatěžování byla 10 Hz. Statistické vyhodnocení bylo provedeno dle ČSN 42 0368.

Zkušební těleso	R [-]	σ_{max} [MPa]	N [-]	Tlak v hydr. okruhu čelistí [MPa]	Typ čelistí
TPR1	0,1	169	34 039	30	MTS 647.10A
TPR2	0,1	169	71 911	20	MTS 647.10A
TPR3	0,1	169	160 873	10	MTS 647.10A
TPR4	0,1	169	150 426	6,9	MTS 647.10A
TPR5	0,1	169	127 298	5 (brusný papír)	MTS 647.10A
TPR6	0,1	169	37 549	5 (brusný papír)	MTS 647.10A
TPR7	0,1	169	71 088	1,7 (brusný papír)	MTS 647.10A
TPR8	0,1	169	38 311	0,7 (brusný papír)	MTS 647.10A
TPR9	0,1	169	49 691	-	Mechanické, VZLÚ
TPR10	0,1	169	251 487	-	Mechanické, VZLÚ
TPR11	0,1	169	128 509	-	Mechanické, VZLÚ
TPR12	0,1	169	134 644	-	Mechanické, VZLÚ
$\log \bar{N}$	-	-	4,93517	-	-
$s^2(\log N)$	-	-	0,08472	-	-
$s(\log N)$	-	-	0,29107	-	-
\bar{N}	-	-	86 133	-	-

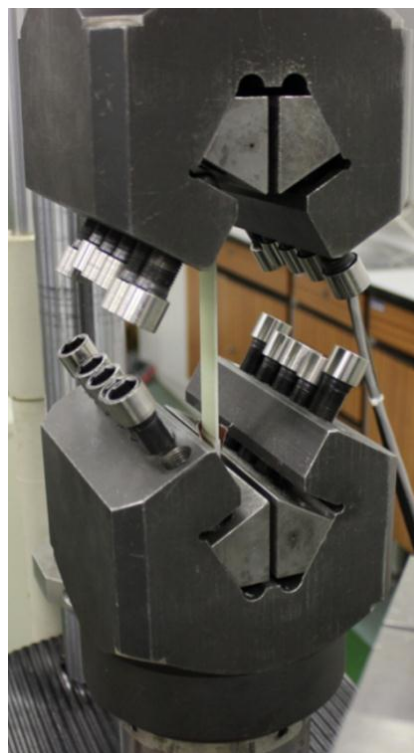
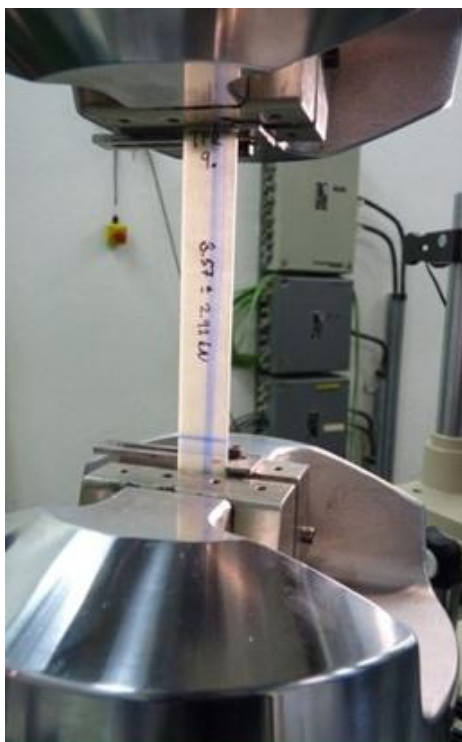


Obr. 5.1 - Prizmatická zkušební tělesa použitá pro posouzení dosahované životnosti a vlivu tlaku v čelistech

Dále je evidentní, že všech 12 zkušebních těles se porušilo v oblasti konce příložky, kde je lokalizována koncentrace napětí. Jedná se o typický jev a pozornost byla dále zaměřena na jeho potlačení.

Velikost koncentrace napětí na konci příložek je ovlivněna konstrukčním řešením přechodu příložky na měřicí část zkušebního tělesa. Teoretické posouzení vlivu tvaru přechodu bylo provedeno např. v [49], kde bylo v závěru uvedeno, že optimální je použití plynulého přechodu. Z technologického hlediska je řešení plynulého přechodu realizovatelné velmi obtížně. Vliv na velikost koncentrace napětí má také materiál příložek. Nejčastěji bývá používán skelný laminát s orientací $\pm 45^\circ$ vůči směru zatěžování. Tato varianta příložek byla použita i v rámci diskutovaných experimentů.

Velikost koncentrace napětí na konci příložky může být také ovlivněna velikostí upínací síly v čelistech zkušebního stroje. V rámci zkoušek byl posouzen vliv upínací síly v čelistech na životnost zkušebních těles (upínací síla byla řízena tlakem v hydraulickém okruhu čelistí). Použity byly hydraulické čelisti 647.10A od výrobce MTS, viz obr. 5.2. Zkoušky byly zahájeny s tlakem 30 MPa, který byl postupně snižován až na hladinu 0,7 MPa, viz tab. 5.1. Zpočátku výsledky vykazovaly předpokládané chování a s klesajícím tlakem výrazně rostla životnost (zkušební tělesa TPR1 - TPR4).



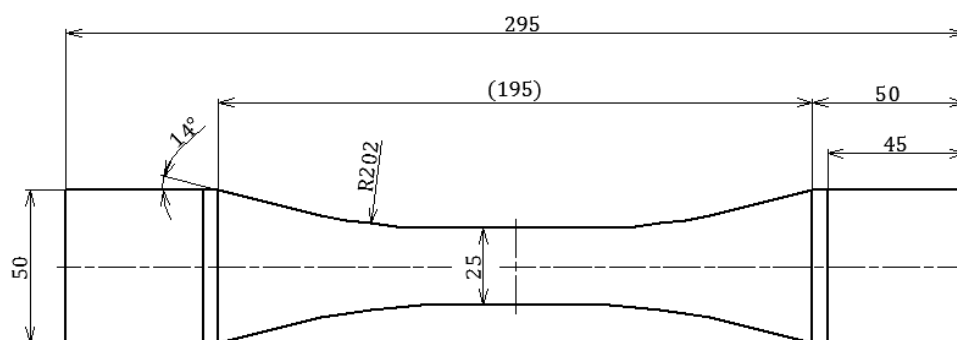
Obr. 5.2 - Hydraulické čelisti MTS 647.10A (vlevo) a mechanické čelisti VZLÚ (vpravo)

Při snížení tlaku na 5 MPa došlo k prokluzu tělesa v čelistech stroje a proto byl použit brusný papír pro zvýšení adheze. Při zkoušce dvou těles TPR5 a TPR6 při tlaku v čelistech 5 MPa bylo použito brusného papíru pro zajištění potřebné adheze dostačující. Nicméně došlo ke snížení životnosti zkušebních těles (těleso TPR6). Dále byla provedena ještě dvě měření při tlaku v čelistech 1,7 a 0,7 MPa. Při těchto hodnotách tlaku však docházelo i za použití brusného papíru k prokluzu zkušebních těles a vliv na zvýšení životnosti není výrazný.

V rámci zkoušek byly použity také mechanické čelisti, navržené ve VZLÚ, a.s. (zkušební tělesa TPR9 - TPR12). V tomto případě je upínací síla vyvozena utažením šroubů, viz obr. 5.2. Při odladění utahovacího momentu šroubů na nejnižší použitelnou hodnotu nejdříve došlo k nárůstu životnosti (tělesa TPR9 - TPR10), nicméně při snaze zkoušku opakovat došlo v následujících dvou případech k výraznému poklesu.

Z výše uvedených výsledků nelze učinit konkrétní závěry o vlivu upínací síly na životnost zkušebních těles. Aby bylo možné provést statistické posouzení životnosti zkušebních těles v závislosti na upínací síle, bylo by nutné provést experimenty mnohem většího rozsahu. Cílem uvedených zkoušek bylo dosáhnout porušení zkušebních těles mimo oblast ovlivněnou koncentrátorem napětí a posoudit tak životnost materiálu v oblasti bez vlivu koncentrátoru napětí. Tento cíl však nebyl ani částečně splněn. V případě všech zkušebních těles došlo k porušení v oblasti konce příložky a bylo rozhodnuto snahy o dosažení předpokládané životnosti kalibrací upínací síly čelistí ukončit. Výsledky však naznačují, že dominantní vliv na velikost koncentrace napětí má spíše samotný přechod u konce příložky.

Vzhledem k neschopnosti dosáhnout žádaných výsledků a přípustného módu porušení s prizmatickými zkušebními tělesy, která jsou doporučena v normě ASTM D3039 / D3039M - 17, bylo navrženo zkušební těleso ve tvaru tzv. psí kosti (dog bone). Rozměrové schéma navrženého tělesa je uvedeno na obr. 5.3. Měřicí část o šíři 25 mm postupně přechází v upínací část o šíři 50 mm, která je opatřena příložkou o délce 45 mm. Hlavním cílem optimalizace geometrie tělesa bylo nalézt rovnováhu mezi hodnotou napětí v místě konce příložky a v oblasti, kde se nachází přechodový rádius. Tohoto cíle bylo dosaženo pomocí MKP výpočtů různých geometrií, kde jako optimální byla vybrána uvedená geometrie. Výroba těchto zkušebních těles je realizována pomocí řezání vodním paprskem.



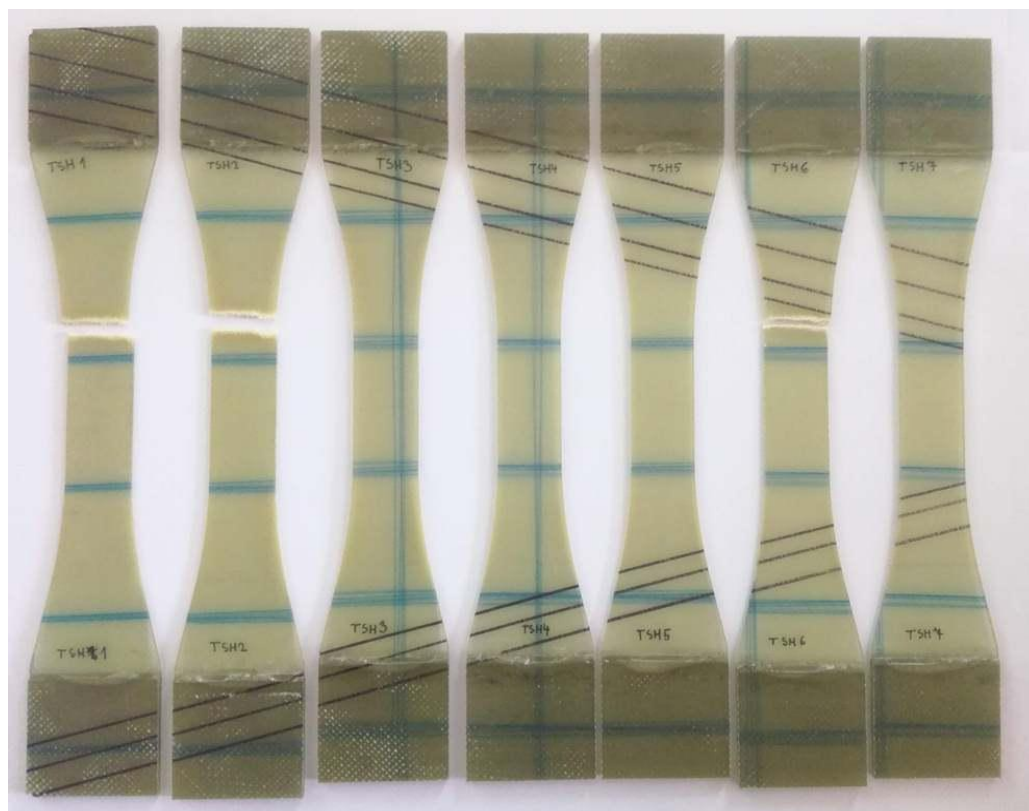
Obr. 5.3 - Navržené zkušební těleso ve tvaru tzv. psí kosti

Přínos změny geometrie zkušebních těles byl verifikován pomocí jednoosých únavových zkoušek. Výsledky jsou uvedeny v tab. 5.2. Již z výsledků prvních dvou zkušebních těles je patrné výrazné zvýšení životnosti. Bylo rozhodnuto, že zkoušky budou z časových důvodů ukončovány po absolvování $7,5 \cdot 10^5$ cyklů. Na získané výsledky je nutné pohlížet jako na jednostranně cenzurovaný výběr a při statistickém vyhodnocení, které bylo provedeno dle ČSN 42 0368, to zohlednit. Průměrná hodnota životnosti je 776 919 cyklů. Tato hodnota je akceptovatelná a navíc v souladu s literárními hodnotami uváděnými pro daný

materiálový systém a hladinu zatížení. Ani u jednoho zkušebního tělesa nedošlo k porušení v oblasti konce příločky. K lomu došlo u třech zkušebních těles v místě, kde začíná přechodový rádius, viz obr. 5.4. I v tomto místě je situována koncentrace napětí. Součinitel tvaru zde ovšem dosahuje výrazně menší hodnoty, než u konce příločky.

Tab. 5.2 - Výsledky únavových zkoušek se zkušebními tělesy tvaru tzv. psí kosti pro posouzení dosahované životnosti. Frekvence zatěžování byla 10 Hz. Hodnoty označené “” jsou počty cyklů při zastavení zkoušky, nikoliv životnosti. Statistické vyhodnocení tohoto jednostranně cenzurovaného výběru bylo provedeno dle ČSN 42 0368.*

Zkušební těleso	R [-]	σ_{max} [MPa]	N [-]	Tlak v hydr. okruhu čelistí [MPa]	Typ čelistí
TSH1	0,1	169	544 999	20	MTS 647.10A
TSH 2	0,1	169	491 411	20	MTS 647.10A
TSH 3	0,1	169	750 000*	20	MTS 647.10A
TSH 4	0,1	169	750 000*	20	MTS 647.10A
TSH 5	0,1	169	750 000*	20	MTS 647.10A
TSH 6	0,1	169	406 604	20	MTS 647.10A
TSH 7	0,1	169	750 000*	20	MTS 647.10A
$\log \bar{N}$	-	-	5,89038	-	-
$s^2(\log N)$	-	-	0,04439	-	-
$s(\log N)$	-	-	0,21069	-	-
\bar{N}	-	-	776 919	-	-



Obr. 5.4 - Zkušební tělesa ve tvaru tzv. psí kosti použita pro posouzení životnosti.

5.1.2 Metodika měření zbytkového modulu pružnosti v tahu

Při návrhu metodiky byla snaha najít rozumný kompromis mezi nákladností nezbytných měření a dostatečnou přesností výsledných hodnot zbytkového modulu pružnosti. Při průběžném měření hodnoty zbytkového modulu pružnosti je nutné, aby u zkoušky byl prakticky po celou dobu přítomen zkušební technik. V případě větších intervalů mezi měřeními je nezbytné, aby se ke stroji alespoň velmi často vracel. Ve srovnání s únavovými zkouškami, kde cílem je pouze stanovení životnosti těles a stroj tak může být při dnešních možnostech detekce porušení tělesa ponechán prakticky bez dozoru, je cena výrazně vyšší.

Při návrhu metodiky se vycházelo z dostupných normalizovaných postupů ASTM D3039 / D3039M - 17 a dále ASTM D3479 / D3479M - 12. Základní myšlenka navrženého postupu je taková, že je realizováno cyklické zatěžování zkušební tělesa a po absolvování předem definovaného počtu cyklů je únavové zatěžování přerušeno a je provedena statická tahová zkouška dle ASTM D3039 / D3039M - 17 při níž jsou změřeny žádané veličiny. Je nutné vzít v potaz, že křivka poklesu tuhosti nevykazuje lineární chování, ale její tvar je často přirovnáván k písmenu „S“. V rámci práce jsou řešeny první dvě oblasti této křivky - tedy počáteční náhlý pokles a dále následující přibližně lineární pokles. Třetí, nelineární stádium, které odpovídá rychlému růstu poškození a končí lomem, řešeno není. Jeho dosažení je z hlediska reálných aplikací nepřipustné.

Při předběžných odhadech se předpokládalo, že na nejvyšší hladině zatížení (horní napětí cyklu odpovídá 50% meze statické pevnosti, součinitel asymetrie cyklu je roven 0,1), bude pokles tahového modulu pružnosti přibližně 20%. Dále se předpokládalo, že budou zkoušeny dvě hladiny zatížení a na hladině nižší (horní napětí cyklu odpovídá 30% meze statické pevnosti, součinitel asymetrie cyklu je roven 0,1) bude pokles modulu pružnosti přibližně 10%. Později se ukázalo, že je z důvodu verifikace modelu poklesu tuhosti nezbytné naměřit hladinu třetí. Horní napětí cyklu této třetí hladiny činilo 40% meze statické pevnosti a součinitel asymetrie zůstal shodný jako u zbylých dvou hladin. Tyto počáteční odhady rozsahu poklesu tuhosti vycházely z literárních údajů a dále ze zkušeností získaných během předchozího výzkumu (převážná část těchto poznatků je shrnuta v [D9]). Vzhledem k poměrně malému rozdílu mezi předpokládanými změnami na navržených hladinách zatížení byla pozornost zaměřena na maximalizaci přesnosti náměrů hodnot zbytkového modulu pružnosti. Je známým faktem, že únavové charakteristiky vykazují samy o sobě vysoké rozptyly a bylo nutné minimalizovat vliv dalších nepřesností zanesených při statických zkouškách. Hrozilo nebezpečí, že se nepodaří nalézt statisticky významné rozdíly mezi výsledky jednotlivých hladin zatížení.

Vzhledem k výše uvedeným faktům byl navržen postup, kdy na každé hladině zatížení jsou zkoušena čtyři zkušební tělesa. U každého tělesa je nejdříve změřen panenský modul pružnosti a modul je dále proměřen vždy po absolvování předem definovaného počtu cyklů. Při definici počtu cyklů, kde bude modul pružnosti měřen, byl vzat v potaz tvar křivky zbytkového modulu a na počátku cyklického

zatěžování byla četnost měření vyšší. Tím se podařilo dobře popsat i počáteční prudký pokles tuhosti. Každé toto měření zbytkového modulu pružnosti v tahu je navíc zopakováno třikrát. Aplikací tohoto postupu je získáno dvanáct hodnot zbytkového modulu pružnosti pro každý počet zátěžných cyklů. V rámci prvotních experimentů bylo navrženo křivku zbytkového modulu proměřit v celkem 11 bodech, které odpovídají následujícím počtům zátěžných cyklů: 200, 500, 1000, 2000, 5000, 10 000, 50 000, 100 000, 200 000, 300 000 a 500 000. Tento prvotní návrh byl v některých případech měněn dle aktuální potřeby.

5.1.2.1 Testování navržené metodiky

Pro posouzení, zda navržená metodika splní očekávání, byly realizovány únavové zkoušky s celkem dvanácti zkušebními tělesy na třech hladinách zatížení. Zátěžné cykly měly součinitel asymetrie 0,1 a horní napětí cyklu odpovídalo 169 MPa, 135 MPa a 101 MPa (50%, 40% a 30% meze statické pevnosti materiálu). Experiment byl navržen dle postupu popsaneho v předchozí podkapitole. Geometrie zkušebních těles odpovídala popsanému tvaru psí kosti. Výsledky zkoušek pro výše definované hladiny zatížení jsou uvedeny v tab. 5.3 - tab. 5.5. V případě zkušebních těles TSH9 a TSH10 nebyla z důvodu únavového lomu tělesa naměřena hodnota odpovídající $5 \cdot 10^5$ cyklu. Životnost těchto zkušebních těles činila 480 683 a 481 383 zátěžných cyklů.

Cílem těchto experimentů je získat informaci o velikosti poklesu modulu pružnosti v závislosti na počtu cyklů a hladině zatížení. Aby bylo dobře zřetelné, jak se liší zbytkový modul po určitém počtu cyklů na různých hladinách zatížení je vhodné data prezentovat v normovaném tvaru. Ten lze určit tak, že se hodnoty zbytkového modulu pružnosti vztáhnou k počáteční (panenské) hodnotě. Vyjádření zbytkových hodnot v normovaném tvaru je v literatuře velmi časté. Změny hodnot modulu pružnosti jsou malé a zejména na nízkých hladinách zatížení mohou v určitém rozsahu cyklů být menší, než rozdíl v panenských hodnotách modulu pružnosti mezi jednotlivými zkušebními tělesy.

Pro porovnání poklesu modulu pružnosti na různých hladinách zatížení musí být data statisticky zpracována. Při odhadu statistických parametrů je nutné vzít v potaz, že je zpracováván výběrový a nikoli základní soubor. Pro správný výpočet statistických charakteristik musí být zvolen odpovídající typ statistického rozdělení. Odhadem bylo stanoveno, že data vykazují normální rozdělení. Odhad byl ověřen pomocí Shapirova - Wilkova testu normality [61]. Byla uvažována hladina významnosti 0,05. Tento test je velmi často užíván pro malé výběry a je pro ně doporučen normou ČSN 01 0225 [60]. Test byl proveden pro veškerá naměřená data. Výsledek tohoto testu je testová statistika W , která je porovnávána s kritickou tabelovanou hodnotou. Tabelované hodnoty je možné dohledat např. v [60] nebo v [61]. Statistika W je uvedena pro každý soubor dat v následujících tabulkách spolu s ostatními statistickými charakteristikami. Dále je uveden aritmetický průměr, směrodatná odchylka a variační koeficient. Hodnota variačního koeficientu byla průběžně sledována. Pokud je jeho hodnota vysoká, je nevhodné

daný výběr reprezentovat bodovým odhadem střední hodnoty v podobě aritmetického průměru. Např. v [68] je obecně uvedeno, že variační koeficient by neměl dosahovat hodnot v desítkách procent.

Ve většině případů nelze hypotézu o normálním rozložení dat zamítnout. Případy, kde je hypotéza zamítnuta a nelze tak normální rozdělení předpokládat, jsou v tabulkách zvýrazněny v řádku označeném „W“ tučně. V případě výsledků nejvyšší hladiny zatížení uvedených v tab. 5.3 je kritérium splněno ve všech případech. Tato situace nastala v případě výsledků hladiny zatížení s horním napětím cyklu 135 MPa a to ve třech případech, viz tab. 5.4. Při hlubším rozboru dat byla nalezena příčina. V souborech dat se vyskytují vzdálené hodnoty (v tabulce zvýrazněny tučně). Zajímavé též je, že se tyto vzdálené hodnoty vyskytují ve stejném řádku, který odpovídá druhému náměru zbytkového modulu pružnosti tělesa TSH14, a mírně vyšší hodnoty jsou v téměř celém řádku. Příčina tohoto jevu spočívá v nižší hodnotě panenského modulu pružnosti, který byl získán při druhém náměru, viz tab. P1.2 v příloze 1. Realizací výpočtu normovaného tvaru se pak odlišná počáteční hodnota projeví v celém řádku. Zde stojí za úvahu, zda není příčinou problém s měřicí technikou nebo selhání lidského faktoru. Rozhodnout s jistotou to však nelze, protože při provedené kontrole měřících členů nebyla nalezena žádná závada. Bylo zvažováno vyřazení celého řádku ze souboru dat. Pro jiné počty cyklů (sloupec pro 200 000) však hodnota v diskutovaném řádku není výrazně odlišná. V tomto případě by odstranění řádku nemělo opodstatnění. Vzhledem k tomu byla data ponechána beze změny. Tento příklad však naznačuje, že opakované statické měření modulu pružnosti přináší pozitiva. Kdyby bylo statické měření opakováno pouze jednou a s touto anomálií, došlo by ke znehodnocení výsledků celého nákladně proměřeného zkušebního tělesa, popř. by bylo nutné provést korekci počáteční hodnoty, což je ale zásah s diskutabilním opodstatněním, pokud se jednoznačně nepotvrdí primární příčina.

Tab. 5.3 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti v tahu čtyř zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. U zkušebních těles TSH9 a TSH10 došlo k únavovému lomu.

	<i>n</i>	σ_{max} [MPa]	<i>R</i> [-]	0	200	500	1 000	2 000	5 000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
				E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]
TSH8	169	0,1		1,000	0,921	0,913	0,906	0,906	0,910	0,905	0,894	0,888	0,887	0,889	0,896
				1,000	0,915	0,916	0,910	0,902	0,905	0,902	0,886	0,885	0,885	0,889	0,862
				1,000	0,924	0,920	0,909	0,904	0,910	0,906	0,884	0,890	0,885	0,892	0,866
TSH9	169	0,1		1,000	0,917	0,914	0,910	0,896	0,907	0,911	0,899	0,897	0,888	0,876	únavový lom
				1,000	0,932	0,931	0,924	0,907	0,895	0,903	0,907	0,901	0,894	0,880	
				1,000	0,918	0,919	0,906	0,899	0,908	0,894	0,882	0,889	0,882	0,883	
TSH10	169	0,1		1,000	0,924	0,919	0,914	0,903	0,898	0,900	0,887	0,868	0,890	0,877	únavový lom
				1,000	0,932	0,919	0,914	0,918	0,897	0,908	0,894	0,886	0,896	0,889	
				1,000	0,944	0,925	0,922	0,913	0,908	0,909	0,898	0,896	0,902	0,895	
TSH11	169	0,1		1,000	0,938	0,930	0,934	0,928	0,922	0,909	0,896	0,910	0,906	0,902	0,895
				1,000	0,932	0,923	0,919	0,915	0,912	0,898	0,890	0,896	0,897	0,882	0,884
				1,000	0,938	0,933	0,929	0,923	0,920	0,911	0,901	0,901	0,908	0,895	0,894
Aritmetický průměr				-	0,928	0,922	0,916	0,909	0,908	0,905	0,893	0,892	0,893	0,887	0,883
Směrodatná odchylka				-	0,009	0,007	0,009	0,010	0,008	0,005	0,008	0,011	0,009	0,008	0,015
Variační koeficient [%]				-	1,021	0,718	0,997	1,084	0,925	0,605	0,848	1,190	0,968	0,895	1,748
W				-	0,940	0,925	0,920	0,950	0,941	0,938	0,971	0,943	0,934	0,958	0,819

Tab. 5.4 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti v tahu čtyř zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 135 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

		n		0	200	500	1 000	2 000	5 000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000	
		σ_{max} [MPa]	R [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]
TSH12	135	0,1	1,000	0,951	0,947	0,932	0,932	0,931	0,923	0,909	0,908	0,904	0,913	0,903		
			1,000	0,962	0,949	0,983	0,937	0,924	0,922	0,908	0,905	0,914	0,909	0,910		
			1,000	0,953	0,950	0,936	0,937	0,925	0,919	0,906	0,906	0,921	0,909	0,908		
TSH13	135	0,1	1,000	0,960	0,955	0,945	0,931	0,925	0,917	0,915	0,910	0,904	0,889	0,889		
			1,000	0,961	0,952	0,943	0,938	0,926	0,929	0,913	0,911	0,898	0,885	0,898		
			1,000	0,959	0,959	0,948	0,940	0,932	0,917	0,918	0,911	0,898	0,889	0,892		
TSH14	135	0,1	1,000	0,954	0,953	0,948	0,938	0,929	0,921	0,915	0,911	0,893	0,912	0,898		
			1,000	0,971	0,972	0,968	0,958	0,946	0,940	0,937	0,930	0,910	0,924	0,917		
			1,000	0,958	0,953	0,950	0,933	0,933	0,926	0,911	0,911	0,907	0,904	0,897		
TSH15	135	0,1	1,000	0,950	0,942	0,923	0,904	0,916	0,917	0,903	0,897	0,902	0,883	0,893		
			1,000	0,957	0,944	0,941	0,921	0,927	0,919	0,915	0,912	0,907	0,892	0,896		
			1,000	0,961	0,948	0,937	0,926	0,923	0,926	0,910	0,910	0,904	0,894	0,899		
Aritmetický průměr			-	0,958	0,952	0,946	0,933	0,928	0,923	0,913	0,910	0,905	0,900	0,900		
Směrodatná odchylka			-	0,006	0,008	0,016	0,013	0,007	0,007	0,009	0,008	0,007	0,013	0,008		
Variační koeficient [%]			-	0,601	0,835	1,688	1,369	0,774	0,738	0,935	0,831	0,819	1,474	0,912		
W			-	0,938	0,886	0,907	0,909	0,906	0,837	0,812	0,790	0,965	0,926	0,935		

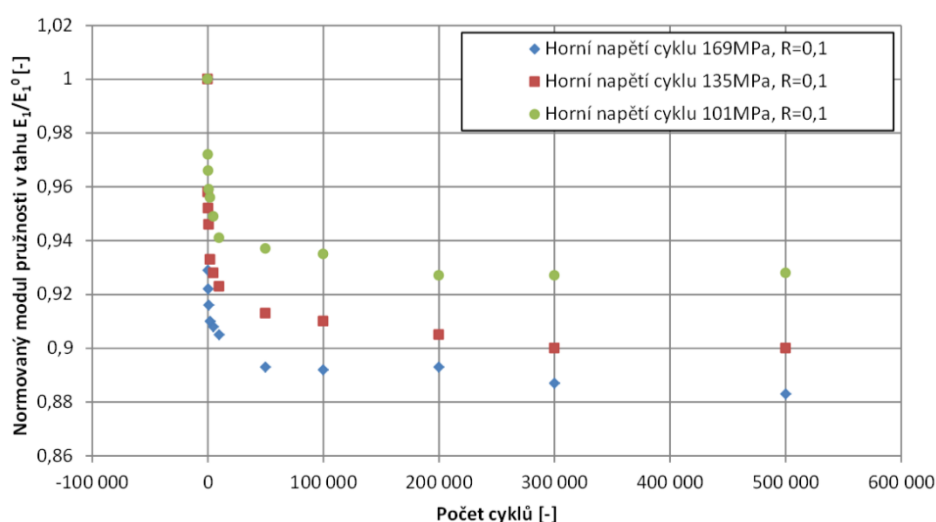
Tab. 5.5 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti v tahu čtyř zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 101 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

		n		0	200	500	1 000	2 000	5 000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000	
		σ_{max} [MPa]	R [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]
TSH16	101	0,1	1,000	0,980	0,982	0,979	0,974	0,966	0,953	0,943	0,930	0,925	0,915	0,928		
			1,000	0,985	0,983	0,981	0,978	0,972	0,958	0,947	0,937	0,928	0,932	0,932		
			1,000	0,995	0,985	0,983	0,981	0,973	0,962	0,950	0,942	0,931	0,932	0,933		
TSH17	101	0,1	1,000	0,946	0,943	0,937	0,938	0,926	0,923	0,916	0,918	0,908	0,910	0,913		
			1,000	0,968	0,961	0,952	0,952	0,943	0,938	0,936	0,939	0,926	0,925	0,925		
			1,000	0,975	0,964	0,961	0,957	0,945	0,944	0,938	0,944	0,930	0,929	0,932		
TSH18	101	0,1	1,000	0,969	0,957	0,956	0,953	0,944	0,940	0,940	0,942	0,936	0,936	0,934		
			1,000	0,970	0,962	0,960	0,950	0,946	0,941	0,942	0,944	0,939	0,936	0,935		
			1,000	0,974	0,963	0,963	0,952	0,951	0,943	0,944	0,942	0,940	0,941	0,938		
TSH19	101	0,1	1,000	0,949	0,963	0,926	0,926	0,923	0,912	0,916	0,909	0,902	0,907	0,901		
			1,000	0,977	0,970	0,959	0,957	0,951	0,939	0,937	0,935	0,931	0,931	0,929		
			1,000	0,977	0,962	0,956	0,955	0,950	0,944	0,938	0,937	0,933	0,925	0,931		
Aritmetický průměr			1,000	0,972	0,966	0,959	0,956	0,949	0,941	0,937	0,935	0,927	0,927	0,928		
Směrodatná odchylka			-	0,014	0,012	0,017	0,016	0,016	0,014	0,011	0,011	0,012	0,011	0,011		
Variační koeficient [%]			-	1,407	1,252	1,757	1,650	1,658	1,468	1,141	1,184	1,247	1,167	1,138		
W			-	0,922	0,898	0,927	0,927	0,923	0,924	0,814	0,786	0,786	0,913	0,781		

V případě nejnižší hladiny zatížení s horním napětím cyklu 101 MPa se vyskytují celkem čtyři případy, kde je zamítnuta hypotéza o normálním rozdělení dat. Tyto případy jsou tučně vyznačeny. Odlehlé hodnoty, které jsou příčinou, se opět vyskytují ve stejném řádku, který v tomto případě odpovídá prvnímu náměru zbytkového modulu pružnosti. Příčina je stejná jako v předchozím případě. Byla naměřena výrazně odlišná počáteční hodnota, viz tab. P1.3 v Příloze 1. Ani zde nebyl proveden žádný

zásah do souboru dat. V některých sloupcích, odpovídajících jiným hodnotám zátěžných cyklů (např. pro 500 a 300 000 cyklů) tyto hodnoty nelze hodnotit jako výrazně vzdálené.

Je nutné vést v patrnosti, že došlo k ovlivnění výsledku statistického testování a v některých případech byla zamítnuta hypotéza o normálním rozdělení. Podařilo se ale najít příčinu, která nepoukazuje na to, že by předpoklad normálního rozdělení diskutovaných dat byl v principu chybný. Je nutné vzít v potaz i fakt, že z hlediska statistiky se stále pracuje s malým výběrem (jako malý výběr je v ČSN 01 0225 uvažováno 3 - 50 pozorování). Naměřené hodnoty zbytkového modulu pružnosti uvedené v tab. 5.3 - tab. 5.5 byly též zpracovány graficky v podobě zvilosti aritmetického průměru na počtu cyklů, viz obr. 5.5. Původní odhad o velikosti poklesu modulu pružnosti v rozmezí 10 - 20 % dle hladiny zatížení se nepotvrdil. Hodnoty vykazují po absolvování $5 \cdot 10^5$ cyklu pokles v rozmezí 7,2 - 11,7%.



Obr. 5.5 - Normovaný modul pružnosti v tahu v závislosti na počtu cyklů na třech hladinách zatížení s horním napětím cyklu 169 MPa, 135 MPa a 101 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

Pokles modulu pružnosti vykazuje předpokládané chování, tj. na vyšších hladinách zatížení je pokles výraznější. Nicméně rozdíly ve zbytkových hodnotách modulu pružnosti pro sousední hladiny zatížení jsou malé a vzhledem k tomu, že jsou srovnávány aritmetické průměry výběrů, což jsou pouze odhady, hrozí nebezpečí, že rozdíly nejsou dostatečně statisticky významné. Základní způsob, jak v grafickém vyjádření vizuálně posoudit statistickou významnost rozdílů mezi aritmetickými průměry výběrů, je vyznačení směrodatné odchylky, popř. minima a maxima obou výběrů pomocí tzv. chybových úseček. Tímto postupem však nebyl ve všech případech získán jednoznačně přesvědčivý závěr. To je však v rozporu se základní a v minulosti opakovaně prokázanou teorií, která říká, že rozvoj poškození je ovlivněn hladinou zatížení. Existují i silnější statistické metody, jak posoudit shodu dvou aritmetických průměrů. Jedná se mimo jiné o tzv. t-test, kde je testována hypotéza o shodě aritmetických průměrů. V případě diskutovaných dat se jedná o nepárový dvouvýběrový t-test. Předpokladem je, že data vykazují normální rozdělení, což nebylo ve všech případech potvrzeno. Z tohoto důvodu nemohou být vyhodnocena data pro všechny počty zátěžných cyklů, protože by to bylo v rozporu se

závaznými předpoklady použité metody. Postup výpočtu se liší podle toho, zda porovnávané výběry mají shodný rozptyl. Shodnost rozptylu lze posoudit dle tzv. F-testu. Posouzení bylo provedeno vždy pro dvě sousední zátěžné hladiny, tj. pro 101 MPa a 135 MPa a dále pro 135 MPa a 169 MPa. Hladina významnosti byla uvažována 0,05.

Tab. 5.6 - Výsledky statistického testování shody aritmetických průměrů a rozptylů zbytkového modulu pružnosti na hladině se součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a horním napětím cyklu 101 MPa a 135 MPa

n		200	500	1 000	2 000	5 000	300 000
σ_{max} [MPa]	Zkušební těleso	E_i^n/E_i^0 [-]	E_i^n/E_i^0 [-]	E_i^n/E_i^0 [-]	E_i^n/E_i^0 [-]	E_i^n/E_i^0 [-]	E_i^n/E_i^0 [-]
101	TSH16	0,980	0,982	0,979	0,974	0,966	0,915
		0,985	0,983	0,981	0,978	0,972	0,932
		0,995	0,985	0,983	0,981	0,973	0,932
	TSH17	0,946	0,943	0,937	0,938	0,926	0,910
		0,968	0,961	0,952	0,952	0,943	0,925
		0,975	0,964	0,961	0,957	0,945	0,929
	TSH18	0,969	0,957	0,956	0,953	0,944	0,936
		0,970	0,962	0,960	0,950	0,946	0,936
		0,974	0,963	0,963	0,952	0,951	0,941
	TSH19	0,949	0,963	0,926	0,926	0,923	0,907
		0,977	0,970	0,959	0,957	0,951	0,931
		0,977	0,962	0,956	0,955	0,950	0,925
135	TSH12	0,951	0,947	0,932	0,932	0,931	0,913
		0,962	0,949	0,983	0,937	0,924	0,909
		0,953	0,950	0,936	0,937	0,925	0,909
	TSH13	0,960	0,955	0,945	0,931	0,925	0,889
		0,961	0,952	0,943	0,938	0,926	0,885
		0,959	0,959	0,948	0,940	0,932	0,889
	TSH14	0,954	0,953	0,948	0,938	0,929	0,912
		0,971	0,972	0,968	0,958	0,946	0,924
		0,958	0,953	0,950	0,933	0,933	0,904
	TSH15	0,950	0,942	0,923	0,904	0,916	0,883
		0,957	0,944	0,941	0,921	0,927	0,892
		0,961	0,948	0,937	0,926	0,923	0,894
F- test		0,00792	0,11830	0,86237	0,49410	0,01510	0,50907
t - test		0,00533	0,00245	0,00628	0,00066	0,00038	0,00002

Výsledky testování jsou uvedeny v tab. 5.6 a tab. 5.7. Hypotéza o shodě aritmetických průměrů byla ve všech případech zamítnuta. Aritmetické průměry se významně liší. Naopak hypotéza o shodě rozptylů byla zamítnuta pouze ve dvou případech, viz tab. 5.6 (zvýrazněno tučně). V ostatních případech nelze na hladině významnosti 0,05 zamítnout hypotézu o shodě rozptylů.

Při testování navržené metodiky měření zbytkového modulu pružnosti v tahu nebyl nalezen žádný fakt, který by vylučoval její použití. Opět se potvrdilo, že při měření únavových charakteristik je nezbytné pracovat s dostatečně velkým statistickým souborem. V opačném případě hrozí, že z dat nebude možné vyvodit jednoznačné závěry. Výskyt odlehlých hodnot je běžnou součástí technické praxe.

Pro další podobné experimenty je doporučováno provádět statické měření opakovaně. Počet zátěžných cyklů, při kterém jsou tyto statické zkoušky provedeny, může být měněn dle konkrétního

požadavku. Pro posouzení poklesu po n cyklech je nezbytný počet nižší, než při požadavku na posouzení celkového tvaru křivky poklesu tuhosti.

Tab. 5.7 - Výsledky statistického testování shody aritmetických průměrů a rozptylů zbytkového modulu pružnosti na hladině se součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a horním napětím cyklu 135 MPa a 169 MPa

n		200	500	1 000	2 000	5 000	200 000	300 000	500 000	
σ_{max} [MPa]	Zkušební těleso	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	
135	TSH12	0,951	0,947	0,932	0,932	0,931	0,904	0,913	0,903	
		0,962	0,949	0,983	0,937	0,924	0,914	0,909	0,910	
		0,953	0,950	0,936	0,937	0,925	0,921	0,909	0,908	
	TSH13	0,960	0,955	0,945	0,931	0,925	0,904	0,889	0,889	
		0,961	0,952	0,943	0,938	0,926	0,898	0,885	0,898	
		0,959	0,959	0,948	0,94	0,932	0,898	0,889	0,892	
	TSH14	0,954	0,953	0,948	0,938	0,929	0,893	0,912	0,898	
		0,971	0,972	0,968	0,958	0,946	0,910	0,924	0,917	
		0,958	0,953	0,950	0,933	0,933	0,907	0,904	0,897	
	TSH15	0,950	0,942	0,923	0,904	0,916	0,902	0,883	0,893	
		0,957	0,944	0,941	0,921	0,927	0,907	0,892	0,896	
		0,961	0,948	0,937	0,926	0,923	0,904	0,894	0,899	
	169	TSH8	0,921	0,913	0,906	0,906	0,910	0,887	0,889	0,896
			0,915	0,916	0,910	0,902	0,905	0,885	0,889	0,862
			0,924	0,920	0,909	0,904	0,910	0,885	0,892	0,866
TSH9		0,917	0,914	0,910	0,896	0,907	0,888	0,876	-	
		0,932	0,931	0,924	0,907	0,895	0,894	0,880	-	
		0,918	0,919	0,906	0,899	0,908	0,882	0,883	-	
TSH10		0,924	0,919	0,914	0,903	0,898	0,890	0,877	-	
		0,932	0,919	0,914	0,918	0,897	0,896	0,889	-	
		0,944	0,925	0,922	0,913	0,908	0,902	0,895	-	
TSH11		0,938	0,930	0,934	0,928	0,922	0,906	0,902	0,895	
		0,932	0,923	0,919	0,915	0,912	0,897	0,882	0,884	
		0,938	0,933	0,929	0,923	0,920	0,908	0,895	0,894	
F- test		0,11258	0,55337	0,07694	0,40433	0,61627	0,61870	0,10308	0,07553	
t - test		3,1.10⁻⁹	9,1.10⁻¹⁰	1,2.10⁻⁵	5,0.10⁻⁵	1,9.10⁻⁶	0,00151	0,00811	0,00683	

5.2 Zbytkový modul pružnosti ve smyku

5.2.1 Poznámka na úvod podkapitoly

Cílem této podkapitoly by měl být návrh metodiky pro stanovení poklesu modulu pružnosti ve smyku G_{12} v rovině laminy namáhané cyklickým smykovým napětím obdobně, jako to bylo v podkapitole 5.1 provedeno pro modul pružnosti v tahu. Během řešení tohoto dílčího cíle bylo však zjištěno, že při zatížení laminy cyklickým smykovým napětím nedochází k poklesu modulu pružnosti ve smyku, ale k jeho růstu. Příčina byla zjištěna a v dalším textu je diskutována.

Vzhledem k tomu, že náměry modulu pružnosti ve smyku byly i tak v rámci práce realizovány a metodiku lze použít i pro jiné materiálové systémy, je i přes výše uvedený fakt v následující podkapitole uveden rozbor různých alternativ pro cyklické namáhání lamin ve smyku a průběžné měření zbytkového modulu pružnosti ve smyku G_{12} . Je zde popsáno zkušební těleso, ověření dostatečné životnosti a návrh hladin zatížení, kde bylo realizováno měření změn modulu pružnosti ve smyku.

V další části podkapitoly 5.2 je popsána a diskutována příčina růstu modulu pružnosti ve smyku včetně vlivu tohoto nepředpokládaného mechanismu na další vývoj návrhu metodiky pro predikci poklesu tuhosti cyklicky zatížených kompozitních konstrukcí.

Poznatky uvedené v podkapitole 5.2 byly zveřejněny v rámci vlastních publikací [D10] a [D11].

5.2.2 Metodika stanovení změn modulu pružnosti ve smyku

Nejdříve byla provedena rešerše normalizovaných postupů pro stanovení modulu pružnosti ve smyku G_{12} při statické zkoušce. V následujících odstavcích jsou tyto postupy krátce popsány a komentovány ve smyslu použitelnosti pro stanovení poklesu modulu pružnosti ve smyku při únavovém zatížení.

Často používaný experimentální postup vychází z normy ASTM D3518 / D3518M - 13, která je popsána v kapitole 2. Tento postup má bezesporu dvě výhody. Jedná se o tahovou zkoušku zkušebního tělesa ve tvaru ploché tyče. Pro cyklické zatížení tak lze použít běžně dostupné pulsátory. Pro snímání deformace v podélném a příčném směru lze užít extenzometry, popř. biaxiální extenzometr. Odpadá tak problém s nedostatečnou životností lepených odporových tenzometrů vystavených takto velkým cyklickým deformacím. Nevýhodou je, že laminy nejsou vystaveny prostému smykovému napětí.

Mezi další normalizované postupy patří smykové testy s dvojitým a trojitým vedením dle ASTM D4255 / D4255M [62]. Varianta s trojitým vedením má výhodu v dosažení čistého smykového napětí. Potřebný přípravek je však konstruován s použitím lineárního vedení. Zde by při cyklickém zatížení docházelo k zadírání. Bylo by nutné navrhnout speciální přípravek s valivým vedením. Při zatížení s vysokou frekvencí a malou amplitudou mají však tendenci k zadírání i valivá vedení a problém se nevyřeší ani jejich výrazným předdimenzováním. U zkoušky s dvojitým a trojitým vedením je dále doporučeno snímání deformace pomocí tenzometrů.

Zkouška tělesa s V vrubem dle ASTM D5379 / ASTM D5379M (Iosipescu) [63] je obdoba zkoušek s dvojitým a trojitým vedením. Zkušební těleso je namáháno prostým smykem, ale za cenu lineárních vedení v přípravku. Ke snímání deformace se používají odporové tenzometry. Tento přístup je tedy zatížen stejnými komplikacemi jako postup diskutovaný v předchozím případě. Pro požadované únavové zkoušky navíc není vhodné vrubované těleso.

Krut tenkostěnné trubky dle ASTM D5448 / D5448M [64] se na první pohled jeví jako ideální varianta. Napjatost vzniklá při krutu je pouze smyková. Nároky na zkušební zařízení zůstávají

v přijatelných mezích, protože pulsátory umožňující torzní namáhání jsou dostupné. Problémy bývají s příliš nízkou hodnotou dosahovaného krouticího momentu. Pokles modulu pružnosti ve smyku by bylo možné vyhodnotit z nárůstu zkrutu. Zásadní problém však je výroba kompozitní trubky s kontinuálními vlákny za použití výztuže ve formě tkaniny. Jediná možnost jak vyrobit kompozitní trubku s kontinuálními vlákny je technologie navíjení, popř. použití výztuže typu „braided sleeve“, která je řešena jako „pletená punčocha“. V době plánování experimentů však nebyla tato výztuž k dispozici s daným typem vlákna a vazby. Základní orientace vláken těchto punčoch navíc bývá $\pm 45^\circ$ vůči podélné ose a lze ji modifikovat pouze v určitém rozsahu protažením nebo zkrácením punčochy. Vzhledem k výše uvedeným faktům bylo nutné vyjít z normy ASTM D3518 / D3518M - 13.

5.2.2.1 Volba zkušebních těles

Norma ASTM D3518 / D3518M - 13 geometrii a skladbu zkušebních těles definuje. Přehled základních informací z normy je uveden v Kapitole 2. Doporučení normy byla ale při návrhu zkušebních těles respektována jen částečně. V souladu s normou je použito 8 vrstev výztuže. Geometrie zkušebních těles byla změněna na tvar psí kosti, který byl popsán výše. Důvodem byly obavy z opětovného porušování těles u konce přílozek. Respektováno nebylo ani doporučení nepoužívat příložky. Při únavových zkouškách mají příložky svůj význam. Statické charakteristiky ve smyku modelového materiálu byly změřeny a jsou uvedeny v tab. 4.2.

5.2.2.2 Navržený postup testování metodiky

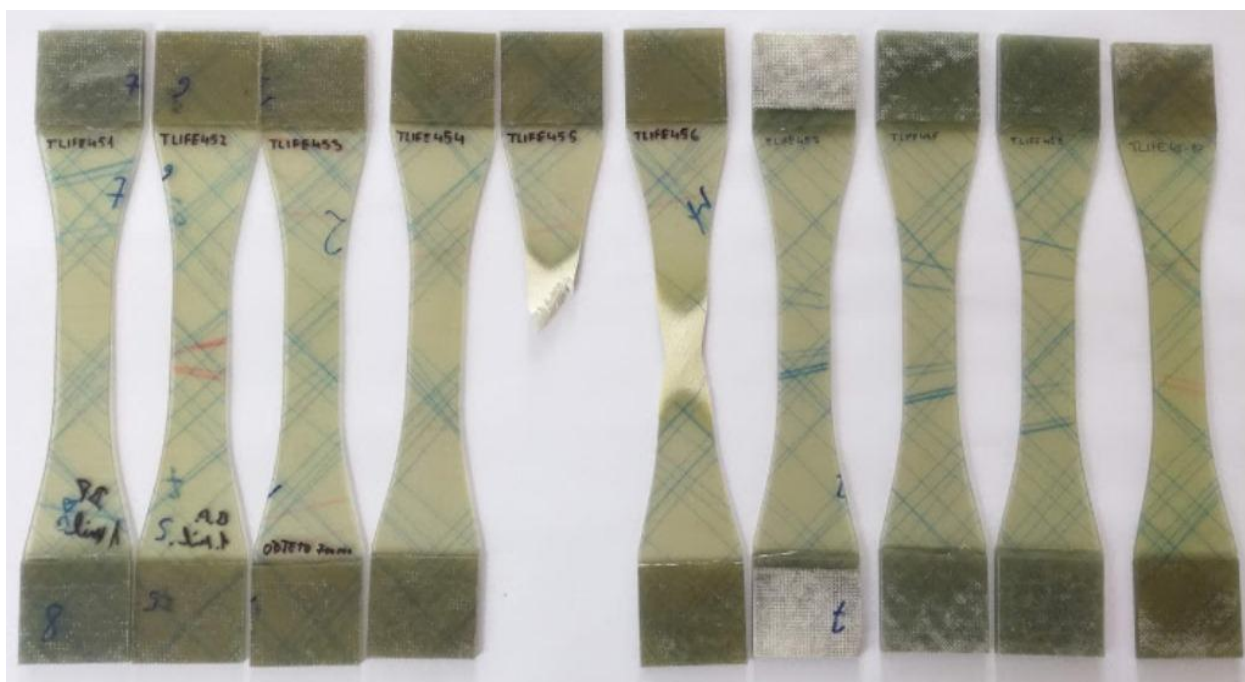
Navržená metodika je obdobou metodiky, která byla navržena pro posouzení poklesu modulu pružnosti v tahu a je popsána v předchozím textu. Předpokládalo se, že zbytkový modul pružnosti ve smyku bude stanoven opět na třech hladinách zatížení. Tyto hladiny však nejsou odvozeny jako procentuální podíl statické smykové pevnosti. Jako statická pevnost ve smyku se většinou neuvažuje napětí při lomu či hodnota napětí, při které zkušební těleso přestalo být schopné přenášet další zatížení, protože se jedná se o deformace, jejichž dosažení je v kompozitní konstrukci nepřipustné. Jako statická pevnost ve smyku se uvažuje hodnota smluvní a např. norma ASTM D3518 / D3518M - 13 doporučuje použít hodnotu napětí odpovídající deformaci 0,2% (označováno jako 0,2% Offset Strength). Hladiny zatížení, na kterých byly sledovány změny modulu pružnosti ve smyku, byly stanoveny odhadem. Hodnoty horních smykových napětí cyklů činí 25 MPa, 20 MPa a 16 MPa (tyto hodnoty odpovídají 85,7%, 68,6% a 54,9% statické smykové pevnosti F_{12} při offsetu 0,2%, která je 29,17 MPa). V původním návrhu se předpokládalo, že nejvyšší hladina zatížení bude odpovídat hornímu smykovému napětí cyklu 20 MPa, aby záloha vůči statické smykové pevnosti byla blízká hodnotě 1,5, a dále budou navrženy dvě

hladiny nižší. Po zjištění růstu tuhosti byla strategie změněna. Z důvodu popisu zjištěného jevu byla zvolena jedna hladina vyšší s horním smykovým napětím cyklu 25 MPa.

Dosahovaná životnost na potřebných hladinách zatížení byla ověřena. Výsledky jsou uvedeny v tab. 5.8. Testovány byly i jiné hladiny zatížení, než které byly navrženy pro posouzení poklesu modulu pružnosti ve smyku. Cílem bylo stanovit dosahované životnosti na těchto hladinách, protože literární data jsou z hlediska této skladby velmi omezená.

Tab. 5.8 - Životnost zkušebních těles se skladbou $[(\pm 45^\circ)_8]$ zkoušených cykly se součinitelem asymetrie 0,1. Frekvence zatěžování byla 10 Hz. Hodnoty označené „*“ jsou počty cyklů při zastavení zkoušky, nikoliv životnosti.

Zkušební těleso	R [-]	τ_{max} [MPa]	N [-]	Tlak v hydr. okruhu čelistí [MPa]	Typ čelistí
TLIFE45_1	0,1	15	1 000 000*	20	MTS 647.10A
TLIFE45_2	0,1	15	1 000 000*	20	MTS 647.10A
TLIFE45_3	0,1	20	697 000*	20	MTS 647.10A
TLIFE45_4	0,1	30	672 000*	20	MTS 647.10A
TLIFE45_5	0,1	35	2 814	20	MTS 647.10A
TLIFE45_6	0,1	35	2 975	20	MTS 647.10A
TLIFE45_7	0,1	20	650 000*	20	MTS 647.10A
TLIFE45_8	0,1	20	670 000*	20	MTS 647.10A
TLIFE45_9	0,1	25	875 000*	20	MTS 647.10A
TLIFE45_10	0,1	25	874 000*	20	MTS 647.10A



Obr. 5.6 - Zkušební tělesa použitá pro stanovení životnosti skladby $[(\pm 45^\circ)_8]$ na různých hladinách zatížení

Postup náměru dat byl navržen ve shodě s postupem navrženým pro stanovení poklesu modulu pružnosti v tahu. Předpokládá se experiment se čtyřmi zkušebními tělesy a tři náměry zbytkového modulu pružnosti ve smyku po absolvování 200, 500, 1000, 2000, 5000, 10 000, 50 000, 100 000,

200 000, 300 000 a 500 000 cyklů. Tento postup nebyl dále dodržen. Pouze u hladiny s horním smykovým napětím 20 MPa je statistický soubor většího rozsahu (došlo pouze ke snížení počtu zkušebních těles ze čtyř na tři). Výsledky získané na této hladině poukázaly na nárůst modulu pružnosti ve smyku a pro další experimenty byla strategie změněna. Účel zkoušek se změnil z vytvoření dostatečného statistického souboru dat pro identifikaci modelu na posouzení citlivosti na jednotlivé testovací zásahy při zjišťování příčiny nárůstu modulu pružnosti ve smyku. Pro tento účel není nutný tak rozsáhlý soubor dat. Jak bude v dalším textu patrné, nebylo toto rozhodnutí zcela správné a v některých ohledech způsobilo komplikace. Z důvodu menších souborů dat není provedeno ani natolik rozsáhlé statistické vyhodnocení (test normality, test shody průměrů a rozptylů).

5.2.3 Posouzení příčiny nárůstu modulu pružnosti ve smyku

V prvním kroku byly samozřejmě vyloučeny banální příčiny, tj. byla opakovaně provedena kalibrace siloměrů a extenzometrů. Dále byla vyrobena jiná sada zkušebních těles ze stejného typu, ale jiné šarže pryskyřice a tkaniny. Také bylo provedeno měření se zkušebním tělesem ve tvaru dle doporučení normy, tj. ve tvaru prizmatické, ploché tyče. Tyto zásahy však nevedly ke změně odezvy materiálu.

Měření byla započata na hladině s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa, kde byl ještě dodržován navržený počet opakování statické zkoušky a počtu zátěžných cyklů s měřením zbytkových hodnot. Tato data jsou uvedena v tab. 5.9. Zkouška tělesa TLIFE45_11 byla předčasně ukončena kvůli zjištěnému růstu hodnot. Výsledný průměrný nárůst modulu pružnosti ve smyku je 9,6%.

Tab. 5.9 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti ve smyku zkušebních těles zatížených na hladině s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Frekvence zatěžování byla 10 Hz.

n			0	200	500	1000	2000	5000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
τ_{max} [MPa]	R [-]		G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]
TLIFE 45_11	20	0,1	1,000	1,012	1,015	1,041	1,025	1,014	1,024	1,058	-	-	-	-
			1,000	1,000	1,001	1,005	0,992	1,000	1,012	1,052	-	-	-	-
			1,000	0,997	1,002	1,004	0,996	0,994	0,998	1,028	-	-	-	-
TLIFE 45_12	20	0,1	1,000	1,094	1,089	1,092	1,086	1,075	1,081	1,101	1,126	1,120	1,194	1,171
			1,000	1,007	1,016	0,996	1,003	1,008	1,001	1,006	1,021	1,036	1,081	1,090
			1,000	1,009	0,998	1,005	0,989	0,997	0,981	1,007	1,014	1,030	1,067	1,069
TLIFE 45_13	20	0,1	1,000	1,005	1,007	1,006	1,017	1,005	1,019	1,036	1,024	1,070	1,091	1,094
			1,000	0,996	1,005	0,998	0,986	0,994	0,995	0,997	1,023	1,054	1,085	1,072
			1,000	1,013	0,998	0,992	1,000	0,994	1,010	1,021	1,031	1,053	1,081	1,078
Aritmetický průměr			1,000	1,015	1,014	1,016	1,010	1,009	1,013	1,034	1,040	1,061	1,100	1,096
Směrodatná odchylka			-	0,030	0,029	0,032	0,031	0,026	0,028	0,033	0,043	0,032	0,047	0,038
Variační koeficient [%]			-	2,992	2,831	3,144	3,087	2,543	2,797	3,154	4,097	3,043	4,265	3,494

Tab. 5.10 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti ve smyku zkušebních těles zatížených na hladině s horním smykovým napětím cyklu 25 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Frekvence zatěžování byla 10 Hz.

	n		0	200	500	1000	2000	5000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
	τ_{max} [MPa]	R [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]
TLIFE45_20	25	0,1	1,000	-	1,019	-	1,003	-	1,021	1,010	-	1,032	-	1,053
			1,000	-	0,984	-	0,995	-	0,984	0,996	-	0,984	-	1,026
TLIFE45_21	25	0,1	1,000	-	1,002	-	1,002	-	0,987	1,000	-	1,005	-	1,012
			1,000	-	0,988	-	0,989	-	0,961	0,978	-	0,971	-	0,981
Aritmetický průměr			1,000	-	0,998	-	0,997	-	0,988	0,996	-	0,998	-	1,018
Směrodatná odchylka			-	-	0,016	-	0,007	-	0,025	0,013	-	0,027	-	0,030
Variační koeficient [%]			-	-	1,613	-	0,657	-	2,505	1,336	-	2,661	-	2,936

Tab. 5.11 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti ve smyku zkušebních těles zatížených na hladině s horním smykovým napětím cyklu 16 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Frekvence zatěžování byla 10 Hz.

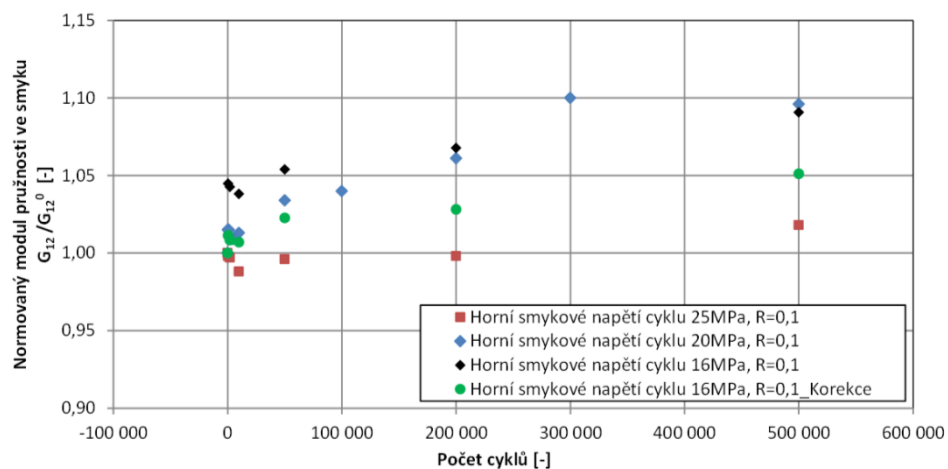
	n		0	200	500	1000	2000	5000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
	τ_{max} [MPa]	R [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]
TLIFE45_32	16	0,1	1,000	-	1,017	-	0,994	-	1,032	1,035	-	1,012	-	1,038
			1,000	-	0,997	-	1,011	-	0,980	1,017	-	1,011	-	1,032
TLIFE45_33	16	0,1	1,000	-	1,095	-	1,100	-	1,075	1,104	-	1,129	-	1,155
			1,000	-	1,029	-	1,015	-	1,011	1,013	-	1,038	-	1,064
TLIFE45_34	16	0,1	1,000	-	1,129	-	1,122	-	1,125	1,129	-	1,164	-	1,185
			1,000	-	1,001	-	1,013	-	1,005	1,025	-	1,052	-	1,071
Aritmetický průměr			1,000	-	1,045	-	1,043	-	1,038	1,054	-	1,068	-	1,091
Směrodatná odchylka			-	-	0,054	-	0,054	-	0,053	0,050	-	0,064	-	0,064
Variační koeficient [%]			-	-	5,193	-	5,180	-	5,148	4,719	-	5,966	-	5,841

Je možné si povšimnout, že při měření zbytkového modulu pružnosti ve smyku je dosahováno vyšších hodnot variačního koeficientu, ačkoli tyto hodnoty nejsou nepřijatelně vysoké. Zkoušky, při kterých byl sledován pokles modulu pružnosti v tahu, vykazovaly hodnoty nižší (nebyla překročena hodnota 2%).

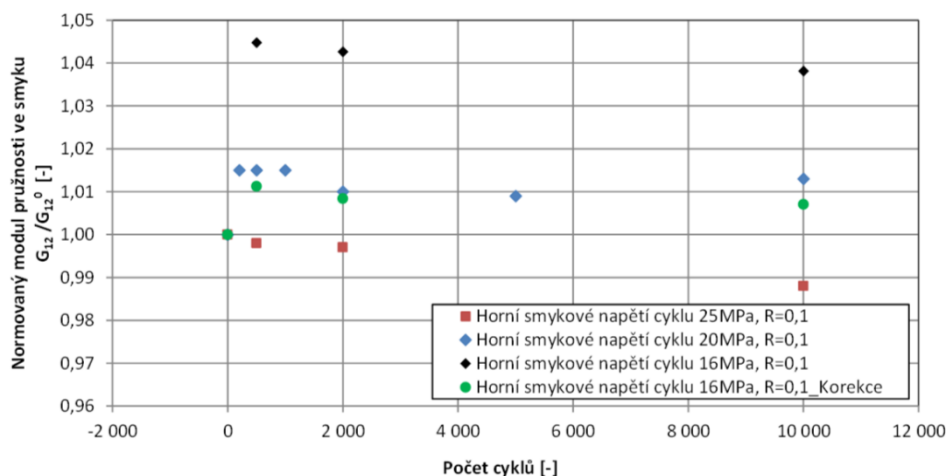
Výsledky měření pro hladinu s horním smykovým napětím cyklu 25 MPa jsou uvedeny v tab. 5.10. Počet zkušebních těles byl snížen na dvě a počet opakování statické zkoušky s měřením modulu pružnosti ve smyku byl snížen na dvě opakování. Získaný statistický soubor je dostatečný pro kvalitativní posouzení odezvy materiálu a cena zkoušek je zároveň významně nižší. Z aritmetických průměrů uvedených v tab. 5.10 je patrné, že na této hladině se neodehrávají nijak významné změny. Dochází nejdříve k mírnému poklesu a poté k růstu na 1,018 násobek původní hodnoty.

Výsledky pro hladinu zatížení s horním smykovým napětím cyklu 16 MPa jsou uvedeny v tab. 5.11. U zkušebního tělesa TLIFE45_33 je patrný výraznější rozdíl mezi opakovanými náměry modulu pružnosti ve smyku. Tento rozdíl je opět způsoben výrazně odlišnou hodnotou panenského modulu pružnosti ve smyku G_{12}^0 v prvním náměru, viz tab. P1.7 v Příloze 1. U předchozího zkušebního tělesa TLIFE45_32 se tento jev nevyskytuje. Z tohoto důvodu bylo měření opakováno s třetím zkušebním tělesem TLIFE45_34. V rámci zkoušky zkušebního tělesa TLIFE45_34 bylo vyloučeno, že tento jev je

způsoben tím, že se jedná o první měření v daný den, kdy nejsou elektronické a hydraulické obvody stroje a všech periferních zařízení vytemperovány. Před započítáním měření s tělesem TLIFE45_34 bylo proto cyklováno jiné těleso a byl i opakovaně změřen modul pružnosti ve smyku. Situace se však opakovala. Tento jev je patrný i u výsledků zkoušek hladiny s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa. U zkoušek na hladině s horním smykovým napětím cyklu 16 MPa, je však vzhledem k výrazně menšímu statistickému souboru vliv těchto odlehlých hodnot na aritmetický průměr výrazný. I variační koeficient zde dosahuje vyšších hodnot. V uvedených grafech jsou proto pro hladinu s horním smykovým napětím cyklu 16 MPa uvedeny dvě křivky, kde křivka označená slovem „Korekce“ je vytvořena bez uvažování sporných dat – oba řádky byly kompletně vyřazeny. Grafické porovnání všech tří hladin zatížení pro plný rozsah cyklů je uvedeno na obr. 5.7 a na obr. 5.8 je uveden detail začátku zatěžování o rozsahu 0 - 10 000 cyklů. Na nejvyšší hladině zatížení nastává nejprve jednoznačný pokles a růst je zaznamenán až mezi 10 000 a 50 000 cykly. Na střední hladině zatížení nastává nejdříve růst a dále jsou hodnoty téměř beze změn až do 10 000 cyklů. Dále pokračuje růst až na konečnou hodnotu. Nižší hladina je poznamenána spornými daty. Pokud budou uvažována, dochází nejdříve k velmi výraznému nárůstu a konečná hodnota je shodná s hladinou střední. Pokud nebudou uvažována sporná data, průběh je obdobný jako na střední hladině, jen nedojde k tak významnému nárůstu.

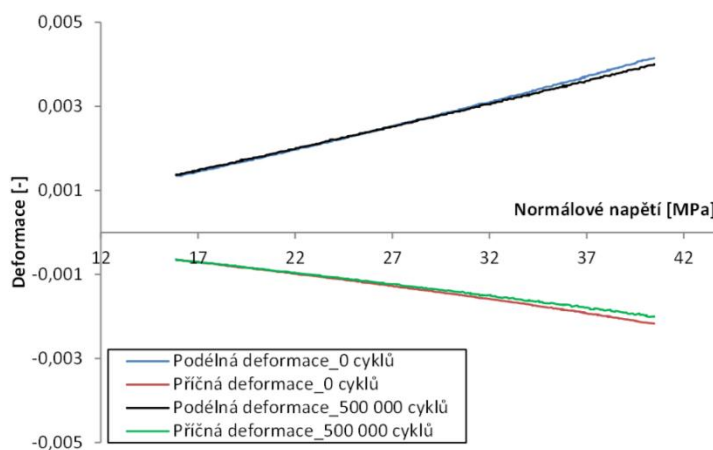


Obr. 5.7 - Závislost normovaného modulu pružnosti ve smyku na počtu cyklů při zatížení na hladině s horním smykovým napětím cyklu 25 MPa, 20 MPa a 16 MPa.



Obr. 5.8 - Závislost normovaného modulu pružnosti ve smyku na počtu cyklů při zatížení na hladině s horním smykovým napětím cyklu 25 MPa, 20 MPa a 16 MPa. Detail pro 0 - 10 000 zátěžných cyklů.

Modul pružnosti ve smyku byl vyhodnocován dle normy ASTM D3518 / D3518M – 13, popsané v kapitole 2. Nárůst hodnot takto získaného modulu pružnosti ve smyku by měl být důsledkem změn měřené podélné a příčné deformace, které jsou při zkoušce měřeny biaxiálním extenzometrem. Při analýze naměřených dat se tato domněnka potvrdila. V obr. 5.9 je uveden příklad porovnání statického měření modulu pružnosti ve smyku u tělesa zatíženého na hladině s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa. Změna charakteristik je v obr. 5.9 dobře patrná.



Obr. 5.9 - Závislost podélné a příčné deformace na napětí při statické tahové zkoušce panenského zkušebního tělesa se skladbou $[(\pm 45^\circ)_8]$ a po zatížení $5 \cdot 10^5$ cyklů na hladině s horním napětím smykovým cyklu 20 MPa.

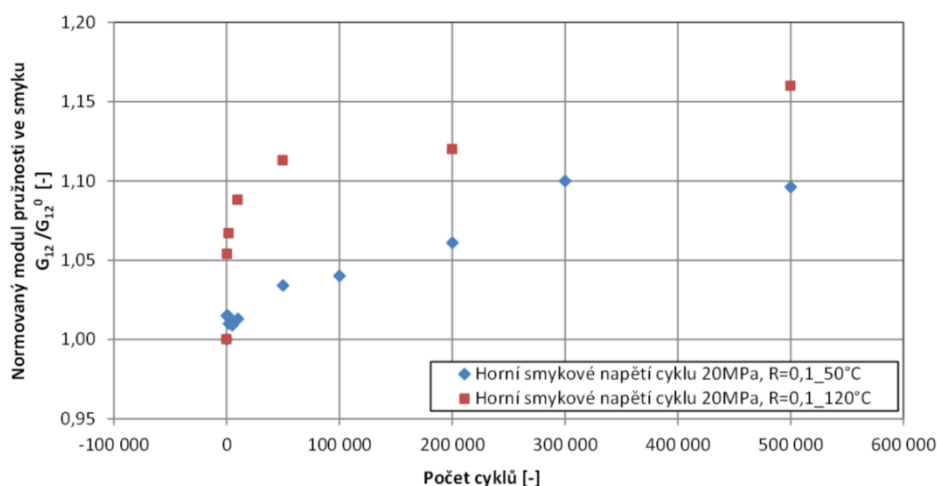
Na základě všech výše popsaných výsledků byla vyslovena hypotéza, že výsledná odezva zkušebních těles je ovlivněna více mechanismy, kde některé způsobují růst a některé pokles hodnot modulu pružnosti ve smyku. Dále je zřejmé, že minimálně jeden z těchto jevů je ovlivněn hladinou zatížení. Pokles modulu pružnosti ve smyku bude bezpochyby spojen s rozvojem mechanismů poškození, což je v souladu se základní teorií. Při zkoumání příčiny nárůstu modulu pružnosti ve smyku byla

pozornost zaměřena na chování matrice. Je známým faktem, že mechanické vlastnosti epoxidových matric jsou závislé na teplotě a čase dotvrzení. Dále bylo potvrzeno, že při cyklickém zatěžování kompozitních zkušebních těles dochází k ohřevu matrice. Ačkoli frekvence zatěžování byla 10 Hz, což je v souladu s obecnými doporučeními, mírný ohřev a případné dotvrzení matrice nelze vyloučit. Proto byly pro srovnání realizovány únavové zkoušky na hladině zatížení s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa, kde tělesa byla dotvrzena při 120°C místo původních 50°C po dobu 4 hodin (teplota skelného přechodu matrice byla posunuta na výrazně vyšší hodnotu). Předpokládalo se, že pokud by k ohřevu docházelo a matrice tak opravdu byla dotvrzována, byl by tento jev při dotvrzení na vyšší teplotu zmírněn nebo potlačen. Naměřené hodnoty jsou uvedeny v tab. 5.12. Opět se zde vyskytuje jev, kde první náměr obou těles je ovlivněn odlišnou počáteční hodnotou.

Tab. 5.12 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti ve smyku zkušebních těles zatížených na hladině s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Frekvence zatěžování byla 10 Hz. Tělesa byla dotvrzena při teplotě 120°C.

		<i>n</i>		0	200	500	1000	2000	5000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
	τ_{max} [MPa]	<i>R</i> [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]	G_{12}^n/G_{12}^0 [-]
TLIFE45 _30	20	0,1	1	-	1,087	-	1,106	-	1,126	1,148	-	1,146	-	1,206	
			1	-	1,017	-	1,028	-	1,046	1,062	-	1,081	-	1,124	
TLIFE45 _31	20	0,1	1	-	1,088	-	1,098	-	1,114	1,180	-	1,155	-	1,189	
			1	-	1,022	-	1,036	-	1,066	1,060	-	1,097	-	1,122	
Aritmetický průměr			1	-	1,054	-	1,067	-	1,088	1,113	-	1,120	-	1,160	
Směrodatná odchylka			-	-	0,039	-	0,041	-	0,038	0,061	-	0,036	-	0,044	
Variační koeficient [%]			-	-	3,707	-	3,810	-	3,512	5,508	-	3,240	-	3,751	

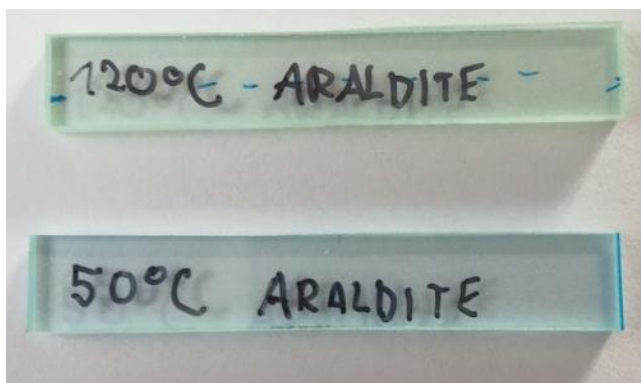
Z výsledků uvedených v tab. 5.12 je zřejmé, že již není přítomen počáteční pokles. Hodnoty plynule rostou a po zatížení 500 000 cykly je průměrný nárůst 16% (12,3 % pokud by nebyla uvažována sporná data prvního náměru), což je vyšší hodnota, než při náměrech s tělesy dotvrzenými při teplotě 50°C. Grafické porovnání výsledků těles dotvrzených při 50°C a těles dotvrzených při 120°C je uvedeno na obr. 5.10. Vliv vyšší teploty dotvrzení na odezvu materiálu je zřejmý, jen s opačnou tendencí než bylo předpokládáno. Nárůst hodnot je naopak větší. Křivka se také tvarem více přibližuje k typickému esovitému tvaru, jen s opačným průběhem. Jednoznačně se potvrdilo, že chování zkušebních těles je ovlivněno dalšími mechanismy probíhajícími v matrici a to velmi výrazně. Pro detailnější popis souvisejících jevů bylo nutné posoudit odezvu samotné matrice na cyklické zatěžování.



Obr. 5.10 - Závislost normovaného modulu pružnosti ve smyku na počtu cyklů při zatížení na hladině s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa. Porovnání zkušebních těles dotvrzených na teplotě 50°C a 120°C.

5.2.3.1 Posouzení vlivu cyklického zatěžování na tuhost matrice

Statické tahové zkoušky nevyztužené matrice byly na Útvaru kompozitní technologie ve VZLÚ, a.s. již v minulosti realizovány. Bylo testováno více geometrií zkušebních těles včetně několika geometrií tvaru tzv. psí kosti. Tyto zkoušky se ukázaly jako problematické. Mnohdy došlo k lomu tělesa v několika řezech při napětích výrazně nižších než udávaná pevnost [67]. Vzhledem k těmto zkušenostem bylo upuštěno od snah realizovat cyklické zatěžování matrice v jednoosém tahu. Zatěžování bylo realizováno v ohybu pomocí stroje primárně určeného pro DMA analýzy. Jednalo se o přístroj DMA Q800 s třístupňovým chladicím zařízením ACS-3 od výrobce TA Instruments. Použit byl upínací nástavec „Dual Cantilever“, kde je zkušební těleso uloženo jako oboustranně vetknutý nosník. Fotografie zkušebních těles o příčném průřezu 3 x 10 mm je uvedena na obr. 5.11 a jejich uložení v přípravku na obr. 5.12.



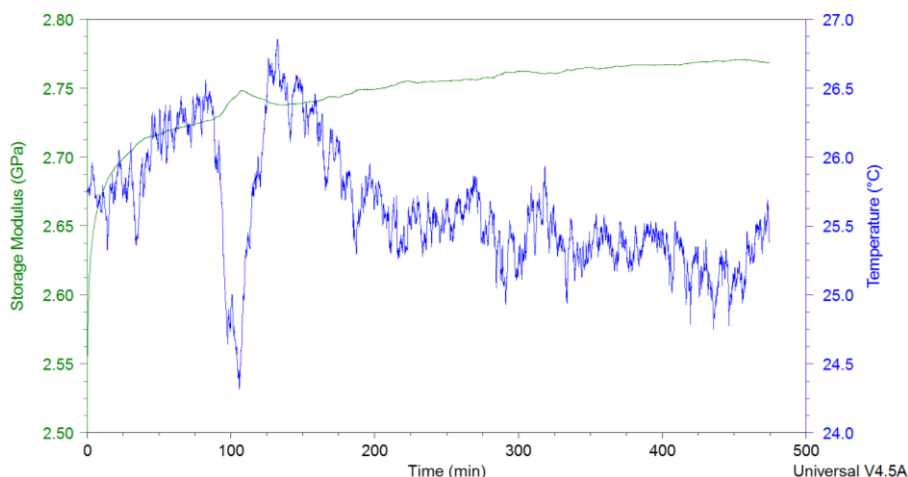
Obr. 5.11 - Zkušební tělesa použitá pro posouzení vlivu cyklického zatěžování a teploty dotvrzení na tuhost matrice Araldit LY5052



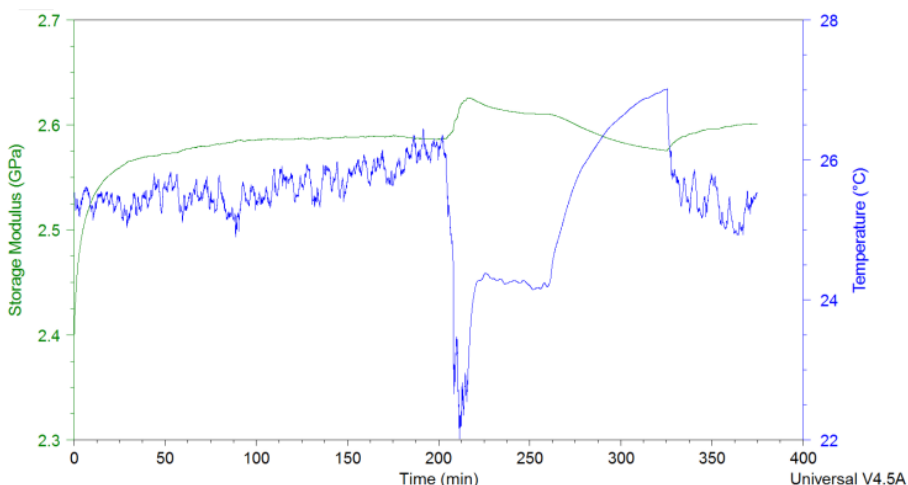
Obr. 5.12 - Detail způsobu upnutí zkušebního tělesa ve stroji pro DMA analýzy v nástavci „Dual Cantilever“

Frekvence zatěžování byla 10 Hz. Výraznou výhodou stroje je jeho citlivost při malých zatěžovacích silách, která vyplývá z toho, že stroj je určen pro měření malých změn v materiálu. Mimo tuto výhodu stroje existuje i řada nevýhod. Maximální síla, kterou je schopen stroj zatěžovat je 18 N. Vzhledem k časové náročnosti, neobvyklé v rámci DMA analýz, byla síla dle doporučení výrobce snížena kvůli ochraně stroje na 14 N. Dále je nutné zmínit, že při namáhání ohybem není pole napjatosti konstantní po průřezu ani po délce zkušebního tělesa. Z výsledků nebude možné v případě zjištění vlivu únavového zatížení na vlastnosti matrice odvodit rozsah změn jako funkci jedné hladiny zatížení při tahové zkoušce. Cyklickým zatěžováním bylo docíleno maximálního napětí 4,6 MPa se součinitelem asymetrie cyklu $R = -1$. Při DMA analýze se standardně vyhodnocuje tzv. komplexní dynamický modul pružnosti, kde jeho reálná část, tzv. Storage modulus je veličina srovnatelná s obecně známým elastickým modulem pružnosti. Na svislé ose v následujících obrázcích je proto uvedeno „Storage modulus“.

V následujícím textu jsou výsledky prezentovány v grafické podobě (souhrn všech výsledků ze zkoušek matrice je uveden v tab. 5.14). Při experimentech byla sledována teplota v prostoru zkušebního tělesa. Nebyla však cíleně řízena. Na ose vodorovné je místo počtu cyklů vyneseno čas, kde 500 min odpovídá 300 000 cyklům. Z výsledků tohoto experimentu vyplynulo množství zajímavých poznatků. V obou případech došlo ke zvýšení modulu pružnosti matrice o přibližně 200 MPa. Dále je patrná velmi výrazná teplotní závislost modulu pružnosti na teplotě. Tento jev je patrný v obr. 5.13 v čase 100 min, kde teplota poklesla přibližně o 2°C. Modul pružnosti okamžitě reagoval nárůstem. Když se teplota stabilizovala na původní hodnotě, došlo k návratu hodnoty modulu pružnosti na předpokládanou hodnotu.



Obr. 5.13 - Závislost modulu pružnosti matrice Araldit LY5052 s tvrdidlem Aradur 5052 dotvrzené při 50°C na čase (počtu cyklů) a průběh teploty při zkoušce



Obr. 5.14 - Závislost modulu pružnosti matrice Araldit LY5052 s tvrdidlem Aradur 5052 dotvrzené při 120°C na čase (počtu cyklů) a průběh teploty při zkoušce

Při dalším zatěžování dochází k růstu hodnoty modulu pružnosti a zároveň dochází k postupnému poklesu teploty o přibližně o 1,5°C. Na počátku zatěžování je však teplota téměř konstantní (změny jsou v rámci 1°C) a růst hodnoty modulu pružnosti je výrazný.

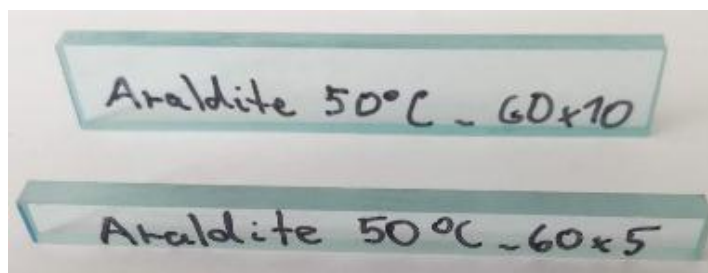
Při experimentu se zkušebním tělesem dotvrzeným na teplotě 120°C byl zpočátku kladen důraz na dodržení konstantní teploty ve smyslu pouhého zamezení vzniku průvanu v místnosti. Za konstantní teploty modul pružnosti vzrostl a dále byl téměř konstantní, viz obr. 5.14. Poté byl vyvolán prudký pokles teploty o 4°C. Materiál okamžitě reagoval zvýšením hodnoty modulu pružnosti. Dále byla teplota ve dvou krocích opět zvýšena. Materiál opět okamžitě reagoval snížením hodnoty modulu pružnosti. Z uvedených měření opět vyplývá, že modul pružnosti matrice vykazuje nezanedbatelnou závislost na teplotě. Je však patrné, že i u vyšší teploty dotvrzení dochází na počátku cyklického zatěžování k růstu hodnoty modulu pružnosti i za konstantní teploty. Došlo k nárůstu hodnoty modulu pružnosti matrice o přibližně 200 MPa. Uvedené výsledky potvrzují, že odezva matrice je ovlivněna cyklickým zatížením. Nepotvrdilo se však, že by tento jev byl významně ovlivněn teplotou dotvrzení matrice. Byla použita nejvyšší výrobcem

doporučená teplota dotvrzení 120°C, která byla udržována po dobu 4 hodin. Po absolvování tohoto dotvrzovacího cyklu nejsou výrazné změny ve struktuře matrice ve smyslu další řetězové polymerizace očekávány. I kdyby přeci jen nastaly, rozsah změn by měl být výrazně nižší.



Obr. 5.15 - Detail upnutí zkušební tělesa ve stroji pro DMA analýzy v nástavci pro tříbodový ohyb

V dalším kroku byla snaha o posouzení vlivu charakteru a hladiny zatížení. Proto byly zkoušky zopakovány. Byl použit nástavec pro tříbodový ohyb, viz obr. 5.15. U standardního tělesa o příčném průřezu 3 x 10 mm bylo dosaženo maximálního napětí 8,8 MPa. Dále bylo pro posouzení vlivu hladiny napětí vyrobeno zkušební těleso s šířkou 5 mm, viz obr. 5.16. Zde bylo dosaženo hodnoty napětí 17,6 MPa. V obou případech byl zátěžný cyklus pulsující se součinitelem asymetrie o hodnotě 0,1. Teplota dotvrzení zkušebních těles byla 50°C v obou případech.

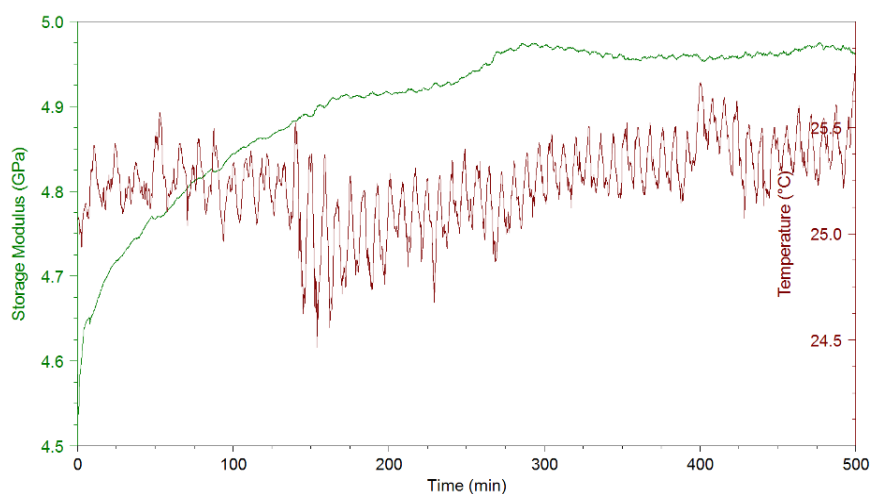


Obr. 5.16 - Zkušební tělesa o příčném průřezu 3 x 10 mm a 3 x 5 mm použitá pro posouzení citlivosti matrice Araldit LY5052 na charakter a hladinu zatížení

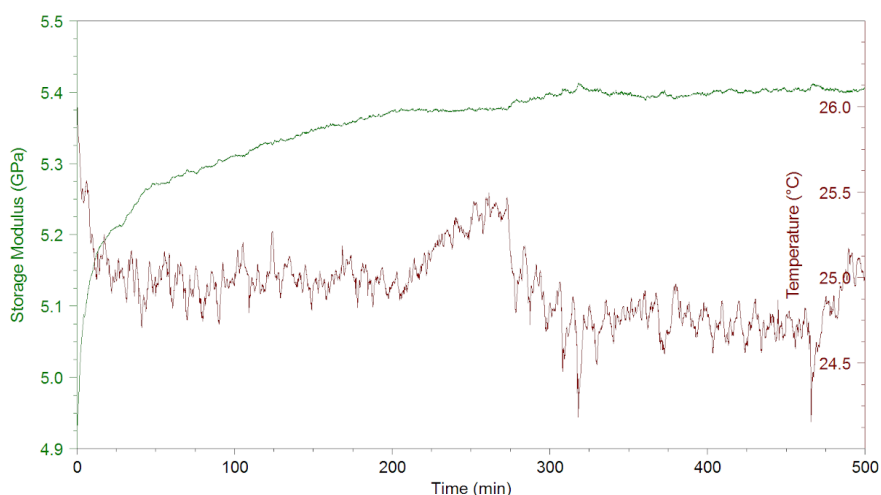
Výsledky jsou uvedeny na obr. 5.17 a obr. 5.18. Z těchto výsledků je patrné, že se výrazně odlišuje počáteční hodnota modulu pružnosti. Rozdíl oproti stejně dotvrzenému zkušebnímu tělesu zatíženého v nástavci Dual Cantilever činí 1500 - 2000 MPa. Pravděpodobný důvod tohoto rozdílu byl již uveden – stroj je určen primárně pro měření změn v materiálu a nikoli pro klasické materiálové zkoušky. Výrobce pryskyřice uvádí, že hodnota modulu pružnosti určeného při ohybové zkoušce se nachází mezi 2700 - 3500 MPa v závislosti na dotvrzovacím cyklu. Hodnoty nad 4500 MPa, které byly naměřeny, lze

považovat za nepřesné. Aby bylo možné porovnat výsledky ohybových zkoušek matrice, což je provedeno v tab. 5.14, bylo opět nutné provést výpočet normovaných hodnot.

Při třibodovém ohybu na nižší hladině zatížení byl nárůst 425 MPa a na vyšší hladině zatížení byl nárůst 475 MPa. Z výsledků získaných při třibodovém ohybu proto vyplývá, že hladina zatížení v intervalu 8,8 – 17,6 MPa nehraje významnou roli. Jako pravděpodobnější se jeví vliv charakteru zatížení. Tento závěr vyplývá z porovnání výsledků získaných při rozdílných způsobech namáhání zkušební tělesa, kde zatížení pulsujícím cyklem při třibodovém ohybu způsobilo vyšší nárůst modulu pružnosti zkušebních těles než zatížení symetricky střídavým cyklem při uložení v nástavci „Dual Cantilever“.



Obr. 5.17 - Závislost modulu pružnosti matrice Araldit LY5052 s tvrdidlem Aradur 5052 dotvrzené při 50°C na čase (počtu cyklů) a průběh teploty při zkoušce. Zkušební těleso o průřezu 3 x 10 mm bylo zatíženo třibodovým ohybem.

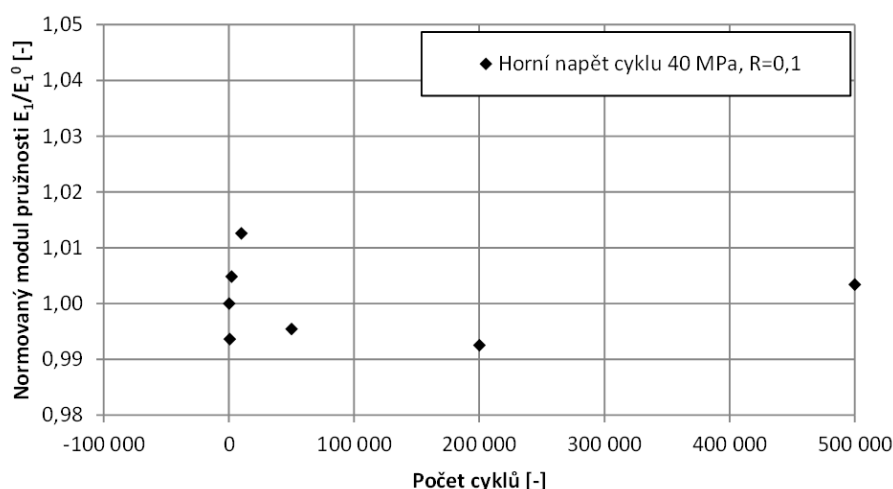


Obr. 5.18 - Závislost modulu pružnosti matrice Araldit LY5052 s tvrdidlem Aradur 5052 dotvrzené při 50°C na čase (počtu cyklů) a průběh teploty při zkoušce. Zkušební těleso o průřezu 3 x 5 mm mm bylo zatíženo třibodovým ohybem.

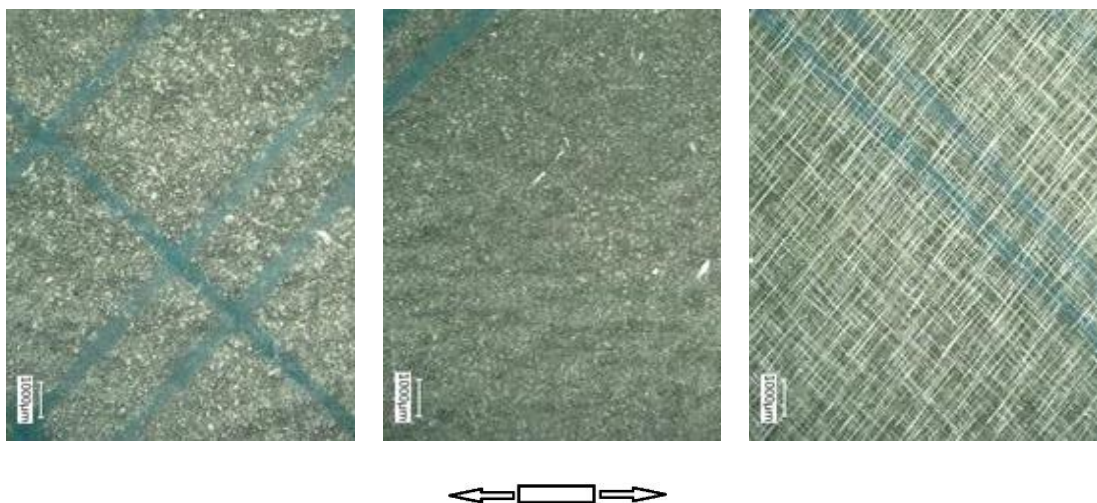
Vyslovená hypotéza, že odezva zkušebních těles s orientací $\pm 45^\circ$ je ovlivněna více mechanismy, z nichž některé způsobují pokles a některé nárůst modulu pružnosti ve smyku je potvrzena. Výsledné chování je pak dáno převládajícím mechanismem. Uvedené chování matrice však nebude způsobené výhradně orientací výztuže. K tomuto chování bude docházet i u vzorků s odlišnou skladbou. Který jev bude dominantní, bude nejspíše dané hladinou zatížení. Z tohoto důvodu byl zopakován experiment s tělesem se skladbou $[(0/90)_8]$. Hladina zatížení byla zvolena s horním napětím cyklu 40 MPa, což je hodnota významně nižší, než tomu bylo v předchozích případech, kde nejnižší hladina měla horní napětí cyklu 101 MPa. Výsledky jsou uvedeny v tab. 5.13 a graficky zpracovány v obr. 5.19. V tomto případě byla zvolena jiná báze pro měření modulu pružnosti v tahu, což zapříčinilo posun hodnot modulu pružnosti k vyšším hodnotám (naměřená nenormovaná data jsou opět uvedena v příloze P1). Důvodem byla snaha nepřekročit při statické zkoušce maximální napětí dosažené při cyklickém zatěžování. V grafickém vyjádření výsledků je patrné, že průběh mění třikrát tendenci a změny jsou celkově velmi malé (v rámci 2%). Vzhledem k jejich velikosti a rozsahu statistického souboru nelze v tomto případě jednoznačně rozhodnout, zda došlo k růstu či poklesu.

Tab. 5.13- Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti v tahu ve směru 1 dvou zkušebních těles zatížených na hladině s $R=0,1$ a $\sigma_h=40$ MPa. Modul pružnosti byl vyhodnocen na bázi 0,1-0,16% Důvodem byla snaha nepřekročit při statické zkoušce napětí dosažené při zatěžování cyklickém.

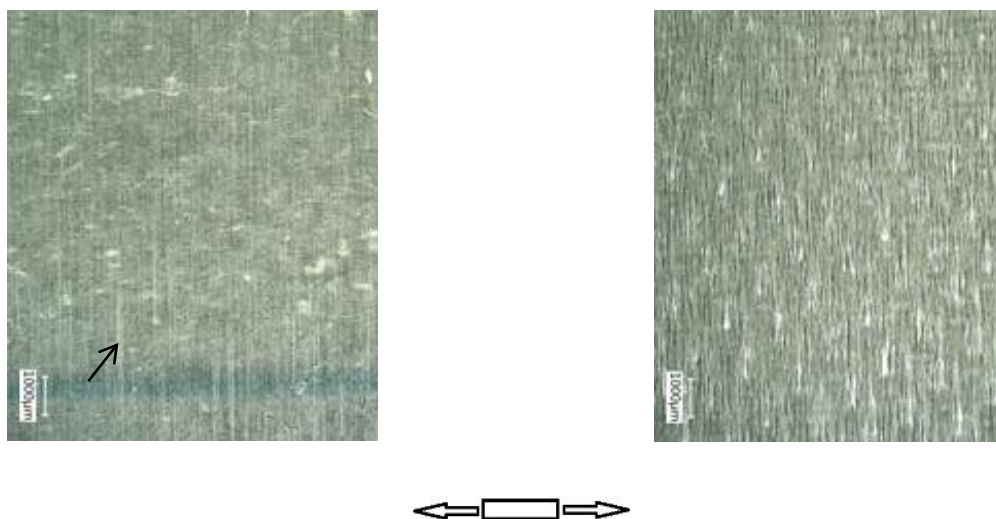
n			0	200	500	1000	2000	5000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
σ_h [MPa]	R		E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]
TSH20	40	0,1	1,000	-	0,986	-	1,013	-	1,017	0,994	-	0,995	-	1,002
			1,000	-	0,993	-	1,010	-	1,014	0,993	-	0,995	-	1,002
TSH21	40	0,1	1,000	-	0,997	-	0,995	-	1,010	0,993	-	0,987	-	1,004
			1,000	-	0,998	-	1,001	-	1,009	1,001	-	0,993	-	1,005
Aritmetický průměr			1,000	-	0,994	-	1,005	-	1,013	0,995	-	0,993	-	1,003
Směrodatná odchylka			-	-	0,006	-	0,008	-	0,004	0,004	-	0,004	-	0,002
Variační koeficient [%]			-	-	0,562	-	0,788	-	0,373	0,366	-	0,368	-	0,167



Obr. 5.19 - Normovaný modul pružnosti v závislosti na počtu cyklů na hladině zatížení s horním napětím cyklu 40 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.



Obr. 5.20 - Detail povrchu zkušebních těles se skladbou $[(\pm 45)_8]$ po zatížení $5 \cdot 10^5$ cykly na hladinách s horním smykovým napětím cyklu 16 MPa, 20 MPa a 25 MPa (zleva) a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Pod obrázky je naznačeno schéma tahově zatíženého zkušebního tělesa, kde orientace snímků odpovídá orientaci tělesa v tomto schématu. Zvětšení je 20.



Obr. 5.21 - Detail povrchu zkušebních těles se skladbou $[(0/90)_8]$ po zatížení $5 \cdot 10^5$ cykly na hladinách s horním napětím cyklu 40 MPa a 169 MPa (zleva) a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Pod obrázky je naznačeno schéma tahově zatíženého zkušebního tělesa, kde orientace snímků odpovídá orientaci tělesa v tomto schématu. Zvětšení je 20.

Za předpokladu správnosti hypotézy o více mechanismech ovlivňujících výslednou odezvu kompozitu, z nichž jeden je rozvoj poškození matrice, by měl být patrný rozdíl v jejím poškození mezi jednotlivými hladinami zatížení. Z tohoto důvodu bylo provedeno pozorování povrchu zkušebních těles pomocí digitálního mikroskopu Keyence VHX-6000. Na obr. 5.20 jsou zobrazeny povrchy zkušebních těles při dvacetinásobném zvětšení. Tyto fotografie byly pořízeny na tělesech s orientací výztuže $[(\pm 45)_8]$ po zatížení $5 \cdot 10^5$ cykly na hladinách s horním smykovým napětím 16 MPa, 20 MPa a 25 MPa. Zde se jednoznačně potvrzuje, že na povrchu nejvíce zatíženého tělesa (fotografie vpravo) je rozvinuto významné poškození, zatímco na obou nižších hladinách nebylo naopak použitým aparátém detekováno

poškození žádné. Jedná se o trhliny v matrici orientované pod úhlem 45°. Toto zjištění je v souladu s výsledky měření změn tuhosti laminátu uvedenými v obr. 5.7, kde na hladině s horním smykovým napětím 25 MPa byl projev mechanismu způsobující pokles výrazný.



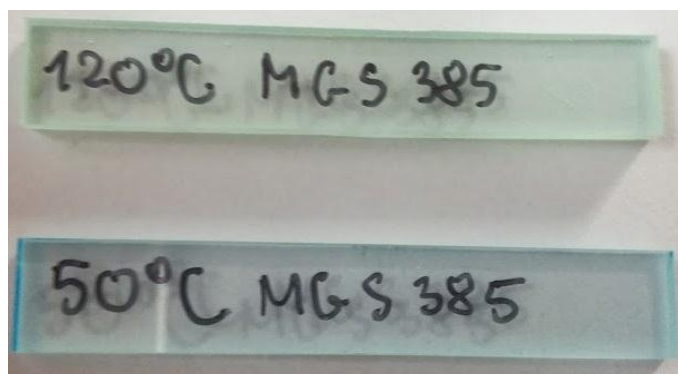
Obr. 5.22 - Detail povrchu zkušebního tělesa se skladbou $[(0/90)_8]$ po zatížení $5 \cdot 10^5$ cykly na hladinách s horním napětím cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Vedle obrázku je naznačeno schéma tahově zatíženého zkušebního tělesa, kde orientace snímku odpovídá orientaci tělesa v tomto schématu. Zvětšení je 50.

Obdobný závěr byl vyvozen z výsledků pozorování povrchu zkušebních těles s orientací $[(0/90)_8]$ uvedených na obr. 5.21 a obr. 5.22. Na obr. 5.21 je pozorován povrch zkušebních těles po zatížení $5 \cdot 10^5$ cykly na hladinách s horním napětím cyklu 40 MPa a 169 MPa. Na fotografii vpravo, pořízené na vyšší hladině zatížení je patrné vysoce rozvinuté poškození a na fotografii vlevo, která odpovídá nižší hladině zatížení, byly trhliny pozorovány s výrazně nižší hustotou, a to jen na některých místech. Trhliny jsou orientovány kolmo vůči zatížení. Na některých tělesech zatížených na hladině s horním napětím cyklu 169 MPa byly navíc při padesátinásobném zvětšení pozorovány trhliny orientované ve směru zatěžování, viz obr. 5.22. Po detailním rozboru polohy těchto trhlín byl učiněn závěr, že jde o trhliny iniciované na rozhraní matrice a pramenců vláken orientovaných ve směru zatěžování. Výsledky zjištěné pozorováním povrchu zkušebních těles s orientací $[(0/90)_8]$ jsou též v souladu s výsledky měření modulu pružnosti zkušebních těles, kde na vyšší hladině s horním napětím cyklu 169 MPa byl jednoznačný a velmi výrazný pokles a na hladině nižší s horním napětím cyklu 40 MPa byl průběh nejednoznačný s měnící se tendencí.

Vzhledem k výše popsaným výsledkům, které vznikly měřením změny modulu pružnosti samotné matrice a pozorovaným poškozením povrchu zkušebních těles, které koresponduje s výslednou odezvou kompozitu lze hypotézu o více mechanismech ovlivňujících odezvu zkušebních těles považovat za potvrzenou.

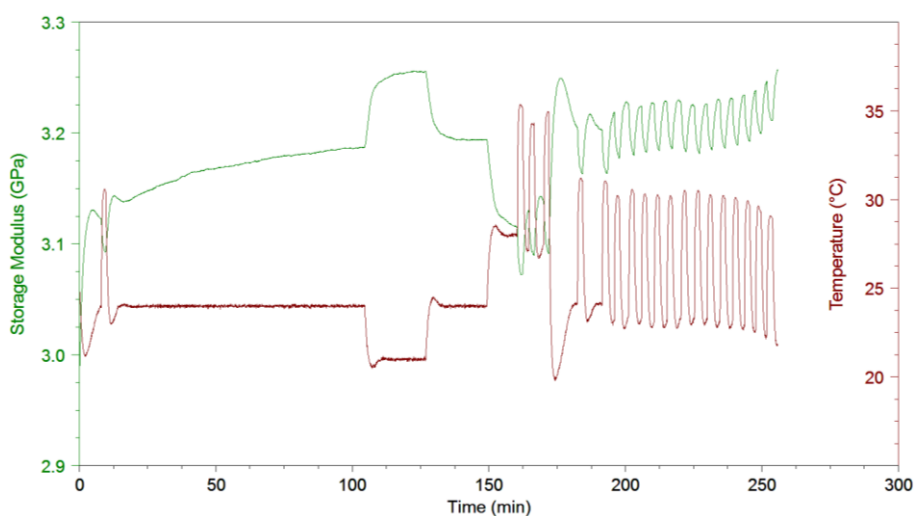
Až dosud byl zkoušen jeden typ matrice od výrobce Huntsman (Araldite LY5052 s tvrdidlem Aradur 5052). Nebyla vyloučena možnost, že zjištěné chování materiálu matrice je jedinečné právě pro uvedený typ matrice. Proto byla část experimentů zopakována s jiným typem matrice (Epikote Resin

MGS LR 385 s tvrdidlem Epikure Curing Agent MGS LH 385) od výrobce Hexion. Opět byla testována dvě zkušební tělesa dotvrzená na 50°C a 120°C. Zatěžování bylo realizováno v nastavení Dual Cantilever, tedy jako ohyb oboustranně vetknutého nosníku. Fotografie těles je uvedena na obr. 5.23.

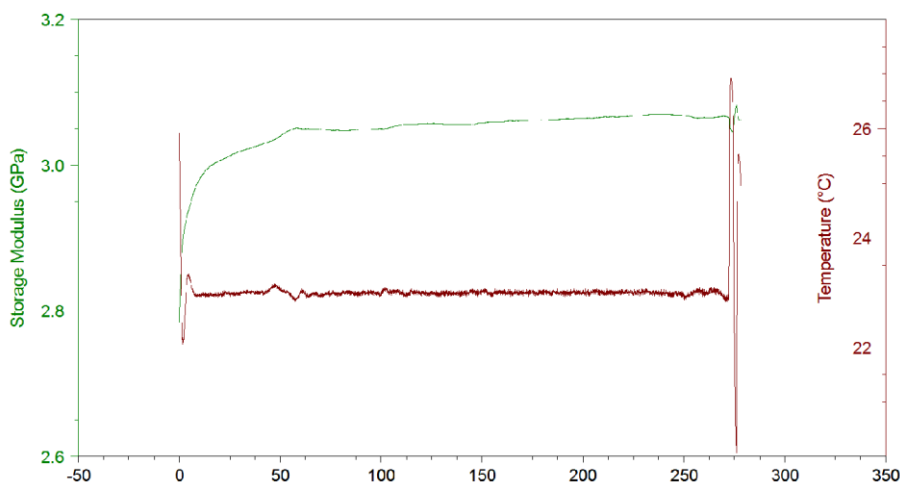


Obr. 5.23 - Zkušební tělesa o příčném průřezu 3 x 10 mm použité pro posouzení odezvy tuhosti matrice MGS 385 na cyklické zatěžování.

Výsledky jsou uvedeny v obr. 5.24 pro teplotu dotvrzení 50°C a v obr. 5.25 pro teplotu dotvrzení 120°C. V tomto případě byla snaha o udržení konstantní teploty, aby bylo možné u tohoto typu matrice posoudit závislost tuhosti matrice na cyklickém zatížení bez vlivu změny teploty. Bohužel v obou případech nebylo zkušební zařízení schopné udržet stabilní izotermu. Pravděpodobnou příčinou byla dle technické podpory výrobce příliš vysoká okolní teplota. Experimenty byly provedeny v neklimatizované místnosti, kde okolní teplota dosahovala přibližně 33°C. Z tohoto důvodu je výsledek na konci zkoušek znehodnocen a konečná hodnota byla stanovena velmi hrubým odhadem. Dále bylo nutné, vzhledem k neschopnosti zkušebního zařízení stabilizovat teplotu, zkoušky ukončit na výrazně nižší hodnotě zatěžných cyklů.



Obr. 5.24 - Závislost modulu pružnosti matrice Epikote Resin MGS LR 385 s tvrdidlem Epikure Curing Agent MGS LH 385 dotvrzené při 50°C na počtu cyklů a průběh teploty při zkoušce.



Obr. 5.25 - Závislost modulu pružnosti matrice Epikote Resin MGS LR 385 s tvrdidlem Epikure Curing Agent MGS LH 385 dotvrzené při 120°C na počtu cyklů a průběh teploty při zkoušce.

Z výsledků experimentu i přes nižší hodnotu zátěžných cyklů jednoznačně vyplývá, že u matrice Epikote Resin MGS LR 385 s tvrdidlem Epikure Curing Agent MGS LH 385 dochází k nárůstu hodnoty modulu pružnosti matrice také. I přes zmíněné problémy s udržení konstantní izotermy lze v obou případech najít dostatečně dlouhé úseky, kde byla teplota konstantní a i v těchto úsecích docházelo k růstu hodnoty modulu pružnosti matrice. Diskutované chování bylo nezávisle potvrzeno v případě obou typů matrice.

Příčina růstu tuhosti zkušebních těles kompozitu byla popsána. Dále je nutné z uvedených poznatků učinit závěry, které ovlivní směr dalších prací při návrhu metodiky pro predikci poklesu tuhosti únavově zatěžovaných kompozitních konstrukcí. V tab. 5.14 jsou shrnuty výsledky zkoušek samotné matrice. Konečné hodnoty modulu pružnosti byly v některých případech odhadnuty kvůli jejich znehodnocení způsobenému nestabilní teplotou. V tab. 5.15. jsou uvedeny parametry zatížení a charakterizována výsledná odezva měřených skladeb laminátu na některých hladinách zatížení. Je zde uvedena i kvaziizotropní skladba, která ještě nebyla diskutována. Bude však diskutována v dalších částech práce a proto je zde uvedena také. Aby bylo možné korelovat mezi jednotlivými výsledky uvedenými v tab. 5.14 a tab. 5.15, bylo nutné pracovat s deformacemi. U vyztužených laminátů je napěťově – deformační odezva významně ovlivněna typem a orientací výztuže. Pracovat při popisu zatížení matrice u vyztuženého kompozitu s napětími vztaženými k příčnému průřezu zkušebních těles by bylo irelevantní. Dále je nutné připomenut již zmíněný fakt, že při ohybovém zatížení matrice není ve zkušebním tělese konstantní pole napjatosti. V tab. 5.14, kde jsou výsledky získané z ohybových zkoušek, je proto uvedena hodnota v nejvíce namáhaném místě nosníku.

Je zřejmé, že teplota dotvrzení nemá na odezvu matrice Araldit LY5052 výrazný vliv. Jistý rozdíl lze pozorovat u matrice MGS LR 385, zde ale jde o výsledky pro poloviční počet cyklů. Dále se nepotvrdil zásadní vliv hladiny zatížení při tříbodovém ohybu a to byla napjatost dvojnásobná. Bez ohledu na hladinu zatížení je ale u tříbodového ohybu vyšší nárůst tuhosti ve srovnání s ohybem

oboustranně vetknutého nosníku. Vliv zřejmě bude mít charakter zatížení ve smyslu střídavý / pulsující cyklus. Počáteční deformace spočtená u těles zatížených v třibodovém ohybu je v tab. 5.14 uvedena v závorce. Tato hodnota je ovlivněna chybnou počáteční hodnotou modulu pružnosti diskutovanou výše.

Tab. 5.14 - Souhrn výsledků zkoušek materiálu matrice a její citlivosti na různé testovací zásahy.

Typ matrice a teplota dotvrzení	σ_{max} [MPa]	E^0 [MPa]	E^n [MPa]	ϵ_{max}^0 [μ s]	R [-]	Uložení nosníku	n [-]	E^n/E^0 [-]
Araldit_50°C	4,6	2556	2769	1800	-1	Oboustranně vetknutý (Dual Cantilever)	285 000	1,083
Araldit_120°C	4,6	2400	2600	1917	-1	Oboustranně vetknutý (Dual Cantilever)	225 000	1,083
Araldit_50°C (10 mm)	8,8	4538	4963	(1939)	0,1	Prostě podepřený (3PB)	300 000	1,094
Araldit_50°C (5mm)	17,6	4925	5400	(3574)	0,1	Prostě podepřený (3PB)	300 000	1,096
MGS_50°C	4,6	2988	3207	1539	-1	Oboustranně vetknutý (Dual Cantilever)	140 000	1,073
MGS_120°C	4,6	2785	3070	1652	-1	Oboustranně vetknutý (Dual Cantilever)	153 000	1,102

V tab. 5.15 jsou uvedeny zatížení jednotlivých skladeb kompozitu a dále je zde charakterizován průběh křivky zbytkové tuhosti. Snahou je učinit směřodátné závěry ohledně vlivu zatížení matrice na průběh žádaných veličin, kterými jsou moduly pružnosti ve smyku a tahu. Hodnoty deformace i napětí jsou zde uvedeny jako osové, ve směru zatěžování a bez ohledu na typ skladby. Napětí jsou vztahena k příčnému průřezu zkušebních těles. Proto je uveden i modul pružnosti v tahu dané skladby ve směru zatěžování, který byl získán výpočtem. V případě modulu pružnosti v tahu je tento postup zcela správný a jednoznačně interpretovatelný. V případě modulu pružnosti ve smyku je situace komplikovanější. Modul pružnosti ve smyku je vyhodnocen na základě podélné a příčné deformace zkušebních těles s uvedenou orientací za předpokladu zatížení smykovým napětím, které vznikne po transformaci osového napětí vzorku do hlavních materiálových os výztuže zkušebního tělesa. Namáhání však není čistě smykové. Tato fakta vnáší při kritickém posouzení postupu určité pochyby o jeho jednoznačné interpretaci při snaze o posouzení změn modulu pružnosti ve smyku na základě osového napětí/deformace zkušebního tělesa. U hladiny zatížení s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa a 16 MPa byla velikost změny podélné a příčné deformace při statických zkouškách ve všech případech velmi podobná a blížila se ke změně uvedené v obr. 5.9. Změna modulu pružnosti ve smyku je zde tedy způsobena poklesem jak příčné, tak podélné deformace. Zde může být kvalitativní posouzení provedeno. Změny deformací získané při statických zkouškách zkušebních těles zatěžovaných na hladině zatížení s horním smykovým napětím cyklu 25 MPa již takto vyrovnané změny podélné a příčné deformace nevykazovaly. Podélná deformace zůstávala konstantní, popř. velmi mírně rostla a příčná deformace naopak mírně klesala. Odpovídá tomu i výsledný trend této hladiny zatížení, kde je ve výsledku patrný spíše nárůst, ale velmi malý (viz obr. 5.7). V tab. 5.15 je však pro úplnost uvedena i tato hladina, ale vzhledem k tomu, že zde jsou pochybnosti o

jednoznačném vztahu mezi osovou deformací a změnami modulu pružnosti ve smyku, při dalších komentářích je tato hladina zatížení vynechána.

Průběh je v tab. 5.15 charakterizován slovně, kde přívlastek jednoznačný znamená, že uvedená tendence byla nalezena jednoznačně v celém průběhu zatěžování. Naopak přívlastek nejednoznačný znamená, že se tendence vícekrát měnila a není možné rozhodnout, zda došlo spíše k poklesu, či růstu. A nakonec přívlastek spíše vyjadřuje, že se tendence měnila, ale vizuální kontrolou lze rozhodnout, který jev ve smyslu nárůst / pokles je dominantní. Zároveň jsou zde uvedeny dopočtené hodnoty deformace, které platily u panenského zkušební tělesa a vzhledem k silovému zatížení se dále měnily.

Tab. 5.15 – Vliv hladiny zatížení a teploty dotvrzení na změny tuhosti různých skladeb laminátu. Panenský modul pružnosti E^0 skladeb $[(\pm 45)_8]$ a $[(0/90/\pm 45/0/90/\pm 45)_s]$ ve směru aplikovaného zatížení byl stanoven výpočtem.

Skladba	E^0 [MPa]	σ_{max} [μs]	ϵ_{max}^0 [μs]	R [-]	Teplota dotvrzení [°C]	Průběh	Procentuální rozdíl 0 - 500 cyklů [%]
$[(0/90)_8]$	23982	101	4211	0,1	50	jednoznačný pokles (obr. 5.5)	-7,2
$[(0/90)_8]$	23982	40	1668	0,1	50	nejednoznačný (obr. 5.19)	+0,3
$[(\pm 45)_8]$	9835	50	5084	0,1	50	spíše nárůst (obr. 5.7)	+1,8
$[(\pm 45)_8]$	9835	40	4067	0,1	50	spíše nárůst (obr. 5.7)	+9,6
$[(\pm 45)_8]$	9835	40	4067	0,1	120	jednoznačný nárůst (obr. 5.10)	+16,0 (+12,3)
$[(\pm 45)_8]$	9835	32	3254	0,1	50	spíše nárůst (obr. 5.7)	+9,1 (+5,0)
$[(0/90, \pm 45, 0/90, \pm 45)_s]$	18239	76	4167	0,1	50	spíše pokles (obr. 7.9)	-1,7

I přes všechna výše popsaná opatření pro usnadnění korelace mezi daty se však jednoznačné závěry učinit nedají. Např. u skladby $[(0/90)_8]$ je při deformaci 1668 μs nejednoznačný průběh, nedochází zde k růstu. Oproti tomu u skladby $[(\pm 45)_8]$ dochází k pozorovatelnému růstu i při deformaci 4067 μs. Jistý náznak shody lze odvodit z porovnání skladby $[(0/90)_8]$ na hladině s horní deformací 4211 μs a skladby $[(0/90/\pm 45/0/90/\pm 45)_s]$ na hladině s horní deformací 4167 μs. Procentuální rozdíl je značný, ale nelze vyloučit, že kdyby byl laminát se skladbou $[(0/90/\pm 45/0/90/\pm 45)_s]$ zatížen mírně vyšší deformací, došlo by k jednoznačnému poklesu a výsledky by se tak výrazně přiblížily.

Nelze vyloučit, že výsledná změna mechanických vlastností matrice a tím i odezva laminátu je ovlivněna i jevy, které vznikají v důsledku interakce na rozhraní vlákno a matrice – např. lokální koncentrace napětí. V literatuře je opakovaně zmiňováno, že chování matrice samotné a matrice v podobě konstituentu se mnohdy výrazně liší, viz např. [52]. Zde nastává významný problém, protože pro popis ovlivnění odezvy kompozitu je nutné popsat mechanismy probíhající v matici, které je problematické popsat u čisté, nevyztužené matrice. Posouzení mechanismu růstu tuhosti matrice nezávisle na teplotě dotvrzení vyžaduje mezioborovou spolupráci s materiálovými inženýry se zaměřením na inženýrství

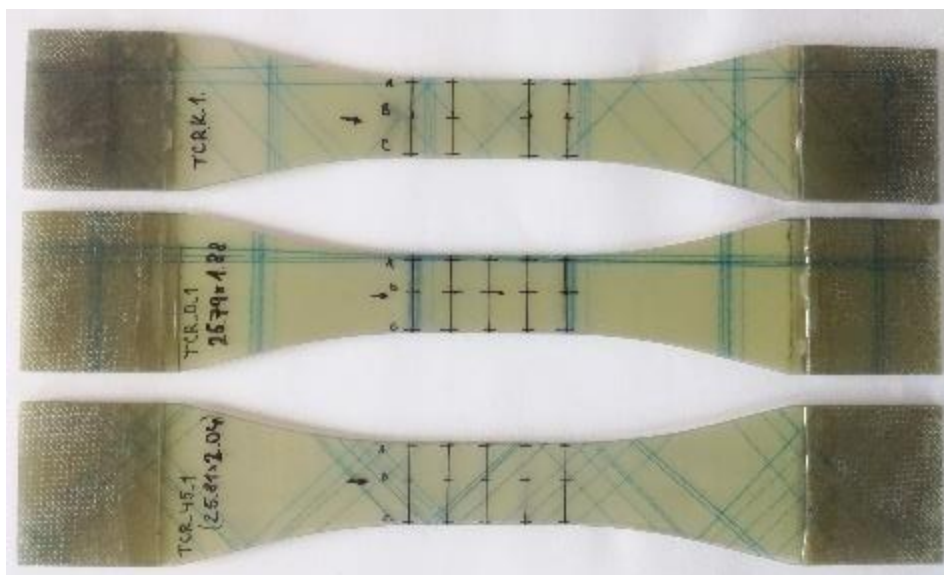
polymerních látek. Proto byly zahájeny konzultace s pracovníky Ústavu polymerů Vysoké školy chemicko-technologické v Praze.

Vzhledem k výše uvedeným zjištěním a závěrům lze pro další postup v rámci této práce odhadnout pouze hodnoty kritických hodnot napětí, pod jejichž hodnotou nenastává pokles tuhostních charakteristik daných skladeb. Uvedené hodnoty platí pro daný materiálový systém a silové zatěžování pulsujícím cyklem se součinitelem asymetrie 0,1. Pro skladbu [(0/90)₈] byla tato hodnota stanovena na 38 MPa. Jedná se o normálové napětí vztažené k příčnému průřezu zkušební tělesa působící ve směru jedné z materiálových os. Vzhledem ke shodné orientaci vrstev se zároveň jedná o normálové napětí každé z lamin. Na hladině s horním napětím cyklu 40 MPa, která byla proměřena, byl průběh nejednoznačný a místy docházelo k poklesu. Proto byla hodnota ještě mírně snížena. Pro skladbu [(±45)₈] byla odhadnuta hodnota normálového napětí vztaženého k příčnému průřezu zkušební tělesa 50 MPa, což po zpracování dle postupu v normě ASTM D3518 / D3518M – 13 odpovídá hladině smykového napětí 25 MPa. Vzhledem ke shodné orientaci vrstev se také jedná o smykové napětí každé z lamin. Tato hladina zatížení byla testována. Nárůst zde byl 1,8%, což je hodnota zanedbatelná. Odhadovat hodnotu vyšší nemá smysl, protože by se jednalo téměř o smluvní statickou pevnost ve smyku. Pro skladbu [(0/90/±45/0/90/±45)_s] byla hodnota normálového napětí vztaženého k příčnému průřezu zkušební tělesa odhadnuta na 60 MPa. Vzhledem k různé orientaci lamin se v tomto případě nejedná o napětí jednotlivých vrstev. Na hladině s horním napětím 76 MPa výsledky poukazují spíše na pokles, ale náznaky růstu tuhosti v některých místech křivky jsou.

5.2.3.2 Posouzení a diskuze vlivu trvalé deformace

Při zkoumání příčin nárůstů hodnot smykového modulu pružnosti byla posouzena i trvalá deformace těles. Vzhledem k tomu, že zkušební tělesa jsou při cyklickém zatěžování v rámci diskutovaných experimentů vystavena trvalému tahovému předpětí, vznik trvalé deformace nelze vyloučit. V publikaci [65] je diskutován nárůst tuhosti v důsledku trvalé deformace a autor jako příčinu označil jednak napnutí vláken, které při výrobě byly zvlněné, a dále mírné přeorientování vláken původně orientovaných pod úhlem 45° do osy zatěžování.

Trvalá deformace byla sledována ve směru zatěžování. Pro posouzení rozsahu trvalé deformace byla použita navržená zkušební tělesa ve tvaru psí kosti, na kterých byly vytvořeny dvě sady rysek ve vzdálenosti 25 a 50 mm, viz obr. 5.26. Dále byla proměřena rozteč těchto rysek před a v průběhu cyklického zatěžování. Pro posouzení rozteče byl použit Stojan KSK Ostrava s mikrometrickým posunem vybavený stereomikroskopem Olympus SZ-40 s udávanou přesností ±30 μm. Pokud by v tělesech zůstala trvalá deformace, rozteč by se měla zvětšit.



Obr. 5.26 - Zkušební tělesa s naryšovanými sadami rysek použítá pro posouzení rozsahu trvalé deformace.

Rozteč byla měřena po 2000, 50 000 a 500 000 zátěžných cyklech. Výsledky jsou shrnuty v tab. 5.16. Posouzení bylo provedeno i pro skladbu $[(0/90)_8]$, která byla použita u měření diskutovaných v kapitole 5.1. Dále byla posouzena i skladba $[(0/90/\pm 45/0/90/\pm 45)_s]$, která bude diskutována v dalších částech práce. Zkoušky probíhaly na nejvyšších použitých hladinách zatížení. Zátěžná hladina třetí skladby, která ještě nebyla diskutována, odpovídala hornímu napětí cyklu 127 MPa (napětí je myšleno jako normálové napětí vztažené k příčnému průřezu zkušebního tělesa). V tab. 5.16 jsou uvedené průměrné hodnoty ze třech měřených pozic (viz obr. 5.26). Zkoušky byly v tomto případě opakovány pouze s jedním zkušebním tělesem.

Tab. 5.16 - Souhrn výsledků měření trvalé deformace

Skladba	Báze (jmenovitá)	0 cyklů [mm]	2 000 cyklů [mm]	50 000 cyklů [mm]	500 000 cyklů [mm]	Výsledný nárůst [mm]
$[(\pm 45)_8]$	25 mm	24,79	24,81	24,84	24,84	0,05
	50 mm	49,53	49,56	49,61	49,58	0,05
$[(0/90)_8]$	25 mm	24,79	24,79	24,79	24,79	0,00
	50 mm	49,90	49,90	49,91	49,91	0,01
$[(0/90/\pm 45/0/90/\pm 45)_s]$	25 mm	24,86	24,86	24,86	24,86	0,00
	50 mm	50,64	50,64	50,65	50,64	0,00

Vzhledem k přesnosti použitého aparátu lze trvalou deformaci potvrdit pouze v případě zkušebních těles se skladbou $[(\pm 45)_8]$. U ostatních skladeb detekována nebyla. Tyto závěry jsou v souladu s literárními údaji, viz např. [66]. Neočekávané je, že nárůst rozteče je pro obě sady rysek stejný. Rysky odpovídající bázi 50 mm však leží v oblasti již ovlivněné přechodovým rádiusem. Uvedený nárůst odpovídá trvalé deformaci 2000 μs pro bázi 25 mm a 1000 μs pro bázi 50 mm. Vzhledem k tomu, že na dané hladině zatížení lze ve směru podélné osy zkušebních těles očekávat počáteční horní deformaci 5084 μs , jedná se v obou případech o nezanedbatelné hodnoty. Nelze vyloučit, že u zkušebních těles se

skladbou $[(\pm 45)_8]$ k popsáným jevům (napnutí a změna orientace vláken) dochází a je tak ovlivněna výsledná odezva těles při měření změn smykového modulu pružnosti. Dominantní příčinou pravděpodobně je změna tuhosti matrice.

5.3 Vliv cyklického zatěžování na Poissonovo číslo

Vyhodnocení hodnoty Poissonova čísla je možné provést dle normy ASTM D3039/3039M - 17 při tahové zkoušce. Experiment byl proveden se čtyřmi zkušebními tělesy. Cyklické zatěžování bylo provedeno při frekvenci 10 Hz na hladině zatížení se součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a horním napětím zátěžného cyklu 40 MPa a 169 MPa. Skladba zkušebních těles byla dle doporučení normy $[(0/90)_8]$. Počet zátěžných cyklů činil $5 \cdot 10^5$.

V tab. 5.17 je uvedené porovnání Poissonova poměru panenských zkušebních těles ν_{12}^0 a zkušebních těles po zatížení ν_{12}^{500} pro hladinu zatížení s horním napětím zátěžného cyklu 40 MPa. Jsou zde uvedeny i naměřené hodnoty modulu pružnosti v tahu. Na této hladině zatížení dochází k nárůstu hodnoty Poissonova čísla o hodnotu 1,6%.

Tab. 5.17 - Normované hodnoty Poissonova čísla zkušebních těles v závislosti na počtu cyklů, zatížených na hladině s horním napětím cyklu 40 MPa a součinitelem asymetrie 0,1. Frekvence zatěžování byla 10 Hz.

		<i>n</i>		0	500 000	0	500 000
	σ_{max} [MPa]	<i>R</i> [-]	ν_{12}^n/ν_{12}^0 [-]	ν_{12}^n/ν_{12}^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	
TSH20	40	0,1	1,000	1,021	1,000	1,002	
			1,000	0,972	1,000	1,002	
TSH21	40	0,1	1,000	1,016	1,000	1,004	
			1,000	1,056	1,000	1,005	
Aritmetický průměr			1,000	1,016	1,000	1,003	
Směrodatná odchylka			-	0,035	-	0,002	
Variační koeficient [%]			-	3,390	-	0,167	

Na vyšší hladině zatížení hodnota Poissonova čísla klesá o 23,6 %, viz tab. 5.18. Tato hodnota je významná. S největší pravděpodobností ale ani tato změna nebude ovlivněna pouze rozvojem poškození v matrici. Pro stanovení hodnoty Poissonova čísla je nutné měřit deformaci v podélném a příčném směru. Ve směru podélném, tedy ve směru zatížení, je vliv nárůstu tuhosti matrice nízký, protože v tomto směru dominuje poškození matrice. Tento fakt byl již prokázán. Otázkou zůstává, jaký efekt bude mít zvýšení tuhosti na velikost kontrakce a tím i deformaci v druhém směru.

Změny Poissonova čísla je možné uvedeným způsobem popsat pro jednoosý tah. Při výpočtu reálné konstrukce má změna Poissonova čísla v uvedeném rozsahu téměř zanedbatelný vliv na deformace a napjatost konstrukce. I kdyby byl z výsledků jednoosého tahu navržen model pro změny Poissonova čísla a použit pro modelování komplexní konstrukce, nebylo by prakticky možné predikci jakkoli verifikovat.

Vzhledem k tomu, že odezva materiálu je zatížena změnami tuhosti matrice, které se nepodařilo detailněji popsat, a vzhledem k tomu, že model pro predikci změn hodnot Poissonova čísla by nebylo možné verifikovat, nemá v této fázi opodstatnění model navrhovat a proto měřit rozsáhlý soubor dat.

Tab. 5.18 - Normované hodnoty Poissonova čísla zkušebních těles v závislosti na počtu cyklů, zatížených na hladině s horním napětím cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie 0,1. Frekvence zatěžování byla 10 Hz.

		<i>n</i>		0	500 000	0	500 000
	σ_{max} [MPa]	<i>R</i> [-]	ν_{12}^n/ν_{12}^0 [-]	ν_{12}^n/ν_{12}^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	E_1^n/E_1^0 [-]	
TSH22	169	0,1	1,000	0,740	1,000	0,865	
			1,000	0,736	1,000	0,903	
TSH23	169	0,1	1,000	0,768	1,000	0,850	
			1,000	0,814	1,000	0,921	
Aritmetický průměr			1,000	0,764	1,000	0,885	
Směrodatná odchylka			-	0,036	-	0,033	
Variační koeficient [%]			-	4,722	-	3,720	

5.4 Modul pružnosti v tlaku

Návrh metodiky pro měření zbytkových hodnot modulu pružnosti v tlaku byl též zvažován. Mnoho výzkumníků dospělo k názoru, že pokles tuhosti při cyklickém zatížení v tlakové oblasti je nevýrazný. Tento fakt je patrný i v kapitole 2, kde je uveden model autorů Sidorroff a Subargio [32], který s tímto předpokladem pracuje. Není jediný. Obdobný model navrhli a úspěšně verifikovali také např. Paepegem a Degrieck [35].

Ze zkušeností získaných ve VZLÚ, a.s. v rámci dříve řešených projektů, kde bylo realizováno experimentální měření únavových charakteristik v tlakové oblasti zatížení u tenkostěnných kompozitních i kovových konstrukcí vyplynula velmi vysoká náročnost těchto experimentů. Byla zvládnuta metodika zkoušek při střídavých cyklech, ale udržet stabilní tlakové namáhání u cyklů pulsujících se nepodařilo. Dále se nabízí otázka, jaký vliv bude mít na modul pružnosti v tlaku změna mechanických vlastností matrice. V této kapitole bylo prokázáno, že pokles tuhosti kompozitu nastává za předpokladu, že se v matici rozvine poškození. V opačném případě nastává spíše nárůst tuhosti. Pokud bude matrice vystavena tlakovému zatížení, rozvoj trhlin nemusí nastat. Nelze ale vyloučit rozvoj poškození matrice v místech rozhraní pramenců výztuže a matrice, kde nejspíš nebude jednoosá napjatost, a některá z hlavních napětí mohou dosahovat kladných hodnot. Lze předpokládat, že na přijatelných hladinách pulsujícího namáhání v tlaku nebude pokles tuhosti způsobený rozvojem těchto mechanismů poškození dominantní nad růstem tuhosti matrice. Tento předpoklad bude ověřen. Je nutné provést alespoň kvalitativní posouzení a buď jej potvrdit, nebo vyvrátit. Pro posouzení vlivu tlakového pulsujícího namáhání na výslednou tuhost kompozitu nebyly v rámci této práce provedeny klasické jednoosé tlakové zkoušky vzhledem k výše zmíněným obtížím s jejich realizací. Posouzení bylo provedeno v rámci

ohybových zkoušek, kde byla následně ověřena tuhost v místech nosníku s tlakovým namáháním. Hypotéza o nulovém poklesu tuhosti se potvrdila a dokonce nastal nárůst tuhosti. Tyto experimenty jsou detailně popsány v kapitole 7.

5.5 Dílčí souhrn a diskuze poznatků

V rámci této kapitoly bylo učiněno množství zajímavých a cenných poznatků, které velmi ovlivnily další postup při návrhu modelu zbytkové tuhosti a i další související práce. Jednak se ukázalo, že při cyklickém zatěžování může do výsledné odezvy laminátu výrazně promlouvat i matrice. Dále se ukazuje, že změna mechanických vlastností matrice obecně nemusí souviset pouze s dotvrzením díky ohřevu materiálu. Provedené experimenty s matricemi dotvrzenými na výrazně vyšší teplotu na to poukazují. U samotné matrice dotvrzení na vyšší teplotu nezpůsobilo zásadní změnu v odezvě. Nepodařilo se objasnit, proč došlo u zkušebních těles se skladbou $[(\pm 45)_8]$ dotvrzených na vyšší teplotu k výrazně vyššímu nárůstu tuhosti (viz obr. 5.10). Nelze vyloučit, že odezva zkušebních těles je ovlivněna i dalšími mechanismy, které se nepodařilo objevit a popsat. Mezi jejich příčiny může patřit i výše zmíněná interakce v mezifázovém rozhraní.

Při experimentech se zkušebními tělesy se skladbou $[(0/90)_8]$ se podařilo naměřit množství kvalitních výsledků, díky kterým bude navržen model pro predikci poklesu modulu pružnosti v tahu při tahovém namáhání. Navržená metodika měření poklesu modulu pružnosti v tahu se osvědčila v plném rozsahu. I tato data jsou pravděpodobně ovlivněna změnami tuhosti matrice, ačkoli ve výsledné odezvě zcela převýšilo její mechanické poškození. To by mohl být důvod, že změny v hodnotě modulu pružnosti nekorespondují plně s literárními údaji, kde se u podobných materiálových systémů a hladin zatížení uvádí pokles modulu pružnosti až 20%.

Po zjištění příčiny růstu hodnot modulu pružnosti ve smyku se ukázalo, že navrhovat model, který bude predikovat pokles modulu pružnosti ve smyku při smykovém namáhání laminy, nemá opodstatnění, protože mírný pokles zde nastává až na hodnotách smykových napětí, které jsou nepřijatelné kvůli nízké bezpečnosti vůči smluvní mezi pevností. To samé platí i pro tlakovou oblast namáhání, kde se nepodařilo pokles tuhosti ani prokázat, což bude uvedeno v dalších částech práce (viz podkapitola 7.3.3).

Kapitola 6

Návrh modelu poklesu tuhosti a jeho implementace do MKP softwaru

V kapitole 4 byla uvedena základní myšlenka celé metodiky a bylo zde stanoveno, že pro splnění všech vytčených cílů je nezbytné, aby byl pokles tuhosti popsán na úrovni lamin. Dále je nutné, aby model uspokojivým způsobem predikoval pokles tuhosti na všech přípustných hladinách zatížení.

Navržený model je fenomenologické povahy. Při jeho odvození bylo na laminy pohlíženo jako na ortotropní a kvazihomogenní materiál. Je sledována pouze změna tuhosti laminy a příčiny, které k ní vedou, v podobě vzniku a rozvoje poškození, model nijak nezohledňuje. Na úrovni lamin je poškození homogenizováno pomocí změn mechanických vlastností. Při znalosti změn tuhosti lamin je možné posoudit změny tuhosti celé kompozitní konstrukce. Poznatky uvedené v kapitole 6 byly postupně zveřejněny v rámci [D3], [D7] a [D11].

Experimentální data použita v rámci této kapitoly pro návrh modelu a postupu jeho identifikace jsou shodná s daty uvedenými v kapitole 5. Jedná se tedy o modelový materiálový systém, který byl popsán v kapitole 4.

6.1 Návrh modelu poklesu tuhosti

Model poklesu tuhosti popisuje změny prvků C_{ij} matice konstant tuhosti. Jak bylo uvedeno, tyto prvky jsou definovány pěti proměnnými, z nichž pouze 4 jsou nezávislé. Ze závěrů vyplývajících z předchozí kapitoly vyplývá nutnost modelovat pokles hodnoty modulu pružnosti v tahu E_1 a E_2 za předpokladu, že hodnota odpovídajícího tahového napětí je vyšší, než hodnota kritická. V případě modelového materiálového systému a bázi cyklů $5 \cdot 10^5$ je tato hodnota 38 MPa. Změny hodnot modulu pružnosti ve smyku v rovině laminy G_{12} vykazovaly při zkouškách nárůst a konstantní zůstávaly pro modelový materiálový systém a bázi cyklů $5 \cdot 10^5$ až na hodnotě smykového napětí 25 MPa. Tato hladina zatížení byla vzhledem k hodnotě smluvní meze pevnosti ve smyku vybrána jako maximální přípustná hladina zatížení.

Ve srovnání s většinou doposud publikovaných fenomenologických modelů, které se zabývaly poklesem tuhosti určité skladby laminátu a které na zkušební těleso pohlížely jako na homogenizované kontinuum a možná víceosá napjatost jednotlivých lamin nebyla řešena, je zde situace komplikovanější.

Žádná zjednodušení nejsou přípustná, protože pokles tuhosti je řešen na úrovni lamin a jejich skutečný stav napjatosti musí být zohledněn.

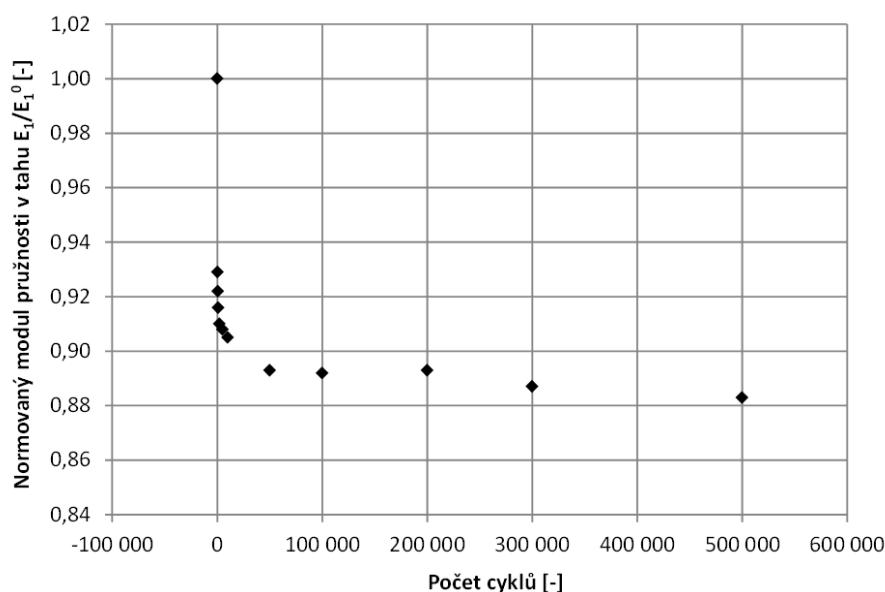
Dále je tu otázka interaktivity, která bývá v odborné komunitě často diskutována v rámci teorie statické pevnosti kompozitních materiálů a na základě níž je provedeno základní dělení kritérií statické pevnosti na interaktivní a neinteraktivní. Pod pojmem interaktivita se rozumí myšlenka, že dosažení určitého zatížení kompozitu v jedné materiálové ose je příčinou změny pevnosti v ose jiné. Bývá též velmi často zdrojem odborných diskuzí. Např. v [58] je interaktivita téměř odmítána s argumentem, že pro ni neexistuje fyzikální důvod. Obdobná otázka může být vyslovena i v případě modelování únavového poškození: „Může poškození v jedné ose způsobit výrazné ovlivnění tuhosti v ose jiné a v jaké míře?“ Získání odpovědi a zejména popis tohoto jevu bude obnášet provedení řady velmi rozsáhlých experimentů a je to nad rámec této práce, která je zaměřena na základní návrh metodiky.

Navržený model poklesu tuhosti lze v diferenciálním tvaru obecně formulovat pomocí systému rovnic (6.1)-(6.2):

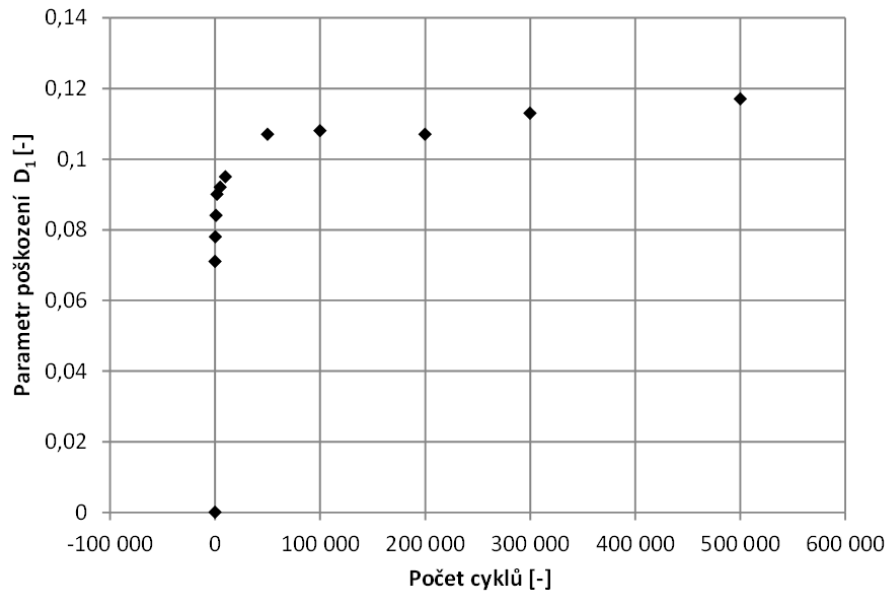
$$\frac{dD_1}{dn} = f(D_1, \sigma_1), \quad D_1 = 1 - \frac{E_1^n}{E_1^0}, \quad (6.1)$$

$$\frac{dD_2}{dn} = f(D_2, \sigma_2), \quad D_2 = 1 - \frac{E_2^n}{E_2^0}, \quad (6.2)$$

kde D_1 a D_2 vyjadřuje poškození v osách 1 a 2. Proměnné E_1^n a E_2^n vyjadřují zbytkový modul pružnosti v tahu v ose 1 a zbytkový modul pružnosti v tahu v ose 2. Proměnné E_1^0 a E_2^0 jsou panenské hodnoty. Výrazy σ_1 a σ_2 jsou napětí působící na laminu zavedená v obr. 4.2. Výraz n vyjadřuje počet zátěžných cyklů.



Obr. 6.1 - Zbytkový modul pružnosti v tahu na hladině zatížení s horním napětím zátěžného cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.



Obr. 6.2 - Parametr poškození na hladině zatížení s horním napětím zátěžného cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

Odvození je zde provedeno pro směr 1 a navržený model bude zobecněn na konci této kapitoly. Je třeba nalézt funkci, která je v modelu obecně zapsána předpisem $f(D_I, \sigma_I)$. Vzhledem k tomu, že parametr poškození a zbytkový modul pružnosti je možné vzájemně snadno přepočítat pomocí vztahu (2.4), je následující odvození modelu provedeno pro parametr poškození. Aby mohla být zvolena vhodná funkce, je nutné vzít v potaz tvar křivky poškození. Příklad průběhu normovaného modulu pružnosti E_I/E_I^0 a parametru poškození D_I v závislosti na počtu cyklů je uveden na obr. 6.1 a obr. 6.2.

Modelů, ze kterých je možné vyjít, byla navržena celá řada. Některé jsou uvedeny v kapitole 2. V drtivé většině případů se jedná o tříparametrické modely. V literatuře je často zmiňovaný tříparametrický model, který byl použit autory Liu a Lessard v rámci návrhu modelu postupného poškozování popsaného v [13]. Model je pro směr 1 formulován rovnicí (6.3):

$$\frac{dD_I}{dn} = \frac{A_I \cdot (\sigma_{I_{max}})^{C_I}}{B_I \cdot (D_I)^{B_I-1}}, \quad (6.3)$$

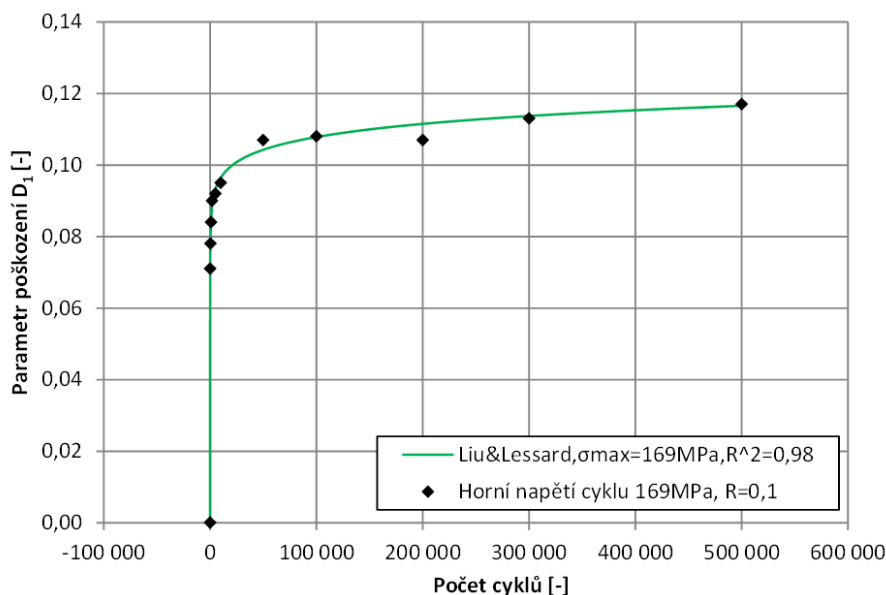
kde A_I , B_I a C_I jsou koeficienty modelu a $\sigma_{I_{max}}$ je horní napětí zátěžného cyklu ve směru 1. Výraz D_I je parametr poškození ve směru 1. Vzhledem k často zmiňované univerzálnosti tohoto modelu, byl model po základním testování vybrán jako hledaný předpis. V rámci této práce je však model použit odlišně. Jednak ve smyslu jiného vyjádření koeficientu poškození D a dále ve smyslu metodiky identifikace jeho koeficientů. Zavedením počáteční podmínky $D_I(n=0)=0$ pro rovnici (6.3), separací proměnných a integrací je možné získat řešení ve tvaru (6.4).

$$D_I = (A_I \cdot (\sigma_{I_{max}})^{C_I} \cdot n)^{1/B_I} \quad (6.4)$$

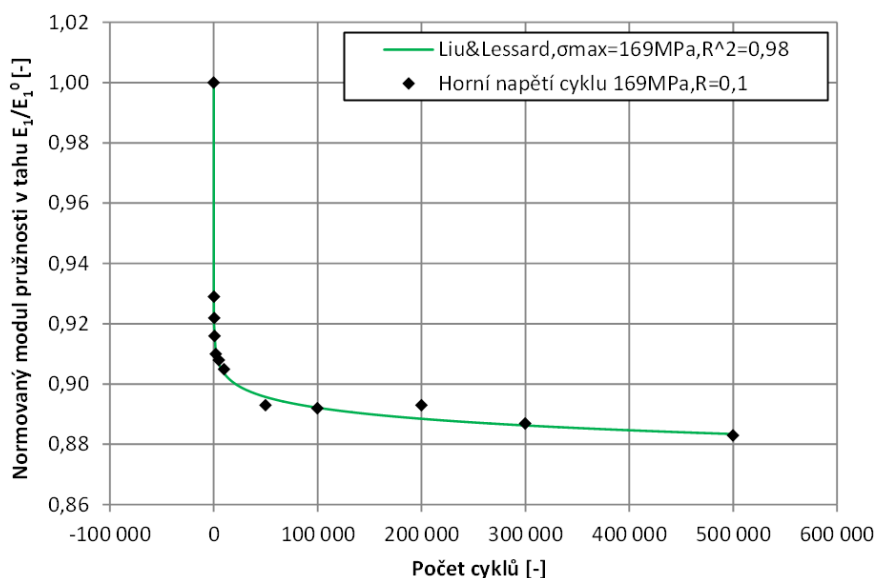
Proměnné, které se vyskytují v rovnici (6.4) jsou shodné s proměnnými v rovnici (6.3). Po dosazení vztahu (2.4) do rovnic (6.4) přejde rovnice do tvaru (6.5):

$$E_I^n = E_I^0 \cdot \left[1 - (A_I \cdot (\sigma_{I_{\max}})^{C_I} \cdot n)^{1/B_I} \right], \quad (6.5)$$

kde E_I^n je zbytkový modul pružnosti v tahu po n cyklech, $\sigma_{I_{\max}}$ je horní napětí zátěžného cyklu ve směru 1, E_I^0 je panenský modul pružnosti a zbylé výrazy jsou koeficienty modelu. Tato rovnice popisuje závislost zbytkového modulu pružnosti E_I^n na počtu cyklů a horním napětí zátěžného cyklu.



Obr. 6.3 - Parametr poškození na hladině zatížení s horním napětím zátěžného cyklu 169MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a regrese modelem Liu a Lessard.

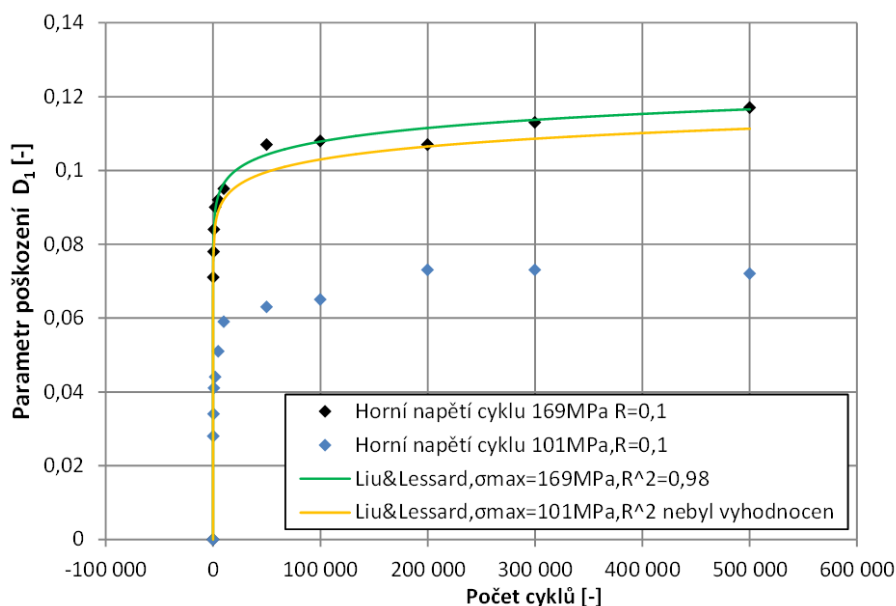


Obr. 6.4 - Zbytkový modul pružnosti v tahu na hladině zatížení s horním napětím zátěžného cyklu 169MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a regrese modelem Liu a Lessard.

V obr. 6.3 je zobrazena experimentálně změřená závislost parametru poškození na počtu cyklů a regrese modelem. V obr. 6.4 je totéž provedeno pro zbytkový modul pružnosti. Stanovení koeficientů

modelu A_I , B_I a C_I bylo provedeno pomocí metod regresního počtu. Detailnější popis použitého postupu je proveden v samostatné podkapitole 6.2.

Je nutné zmínit a nadále zvážit skutečnost, že model (6.3) byl sestaven pro tahové zatěžování, kde ve zkušebním tělese bylo konstantní napětí. Pokud má být uvedený model schopný predikovat pokles tuhosti v konstrukci, kde je v každém bodě jiná hodnota napětí, je nutné, aby model predikoval pokles tuhosti uspokojivě na všech přijatelných hladinách zatížení. V obr. 6.5 je uveden graf, kde jsou vyobrazeny experimentálně změřené závislosti parametrů poškození na počtu zátěžných cyklů pro dvě hladiny zatížení. Je zde uvedena regrese dat modelem Liu a Lessard (zelený průběh), který byl identifikován na datech pro hladinu zatížení s horním napětím cyklu 169 MPa (černé body). Pokud dojde ke změně napětí ze 169 MPa na 101 MPa, odpovídající křivka (označena žlutou barvou) prochází zcela mimo data získaná na hladině s horním napětím cyklu 101 MPa (modré body). Problém nelze řešit vhodnější volbou koeficientů modelu A_I , B_I a C_I . Při pohledu např. do rovnice (6.3) je zřejmé, že vliv hodnoty napětí na průběh křivky je dán zejména koeficientem C_I . Pro optimální hodnotu koeficientu C_I , se však nepodařilo nalézt vhodné hodnoty zbylých dvou koeficientů. Problém musí být řešen jinou cestou.



Obr. 6.5 - Parametr poškození pro hladiny napětí 101 MPa a 169 MPa a regrese dat modelem Liu a Lessard, kde koeficienty modelu byly identifikovány na datech hladiny napětí 169 MPa. U zelené křivky byl parametr napětí ponechán na hodnotě 169 MPa a u žluté křivky byl změněn na 101 MPa.

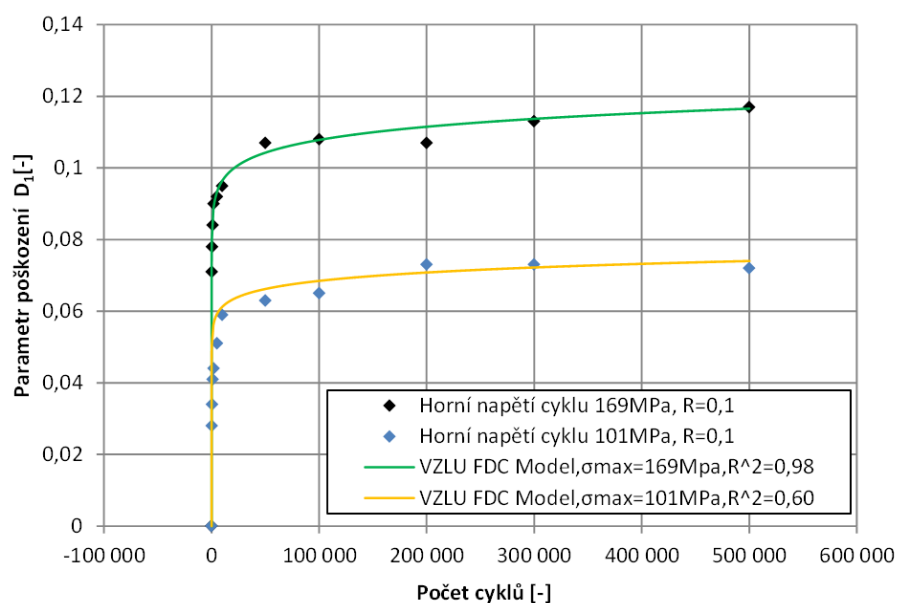
Za účelem uspokojivé regrese pro různé hodnoty hladiny zatížení (ovšem pro stejnou hodnotu součinitele asymetrie cyklu) je model (6.3) v rámci této práce modifikován. Uspokojivé regrese více hladin zatížení je dosaženo rozšířením modelu o další člen, který je funkcí napětí. Tento modifikovaný model byl nazván „VZLU FDC Model“ a je vyjádřen rovnicí (6.6). Navržený model VZLU FDC Model byl zveřejněn v rámci [D11].

$$\frac{dD_1}{dn} = \frac{(\gamma_1 \cdot \sigma_{1max} + \kappa_1)^{B_1} \cdot A_1 \cdot (\sigma_{1max})^{C_1}}{B_1 \cdot (D_1)^{B_1-1}}, \quad (6.6)$$

Proměnná D_1 je parametr poškození laminy vystavené tahovému cyklickému zatížení, výraz σ_{1max} je horní napětí zátěžného cyklu. Výrazy A_1 , B_1 a C_1 jsou výše diskutované koeficienty modelu, které určují zejména tvar křivky. Nově zavedené koeficienty γ_1 , κ_1 umožňují lépe zohlednit vliv aplikovaného napětí na rychlost růstu poškození. Pro identifikaci všech koeficientů je nutné znát data ze dvou hladin zatížení. Zavedením počáteční podmínky $D_1(n=0)=0$ pro rovnici (6.6), separací proměnných a integrací je možné získat řešení ve tvaru (6.7).

$$D_1 = (\gamma_1 \cdot \sigma_{1max} + \kappa_1) + (A_1 \cdot (\sigma_{1max})^{C_1} \cdot n)^{1/B_1} \quad (6.7)$$

Proměnné vyskytující se v rovnici (6.7) jsou vysvětleny pod rovnicí (6.6). Při pohledu na obr. 6.6 je patrné zásadní zlepšení regrese obou hladin zatížení. Vizuální kontrola kvality regrese dat modelem (6.6) nenaznačuje žádné nedostatky. I přes to, pro hladinu napětí 101 MPa, vyšel velmi nízký koeficient determinace $R^2 = 0,60$. Příčinou je mírné nadhodnocení parametru poškození D_1 pro nízké hodnoty počtu cyklů, tedy na počátku křivky. Problém je diskutován v podkapitole 6.2.



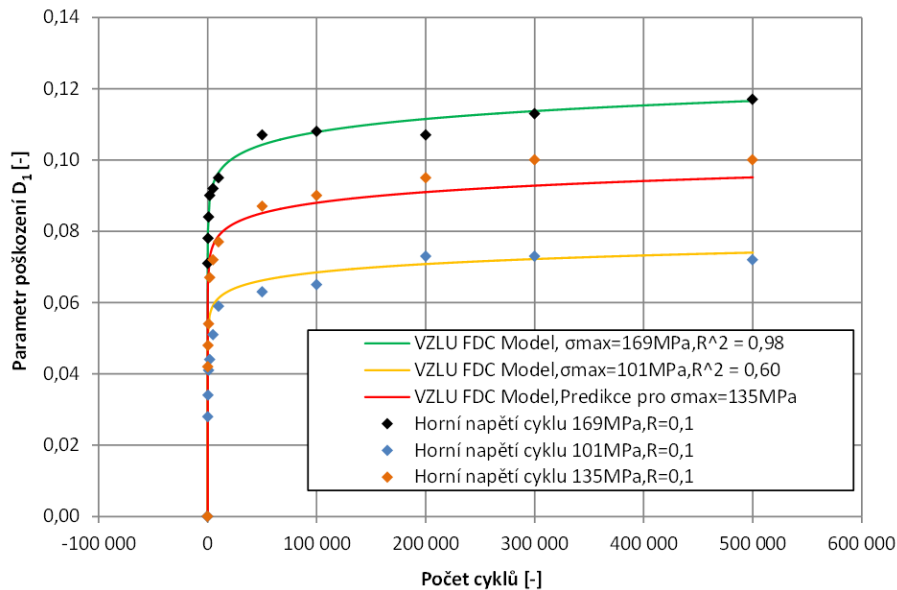
Obr. 6.6 - Parametr poškození pro hladiny napětí 101 MPa a 169 MPa a regrese dat modelem VZLU FDC Model.

Je nutné též verifikovat schopnost modelu predikovat libovolnou hladinu zatížení. Za tímto účelem byla naměřena ještě další hladina s horním napětím cyklu 135 MPa. Přesnost predikce modelu VZLU FDC Model je možné posoudit v obr. 6.7. Predikce je velmi přesná až do $1 \cdot 10^5$ zátěžných cyklů. S rostoucím počtem cyklů se predikce s experimentálními daty rozchází. Avšak vzhledem k tomu, že jsou predikovány únavové charakteristiky, lze kvalitu predikce považovat za uspokojivou. Model je opět možné převést do tvaru pro popis průběhu zbytkového modulu pružnosti, viz rovnice (6.8):

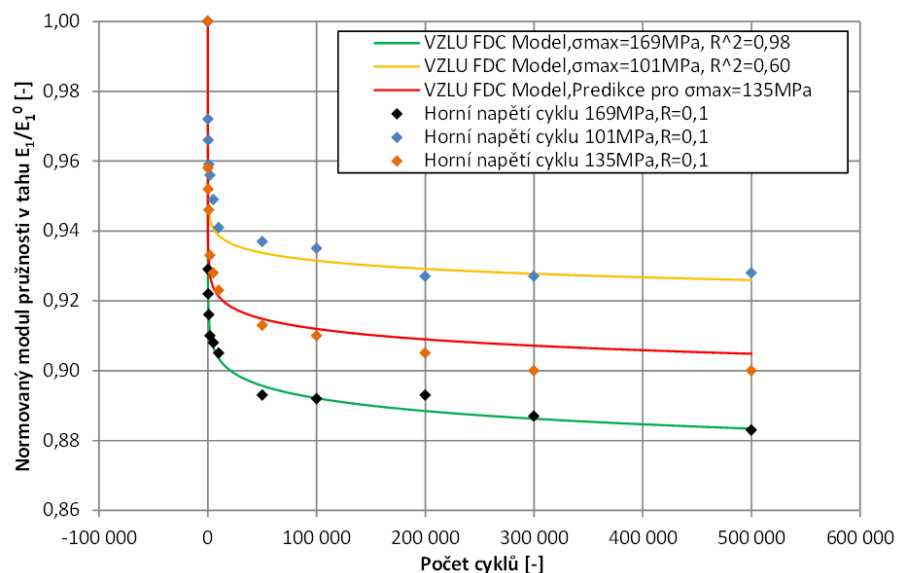
$$E_I^n = E_I^0 \cdot \left[1 - (\gamma_I \cdot \sigma_{I_{\max}} + \kappa_I) + (A_I \cdot (\sigma_{I_{\max}})^{C_I} \cdot n)^{1/B_I} \right], \quad (6.8)$$

kde proměnná E_I^n vyjadřuje zbytkový modul pružnosti, E_I^0 je panenský modul pružnosti v tahu. Výraz $\sigma_{I_{\max}}$ je horní napětí zátěžného cyklu a zbylé výrazy jsou výše zmíněné koeficienty modelu.

V obr. 6.8 je zobrazena experimentálně změřená závislost zbytkového modulu pružnosti na všech třech hladinách zatížení. V grafu je dále uvedena regrese zbytkového modulu pružnosti na hladinách 101 MPa a 169 MPa a predikce zbytkového modulu pružnosti pro hladinu napětí 135 MPa.



Obr. 6.7 - Data z obr. 6.6 doplněná o třetí hladinu zatížení s horním napětím cyklu 135 MPa a predikce modelem VZLU FDC Model pro hodnotu napětí 135 MPa.



Obr. 6.8 - Experimentálně stanovený zbytkový modul pružnosti v tahu laminy na hladině s horním napětím cyklu 169 MPa, 135 MPa a 101 MPa. Regrese dat hladin 101 MPa a 169 MPa modelem VZLU FDC Model. Červená křivka značí predikci modelu pro hladinu napětí 135 MPa.

V úvodu této podkapitoly byl učiněn předpoklad, že pokles tuhosti ve směru 1 a 2 bude možné popsat stejným modelem. Oba submodely pro poškození a pokles tuhosti laminy v tahu ve směru 1 a 2 jsou proto navrženy. Výsledný model pro predikci poškození a poklesu tuhosti laminy zatížené cyklickým tahovým napětím ve směru 1 a 2 je definován rovnicemi (6.9) a (6.10):

$$\frac{dD_1}{dn} = \frac{(\gamma_1 \cdot \sigma_{1max} + \kappa_1)^B \cdot A_1 \cdot (\sigma_{1max})^{C_1}}{B_1 \cdot (D_1)^{B_1-1}} \quad (6.9)$$

$$\frac{dD_2}{dn} = \frac{(\gamma_2 \cdot \sigma_{2max} + \kappa_2)^B \cdot A_2 \cdot (\sigma_{2max})^{C_2}}{B_2 \cdot (D_2)^{B_2-1}}, \quad (6.10)$$

kde proměnné D_1 a D_2 jsou parametr poškození laminy vystavené tahovému cyklickému zatížení ve směru 1 a 2. Výraz σ_{1max} a σ_{2max} je horní napětí zátěžného cyklu ve směru 1 a 2. Výrazy A_1 , B_1 , C_1 a A_2 , B_2 , C_2 jsou koeficienty modelu, které určují tvar křivek. Koeficienty γ_1 , κ_1 a γ_2 , κ_2 umožňují zohlednit vliv aplikovaného napětí na rychlost růstu poškození a poklesu modulu pružnosti. Pro kompletní identifikaci modelu je nutné znát data ze dvou hladin zatížení pro každý směr.

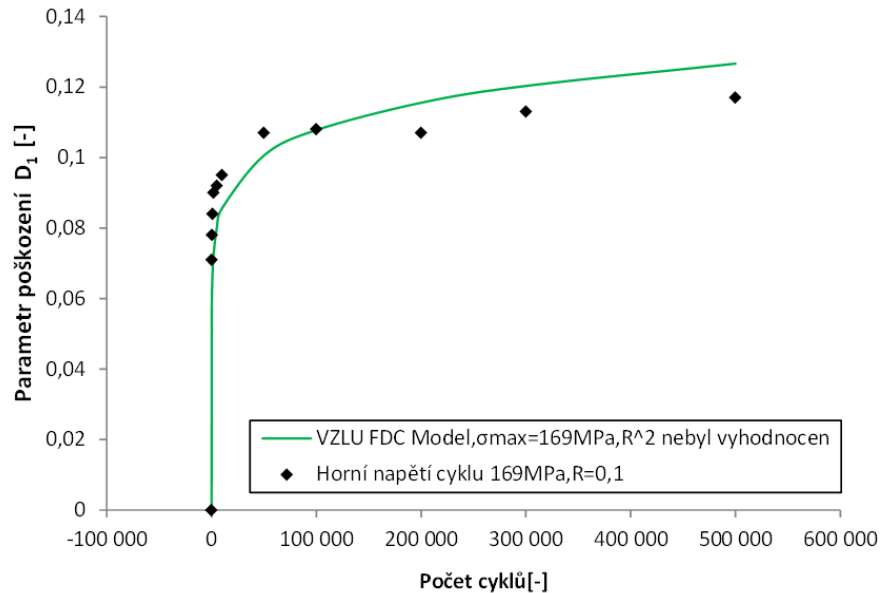
6.2 Postup stanovení koeficientů modelu

Konečná podoba modelu je z hlediska identifikace koeficientů náročná a bylo nutné sestavit vhodný postup. Pro identifikaci všech koeficientů je nutné znát data na dvou hladinách zatížení.

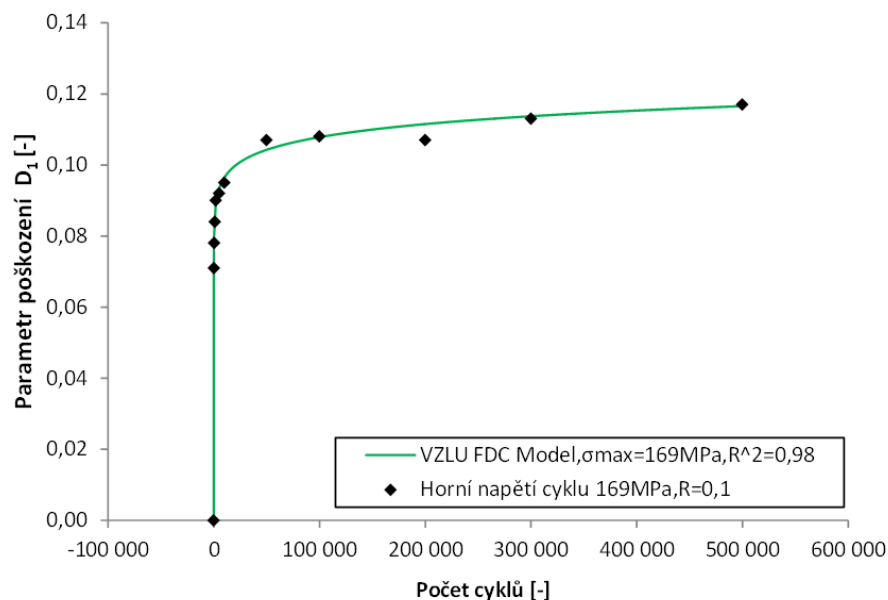
Navržený postup identifikace je víceetapový. Koeficienty A_1 , B_1 , C_1 jsou stanoveny pro jednu z hladin zatížení a koeficienty γ_1 a κ_1 jsou v dalším kroku stanoveny pomocí dat obou hladin zatížení. Při úlohách regresního počtu je též nutné zhodnotit míru vhodnosti regresního modelu, k čemuž se nejčastěji používá tzv. koeficient determinace R^2 . Pokud se jeho hodnota blíží nule, nebyl zvolen vhodný model, popř. byl chybně identifikován. Naopak, pokud se jeho hodnota blíží jedné, lze předpokládat, že byl zvolen model vhodný. Dále je doporučována vizuální kontrola kvality regrese. Navržený postup identifikace modelu je demonstrován pomocí dat pro hladinu napětí 101 MPa a 169 MPa, jejichž náměr a zpracování byly popsány v Kapitole 5. Identifikace byla provedena pomocí dat reprezentujících parametr poškození (přepočten mezi parametrem poškození D_1 a zbytkovým modulem pružnosti v tahu E_1 je možné provést pomocí rovnice 2.4).

Identifikace byla provedena v programu MS Excel pomocí modulu Řešitel. V tomto modulu jsou implementovány algoritmy pro řešení úloh optimalizace. Koeficienty A_1 , B_1 , C_1 udávají zejména tvar křivky a byly stanoveny pomocí dat získaných na hladině zatížení s horním napětím cyklu 169 MPa. V několika krocích byl proveden počáteční odhad, kterým bylo dosaženo kvality regrese zobrazené v obr. 6.9. Navržené počáteční hodnoty koeficientů jsou $A_1 = 9 \cdot 10^{-31}$, $B_1 = 10$ a $C_1 = 6,9$. V tomto kroku byly koeficienty γ_1 a κ_1 nastaveny tak, aby první člen v rovnici (6.7) nabýval nulové hodnoty. Optimalizací

bylo dosaženo hodnoty koeficientu $A_I = 1,9 \cdot 10^{-29}$, koeficientu $B_I = 20,68020$ a $C_I = 1,64989$. Jako cílová funkce, která byla minimalizována, byla zvolena suma kvadrátů odchylek predikovaných a experimentálně změřených hodnot. Koeficient determinace $R^2 = 0,98$ byl následně manuálně dopočten. Regresní funkce po optimalizaci je uvedena v obr. 6.10.



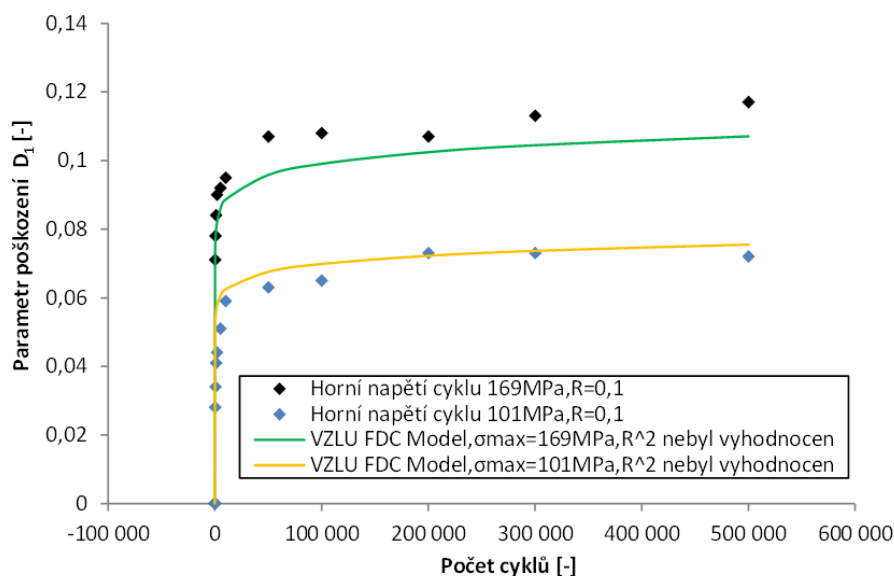
Obr. 6.9 - Regrese dat modelem VZLU FDC Model dosažená počátečním odhadem koeficientů A_I , B_I a C_I .



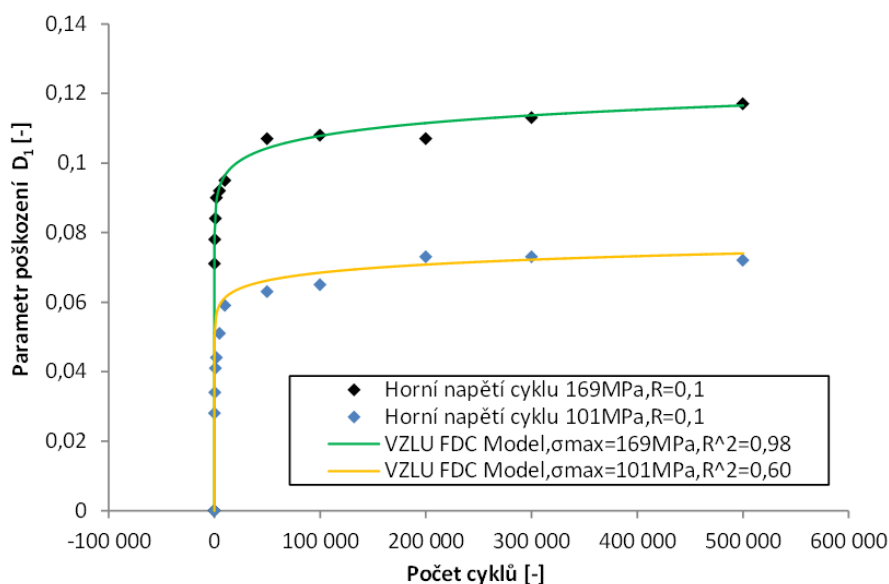
Obr. 6.10 - Regrese dat modelem VZLU FDC Model po provedení optimalizace hodnot koeficientů A_I , B_I a C_I .

V dalším kroku byl proveden odhad koeficientů γ_I a κ_I . V tomto kroku zůstávaly koeficienty A_I , B_I , C_I konstantní. Jako počáteční hodnoty bylo uvažováno $\gamma_I = 3,6 \cdot 10^{-3}$ a $\kappa_I = 0,315$. Pro tyto hodnoty

bylo dosaženo kvality regrese uvedené v obr. 6.11. Regrese modelem po optimalizaci hodnot koeficientů je uvedena v obr. 6.12. Optimalizované hodnoty koeficientů jsou $\gamma_1 = 5.10^{-3}$ a $\kappa_1 = 0,16$. Výsledné hodnoty koeficientu determinace R^2 činí 0,98 pro hladinu zatížení s horním napětím cyklu 169 MPa a 0,60 pro hladinu s horním napětím cyklu 101 MPa.



Obr. 6.11 - Regrese dat modelem VZLU FDC Model dosažená počátečním odhadem koeficientů γ_1 a κ_1 .



Obr. 6.12 - Regrese dat modelem VZLU FDC Model dosažená provedením optimalizace hodnot koeficientů γ_1 a κ_1 .

Hodnota koeficientu determinace získaná při regresi dat nižší hladiny zatížení není blízká jedné. Model na této hladině nadhodnocuje poškození pro nízké hodnoty zátěžných cyklů. Byla snaha nalézt jinou kombinaci koeficientů modelu tak, aby oba koeficienty determinace dosahovaly vyváženější a

v průměru vyšší hodnoty. Takové kombinace nalezeny byly, ale za cenu vizuálně méně kvalitní regrese dat ve smyslu nadhodnocení nebo podhodnocení sklonu křivky pro vyšší hodnoty zátěžných cyklů. Proto byl upřednostněn výsledek vizuální kontroly kvality regrese a akceptována nižší hodnota koeficientu determinace.

Průběh optimalizačního výpočtu je ovlivněn počátečními odhady koeficientů. Pokud je odhad nevhodný, není dosaženo konvergence. V některých případech bylo nutné optimalizovat nejdříve jen jeden koeficient a ostatní ponechat konstantní a optimalizovaný koeficient dále použít jako odhad do dalšího kroku řešení. Dále bylo využíváno možnosti omezení intervalu, ve kterém je koeficienty možné hledat. Bylo zjištěno, že lze najít kombinace koeficientů, které z matematického hlediska vyhovují, ale řešení je fyzikálně nesmyslné, protože např. s rostoucím napětím klesá rychlost poškození.

6.3 Implementace modelu poklesu tuhosti do MKP softwaru

Implementace modelu poklesu tuhosti byla provedena za účelem jeho verifikace, která bude provedena porovnáním predikované zbytkové tuhosti zkušebních těles s výsledky únavových zkoušek a dále za účelem realizace praktických výpočtů. Cílem je řešit i tvarově složité konstrukce s komplikovaným zatížením a nehomogenním polem napjatosti. Implementace modelu do MKP softwaru je proto nezbytná. Analytický popis stavu napjatosti takových konstrukcí je obtížný a v některých případech nemožný.

Pro implementaci byl po celou dobu vývoje metodiky použit preprocesor Femap v10.3.0 - v11.4.0 v kombinaci s řešičem Autodesk Nastran 2017, NEi Nastran Editor version 10.1 a také NX Nastran v11.3. Tyto alternativy byly voleny z několika důvodů, ačkoli mají určitá omezení a nevýhody. Hlavním omezením je fakt, že preprocesor Femap a většina zmíněných řešičů jsou nezávislé instalace a není možné docílit toho, aby analýza proběhla automaticky v plném rozsahu bez dalších přídavných operací, které je nutné též do implementačního kódu zahrnout. Mezi tyto přídavné operace patří zejména ukončení řešiče v Procesech MS Windows a načtení spočtených výsledků. Tyto potíže se však podařilo vyřešit, pouze za cenu určitého zpomalení výpočtu. Zvolené řešení však má i množství výhod. Lze zmínit např. fakt, že je uživatelsky přívětivé a vytvořený skript bude po krátkém zaškolení schopen použít jakýkoli výpočtář se základní znalostí softwaru Femap. Skript s implementovaným modelem také zůstane funkční, dokud bude k dispozici software Femap, s níže uvedeným skriptovacím rozhraním. To lze v časovém horizontu několika let předpokládat. Implementační algoritmus byl vytvořen pomocí skriptovacího rozhraní API (Application Programming Interface), které nabízí preprocesor Femap. Strategie programování je zde shodná jako v jazyce VBA (Visual Basic for Applications). Implementační skript je uveden v Příloze 3.

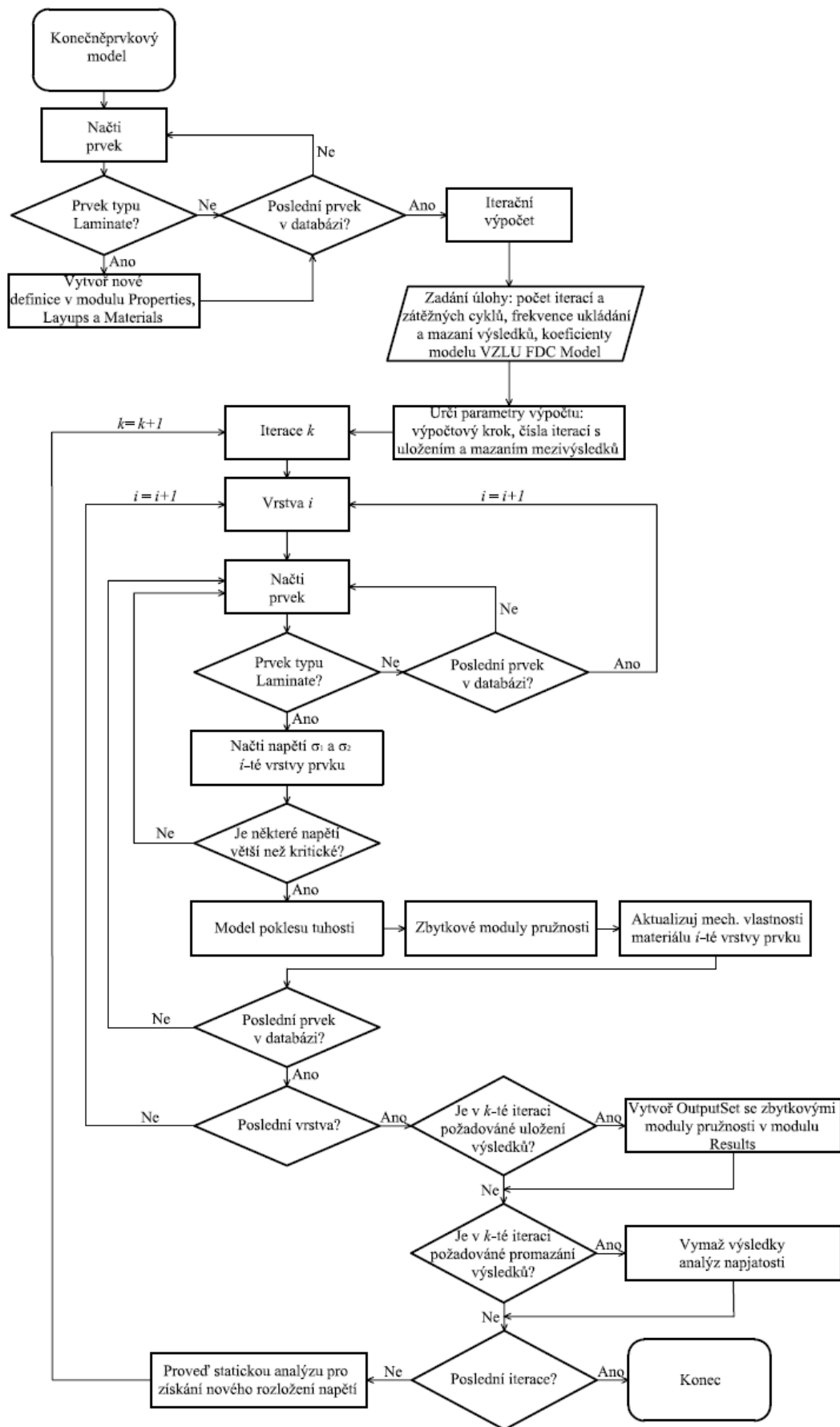
6.3.1 Popis iteračního výpočtového algoritmu

Před samotným vytvořením implementačního algoritmu byly stanoveny požadavky, které jsou v souladu s cíli práce. Je požadováno, aby použitý konečněprvkový model mohl obsahovat různé typy prvků a různé materiálové modely. Tím je dosažena možnost použít s drobnými úpravami (např. lokální zahuštění sítě) modely, které byly použity k předcházejícím výpočtům řešené konstrukce, např. pro základní statické dimenzování.

Výpočetní algoritmus je iterační povahy. U tvarově složitých konstrukcí s komplexním namáháním je nutné vždy uvažovat nehomogenní pole napjatosti, což již bylo zmíněno. Rychlost poklesu tuhosti u takové konstrukce bude jiný v každém bodě konstrukce. Proto bude docházet k redistribucím napětí. V bodě materiálu, kde bude na počátku zatěžování nejvyšší namáhání, dojde k rychlému poklesu tuhosti a místo se odlehčí. Naopak dojde k přitížení míst, které byly namáhány méně. Výsledné rozložení zbytkové tuhosti a napjatosti není dopředu známé.

Aby bylo možné dále popsat filozofii iteračního výpočtu, je nutné nejdříve nastínit filozofii modelování kompozitních skořepin v preprocesoru Femap. Popis je převzatý z [69]. Mezi jednotlivými preprocesory mohou být odlišnosti a další popis by mohl být bez vymezení určitých pojmů nepřehledný. Definice vlastností konečných prvků, materiálů a skladby probíhá v preprocesoru Femap obdobně jako v jiných preprocesorech v rámci několika modulů. Při modelování kompozitních skořepin jsou zásadní tři moduly. V rámci modulu „Materials“ je zvolen materiálový model a definovány mechanické vlastnosti materiálu. Pro účely modelování tenkostěnných kompozitních konstrukcí je používán 2D ortotropní materiálový model. V rámci modulu „Layups“ je definována skladba kompozitu. Během její definice je zvolen již definovaný materiál pro každou vrstvu kompozitu a je definována orientace a tloušťka lamin. V posledním modulu „Properties“ je zvolen typ prvku a dále je zvolena již definovaná skladba. Pro modelování tenkostěnných kompozitních konstrukcí se používají prvky typu „Laminate“. V rámci zmíněných modulů lze definovat řadu jiných parametrů, které však nejsou pro účely dalšího popisu důležité. Posledním modulem, který bude zmíněn je modul „Results“. Ten již souvisí s postprocessingem. V tomto modulu jsou vytvářeny výsledkové soubory jednotlivých analýz, tzv. Outputsety.

Schéma výpočetního algoritmu je uvedeno na obr. 6.13. Výpočetní algoritmus nejdříve analyzuje konečněprvkový model. Identifikuje elementy, které jsou typu „Laminate“. Mohou být použity jak lineární, tak parabolické prvky. U prvků typu „Laminate“ dojde pro každý prvek k vytvoření nové definice v modulech „Properties“, „Layups“ a dle počtu vrstev daného prvku i v modulu „Materials“. Tím je myšleno, že pokud je řešen např. laminát o 3 vrstvách, diskretizovaný pomocí 100 konečných prvků, tak je vytvořeno 100 nových definic v modulu „Properties“, 100 nových definic v modulu „Layups“ a 300 nových definic v modulu „Materials“.

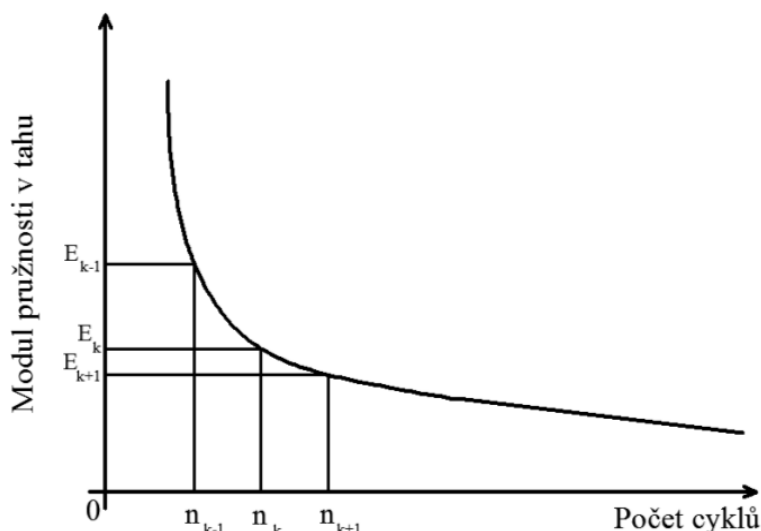


Obr. 6.13 - Schéma iteračního výpočtu zbytkové tuhosti.

V dalším kroku již začíná samotné iterační řešení degradace tuhosti. Algoritmus se zadaných hodnot počtu cyklů a počtu iterací vypočítá velikost výpočtového kroku. Tím je myšlen počet cyklů, pro který bude vyhodnocena degradace mechanických vlastností materiálu dané vrstvy prvku pro napjatost platnou v dané iteraci. Před další iterací bude samozřejmě provedena nová statická analýza pro získání nového rozložení napjatosti. Tímto způsobem je zohledněna redistribuce napětí.

Algoritmus analyzuje první vrstvu všech prvků a dále pokračuje na vrstvu druhou. Při tom načítá hodnoty napětí v materiálových osách a na jejich základě buď provede výpočet nové hodnoty modulů pružnosti v tahu a upraví je v definici materiálu příslušné vrstvy daného prvku nebo v případě, že je napětí tlakové (či menší než kritická hodnota) pokračuje beze změn mechanických vlastností na danou vrstvu dalšího prvku. Podmínka hodnoty vyšší než hodnota kritická byla diskutována. Tato podmínka je dále vhodná pro odfiltrování případů kdy, je spočteno tahové napětí, ale nemá smysl ho uvažovat ve výpočtu degradace. Jako příklad lze uvést situaci, kdy je modelována jednoosá tahová zkouška tělesa s orientací $[(0/90)_8]$. Nulový úhel v definici orientace je zde myšlen jako totožný se směrem zatěžování. Je samozřejmé, že ve směru zatížení (vzhledem k orientaci vrstev jde o jednu z materiálových os vrstev) bude správně spočteno kladné osově napětí. Ovšem při analýze hodnot osově napětí ve směru kolmém na směr zatěžování (ve směru druhé materiálové osy) dojdeme ke zjištění, že jsou zde v některých případech spočteny velmi malé, ovšem nenulové kladné hodnoty. A přesně tyto hodnoty jsou výše zmíněnou podmínkou odfiltrovány a nejsou ve výpočtu poškození v tomto směru brány v potaz.

V obr. 6.14. je uvedeno schéma, s jehož pomocí je možné vysvětlit způsob, jakým je model poklesu tuhosti implementován v iteračním výpočtovém algoritmu a jsou tak zohledněny zmíněné redistribuce napětí. V k -té iteraci je počet zátěžných cyklů roven hodnotě n_k . Jako hodnoty napětí vstupující do k -té iterace jsou použity hodnoty spočtené v iteraci $k-1$. S těmito napětími jsou spočteny zbytkové moduly pružnosti E_k a E_{k-1} a jejich rozdíl je odečten od hodnot modulů pružnosti v definici příslušných materiálů v databázi modelu. Posléze dojde k provedení statické analýzy a získaná napětí vstupují do iterace $k+1$. Rozdíl počtu cyklů n_k a n_{k-1} je zmíněný výpočtový krok, který může být změněn. Např. při uvážení křivky poklesu tuhosti uvedené v obr. 6.14 je vhodné tuto změnu provést v iteraci $k+1$, protože zde křivka přechází do lineární oblasti.



Obr. 6.14 - Schéma vyhodnocení poklesu modulu pružnosti v k -té iteraci.

Preprocesor Femap standardně umožňuje během vyhodnocení výsledků výpočtu pracovat s napětími v těžišti každého konečného prvku a dále s tzv. „Corner data“, což jsou hodnoty spočtené v rohových uzlech prvku. Je možné zpracovat průměr těchto hodnot, maximum a minimum. Pomocí skriptovacího rozhraní API je také možné všechny tyto hodnoty načíst a dále zpracovat. Pro každý prvek (pro každou vrstvu prvku typu Laminate) je možné definovat pouze jeden materiál s konstantní hodnotou jednotlivých materiálových vlastností. Proto je též nutné při jejich výpočtu pracovat s jednou hodnotou napětí. Otázku optimální hodnoty napětí je nutné krátce diskutovat. Použití hodnoty minimální není na straně bezpečnosti. Volba hodnoty maximální je na straně bezpečnosti, ale může dojít k přehnanému zvýraznění vlivu různých koncentrací napětí, které mohou vznikat i v důsledku zjednodušení geometrie konstrukce před vytvořením sítě konečných prvků. Tato zjednodušení jsou prováděna prakticky při každém výpočtu. Ve výsledku tím může být výpočet znehodnocen. Kompromisní řešení je k výpočtu použít průměrnou hodnotu všech napětí, která jsou v daném elementu k dispozici. Tato hodnota je však v drtivé většině případů velmi blízká hodnotě v těžišti prvku. Vzhledem k tomu, že načtení pouze hodnoty v těžišti prvku výrazně sníží časovou náročnost celého iteračního výpočtu, lze tuto volbu uvažovat jako optimální.

V dalších krocích algoritmus analyzuje, zda je v dané iteraci požadované uložení hodnot zbytkových modulů pružnosti do nového výsledkového souboru. Pokud ano, je vytvořen nový výsledkový soubor a hodnoty jsou uloženy. Obdobně algoritmus analyzuje požadavek na promazání výsledků. Analýza napjatosti je provedena pro každou iteraci, je automaticky vytvořen nový výsledkový soubor a tím se zvětšuje velikost databáze. Po několika iteracích jsou tyto výsledky vymazány. Jedinou výjimku tvoří výsledky statické analýzy v iteraci, kde byl požadavek na uložení výsledků zbytkových modulů pružnosti. Je tím zachována možnost posouzení nárůstu posuvů a redistribuce napětí pro uložené rozložení zbytkových mechanických vlastností materiálu.

Frekvence ukládání výsledků zbytkových mechanických vlastností materiálu i frekvence promazání výsledků je možné nastavit před výpočtem. Algoritmus umožňuje také jednou změnit velikost výpočtového kroku. Vzhledem ke tvaru křivky zbytkové tuhosti je na začátku výpočtu nutný menší výpočtový krok. Velikost výpočtového kroku je dále nutné volit s ohledem na nehomogenitu pole napjatosti řešené konstrukce.

Jedna iterace trvá řádově několik sekund. Časová náročnost výpočtu je dána velikostí řešeného modelu. Je nutné podotknout, že i u velkých modelů, více než polovina této doby náleží spočtení statické analýzy. Časová náročnost tohoto dílčího výpočtu je vlastnost použité softwarové platformy a nelze jí ovlivnit.

Kapitola 7

Verifikační výpočty a experimentální měření

Za účelem verifikace navržené metodiky a zejména predikční schopnosti modelu „VZLU FDC Model“ bylo navrženo několik modelových úloh. V rámci těchto úloh je porovnáván výsledek predikce zbytkové tuhosti s experimentálním měřením. V následujícím textu jsou tyto úlohy popsány.

Model implementovaný do výpočtového softwaru založeného na metodě konečných prvků umožňuje vytvořit výsledky v podobě rozložení zbytkových mechanických vlastností materiálu jednotlivých lamin. Tyto výsledky však experimentálně ověřit nelze, protože není možné obecně stanovit rozložení zbytkového modulu pružnosti jedné laminy v laminátu a proto mají tato data informativní charakter. Za předpokladu shodné deformace všech vrstev a tím i celého laminátu, by bylo možné sledovat rozložení deformace na povrchu laminátu pomocí optických metod a porovnávat s predikovanými hodnotami. Vzhledem ke zjištěným změnám mechanických vlastností matrice, které se nepodařilo popsat, byla tato možnost prozatím odložena. Ovlivnění výsledků by bylo značné.

Ve většině případů nezbývá než porovnávat celkovou odezvu laminátu v podobě nárůstu posuvů způsobené poklesem tuhosti. V případech prostého tahového zatěžování je možné při experimentu umístit do vhodně zvoleného místa zkušební tělesa extenzometr a na základě měřených deformací určit průměrný modul pružnosti skladby odpovídající bázi extenzometru. Této možnosti je též využito.

Při výpočtech uvedených v kapitole 7 byly použity koeficienty modelu uvedené v kapitole 6. Zkušební tělesa použitá pro náměr dat popsaných v kapitole 7 byla bez výjimky vyrobena z modelového materiálového systému definovaného v kapitole 4. Vzhledem k tomu, že jde o kompozit vyztužený vyváženou tkaninou, je předpokládáno, že rozvoj poškození a pokles tuhosti ve směrech 1 a 2 lze popsat shodně identifikovaným modelem. Výpočetní algoritmus však umožňuje definovat pro směr 1 a 2 rozdílné koeficienty. Výsledky uvedené v kapitole 7 byly zveřejněny v rámci [D10] a [D11].

7.1 Únavová tahová zkouška zkušební tělesa s orientací výztuže [(0/90)₈]

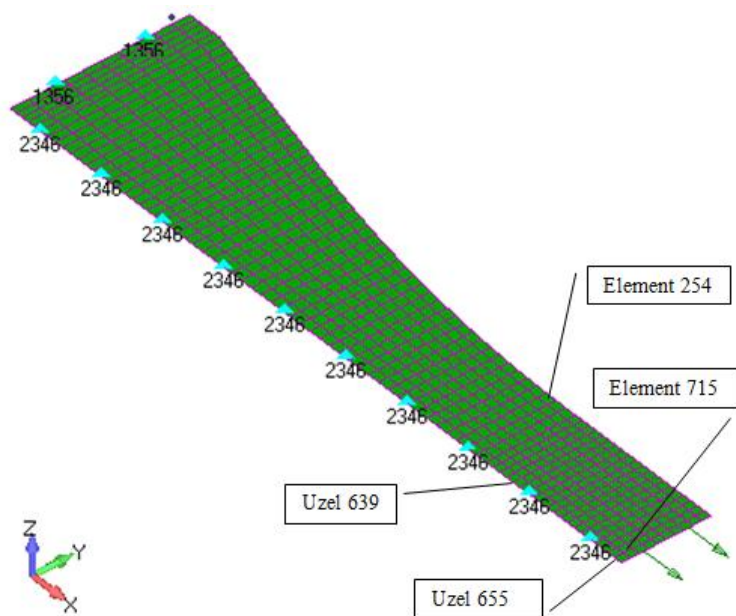
Jedná se o základní verifikační úlohu. Při experimentech s uvedenými zkušebními tělesy, byla získána data pro identifikaci modelu. V rámci této úlohy není proto verifikována predikční schopnost modelu „VZLU FDC Model“, ale spíše samotný iterační algoritmus. Vzhledem k tomu, že i během

samotných prací při vývoji metodiky se jednalo o první řešenou úlohu, pomocí které byl iterační algoritmus kalibrován, jsou zde výsledky uvedeny. Tato úloha jako jediná disponuje vlastností v podobě plné homogenity pole napjatosti v prizmatické části zkušební tělesa. Vzhledem k tomu byla výpočtem této úlohy ověřena nezávislost na počtu iterací v případě homogenního pole napjatosti.

7.1.1 Výpočtový model zkušební tělesa

Model byl vytvořen v preprocesoru Femap. Bylo použito 750 lineárních elementů. Při modelování byly využity dvě roviny symetrie. Model je zobrazen na obr. 7.1. Jsou zde také patrné zavedené okrajové podmínky. Oblast příložek modelována nebyla a geometrie je ukončena v místě začátku oblasti příložek. Ovlivnění stavu napjatosti v oblasti příložek se modeluje velmi obtížně i v případě použití objemového modelu a posouzení změn v oblasti konce příložek není předmětem této verifikační úlohy. Jako panenská hodnota modulu pružnosti v tahu E_1^0 a E_2^0 byla definována hodnota 23982 MPa. Geometricky nelineární chování by v tomto případě nemělo nastat a analýzy napjatosti byly řešeny jako lineární statické.

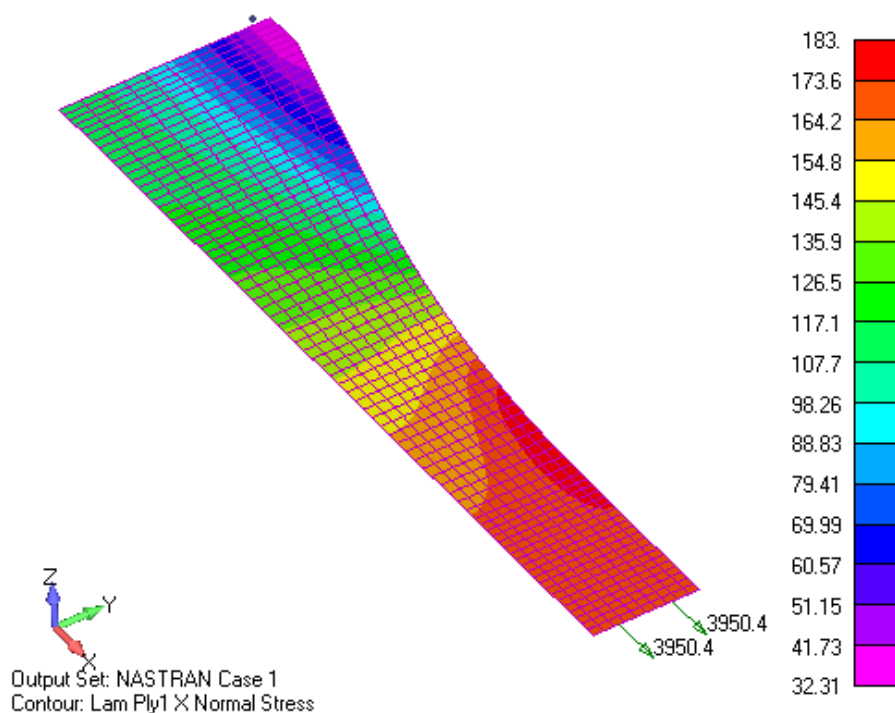
Výpočet byl proveden pro $3 \cdot 10^5$ cyklů. Na všech měřených hladinách zatížení při tomto počtu cyklů se již zbytkový modul nachází v druhé části křivky, kde je křivka zbytkového modulu téměř lineární. Pokud bude predikce modelu až do tohoto bodu uspokojivá, lze předpokládat, že ve zbytku lineární oblasti bude zbytkový modul predikován též uspokojivě.



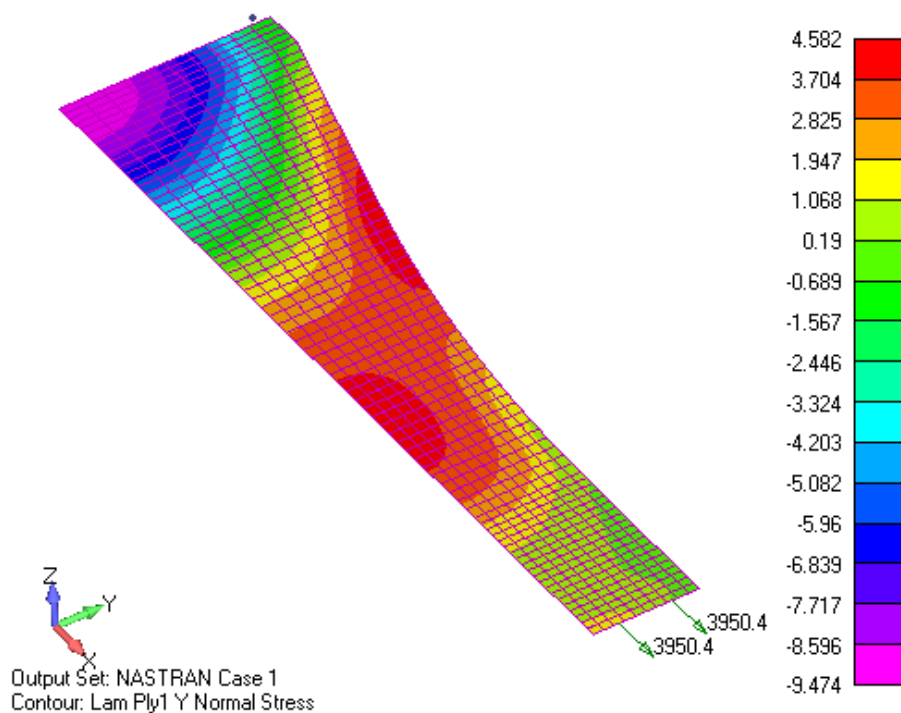
Obr. 7.1 - Výpočtový model zkušební tělesa tvaru tzv. psí kosti pro tahové únavové zkoušky. Jsou uvažovány dvě roviny symetrie. V modelu jsou vyznačeny konečné prvky a uzly sítě, které budou diskutovány v následujícím textu.

7.1.2 Diskuze výsledků a zhodnocení přesnosti predikce

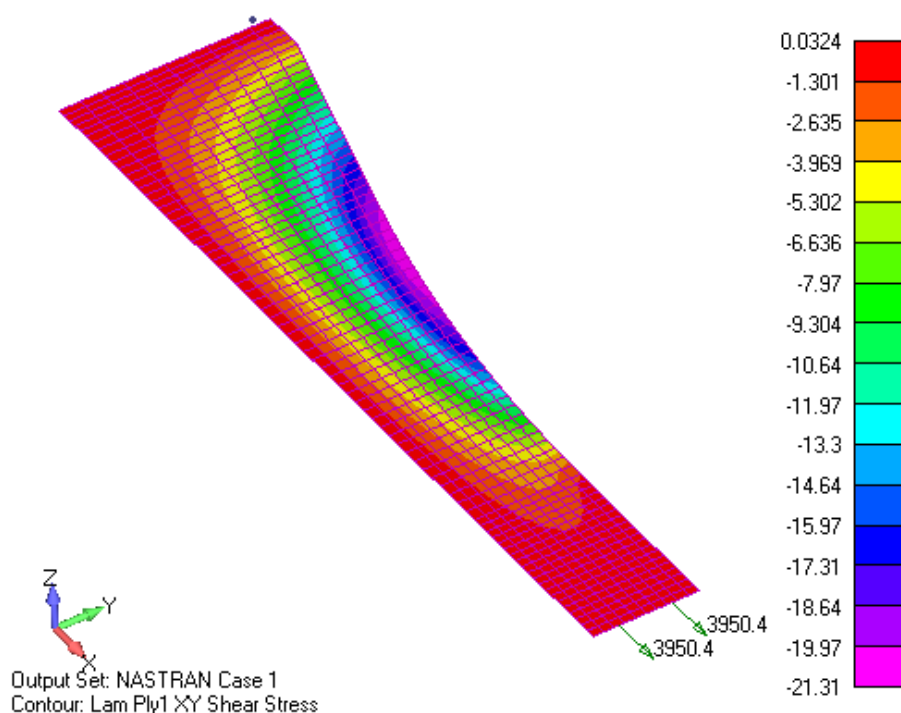
Posouzení shody výpočtu a experimentu bylo provedeno porovnáním hodnot zbytkového modulu predikovaného výpočtem s experimentálními daty. Zde uvedený výpočet byl proveden pro nejvyšší hladinu zatížení, tj. hladinu s horním napětím zátěžného cyklu 169 MPa. Výpočet byl opakován dvakrát s významně rozdílným počtem iterací. Počet iterací byl nejdříve 790 a posléze 2. Vzhledem ke skladbě a tahovému zatěžování je stav napjatosti všech vrstev shodný. Shodné je proto i rozložení zbytkových mechanických vlastností. Hodnoty výchozích osových a smykového napětí první vrstvy jsou uvedeny na následujících obr. 7.2 - 7.4. Kritická hodnota napětí 38 MPa je překročena pouze ve směru podélné osy.



Obr. 7.2 - Rozložení napětí σ_1 [MPa] ve směru 1 (směr podélné osy tělesa) první vrstvy laminátu se skladbou $[(0/90)_8]$.



Obr. 7.3 - Rozložení napětí σ_2 [MPa] ve směru 2 (směr kolmý k podélné ose tělesa) první vrstvy laminátu se skladbou [(0/90)₈].

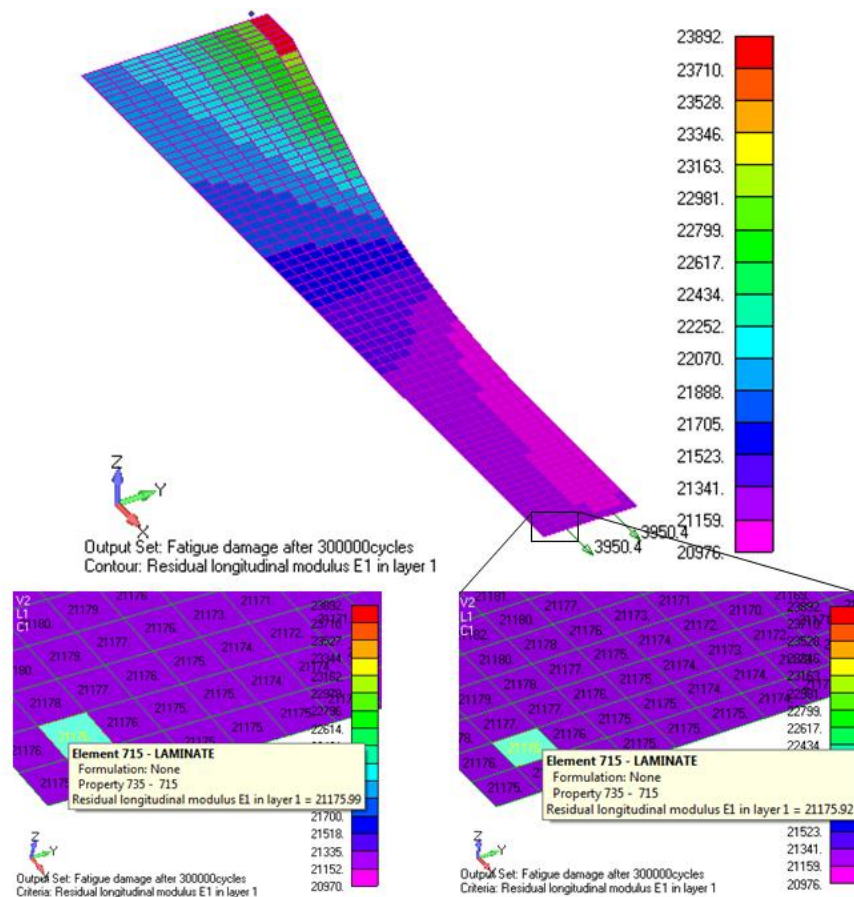


Obr. 7.4 - Rozložení smykového napětí τ_{12} [MPa] v rovině definované směry 1 a 2 první vrstvy laminátu se skladbou [(0/90)₈].

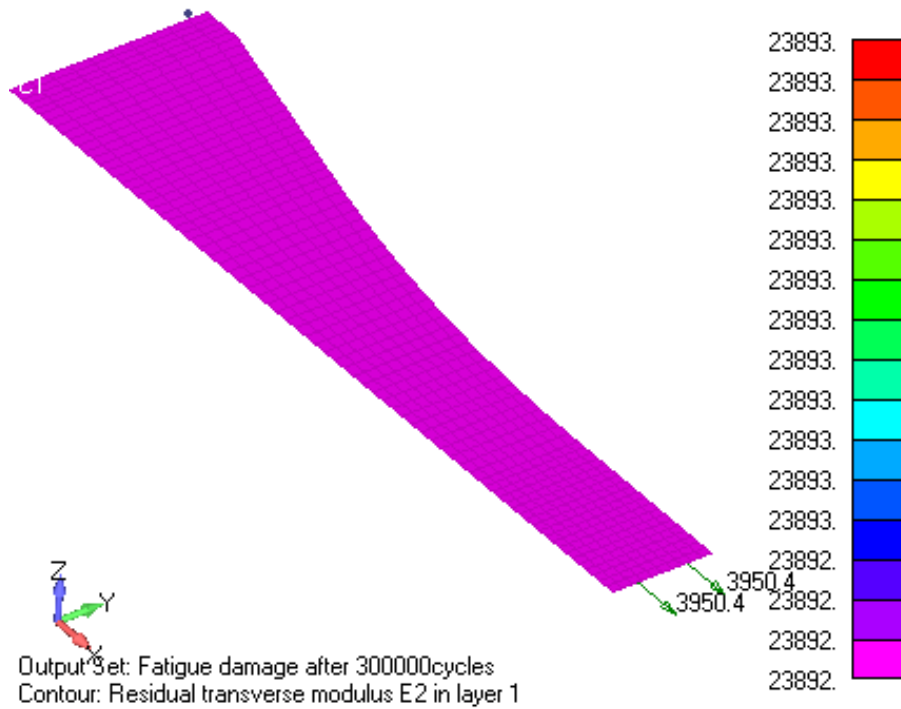
Rozložení zbytkového modulu pružnosti $E_I^{300\,000}$ (ve směru podélné osy zkušební tělesa a osy zatěžování) v první vrstvě po zatížení $3 \cdot 10^5$ cykly je uvedeno v horní části obr. 7.5. Tento výsledek byl

získán z výpočtu provedeného pro vyšší počet iterací. V dolní části obr. 7.5 je uveden detail přímé části zkušební tělesa, kde detail vpravo je z totožného výpočtu, tj. pro vyšší počet iterací. Detail vlevo byl získán z výpočtu provedeného pro nižší počet iterací. Pro srovnání jsou vyobrazeny výsledky elementu č. 715. Výsledek výpočtu pro rozdílné počty iterací je shodný až do prvního desetinného místa, což je výborná shoda. Absolutní shody není možné dosáhnout, protože v přechodu zkušební tělesa do rozšíření je porušena homogenita pole napjatosti. V této oblasti bude k redistribucím namáhání docházet a to se po několika iteracích projeví v celém výpočtovém modelu. Výsledek výpočtu zbytkového modulu pružnosti E_2^n ve směru 2 je uveden v obr. 7.6. Zde nedošlo k překročení kritického napětí.

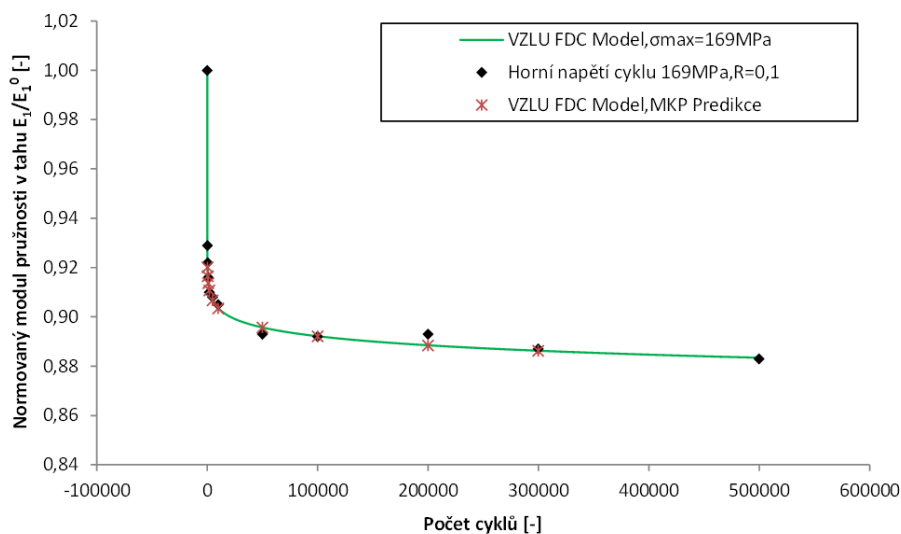
V obr. 7.4 je uvedeno rozložení napětí smykového, kde nejvyšší hodnota činí 21,31 MPa. Na hladině zatížení s horním smykovým napětím 20 MPa docházelo při experimentech po prvotním mírném poklesu k nárůstu hodnot modulu pružnosti ve smyku.



Obr. 7.5 - Rozložení zbytkového modulu pružnosti E_1 [MPa] v první vrstvě zkušební tělesa se skladbou $[(0/90)_8]$ predikované modelem VZLU FDC Model. Výpočet byl proveden pro 790 iterací. Je uveden detail elementu č. 715, kde detail vpravo odpovídá hodnotě s vyšším počtem iterací (790 iterací) a detail vlevo odpovídá hodnotě s nižším počtem iterací (2 iterace).



Obr. 7.6 - Rozložení zbytkového modulu pružnosti E_2 [MPa] v první vrstvě zkušebního tělesa se skladbou [(0/90)₈]. Vzhledem k tomu, že nebyla překročena hodnota kritického napětí, zůstal modul pružnosti E_2 konstantní s panenskou hodnotou.

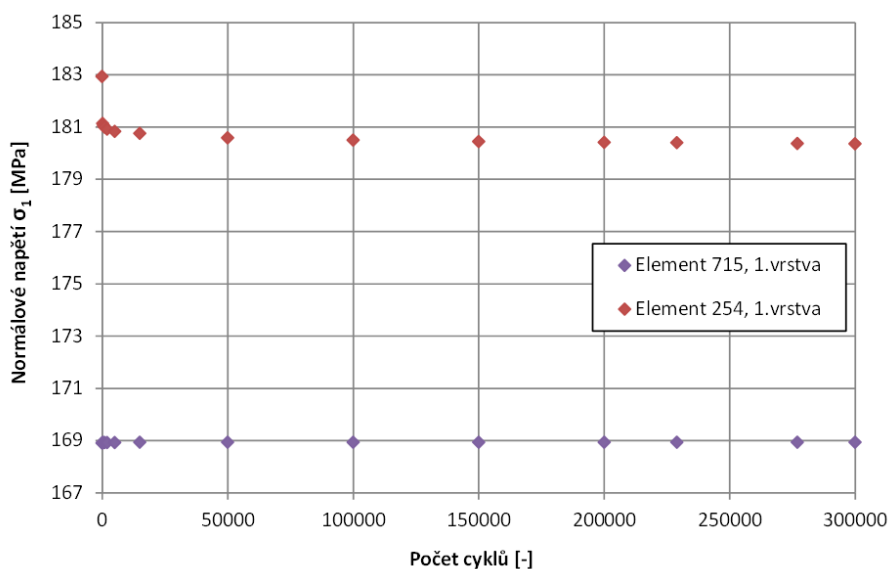


Obr. 7.7 - Porovnání experimentálních hodnot zbytkového modulu pružnosti E_1 naměřených na hladině zatížení s horním napětím cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1 (černé body) s analytickým vyjádřením modelu VZLU FDC Model (zelená křivka) a MKP predikcí (hnědé body).

V obr. 7.7 je uveden graf, kde jsou porovnávány experimentální data, analytické vyjádření modelu VZLU FDC Model a predikce tímto modelem implementovaným do MKP. Je možné si všimnout, že body odpovídajících MKP predikci leží na křivce analytického vyjádření modelu. Tato data byla získána z elementu 715, který již byl diskutován. Element se nachází v přímé, měřicí části modelovaného

zkušební tělesa, kde téměř nedochází k redistribucím napětí. Proto MKP predikce v podstatě opisuje analytické vyjádření modelu. Není důvod, aby se MKP predikce v tomto konečném prvku rozcházela s analytickým vyjádřením modelu. Výše uvedené výsledky poukazují na správnou funkci implementačního algoritmu.

Výrazný praktický význam může mít vyhodnocení redistribucí namáhání. V obr. 7.8 je uveden graf s průběhem normálového napětí ve směru l v elementu 715 a elementu 254. Poloha těchto elementů je vyznačena v obr. 7.1. V elementu 715 je napětí při grafickém vyjádření konstantní (změny jsou natolik malé, že je není možné graficky vystihnout). Naopak v elementu 254 dochází k poklesu o 2,5 MPa (element 254 je vyznačen v obr. 7.1). Na tento jev nelze pohlížet jako na odlehčení v pravém slova smyslu. Je důsledkem rozvinutého poškození. V reálné situaci má význam mapovat spíše přitěžování konstrukce. Mapování redistribuce namáhání by mohlo mít význam i u kompozitních konstrukcí, kde se vyskytují např. šroubové spoje. Jejich namáhání se může v průběhu cyklického zatěžování jimi spojené kompozitní konstrukce měnit.



Obr. 7.8 - Průběh napětí σ_1 v první vrstvě elementu č. 715 a č. 254 v závislosti na počtu zatěžných cyklů.

7.2 Únavová tahová zkouška zkušební tělesa s kvaziizotropní skladbou

V rámci verifikačních úloh byl proveden výpočet a měření zbytkové tuhosti zkušební tělesa se skladbou [(0/90/ ±45/ 0/90/ ±45)s]. Na makroúrovni se jedná o jednoosé namáhání, ale stav napjatosti jednotlivých lamin je komplexnější a proto je tato úloha vhodná jako další krok při verifikaci metodiky.

Pokles tuhosti byl sledován opět pomocí podélného extenzometru. Byl mapován pokles výsledného modulu pružnosti v tahu E_t dané skladby ve směru zatěžování (podélné osy zkušební tělesa).

Obdobným způsobem byl pokles tuhosti vyhodnocen i v MKP modelu. MKP model zůstal shodný jako v předchozím případě. Pouze byla změněna skladba v modulu Layup. Pokles tuhosti skladby byl vyhodnocen z nárůstu posuvů. V obr. 7.1 jsou označeny dva uzly sítě. V těchto uzlech byly odečteny posuvy ve směru zatěžování. Rozdíl posuvů těchto uzlů postupně rostl, což bylo dáno poklesem tuhosti. Při znalosti jmenovité rozteče uzlů, lze jednoduše odvodit panenský i zbytkový modul pružnosti a srovnat ho s experimentálními daty. Jedná se o stejný postup vyhodnocení, který se provádí při měření podélným extenzometrem. Geometricky nelineární chování by v tomto případě nemělo nastat.

7.2.1 Naměřená experimentální data

Data byla měřena ve stejném uspořádání jako data pro skladbu [(0/90)₈]. Byla použita zkušební tělesa se stejnou geometrií ve tvaru psí kosti. Data byla naměřena pro tři hladiny zatížení s horním napětím cyklu 76 MPa, 102 MPa a 127 MPa. Uvedená napětí jsou vztažena k příčnému průřezu zkušebních těles. Součinitel asymetrie zůstal shodný o hodnotě 0,1.

Naměřená data jsou uvedena v normovaném tvaru v tab. 7.1 – tab. 7.3. Grafické zpracování je uvedeno v obr. 7.9. Na dvou vyšších hladinách zatížení byl průběh poklesu modulu pružnosti E_t v souladu s předpokladem. Na hladině nejnižší, s horním napětím cyklu 76 MPa byl objeven obdobný jev, který byl diskutován v Kapitole 5 v souvislosti se změnou tuhosti matrice. Dochází zde nejdříve k poklesu, posléze k růstu a dále opět k poklesu a dalšímu růstu. Vzhledem k tomu, že vizuální kontrolou je zde patrný spíše pokles, bylo na data tímto způsobem pohlíženo. Dále je možné si všimnout, že variační koeficienty dosahují nízkých hodnot, což poukazuje na nízký rozptyl dat. To je velmi zásadní a pozitivní informace, protože na základě těchto dat je možné provést kritické zhodnocení přesnosti predikce.

Tab. 7.1 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti v tahu zkušebních těles s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)_s] zatížených na hladině s horním napětím cyklu 127 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

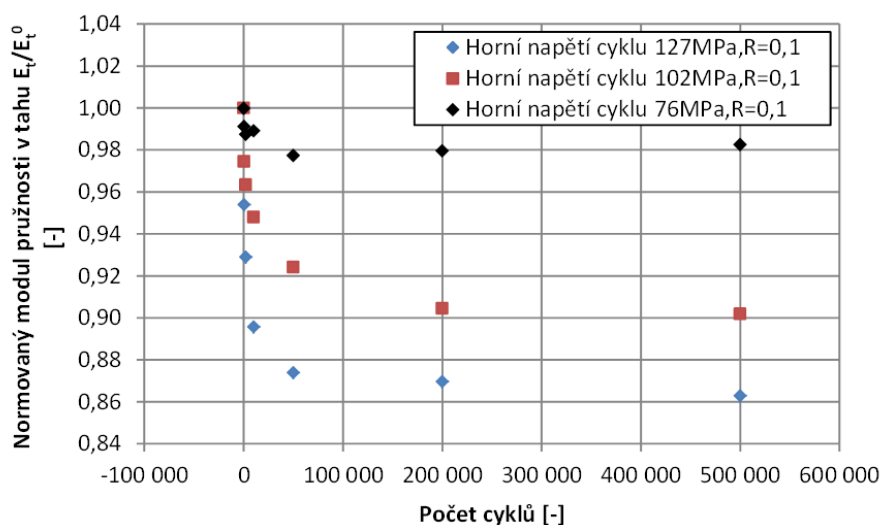
		n	0	200	500	1 000	2 000	5 000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]
TLIFEK _2	127	0,1	1,000	-	0,945	-	0,918	-	0,882	0,858	-	0,860	-	0,848
			1,000	-	0,949	-	0,925	-	0,883	0,863	-	0,863	-	0,851
TLIFEK _3	127	0,1	1,000	-	0,959	-	0,937	-	0,908	0,885	-	0,880	-	0,875
			1,000	-	0,961	-	0,936	-	0,902	0,882	-	0,877	-	0,874
TLIFEK _4	127	0,1	1,000	-	0,953	-	0,928	-	0,898	0,879	-	0,869	-	0,864
			1,000	-	0,956	-	0,930	-	0,901	0,876	-	0,868	-	0,865
Aritmetický průměr			1,000	-	0,954	-	0,929	-	0,896	0,874	-	0,870	-	0,863
Směrodatná odchylka			-	-	0,006	-	0,006	-	0,010	0,010	-	0,007	-	0,010
Variační koeficient [%]			-	-	0,589	-	0,683	-	1,098	1,131	-	0,791	-	1,204

Tab. 7.2 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti v tahu zkušebních těles s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s] zatížených na hladině s horním napětím cyklu 102 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

	n		0	200	500	1 000	2 000	5 000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]
TLIFEK _5	102	0,1	1,000	-	0,970	-	0,957	-	0,949	0,921	-	0,899	-	0,902
			1,000	-	0,986	-	0,972	-	0,963	0,935	-	0,915	-	0,911
TLIFEK _11	102	0,1	1,000	-	0,974	-	0,968	-	0,948	0,935	-	0,907	-	0,905
			1,000	-	0,985	-	0,974	-	0,955	0,938	-	0,915	-	0,909
TLIFEK _7	102	0,1	1,000	-	0,950	-	0,940	-	0,922	0,896	-	0,884	-	0,882
			1,000	-	0,970	-	0,970	-	0,950	0,920	-	0,907	-	0,903
Aritmetický průměr			1,000	-	0,974	-	0,963	-	0,948	0,924	-	0,904	-	0,902
Směrodatná odchylka			-	-	0,012	-	0,012	-	0,012	0,014	-	0,011	-	0,010
Variační koeficient [%]			-	-	1,279	-	1,235	-	1,312	1,561	-	1,199	-	1,056

Tab. 7.3 - Normované hodnoty zbytkového modulu pružnosti v tahu zkušebních těles s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s] zatížených na hladině s horním napětím cyklu 76 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

	n		0	200	500	1 000	2 000	5 000	10 000	50 000	100 000	200 000	300 000	500 000
	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]	E_t^n/E_t^0 [-]
TLIFEK _8	76	0,1	1,000	-	1,001	-	0,998	-	0,999	0,986	-	0,986	-	0,996
			1,000	-	0,989	-	0,985	-	0,985	0,978	-	0,978	-	0,983
TLIFEK _9	76	0,1	1,000	-	0,987	-	0,979	-	0,981	0,968	-	0,966	-	0,976
			1,000	-	0,988	-	0,989	-	0,990	0,978	-	0,979	-	0,979
TLIFEK _10	76	0,1	1,000	-	0,988	-	0,986	-	0,986	0,973	-	0,982	-	0,978
			1,000	-	0,996	-	0,988	-	0,995	0,983	-	0,986	-	0,985
Aritmetický průměr			1,000	-	0,991	-	0,987	-	0,989	0,977	-	0,980	-	0,983
Směrodatná odchylka			-	-	0,005	-	0,006	-	0,006	0,006	-	0,007	-	0,007
Variační koeficient [%]			-	-	0,528	-	0,579	-	0,593	0,620	-	0,679	-	0,662

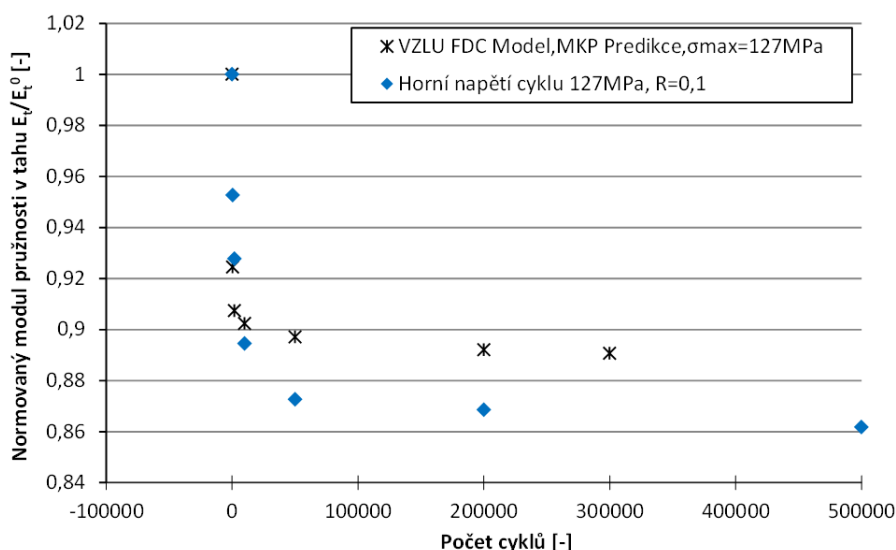


Obr. 7.9 - Normovaný modul pružnosti v tahu E_t kvaziizotropní skladby [(0/90/±45/0/90/±45)s] v závislosti na počtu cyklů na hladinách zatížení s horním napětím cyklu 127 MPa, 102 MPa a 76 MPa.

7.2.2 Diskuze výsledků a zhodnocení přesnosti predikce

Výpočet pomocí modelu VZLU FDC Model byl proveden pro všechny tři hladiny zatížení. Počet iterací byl 790 ve všech případech. Doba výpočtu činí přibližně 105 minut na jednu hladinu zatížení. Výsledky jsou prezentovány v grafické podobě. Pro hladinu nejvyšší, tj. s horním napětím cyklu 127 MPa jsou zde uvedeny napjatosti lamin panenského zkušebního tělesa a dále rozložení predikovaných zbytkových mechanických vlastností, ačkoli rozložení zbytkových materiálových charakteristik mají pouze informativní charakter, což již bylo diskutováno v úvodu této kapitoly. Výpočty byly provedeny pro zatížení 300 000 cyklů, protože bylo plánováno v tomto rozsahu provést také experimentální práce. Nakonec byl plán experimentů změněn a poslední bod měření zbytkové tuhosti těles byl posunut až na hodnotu 500 000 cyklů. Poslední společná hodnota predikovaných a experimentálních dat je pro 200 000 cyklů a porovnání je proto provedeno pro tuto hodnotu.

Na hladině zatížení s horním napětím cyklu 127 MPa model zbytkovou tuhost kompozitu podhodnocuje. Až do hodnoty 200 000 cyklů je počet hodnot v grafu shodný pro predikci i experiment z důvodu přehlednosti. Po 200 000 cyklech je experimentálně stanovený pokles modulu pružnosti skladby 13,2%. VZLU FDC Model predikuje hodnotu 10,8%. Poměr predikce / experiment po 200 000 cyklech je 0,82. Dále je možné si všimnout výrazného rozdílu na počátku zatěžování. Model pro hodnotu 500 cyklů (druhá hodnota v pořadí) výrazně nadhodnocuje pokles modulu pružnosti. Na hodnotě 10 000 cyklů se situace mění a výraznější pokles ukazují experimentální data.

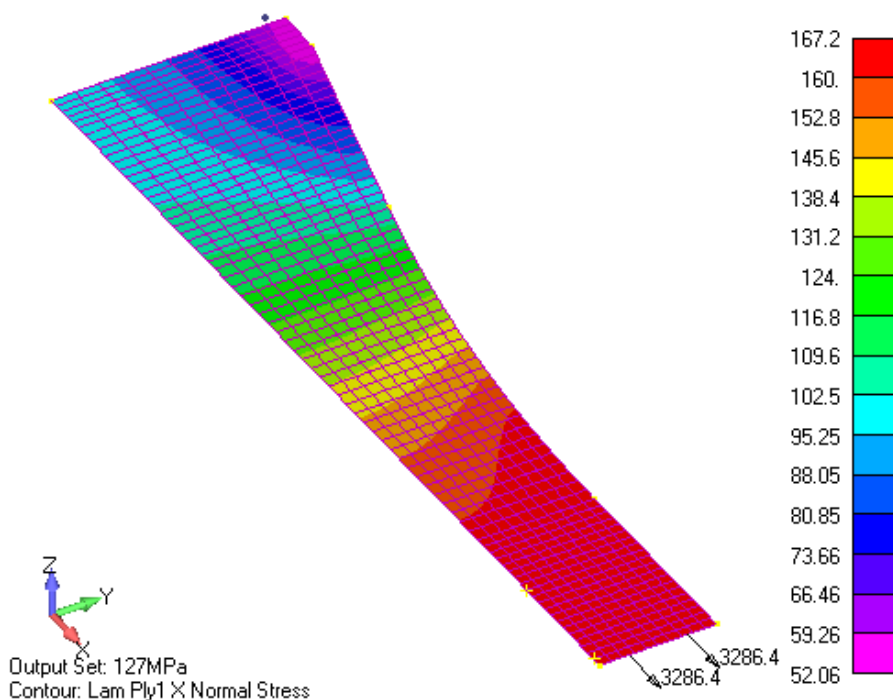


Obr. 7.10 - Porovnání experimentálně stanoveného zbytkového modulu pružnosti v tahu E_t kvaziizotropní skladby [(0/90/±45/0/90/±45)s] s predikcí modelem VZLU FDC Model na hladině zatížení s horním napětím cyklu 127MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

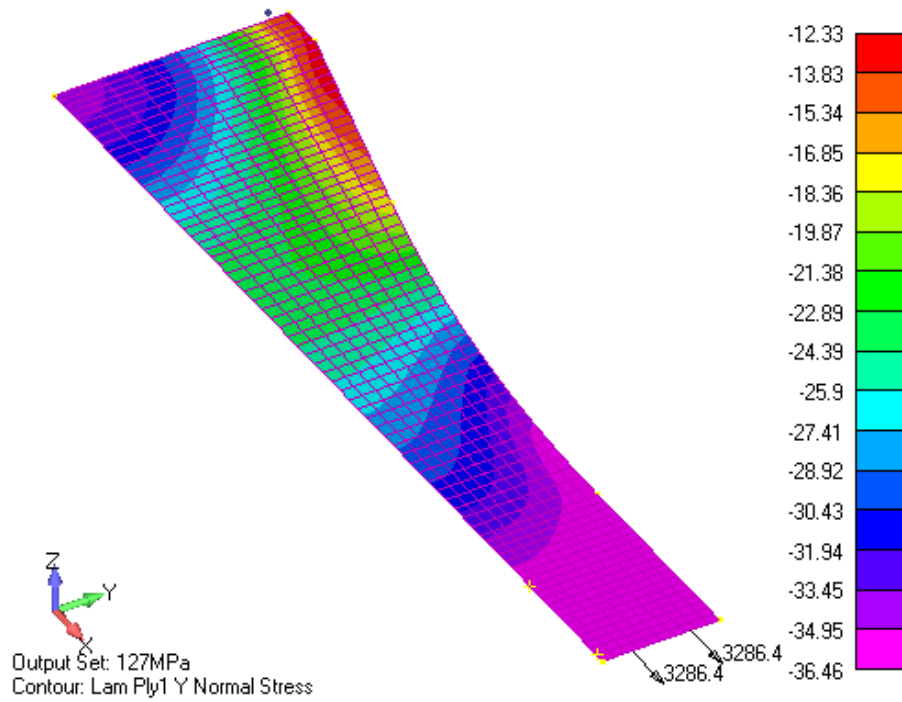
I přes přijatelný rozdíl mezi predikcí a experimentem, zjištěný fakt, že model na této hladině zatížení podhodnocuje pokles tuhosti nelze přehlédnout. Predikce není na straně bezpečnosti. Vzhledem

k tomu, že experimentální data uvedená v obr. 7.10 vznikla z poměrně rozsáhlého a konzistentního statistického souboru, lze předpokládat, že se nejedná o náhodu a tento jev se bude opakovat. V praktickém případě by však byla zavedena záloha bezpečnosti, která by uvedený rozdíl kompenzovala.

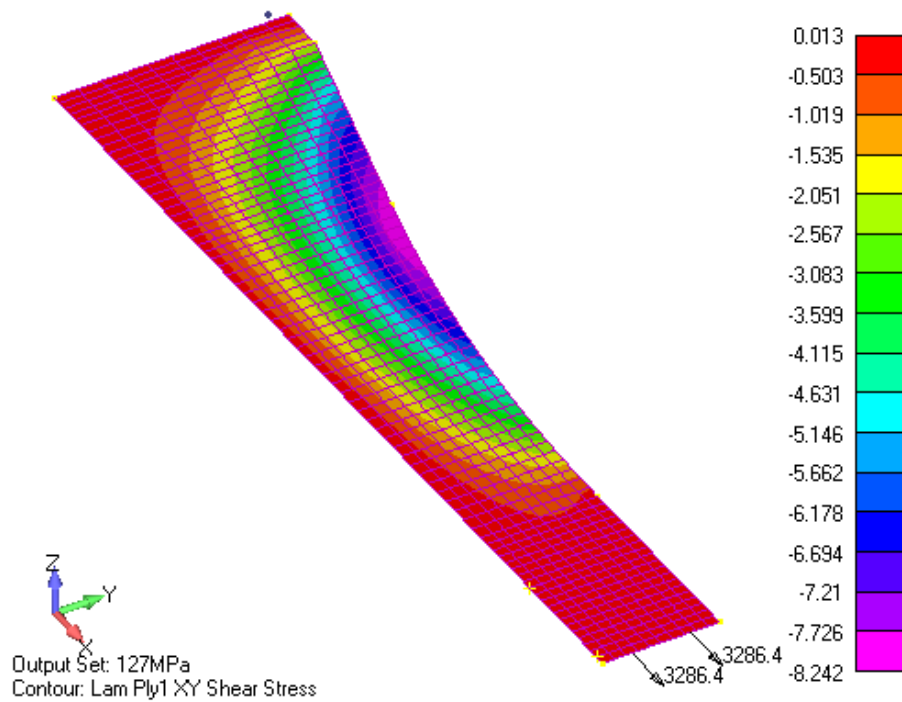
Na následujících obr. 7.11 – obr. 7.16 je uvedena výchozí napjatost vrstev orientovaných pod úhlem 0° a 45° získaných pro nejvyšší hladinu zatížení (směr osy I odpovídá podélné ose zkušebního tělesa). Na obr. 7.17 - obr. 7.20 je uvedeno rozložení predikovaných hodnot zbytkového modulu pružnosti v tahu E_1 a E_2 . Důvodem pro prezentaci těchto výsledků je možnost posoudit v jakých oblastech lamin je překročena hodnota kritického napětí 38 MPa a proto predikován pokles modulu pružnosti v tahu. Napětí σ_2 ve vrstvách laminátu orientovaných pod úhlem 0° vůči podélné ose tělesa tuto podmínku nesplňuje a proto zde není predikován pokles modulu pružnosti E_2 , viz obr. 7.12 a 7.18. Hodnota smykového napětí ve vrstvách laminátu orientovaných pod úhlem 0° činí 8,4 MPa. Ve vrstvách laminátu orientovaných pod úhlem 45° činí 28,14 MPa. Hodnota smluvní meze pevnosti pro offset 0,2 % činí 29,17 MPa. Na tuto úlohu je nutné pohlížet jako na modelovou, protože tato konstrukce by zjevně nevyhověla z hlediska zálohy statické bezpečnosti.



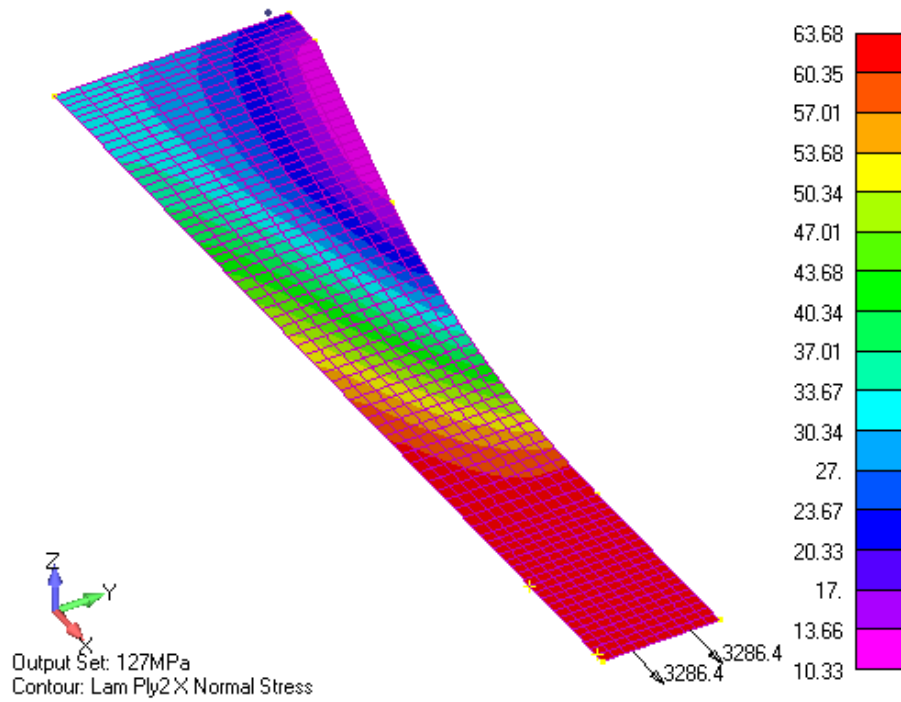
Obr. 7.11 - Rozložení napětí σ_1 [MPa] ve směru materiálové osy I první vrstvy laminátu s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45) s].



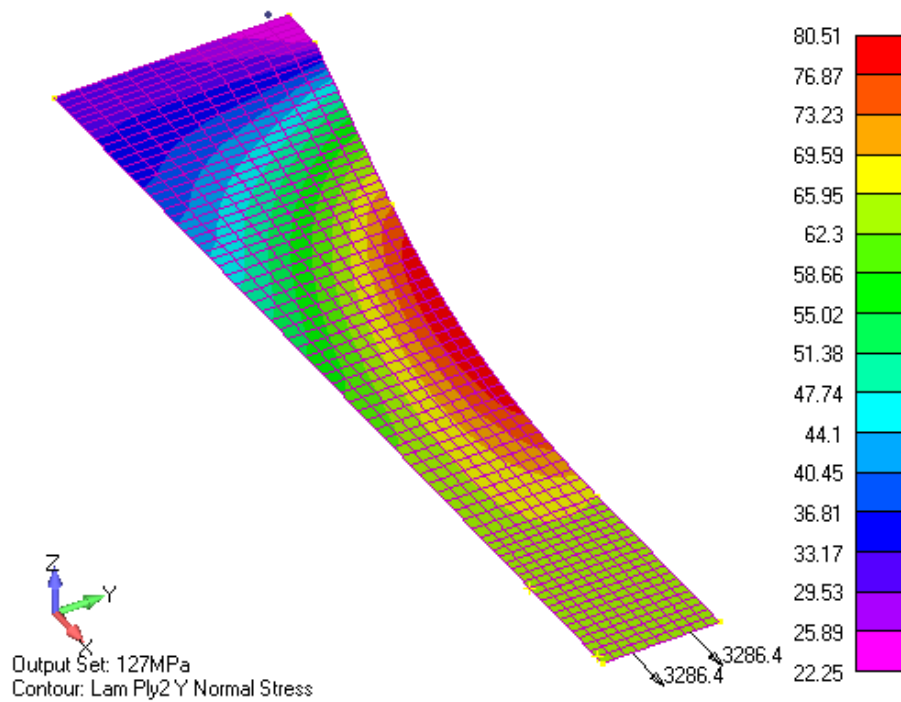
Obr. 7.12 - Rozložení napětí σ_2 [MPa] ve směru materiálové osy 2 první vrstvy laminátu s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s].



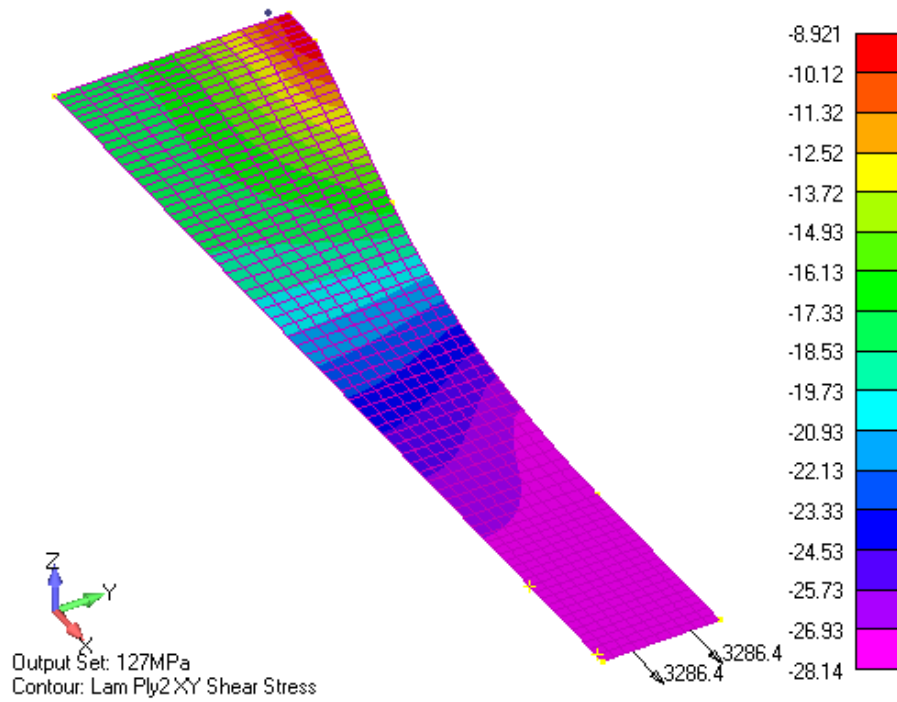
Obr. 7.13 - Rozložení smykového napětí τ_{12} [MPa] v rovině definované směry materiálových os 1 a 2 první vrstvy laminátu s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s].



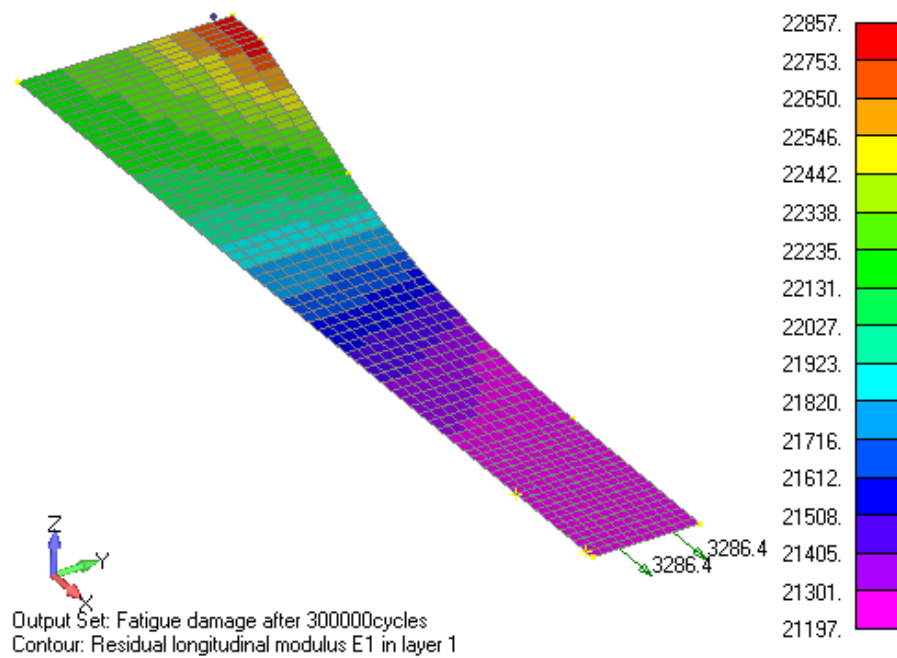
Obr. 7.14 - Rozložení napětí σ_1 [MPa] ve směru materiálové osy 1 druhé vrstvy laminátu s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s].



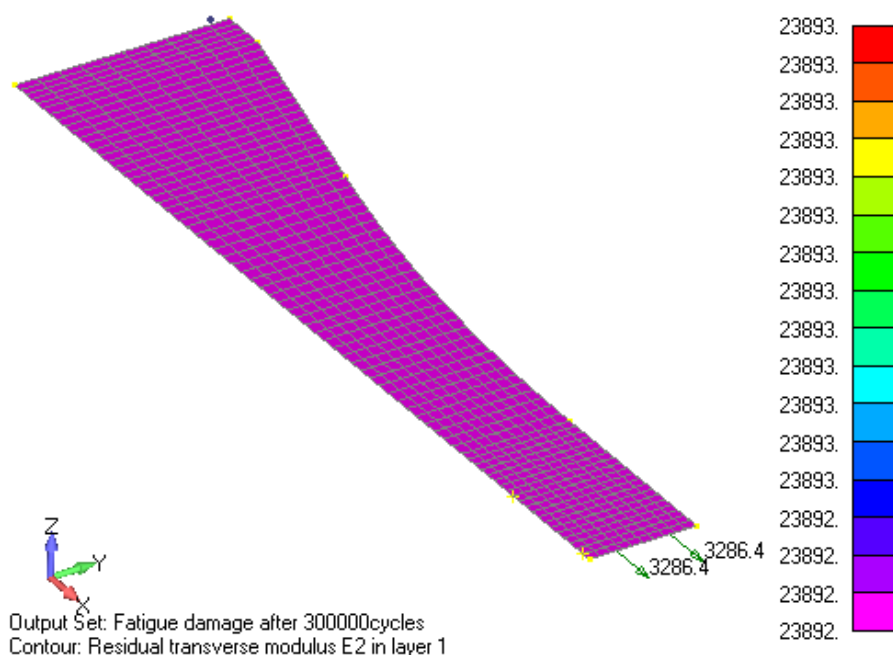
Obr. 7.15 - Rozložení napětí σ_2 [MPa] ve směru materiálové osy 2 druhé vrstvy laminátu s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s].



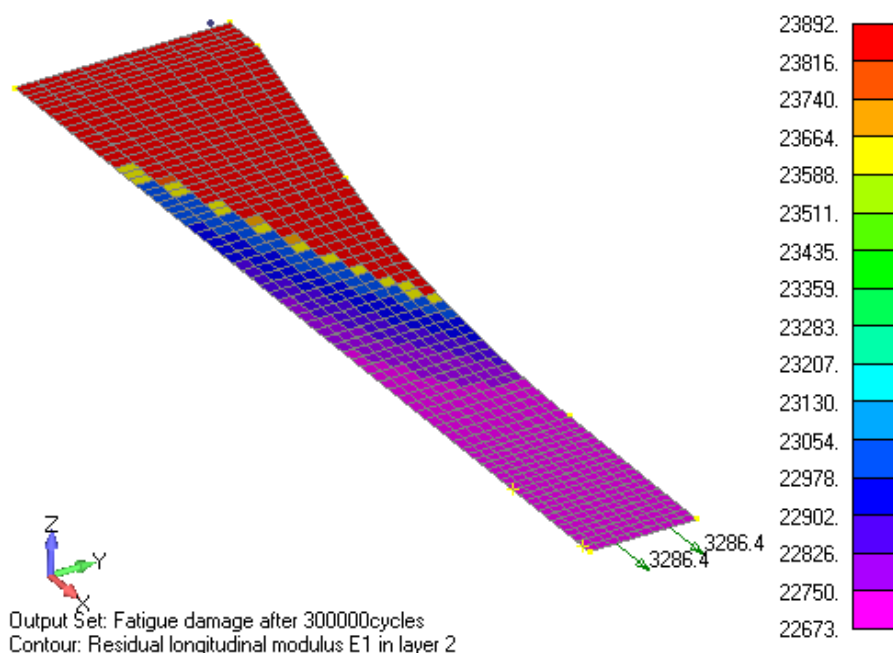
Obr. 7.16 - Rozložení smykového napětí τ_{12} [MPa] v rovině definované směry materiálových os 1 a 2 druhé vrstvy laminátu s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s].



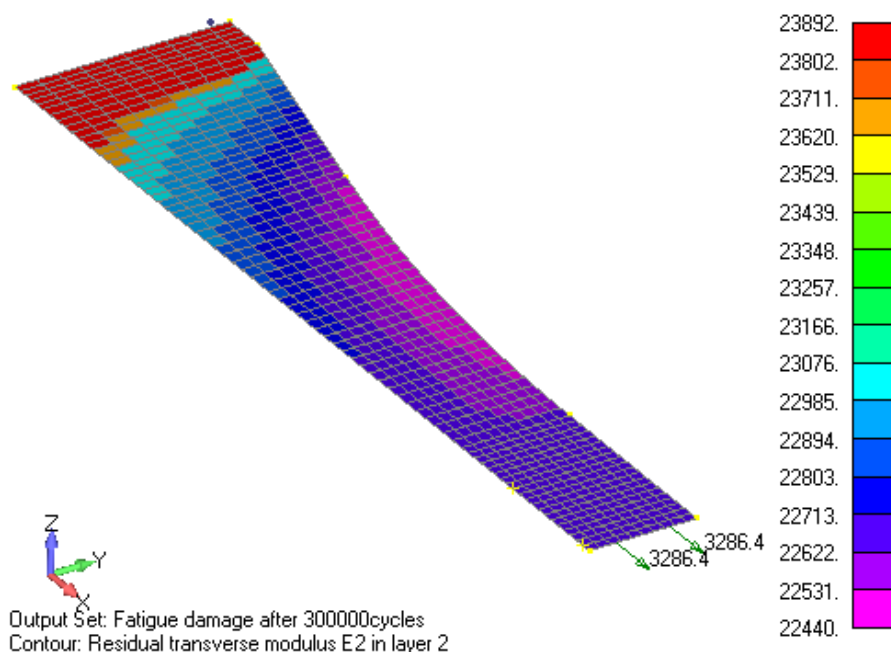
Obr. 7.17 - Rozložení zbytkového modulu pružnosti E_1 [MPa] v první vrstvě zkušební tělesa s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s] predikované modelem VZLU FDC Model. Výpočet byl proveden v 790 iteracích.



Obr. 7.18 - Rozložení zbytkového modulu pružnosti E_2 [MPa] v první vrstvě zkušebního tělesa s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s] predikované modelem VZLU FDC Model. Výpočet byl proveden v 790 iteracích. Vzhledem k tomu, že nebyla překročena kritická hodnota napětí, zůstal modul pružnosti E_2 konstantní s panenskou hodnotou.



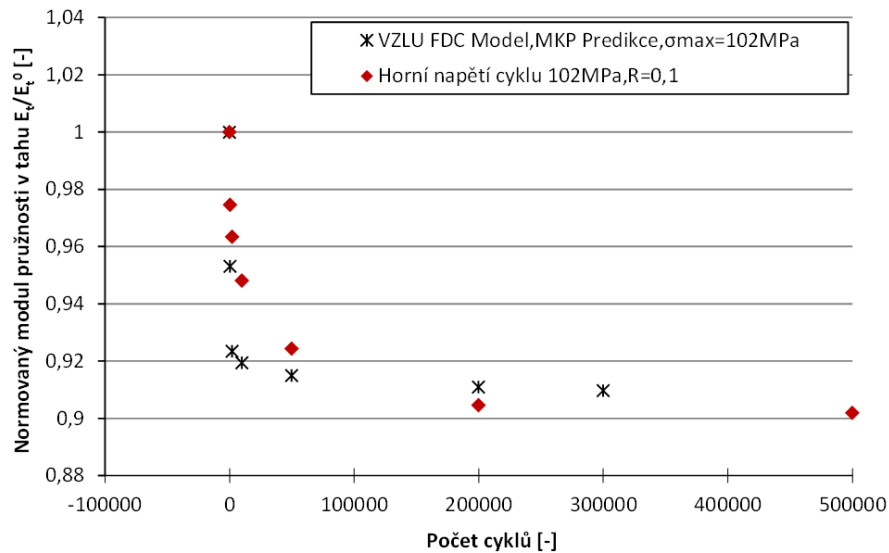
Obr. 7.19 - Rozložení zbytkového modulu pružnosti E_1 [MPa] v druhé vrstvě zkušebního tělesa s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s] predikované modelem VZLU FDC Model. Výpočet byl proveden v 790 iteracích.



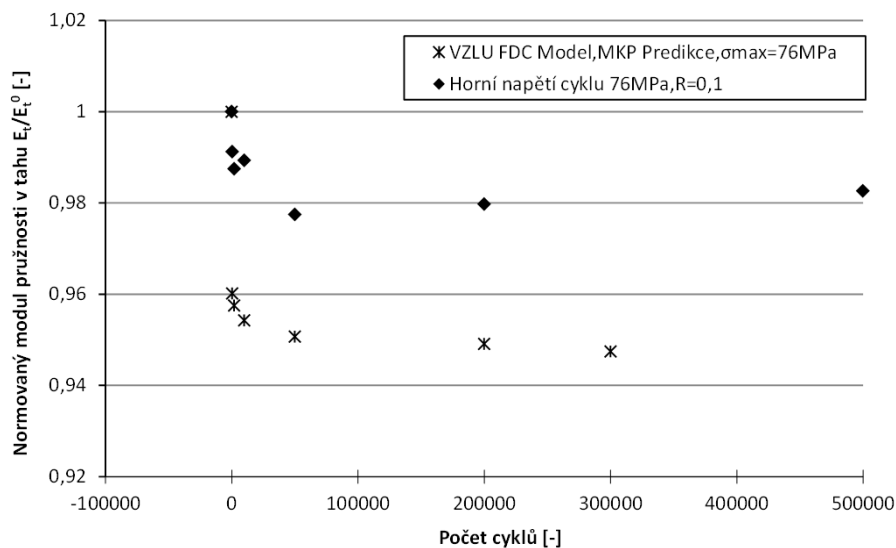
Obr. 7.20 - Rozložení zbytkového modulu pružnosti E_2 [MPa] v druhé vrstvě zkušebního tělesa s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)s] predikované modelem VZLU FDC Model. Výpočet byl proveden v 790 iteracích.

Výsledky dalších dvou hladin zatížení jsou zde uvedeny pouze v grafické podobě na obr. 7.21 a obr. 7.22. Nejlepší shody výpočtu s experimentálními daty bylo dosaženo pro hladinu zatížení s horním napětím 102 MPa ačkoli i zde platí, že na počátku zatěžování v rozsahu 500 - 10 000 cyklů je výrazný rozdíl mezi predikcí a experimentem. Rozdíl mezi predikcí a naměřenými daty se pak snižuje a na hodnotě 200 000 cyklů je dosaženo velmi dobré shody. Výpočtem je predikován pokles 9,0% a experimentální data vykazují pokles 9,5%. Poměr predikce / experiment je 0,95.

Experimentální výsledky hladiny s horním napětím cyklu 76 MPa byly s největší pravděpodobností ovlivněny změnami mechanických vlastností matrice. Experimentálně stanovený průběh hodnot zbytkového modulu pružnosti v tahu vykazuje charakteristický průběh s měnící se tendencí. Rozdíl mezi predikcí modelu a experimentálními daty je proto značný. Model VZLU FDC Model nijak nezohledňuje jevy související se změnami mechanických vlastností matrice, což je pravděpodobně příčinou toho, že výrazně nadhodnocuje pokles modulu pružnosti zkušebních těles. Model predikuje pokles 5,1% po absolvování 200 000 cyklů. Naměřená data vykazují pokles 2,0%. Poměr predikce / experiment činí 2,55, což poukazuje na nepřijatelný rozdíl.



Obr. 7.21 - Porovnání experimentálně stanoveného zbytkového modulu pružnosti v tahu E_r kvaziizotropní skladby [(0/90/±45/0/90/±45)s] s predikcí modelem VZLU FDC Model na hladině zatížení s horním napětím cyklu 102 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.



Obr. 7.22 - Porovnání experimentálně stanoveného zbytkového modulu pružnosti v tahu E_r kvaziizotropní skladby [(0/90/±45/0/90/±45)s] s predikcí modelem VZLU FDC Model na hladině zatížení s horním napětím cyklu 76MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

7.3 Únavová ohybová zkouška prostě podepřeného nosníku se skladbou [(0/90)₈]

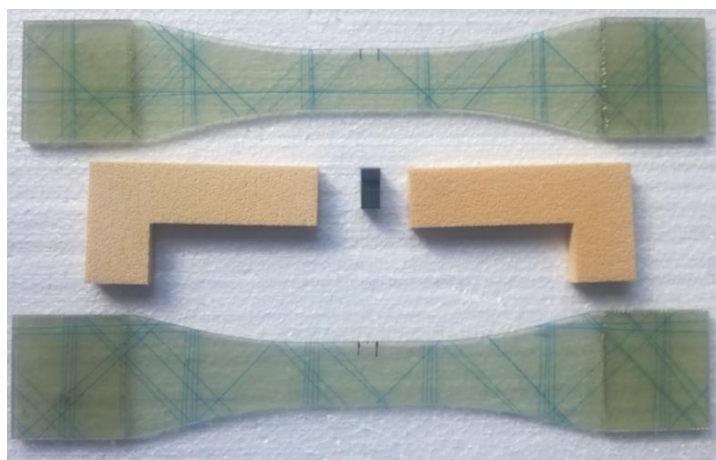
Ohybové zkoušky byly realizovány za účelem verifikace navržené metodiky pomocí úlohy, kde bude výrazně nehomogenní pole napjatosti. Ohybové zkoušky jsou pro tento účel vhodné, protože pole

napjatosti v zatíženém nosníku nehomogenní je a zároveň jsou tyto zkoušky snadno realizovatelné. Cílem ohybových zkoušek je také posoudit změny mechanických vlastností lamin při tlakovém namáhání. Skladba obou laminátových částí navrženého nosníku je v tomto případě $[(0/90)_8]$.

V předchozích částech práce bylo opakovaně připomínáno, že při modelování únavového poškození je nutné vycházet z dostatečného statistického souboru dat. V rámci ohybových zkoušek není tento požadavek v dostatečné míře dodržen. Důvodem je výraznější nákladnost těchto zkoušek, která byla nad rámec finančních možností výzkumného projektu, v rámci kterého vznikla tato práce.

7.3.1 Návrh zkušební tělesa a uspořádání zkoušky

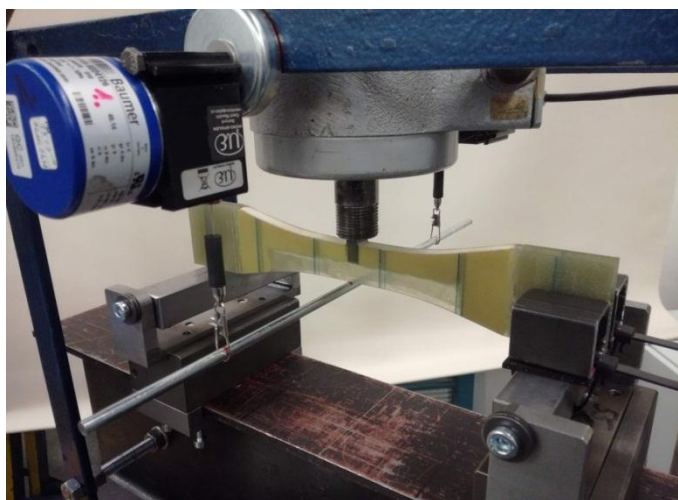
Při návrhu zkušebních těles bylo nutné zohlednit několik faktů. Bylo nutné navrhnout zkušební tělesa s dostatečnou ohybovou tuhostí, aby vyhověla silovým rozsahům dostupných pulsátorů a zkoušky bylo možné provést s dostatečně vysokou frekvencí zatěžování. Dále bylo nutné zohlednit fakt, že je nutné docílit vhodného stavu napjatosti – zanesení tahových a smykového napětí v rovině lamin. Dalším požadavkem bylo docílit akceptovatelných nákladů na výrobu zkušebních těles. Tělesa si také musela zachovat charakter tenkostěnné kompozitní konstrukce.



Obr. 7.23 - Komponenty použité pro výrobu zkušební tělesa pro ohybové zkoušky.

Snahy se ubíraly směrem použití již navržených a ověřených zkušebních těles ve tvaru psí kosti. Vzhledem k výše zmíněným faktům bylo nutné zkušební tělesa zatížit ohybovým momentem v rovině lamin, což je obtížně realizovatelné kvůli nebezpečí ztráty stability zkušební tělesa v oblasti vystavené tlaku. Pro eliminaci tohoto nebezpečí bylo navrženo zkušební těleso, které je řešeno jako sendvič. Je vyrobeno vlepením pěnového jádra mezi dvě používaná tělesa ve tvaru psí kosti. Lepení probíhalo v navrženém přípravku tak, aby byla zajištěna dostatečná kolmost tělesa vůči podložce. Dále byl použit insert pro zavedení sil vyrobený z termoplastu PLA technologií 3D tisku. Fotografie všech komponent sestavy zkušební tělesa je uvedena na obr. 7.23.

Pro výrobu jádra byla použita pěna Airex C70.75 s modulem pružnosti v tahu 66 MPa. Pěnové jádro vzhledem k nízké tuhosti použité pěny nijak neovlivňuje tuhost zkušební tělesa, což bylo ověřeno výpočtem, viz příloha P3. Pěnové jádro stabilizuje tlačnou část nosníku a zamezuje tak zborcení v této oblasti. V části, kde je napětí tahové, byla pěna úmyslně odstraněna, aby zde bylo nulové ovlivnění stavu napjatosti. Zavedení sil přímo do kompozitu nebylo kvůli cyklickému zatížení možné. Proto byl použit insert pro rozvedení zatížení, který byl vlepen mezi laminátové nosníky a dále pojištěn osazením, což zároveň odlehčilo lepený spoj. V místě podpor není insert třeba. Jednak je zde zkušební těleso vyztuženo příložkami, je zde poloviční zatížení a podpory byly řešeny s ohledem na co největší kontaktní plochu. Podpory umožňují natočení, takže se reálné zatížení velmi blíží k teoretickému modelu prostě podepřeného nosníku. Uspořádání zkoušky je uvedeno na obr. 7.24.



Obr. 7.24 - Uspořádání únavové zkoušky v třibodovém ohybu. Na fotografii jsou zachyceny i lankové snímače polohy, které jsou používány ke sledování průhybu při opakovaných statických zkouškách. Při cyklickém zatěžování jsou vyřazeny z funkce odebráním ocelové tyčky.

Cyklické zatěžování bylo realizováno na servohydraulickém pulsátoru, kde se podařilo docílit frekvence zatěžování 3 Hz. Průhyb byl sledován při opakovaných statických zkouškách. K měření průhybu byly použity dva lankové snímače Mikro-Epsilon WDS-1000-P60-CR-TTL s přesností $\pm 0,07$ mm. Tyto snímače byly spřaženy pomocí ocelové tyčky. Ta byla v průběhu cyklického zatížení odstraněna.

Tuhost byla vyhodnocována jako sečná tuhost pro bázi sil 300 - 680 N. Tímto postupem se podařilo kompenzovat vliv lankových snímačů, jejichž odpor nosník odlehčuje. Dále byla tímto způsobem kompenzována poddajnost ocelové tyčky a vůle podpor a všech ostatních částí.

Je nutné uvést, že zkušební těleso a metodika vyhodnocení změn tuhosti byly navrženy v rámci této práce. Samotný přípravek pro uložení zkušebních těles nebyl navržen autorem této práce a byl pouze zapůjčen.

7.3.2 Výsledky měření a diskuze

Cyklické zatěžování bylo provedeno pro menší rozsah cyklů. Důvodem byla nižší frekvence zatěžování a výrazně vyšší cena zkoušky. Zkoušky byly zastaveny na hodnotě 100 000 cyklů. Tato hodnota je však postačující pro účely verifikace. Byly navrženy dvě hladiny zatížení, kde v nejméně zatíženém bodě nosníku bylo normálové napětí 135 MPa a 110 MPa. Hodnota součinitele asymetrie cyklu byla 0,1. Tuhost nosníku byla vyhodnocena u panenských zkušebních těles a dále po zatížení 200, 1000, 10 000, 50 000 a 100 000 cykly. Každé statické měření bylo opakováno dvakrát.

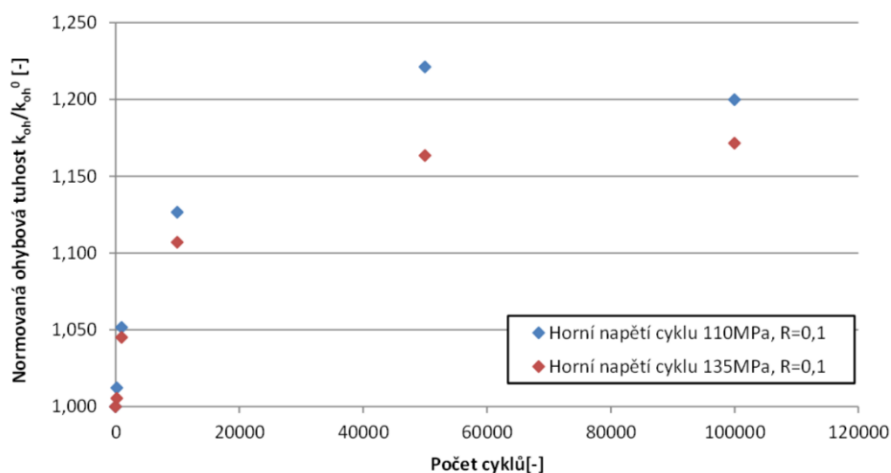
Normovaná tuhost nosníku zatíženého na vyšší hladině zatížení je uvedena v tab. 7.4 a nosníku zatíženého na nižší hladině v tab. 7.5. V obou případech došlo k růstu tuhosti. Na hladině s vyšším zatížením je nárůst tuhosti méně výrazný, což je pravděpodobně zapříčiněno výraznějším rozvojem poškození, ke kterému dojde v tažené části nosníku. V obr. 7.25 je provedeno grafické porovnání obou hladin zatížení.

Tab. 7.4 - Normovaná ohybová tuhost zkušebního tělesa na hladině zatížení s horním napětím cyklu 135 MPa a součinitelem asymetrie 0,1 v závislosti na počtu zátěžných cyklů. Hodnota napětí odpovídá nejnámáhanější části nosníku (tažená strana pod zatěžující silou). Skladba laminátových částí byla [(0/90)₈] vůči podélné ose nosníku.

<i>n</i>		0						200						1000						10 000						50 000						100 000					
		σ_{oh} [MPa]	<i>R</i> [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]										
T_Oh_0/90_2	135	0,1	1,000	0,990	1,045	1,107	1,163	1,164	1,000	1,021	1,045	1,107	1,164	1,179	1,000	1,006	1,045	1,107	1,164	1,172	-	0,022	-	-	0,001	0,010	-	2,223	-	-	0,110	0,863					
			1,000	1,021	1,045	1,107	1,164	1,179	1,000	1,006	1,045	1,107	1,164	1,172	-	0,022	-	-	0,001	0,010	-	2,223	-	-	0,110	0,863											
Aritmetický průměr			1,000	1,006	1,045	1,107	1,164	1,172	-			0,022	-			0,001	0,010	-			2,223	-			0,110	0,863											
Směrodatná odchylka			-	0,022	-	-	0,001	0,010	-			2,223	-			0,110	0,863																				
Variační koeficient [%]			-	2,223	-	-	0,110	0,863																													

Tab. 7.5 - Normovaná ohybová tuhost zkušebního tělesa na hladině zatížení s horním napětím cyklu 110 MPa a součinitelem asymetrie 0,1 v závislosti na počtu zátěžných cyklů. Hodnota napětí odpovídá nejnámáhanější části nosníku (tažená strana pod zatěžující silou). Skladba laminátových částí byla [(0/90)₈] vůči podélné ose nosníku.

<i>n</i>		0						200						1000						10 000						50 000						100 000					
		σ_{oh} [MPa]	<i>R</i> [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]								
T_Oh_0/90_3	110	0,1	1,000	1,000	1,044	1,106	1,223	1,178	1,000	1,025	1,059	1,148	1,220	1,222	1,000	1,012	1,052	1,127	1,221	1,200	-	0,017	0,010	0,030	0,002	0,031	-	1,720	0,958	2,626	0,154	2,583					
			1,000	1,025	1,059	1,148	1,220	1,222	1,000	1,012	1,052	1,127	1,221	1,200	-	0,017	0,010	0,030	0,002	0,031	-	1,720	0,958	2,626	0,154	2,583											
Aritmetický průměr			1,000	1,012	1,052	1,127	1,221	1,200	-			0,017	0,010	0,030	0,002	0,031	-			1,720	0,958	2,626	0,154	2,583													
Směrodatná odchylka			-	0,017	0,010	0,030	0,002	0,031	-			1,720	0,958	2,626	0,154	2,583																					
Variační koeficient [%]			-	1,720	0,958	2,626	0,154	2,583																													



Obr. 7.25 - Závislost ohybové tuhosti zkušebních těles na hladinách s horním napětím cyklu 110 MPa a 135 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1 na počtu cyklů. Ohybová tuhost byla vyhodnocena pro bázi sil 300 N a 680 N. Skladba laminátu byla [(0/90)₈] vůči podélné ose nosníku.

Na vyšší hladině zatížení s horním napětím cyklu 135 MPa dochází v celém pozorovaném průběhu k růstu ohybové tuhosti. Počáteční hodnoty jsou lépe patrné v tab. 7.4. Na hladině nižší dochází od 50 000 cyklů k poklesu. Výsledný nárůst po 100 000 cyklech činí 17,2 % a 20,0 %.

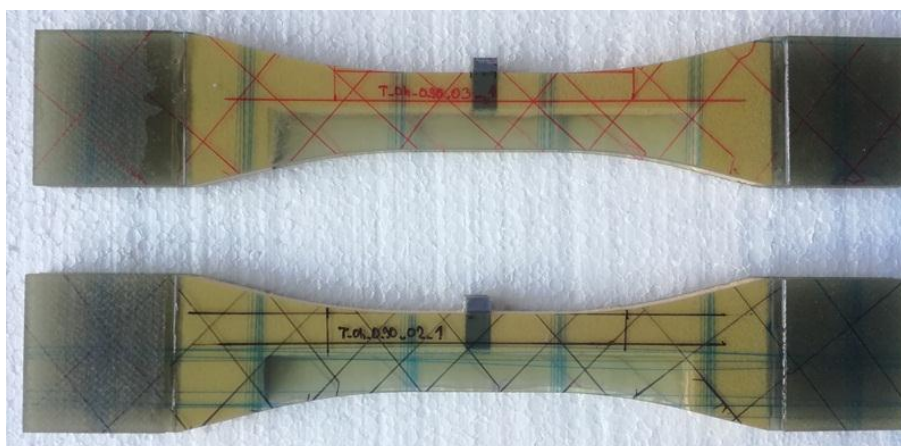
Před započítáním ohybových zkoušek bylo očekáváno, že pokles ohybové tuhosti bude ovlivněn zvyšováním tuhosti matrice. Zjištěné výsledky byly i přes tato očekávání překvapivé a nelze je bohužel použít k původnímu účelu - k verifikaci výpočetního algoritmu s implementovaným modelem VZLU FDC model pomocí výpočtu konstrukce se složitějším polem napjatosti. Opakování zkoušky na vyšší hladině zatížení nebylo provedeno. I kdyby bylo aplikováno zatížení, při kterém by napjatost dosahovala v tažené části nosníku hodnoty 169 MPa, což je 50% statické pevnosti materiálu, průběh poklesu tuhosti by byl do značné míry změnou tuhosti matrice ovlivněn. Při zvážení výsledků hladiny 135 MPa by k poklesu tuhosti spíše vůbec nedošlo. Vysokých hodnot napětí je dosaženo pouze v malém objemu materiálu a zvýšení tuhosti matrice bude mít pravděpodobně dominantní vliv.

Ačkoli data nelze použít pro původní účel ve smyslu verifikace modelu, jsou v hlavní části práce uvedena, protože jsou součástí navrhované metodiky. Poukazují na fakt, že při řešení změn tuhosti konstrukce vystavené cyklickému zatěžování může dojít k výraznému růstu tuhosti, což může být pro některé konstrukce taktéž velmi nebezpečné. Tyto výsledky jsou zároveň příkladem, který podtrhuje náročnost a komplexnost modelování únavového poškození v kompozitních materiálech. Výpočet poklesu tuhosti nosníku pomocí modelu VZLU FDC byl proveden, ale vzhledem k nemožnosti verifikace má ryze informativní charakter. Proto jsou výsledky uvedeny v přílohách práce. Zkušební tělesa byla dále využita k posouzení zbytkové tuhosti v části nosníku vystavené tlakovému namáhání.

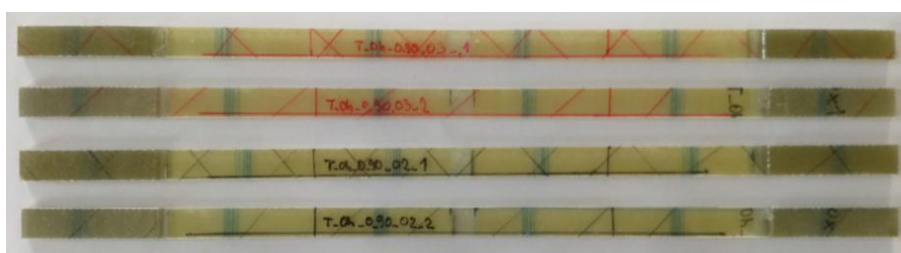
7.3.3 Posouzení změn mechanických vlastností v části nosníku vystavené tlakovému namáhání

Zkušební tělesa byla po provedení ohybových zkoušek rozebrána. Byla odstraněna pěna, insert a dále bylo odstraněno i lepidlo, čímž bylo dosaženo původní tloušťky zkušebních těles. Vzhledem k šířce zkušebních těles tvaru psí kosti, která činí v měřicí části 25 mm, byla zvolena šířka zkušebních těles pro posouzení změn v části nosníku vystavené tlakovému namáhání 10 mm, viz obr. 7.26 a obr. 7.27. Zkušební tělesa o menší šířce nebylo možné vyrobit z technologických důvodů. Dále by to nebylo vhodné vzhledem k silovému rozsahu stroje pro tahové zkoušky.

Vzhledem ke štíhlosti zkušebních těles nebylo možné realizovat tlakové namáhání. Tuhost zkušebních těles byla kvalitativně ověřena při tahové zkoušce. Nabízí se otázka, zda poškození, které vznikne při cyklickém tlakovém namáhání a způsobí případný pokles tuhosti těles při tlakovém namáhání, bude detekovatelné při tahové zkoušce. Pokud bude pokles tuhosti v tlaku způsobený mechanismy poškození jako je porušení mezifázového rozhraní, tak by mělo dojít i k poklesu tuhosti tahové. Toto tvrzení je samozřejmě hypotéza, kterou nelze potvrdit jinak, než provést také tlakovou zkoušku. S jistotou lze však říci, že by nemělo dojít k nárůstu tahové tuhosti.



Obr. 7.26 - Nářezový plán naznačený na tlačené straně zkušebních těles po provedení ohybové zkoušky



Obr. 7.27 - Zkušební tělesa získaná rozřezáním zkušebních těles uvedených na předchozím obrázku

Výsledky tahových zkoušek jsou uvedeny v tab. 7.6 a tab. 7.7. Zbytkový modul pružnosti byl v rámci těchto experimentů měřen pouze jednou. Tyto experimenty byly dodatečně naplánovány až po provedení ohybových zkoušek. Z tohoto důvodu nebyl před slepením zkušebních těles pro ohybovou zkoušku stanoven modul pružnosti v tahu zkušebních těles použitých pro výrobu. Není proto možné provést přímé porovnání. K dispozici je však dostatečný statistický soubor hodnot panenského modulu pružnosti v tahu dříve použitých zkušebních těles.

Tab. 7.6 - Modul pružnosti v tahu zkušebních těles vyřezaných z tlačené strany nosníku zatíženého pulsujícím ohybem s horním napětím cyklu 110MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1

	σ_{oh} [MPa]	R [-]	E_t^0 [MPa]	E_t^0 [MPa]	E_t^{100000} [MPa]
			Průměr	Maximum	
T_Oh_0_90_03_1	110	0,1	23653	24623	24683
T_Oh_0_90_03_2	110	0,1			24631
Aritmetický průměr			-	-	24657,0
Nárůst proti průměru E_t^0 [%]			-	-	4,24
Nárůst proti maximu E_t^0 [%]			-	-	0,14

Tab. 7.7 - Modul pružnosti v tahu zkušebních těles vyřezaných z tlačené strany nosníku zatíženého pulsujícím ohybem s horním napětím cyklu 135MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1

	σ_{oh} [MPa]	R [-]	E_t^0 [MPa]	E_t^0 [MPa]	E_t^{100000} [MPa]
			Průměr	Maximum	
T_Oh_0_90_02_1	135	0,1	23653	24623	25728
T_Oh_0_90_02_2	135	0,1			25653
Aritmetický průměr			-	-	25690,5
Nárůst proti průměru E_t^0 [%]			-	-	8,61
Nárůst proti maximu E_t^0 [%]			-	-	4,34

V tab. 7.6 a tab. 7.7 je patrné, že byl zjištěn spíše nárůst, než pokles hodnoty modulu pružnosti v tahu. Pro srovnání je zde proto uvedena průměrná hodnota všech zkušebních těles dosud použitých pro únavové zkoušky. Dále je zde uvedeno naměřené maximum. Soubor hodnot, ze kterých bylo čerpáno, je uveden v příloze P1 (tab. P1.1 – P1.3 a tab. P1.10). Do tohoto souboru byla zahrnuta pouze zkušební tělesa, u kterých byl modul pružnosti stanoven na stejné bázi deformace, tj. 0,1 – 0,3 %.

V obou tabulkách je patrné, že došlo k nárůstu hodnoty modulu pružnosti v tahu jak proti průměrné hodnotě panenského modulu pružnosti v tahu, tak proti maximu. V případě hladiny zatížení s horním napětím cyklu 110 MPa je nárůst proti maximální hodnotě panenského modulu pružnosti 0,14 %, což je zanedbatelné. Oproti průměrné hodnotě nárůst činí 4,25 %. Na hladině zatížení s horním napětím cyklu 135 MPa činí nárůst 4,34% oproti maximu a 8,61% oproti průměru panenské hodnoty modulu pružnosti v tahu.

Z výsledků vyplývá, že v části nosníku vystavené tlakovému namáhání nedošlo k rozvoji poškození v takové míře, aby došlo ke snížení tahové tuhosti materiálu. Naopak došlo k nárůstu tuhosti. Výsledky naznačují, že na vyšší hladině ohybového zatížení došlo k výraznějšímu nárůstu tuhosti. Výsledná ohybová tuhost však na hladině s vyšším zatížením vzrostla méně. Ta je ale ovlivněna i poškozením v části nosníku vystavené tahu. Uvedené výsledky naznačují, že i kdyby bylo navrženo a realizováno cyklické zatěžování v prostém tlaku, tak by byl zjištěn spíše růst tuhosti.

7.4 Únavová ohybová zkouška prostě podepřeného nosníku s kvaziizotropní skladbou

V této podkapitole jsou popsány výsledky stejného experimentu jako v podkapitole předchozí jen s jinou skladbou zkušebních těles. Odezva zkušebního tělesa byla snadno předvídatelná. Došlo k nárůstu tuhosti. Výsledky jsou nepoužitelné pro posouzení přesnosti predikce modelu VZLU FDC Model. Tyto experimenty byly provedeny, protože zkušební tělesa byla vyrobena a pokud by se v navazujícím výzkumu podařilo popsat mechanismus růstu tuhosti matrice, tak by mohla být použita pro účely verifikace. V hlavní části práce jsou uvedeny ze stejného důvodu jako v předchozím případě.

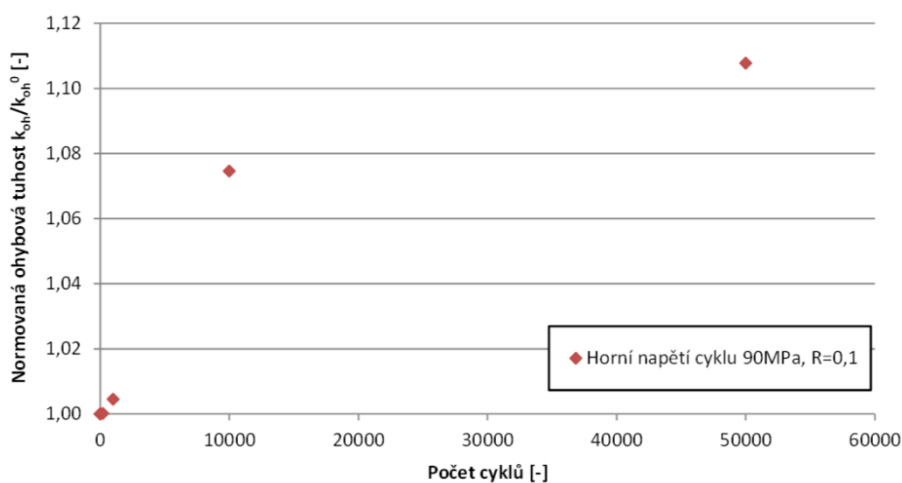
Hladina zatížení je popsána v podobě maximálního ohybového napětí dosaženého v nosníku. Je vztaženo k příčnému průřezu nosníku a jeho hodnota činí 90 MPa. Tuhost je vyhodnocena stejně jako v předchozím případě jako sečná. Použitá báze sil je 300 – 580 N.

7.4.1 Výsledky měření a diskuze

Cyklické zatěžování bylo provedeno v rozsahu 50 000 cyklů. Výsledný nárůst ohybové tuhosti je 10,8 %, viz tab. 7.8. Zkoušeno bylo pouze jedno zkušební těleso. Nárůst je zpočátku nevýrazný. K největšímu skoku v hodnotě ohybové tuhosti došlo mezi 1 000 a 10 000 zátěžnými cykly. Grafické zpracování výsledků je uvedeno v obr. 7.28.

Tab. 7.8 - Normovaná ohybová tuhost zkušebního tělesa na hladině zatížení s horním napětím cyklu 90 MPa (normálové napětí ve směru podélné osy nosníku) a součinitelem asymetrie 0,1 v závislosti na počtu zátěžných cyklů. Hodnota napětí odpovídá nejnamáhanější části nosníku (tažená strana pod zatěžující silou). Skladba laminátu byla [(0/90/±45/0/90/±45)s].

	n		0	200	1000	10 000	50 000
	σ_{oh} [MPa]	R [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]	k_{oh}^n/k_{oh}^0 [-]
T_Oh_K_1	90	0,1	1,000	1,020	1,019	1,080	1,113
			1,000	0,980	0,990	1,070	1,103
Aritmetický průměr			1,000	1,000	1,005	1,075	1,108
Směrodatná odchylka			-	0,028	0,021	0,007	0,007
Variační koeficient [%]			-	2,843	2,054	0,659	0,637



Obr. 7.28 - Závislost ohybové tuhosti zkušebních těles na hladinách s horním napětím cyklu 90MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1 na počtu cyklů. Ohybová tuhost byla vyhodnocena jako sečná tuhost pro bázi sil 300 N a 580 N. Skladba laminátu byla [(0/90/±45/0/90/±45)s].

Kapitola 8

Závěr a zhodnocení práce

Předkládaná disertační práce přináší nové poznatky v oblasti únavového poškození kompozitních materiálů ve formě vláknů vyztužených plastů. V rámci práce byla navržena metodika pro predikci poklesu tuhosti cyklicky zatěžovaných kompozitních konstrukcí, která pokles tuhosti posuzuje na úrovni jednotlivých lamin kompozitního materiálu. Metodika je navržena tak, aby byl zohledněn možný obecný stav napjatosti lamin. V rámci práce byly podrobně diskutovány veškeré aspekty související s tímto návrhem, kde mezi hlavní lze zahrnout návrh modelu poklesu tuhosti a metodiky pro posouzení změn mechanických vlastností laminy. Model byl dále implementován do MKP softwaru a verifikován pomocí modelových úloh. Získané výsledky byly průběžně komentovány.

Bude-li na veškeré získané výsledky pohlíženo jako součást navržené metodiky lze konstatovat, že bylo získáno mnoho přínosných informací, které mají značný význam. V literatuře se často uvádí, že poškození kompozitu, které může způsobit pokles mechanických vlastností, vzniká již na malých hladinách zatížení. Experimenty provedené v rámci této práce ukazují, že do změn mechanických vlastností zasahují i další mechanismy. Zejména provedené ohybové zkoušky popsané v kapitole 7.3 a kapitole 7.4 ukazují, že ovlivnění mechanických vlastností těmito mechanismy může být velmi výrazné a způsobit zcela opačný průběh, tedy nárůst mechanických vlastností. V některých případech nemusí být růst tuhosti problematický, avšak nemůže být obecně přehlížen. Např. modální charakteristiky jsou ovlivněny jak poklesem tuhosti, tak jejím růstem. U řady konstrukcí je interval přípustných vlastních frekvencí omezen shora i zdola. V tomto případě je problematický i růst tuhosti. Změny tuhosti kompozitu mohou dále ovlivnit namáhání a velikost koncentrací napětí v kovových insertech používaných ke spojování kompozitních dílů se zbytkem konstrukce.

Pokus o popis změn mechanických vlastností matrice byl v rámci práce proveden s motivací sestavit alespoň přibližný model. Ovšem jediný experimentálně podložený závěr, který bylo možné učinit, poukazuje na vliv charakteru cyklického zatížení. Při zatížení pulsujícím cyklem byl růst tuhosti matrice vyšší. Z výsledků dále vyplývá, že vliv teploty dotvrzení matrice a hladiny cyklického napětí, pokud existuje, je velmi malý a nedetekovatelný použitým postupem, popř. v rámci takto malého statistického souboru.

V rámci práce bylo provedeno posouzení dominujícího mechanismu ovlivňujícího odezvu kompozitu z hlediska parametru zatížení. Je tak možné, pro použitý materiálový systém, posoudit na jakých hladinách zatížení nastane spíše pokles či růst tuhosti. S opatrností lze předpokládat, že podobné

chování bude nalezeno i u dalších materiálových systémů založených na posuzovaných typech matic a skelných tkaninách s podobnou gramáží.

Bylo prokázáno, že pokud je hladina zatížení dostatečně vysoká a převažuje poškození matrice doprovázené poklesem tuhosti, je predikce modelem VZLU FDC Model uspokojivá a případné rozdíly by měly být pokryty součinitelem bezpečnosti, který u konstrukce bude zaveden.

Výsledky diskutované v rámci práce byly průběžně publikovány v odborných periodících a na domácích i mezinárodních konferencích. Navržená metodika byla též nasazena v rámci projektů řešených na útvaru Kompozitní technologie ve VZLÚ, a.s., viz [V1].

8.1 Splnění cílů práce

Hlavní cíl práce „**Navrhnout metodiku pro predikci poklesu tuhosti únavově zatěžovaných konstrukcí vyrobených z kompozitních materiálů**“ byl splněn. Metodika byla navržena a verifikována. V rámci řešení dílčích cílů byl objeven další mechanismus probíhající v matrici při cyklickém zatěžování, který rozšířil oblast zájmu práce. Bohužel také zúžil možnost verifikace modelu, který zohledňuje pouze pokles tuhosti v důsledku mechanického poškození.

Dílčí cíl práce „**Vypracovat a verifikovat postupy pro experimentální měření změn vybraných mechanických vlastností**“ byl splněn. V rámci práce byla vytvořena metodika pro stanovení zbytkového modulu pružnosti v tahu při jednoosém zatěžování v tahu. Tento návrh se týkal vhodného zkušebního tělesa, postupu měření zbytkového modulu pružnosti s ohledem na minimalizaci vlivu různých chyb a nepřesností. Na základě tohoto návrhu byl proveden náměr hodnot zbytkového modulu pružnosti v tahu s použitím modelového materiálu a prostředky statistiky bylo posouzeno, zda navržená metodika poskytuje dostatečně významné výsledky, které korespondují s teoretickými předpoklady. Dále je v práci řešen vliv smykového namáhání na modul pružnosti laminy ve smyku. Při souvisejících experimentech byl objeven mechanismus, který způsobuje nárůst tuhosti matrice při cyklickém zatěžování a bylo vyloučeno, že by primární příčinou byl ohřev matrice a její následné dotvrzení. Tento mechanismus byl potvrzen při experimentech se samotnou matricí bez výztuže a dále bylo vyloučeno, že by se tento jev týkal pouze jednoho typu matrice. Byl učiněn závěr, že vzhledem k růstu tuhosti matrice nelze v oboru přípustných hladin zatížení posoudit vliv smykového namáhání na pokles modulu pružnosti ve smyku, protože růst tuhosti matrice je dominantnější, než jeho pokles v důsledku mechanického poškození. Obdobný závěr byl vysloven i pro pokles modulu pružnosti v tlaku při tlakovém namáhání laminy. Změny mechanických vlastností laminy v tlaku byly posouzeny nepřímě v rámci únavových zkoušek v ohybu. Ačkoli se jedná spíše o kvalitativní posouzení, vzniklé poznatky jsou velmi cenné vzhledem k nedostatku literárních dat získaných při cyklických zkouškách v tlaku.

Dílčí cíl práce „**Navrhnout model pro predikci poklesu tuhosti při únavovém zatěžování**“ byl splněn. Model VZLU FDC Model byl navržen a byl použit pro predikci poklesu modulu pružnosti v tahu

v obou materiálových osách 2D ortotropního materiálu. Predikovat pokles ostatních materiálových charakteristik nebylo nutné, což bylo rozebráno v předchozím odstavci. Model by mohl být nasazen pro predikci prvních dvou stádií poklesu i dalších materiálových charakteristik, jejichž křivka poškození by vykazovala typický esovitý tvar. Dále byl sestaven postup identifikace koeficientů modelu. Model byl dále implementován do MKP softwaru, aby bylo možné řešit konstrukce se složitým polem napjatosti a model verifikovat.

Dílčí cíl práce „**Provést verifikaci navržené metodiky pomocí vhodně navržených experimentálních měření a výpočtových úloh**“ byl splněn částečně. Nejsložitější úloha, pomocí které byla metodika verifikována, je jednoosý tah zkušební tělesa s kvaziizotropní skladbou. Kvalita predikce byla kolísající. Na nejnižší hladině zatížení byla experimentální data ovlivněna jevy souvisejícími s růstem tuhosti matrice a zde byla predikce velmi nepřesná. Dále byly navrženy a provedeny experimenty pro stanovení poklesu tuhosti zkušební tělesa v třibodovém ohybu. Bohužel data byla ovlivněna růstem tuhosti matrice natolik, že došlo i po 100 000 zátěžných cyklech k výraznému růstu tuhosti a pro verifikaci modelu byla zcela nepoužitelná. Získaná data však mají značný význam, protože poukazují na fakt, že vlivem dalších mechanismů, ke kterým ve struktuře materiálu dochází, může dojít k výraznému růstu tuhosti.

8.2 Přínosy disertační práce

8.2.1 Přínos pro vědu

V rámci práce byl proveden výzkum změn mechanických vlastností vláknových kompozitů s tkaninovou výztuží při cyklickém zatížení a bylo tak rozšířeno poznání v této oblasti. V dostupné literatuře výrazně dominuje výzkum vláknových kompozitů s jednosměrnou výztuží. V rámci práce bylo prokázáno, že při řešení odezvy kompozitních materiálů na únavové zatížení při zvážení všech jeho důsledků, jako je například změna tuhosti, hraje výraznou roli i matrice. Zjištěné ovlivnění odezvy materiálu změnami v matici není bezvýznamné a v literatuře v souvislosti s nárůstem tuhosti při únavovém zatížení není diskutované. Závěry vyplývající z této práce by bylo vhodné konfrontovat se závěry zjištěnými jinými přístupy – např. víceškálovým modelováním. Snahy byly směřovány zejména k aplikaci celé navržené metodiky a modelu poklesu tuhosti k aplikaci v konstrukcích, které mají nehomogenní pole napjatosti. Tyto snahy jsou také v literatuře velmi vzácné.

Omezení fenomenologických modelů v podobě neschopnosti predikovat změny mechanických vlastností jako důsledek poškození na libovolné hladině zatížení a dále v podobě jejich omezení pouze na makroúroveň jsou často uváděné a posouvaly tuto kategorii modelů v některých ohledech do pozadí zájmu. V rámci této práce bylo prokázáno, že přístup fenomenologického modelování dokáže dostatečně

zohlednit rozdíly v rozvoji poškození na různých hladinách zatížení a je toho možné dosáhnout i na nižších úrovních struktury, než je makroúroveň. I v tomto spočívá přínos této práce.

8.2.2 Přínos pro praxi

Praktický význam práce je značný. Navržený a ověřený postup experimentálního měření poklesu modulu pružnosti v tahu při jednoosém tahovém namáhání může být aplikován v technické praxi. Požadavky na přístrojové vybavení jsou přitom velmi rozumné – postačuje běžný jednoosý pulsátor. Bylo opět potvrzeno, že při posuzování únavových charakteristik je nezbytně nutné pracovat s dostatečným souborem dat. Při posuzování změn tuhosti kompozitních konstrukcí na jednotlivých hladinách zatížení se tento požadavek vzhledem k malým rozdílům mezi nimi a značným rozptýlům v měřených charakteristikách ještě umocňuje. Navržený postup byl posouzen prostředky statistiky. Výsledky uvedené v této práci naznačují, jaká lze očekávat statistická rozdělení a jakým způsobem je lze ověřit a data dále zpracovat. Za velmi dobrý návrh lze označit vícenásobné opakování statických měření posuzovaných materiálových charakteristik. Je tím výrazně snížen vliv možných chyb při statickém měření, což je vzhledem k cenám únavových zkoušek nezanedbatelný benefit. Metodika navržená pro modul pružnosti v tahu je však přenositelná i na další charakteristiky. Dále byla tato metodika aplikována pro měření zbytkového modulu pružnosti ve smyku při zatížení laminy smykovým napětím. Ačkoli výsledky neodpovídaly předpokladům, samotná metodika měření se osvědčila.

Navržený model poklesu tuhosti byl ověřen ve všech aspektech. Jednak z hlediska možnosti identifikace, kde se ukázalo, že křivka reprezentující model je schopná proložit naměřená data. Dále byl model implementován do MKP softwaru a ukázalo se, že vykazuje schopnost predikovat pokles tuhosti kompozitních konstrukcí při cyklickém zatížení. Pro praktické výpočty je velmi cenná možnost mapovat redistribuce namáhání v konstrukci. Změna namáhání některých prvků sestavy může zapříčinit přetížení a nedostatečnou zálohu různých částí konstrukce.

Samotné zjištění jak výrazně je odezva kompozitu ovlivněna změnami tuhosti matrice, je přínosné i pro technickou praxi. Při ohybových zkouškách tuhost narostla i o 20%. Tato hodnota není zanedbatelná a její vliv např. na frekvenční charakteristiky může být výrazný.

8.2.3 Navazující výzkum

Na výsledky uvedené v této práci je možné navázat v mnoha směrech. Velmi přínosné by bylo provést verifikaci modelu implementovaného v MKP softwaru pomocí ohybových zkoušek. Metodika experimentálního měření byla sestavena a experimentální měření proběhlo bez jakýchkoli komplikací. Před provedením tohoto úkolu je však nutné posoudit a popsat příčinu růstu tuhosti matrice. V případě, že

se jedná o jev, který nelze eliminovat a je to vlastnost epoxidových matric, mohly by být experimenty provedeny s kompozitem s jiným typem matrice, pokud se zde tento jev nebude vyskytovat. V plánu je provést experimenty s matricemi na bázi vinylesteru a polyesteru.

Pozornost by měla být zaměřena také na samotný mechanismus růstu tuhosti matrice. Běžně uváděné příčiny, jako je dotvrzení v důsledku ohřevu při cyklickém zatěžování, byly vyloučeny. Pro popis tohoto mechanismu je nutná spolupráce s odborníky pro obor Inženýrství polymerních látek. Proto byly zahájeny konzultace s pracovníky Ústavu polymerů Vysoké školy chemicko-technologické v Praze.

Z hlediska modelování by bylo do výpočtu vhodné zahrnout i degradaci interlaminárního rozhraní. Ačkoli by se snahy měly primárně ubírat spíše směrem vhodných konstrukčních řešení tak, aby se porucha na rozhraní vrstev nezačala šířit, v některých případech vzniknout může a možnost ji výpočtově predikovat by opět výrazně přispěla ke stavu poznání v oblasti poškozování kompozitních konstrukcí. Došlo by k dalšímu zvýšení spolehlivosti a hlavně bezpečnosti navrhovaných kompozitních konstrukcí.

Již byla naznačena myšlenka, že by bylo vhodné snažit se o korelaci mezi výsledky jednotlivých přístupů modelování. Ačkoli modelování poškození a změn mechanických vlastností na úrovni vláken, matrice a jejich rozhraní je prozatím na úrovni spíše teoretického výzkumu, kde má nezastupitelnou roli, jde o přístup, pomocí kterého by šlo velmi efektivně navrhnout způsob jak do odezvy laminy zahrnout např. v této práci popsání změny mechanických vlastností matrice. A přístup modelování popsáný v rámci této práce, který je fenomenologické povahy a změny struktury substituentů a jejich rozhraní není schopen efektivně postihnout, by tento návrh mohl velmi efektivně využít pro modelování odezvy reálných konstrukcí.

Přehled literatury

- [1] Kořínek, Z.: Historie a použití kompozitních materiálů u lodí a letadel. In [online]. [cit. 2017-12-01]. Dostupné z: <http://www.volny.cz/zkorinek/historie.pdf>
- [2] Mallick, P. K.: Fiber-reinforced composites: materials, manufacturing, and design. Boca Raton, CRC Press, 2008. ISBN 9780849342059.
- [3] Jollivet, T.; Peyrac, C.; Lefebvre, F.: Damage of Composite Materials. *Procedia Engineering*, ročník 66, 2003: s. 746-758, ISSN 18777058, DOI: 10.1016/j.proeng.2013.12.128.
- [4] Smith, W. F.: Principles of materials science and engineering. 3. vydání. New York: McGraw Hill, 1996. ISBN 0070592411.
- [5] Degrieck, J.; Van Paepegem, W.: Fatigue damage modeling of fibre-reinforced composite materials: Review. *Applied Mechanics Reviews*, ročník 54, číslo 4, 2001: s. 279- 300. ISSN 00036900, DOI: 10.1115/1.1381395.
- [6] Harris, B.: Fatigue in composites: science and technology of the fatigue response of fibre-reinforced plastics. Boca Raton: CRC Press, 2003. ISBN 18-557-3608-x.
- [7] ASM handbook. Composites. 2. vydání. Materials Park, Ohio, ASM International, 2001. ISBN 0-87170-703-9.
- [8] Van Paepegem, W.: A new coupled approach of residual stiffness and strength for fatigue of fibre-reinforced composites. *International Journal of Fatigue*, ročník 24, č. 7, 2002: s. 747-76, ISSN 01421123, DOI: 10.1016/S0142-1123(01)00194-3.
- [9] Curtis, P. T.: The fatigue behaviour of fibrous composite materials. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, ročník 24, č. 4, 1989: s. 235-244, ISSN 0309-3247, DOI:10.1243/03093247V24
- [10] Bergmann, H.W. a kol.: Mechanical properties and damage mechanisms of carbon fiber reinforced composites – Compression loading. DFVLR-FB 88-41, Deutsche Forschungs und Versuchsanstalt für Luft und Raumfahrt, 1988.
- [11] Rotem, A.; Nelson, H.G.: Failure of a laminated composite under tension-compression fatigue loading. *Composites Science and Technology*, ročník 36 č. 1, 1989: s. 45-62, ISSN 02663538, DOI: 10.1016/0266-3538(89)90015-8.
- [12] Soutis, C.; Fleck, N.; Smith P.: Compression fatigue behaviour of notched carbon fibre-epoxy laminates. *International Journal of Fatigue*, ročník 13, č. 4, 1991: s. 303-312. ISSN 01421123. DOI: 10.1016/0142-1123(91)90357-5.
- [13] Liu, B.; Lessard, L. B.: Fatigue and damage-tolerance analysis of composite laminates: Stiffness loss, damage-modeling, and life prediction. *Composites Science and Technology*, ročník 51, č. 1, 1994: s. 43-51, ISSN 02663538, DOI: 10.1016/0266-3538(94)90155-4.

- [14] Broutman, L.J.; Sahu, S.: A New Theory to Predict Cumulative Fatigue Damage in Fiberglass Reinforced Plastics. In *Composite Materials: Testing and Design (Second Conference)*, ASTM International, 1972, s. 170-170. ISBN 978-0-8031-0134-0. DOI: 10.1520/STP27746S.
- [15] Hahn, H.T.; Kim, R.Y.: Proof Testing of Composite Materials. *Journal of Composite Materials*, ročník 9, č. 3, 1975: s. 297-311, ISSN 0021-9983, DOI: 10.1177/002199837500900308.
- [16] Hahn, H.T.; Kim, R.Y.: Fatigue Behavior of Composite Laminate. *Journal of Composite Materials*, ročník 10, č. 2, 1976: s. 156-180, ISSN 0021-9983, DOI: 10.1177/002199837601000205.
- [17] O'Brien, T. K.; Reifsnider, K.L.: Fatigue Damage Evaluation through Stiffness Measurements in Boron-Epoxy Laminates. *Journal of Composite Materials*, ročník 15, č. 1, 1981: s. 55-70, ISSN 0021-9983, DOI: 10.1177/002199838101500105.
- [18] O'Brien, T.K.: Characterization of Delamination Onset and Growth in a Composite Laminate. In *Damage in Composite Materials: Basic Mechanisms, Accumulation, Tolerance and Characterization*, ASTM International, 1982, s. 140-140-28, ISBN 978-0-8031-0696-3, DOI: 10.1520/STP34325S.
- [19] Montesano, J.; Behdinan, K.; Fawaz, Z.; Poon, Ch.: Considerations for Progressive Damage in Fiber-Reinforced Composite Materials Subject to Fatigue. In *High Performance Computing Systems and Applications*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010, s. 148-164, ISBN 978-3-642-12658-1, DOI: 10.1007/978-3-642-12659-8_12.
- [20] Hashin, Z.; Rotem, A.: A Fatigue Failure Criterion for Fiber Reinforced Materials. *Journal of Composite Materials*, ročník 7, č.4, 1973: s. 448-464, ISSN 0021-9983, DOI: 10.1177/002199837300700404.
- [21] Bond, I.P.: Fatigue life prediction for GRP subjected to variable amplitude loading. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, ročník 30, č. 8, 1999: s. 961-970. ISSN 1359835X. DOI: 10.1016/S1359-835X(99)00011-1.
- [22] Bergmann, H. W.; Prinz, R.: Fatigue life estimation of graphite/epoxy laminates under consideration of delamination growth. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, ročník 27, č. 2, 1989: s. 323-341, ISSN 0029-5981, DOI: 10.1002/nme.1620270208
- [23] El Mahi, A.; Berthelot, J. M.; Brillaud, J.: Stiffness reduction and energy release rate of cross-ply laminates during fatigue tests. *Composite Structures*, ročník 30, č. 2, 1995: s. 123-130, ISSN 02638223, DOI: 10.1016/0263-8223(94)00061-1.
- [24] Xia, Z.: A meso/micro-mechanical model for damage progression in glass-fiber/epoxy cross-ply laminates by finite-element analysis. *Composites Science and Technology*, ročník 60, č.8, 2000: s. 1171-1179, ISSN 02663538, DOI: 10.1016/S0266-3538(00)00022-1.
- [25] Sendeckyj, G. P.: Life Prediction for Resin-Matrix Composite Materials. *Composite Materials Series - Fatigue of composite materials*, ročník 4, 1991: s. 431-483, ISBN 9780444705075, DOI: 10.1016/B978-0-444-70507-5.50014-7.
- [26] Xu, J.; Lomov, S. V.; Verpoest, I.; Daggumati, S.; Van Paepegem W.; Degrieck, J.: A progressive damage model of textile composites on meso-scale using finite element method: Fatigue damage

- analysis. *Computers & Structures*, ročník 152, 2015: s. 96-112, ISSN 00457949, DOI: 10.1016/j.compstruc.2015.02.005.
- [27] Rotem, A.: Fatigue and residual strength of composite laminates. *Engineering Fracture Mechanics*, ročník 25, č. 5, 1986: s. 819-827, ISSN 00137944, DOI: 10.1016/0013-7944(86)90044-5.
- [28] Halpin, J.C.; Jerina, K. L.; Johnson, T.A.: Characterization of Composites for the Purpose of Reliability Evaluation. In *Analysis of the Test Methods for High Modulus Fibers and Composites*, ASTM International, 1973, s. 5-5-60, ISBN 978-0-8031-0701-4, DOI: 10.1520/STP36479S.
- [29] Schaff, J. R.; Davidson, B.D.: Life Prediction Methodology for Composite Structures. Part I—Constant Amplitude and Two-Stress Level Fatigue. *Journal of Composite Materials*, ročník 31, č. 2, 1997: s. 128-157, ISSN 0021-9983, DOI: 10.1177/002199839703100202.
- [30] Schaff, J. R.; Davidson, B.D.: Life Prediction Methodology for Composite Structures. Part II—Spectrum Fatigue. *Journal of Composite Materials*, ročník 31, č. 2, 1997: s. 158-181, ISSN 0021-9983, DOI: 10.1177/002199839703100203.
- [31] Mao, H.; Mahadevan, S.: Fatigue damage modeling of composite materials. *Composite Structures*, ročník 58, č. 4, 2002: s. 405-410, ISSN 02638223, DOI: 10.1016/S0263-8223(02)00126-5.
- [32] Sidoroff F.; Subagio B.: Fatigue damage modelling of composite materials from bending tests. In *Sixth International Conference on Composite Materials (ICCM-VI) & Second European Conference on Composite Materials (ECCM-II)*, Sborník přednášek, s. 432 -439, London, Elsevier, 1987.
- [33] Vieilleigne, S.; Jeulin, D.; Renard, J.; Sicot, N.: Modelling of the fatigue behaviour of a unidirectional glass epoxy composite submitted to fatigue loadings. In *International Conference on fatigue of composites*. Sborník přednášek, 3.-5. červen, 1997, s. 424-430, Paris, France, La Société Française de Métallurgie et de Matériaux, 1997.
- [34] Kawai, M.; Taniguchi, T.: Off-axis fatigue behavior of plain weave carbon/epoxy fabric laminates at room and high temperatures and its mechanical modeling. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, ročník 37, č.2, 1999: s. 243-256, ISSN 1359835x, DOI: 10.1016/j.compositesa.2005.07.003.
- [35] Van Paepegem, W.; Degrieck, J.: Experimental set-up for and numerical modeling of bending fatigue experiments on plain woven glass/epoxy composites. *Composite Structures*, ročník 51, č. 1, 2001: s. 1-8, ISSN 02638223, DOI: 10.1016/S0263-8223(00)00092-1.
- [36] Van Paepegem, W.; Degrieck, J.: Coupled residual stiffness and strength model for fatigue of fibre-reinforced composite materials. *Composites Science and Technology*, ročník 62,č. 5, 2002: s. 687-696, ISSN 0266-3538, DOI: 10.1016/S0266-3538(01)00226-3.
- [37] Fong, J.T.: What Is Fatigue Damage? In *Damage in Composite Materials: Basic Mechanisms, Accumulation, Tolerance, and Characterization*, ASTM International, 1982, s. 243-266, ISBN 978-0-8031-0696-3, DOI: 10.1520/STP34330S.

- [38] Farrow, I. R.: Damage Accumulation and Degradation of Composite Laminates Under Aircraft Service Loading: Assessment and Prediction, *Disertační práce*, Cranfield Institute of Technology, Cranfield, 1989.
- [39] ASTM D3039 / D3039M-17, Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2017.
- [40] ASTM D3518 / D3518M-13, Standard Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a $\pm 45^\circ$ Laminate, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2013.
- [41] Petit, P. H.: A Simplified Method of Determining the In-plane Shear Stress-Strain Response of Unidirectional Composites. In *Composite Materials: Testing and Design*, ASTM International. 1969, s. 83-83-11, ISBN 978-0-8031-0017-6, DOI: 10.1520/STP49808S.
- [42] Rosen, B. W.: A Simple Procedure for Experimental Determination of the Longitudinal Shear Modulus of Unidirectional Composites. *Journal of Composite Materials*, ročník 6, č. 4, 1972: s. 552-554, ISSN 0021-9983, DOI: 10.1177/002199837200600411.
- [43] ASTM D3479 / D3479M-12, Standard Test Method for Tension-Tension Fatigue of Polymer Matrix Composite Materials, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2012.
- [44] ISO 13003:2003, Fibre - reinforced plastics - Determination of fatigue properties under cyclic loading conditions, International Organization for Standardization, Vernier, Ženeva, 2003.
- [45] ASTM D6115-97. Standard Test Method for Mode I Fatigue Delamination Growth Onset of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites, ASTM International, West Conshohocken, 2011.
- [46] ISO 14692-4:2017, Petroleum and natural gas industries -- Glass-reinforced plastics (GRP) piping - Part 4: Fabrication, installation and operation, International Organization for Standardization, Vernier, Ženeva, 2017.
- [47] Pasipolaridis, E. A.: Residual strength and life prediction in composite materials after fatigue, *Disertační práce*, University of Patras, 2009.
- [48] Matondang, T.H.; Schutz, D.: The influence of anti-buckling guides on the compression-fatigue behaviour of carbon fibre-reinforced plastic laminates. *Composites*, ročník 15, č. 3, 1984: s. 217-221, ISSN 00104361, DOI: 10.1016/0010-4361(84)90278-7.
- [49] Xu, J.: Meso-Scale Finite Element Fatigue Modelling of Textile Composite Materials. Disertační práce, Katholieke Universiteit Leuven, 2011.
- [50] Sendekyj, G.P.: Fitting Models to Composite Materials Fatigue Data. In *Test Methods and Design Allowables for Fibrous Composites*, ASTM International, 1981, s. 245-245-160. ISBN 978-0-8031-0700-7, DOI: 10.1520/STP29314S.
- [51] Janssen, L. G. J.; Van Wingerde, A M.; Kensche, Ch. W.; Philippidis, T. P.; Brondsted, P.; Dutton, A. G.; Nijssen, R. P. L.; Krause, O.: Reliable Optimal Use of Materials for Wind Turbine Rotor Blades - Final Report. In [online], [cit. 2017-12-16]. Dostupné z: https://wmc.eu/public_docs/10351_001.pdf.

- [52] Měšťánek, P.: Únavové poškození kompozitních materiálů, *Disertační práce*, Západočeská univerzita v Plzni, 2014.
- [53] Sihn, S.; Park, J.: MAE: An Integrated Design Tool for Failure and Life Prediction of Composites. *Journal of Composite Materials*. Ročník 42, č. 18/2008, 2008: 1967 – 1988, ISSN 0021 – 9983, DOI: 10.1177/0021998308093914.
- [54] Černý, I.: Možnosti využití polyesterových kompozitů se skelnými vlákny pro stavbu pružnic nákladních vozidel pozemní dopravy. In *Únava kompozitních materiálů a konstrukcí*, ÚTAM AVČR, Dostupné z http://www.csm-kompozity.wz.cz/I_Cerny.pdf, 2014.
- [55] Greaves, P. T.: Fatigue analysis and testing of wind turbines blades, *Disertační práce*, Durham University, 2013.
- [56] Connellan, M.: Spinning to destruction, *The Guardian : Technology, Energy*, 2008, Dostupné z <https://www.theguardian.com/technology/2008/sep/04/energy.engineering>
- [57] Agarwal, B.D.; Broutman, L. J.: Vlákenné kompozity, SNTL, 1987.
- [58] Hart-Smith, L.J.: What the Textbooks Won't Teach You About Interactive Composite Failure Criteria. In *Composite Structures: Theory and Practice*, ASTM International, 2001, s. 413-413-24. ISBN 978-0-8031-2862-0, DOI: 10.1520/STP14523S.
- [59] ČSN 42 0368. *Zkoušky únavy kovů - Statistické vyhodnocování zkoušek únavy kovů*. 1. vyd. Praha, Vydavatelství úřadu pro normalizaci a měření, 1973.
- [60] Jaro, F.; Rosa, Z.: ČSN 01 0225. *Aplikovaná statistika. Testy shody empirického rozdělení s teoretickým*. Vydavatelství úřadu pro normalizaci a měření, 1980.
- [61] Shapiro, S. S.; Wilk, M. B.: An analysis of variance test for normality (complete samples). *Biometrika*, ročník 52, č. 3/4, 1965: s. 591–611.
- [62] ASTM D4255 / D4255M-15a. Standard Test Method for In-Plane Shear Properties of Polymer Matrix Composite Materials by the Rail Shear Method, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.
- [63] ASTM D5379 / D5379M-12. Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2012.
- [64] ASTM D5448 / D5448M-16. Standard Test Method for In-plane Shear Properties of Hoop Wound Polymer Matrix Composite Cylinders, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016.
- [65] Genedy, M.; Sherif, D.; Eslam, S.; Taha M.: Improving Fatigue Performance of GFRP Composite Using Carbon Nanotubes. *Fibers 2015*, ročník 3, č. 1, 2015: s. 13-29, ISSN 2079-6439.
- [66] Van Paepegem, W.; Degrieck J.: Modeling damage and permanent strain in fibre-reinforced composites under in-plane fatigue loading. *Composites Science and Technology*, ročník 63, č. 5, 2003: s. 677-694, ISSN 02663538.
- [67] Rosa, J.: Problematika tahových zkoušek křehkých materiálů – Zkoušky epoxidových pryskyřic v roce 2006. Interní zpráva útvaru 3300 – Letecké vrtule, Výzkumná zpráva VZLÚ U-LV-0068, 2007.
- [68] Swoboda, H.: *Moderní statistika*, Editor Ragnar Frisch, 1. Vydání, Nakladatelství Svoboda, 1977.
- [69] Siemens Documentation: Femap v11.4 Help, Siemens PLM Software, 2017.

Publikační činnost autora

Publikace se vztahem k tématu práce

- [D1] Král, M.; Hraška, M.; Holý, S.: Experimental Measurement and Numerical Modelling of Fatigue Properties of Glass Fiber Composite Materials, In *Mezinárodní konference Polymer Composites 2013*. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni, 2013, s. 108-117, ISBN 978-80-261-0213-7.
- [D2] Král, M.; Hraška, M.; Holý S.: Numerical modeling of fatigue properties of glass fiber composite materials on the base of experiments. *Czech Aerospace Proceedings*, ročník 2013, č. 3, 2013: s. 28-33, ISSN 1211 - 877X.
- [D3] Král M.: Numerical modeling of fatigue damage in fiber reinforced composites and the proposal of experimental verification. In *STČ 2014*. Prague: CTU, Faculty of Mechanical Engineering, 2014. s. 1 - 12. ISBN 978-80-01-05484-0, 2014.
- [D4] Král M., Cabrnoc B., Hraška M., Holý S.: Development of phenomenologically based approach for fatigue calculations of fiber reinforced composite structures. In *Experimentální a výpočtové metody v inženýrství*. Ústí nad Labem: ÚJEP, ISBN 978-80-7414-725-8, 2014.
- [D5] Král M., Cabrnoc B., Hraška M., Holý S.: Proposal of stiffness reduction model for composite structures under multiaxial fatigue loading. In *31th Danubia Adria Symposium on Advances in Experimental Mechanics*. Kempten, ISBN 978-3-00-046740-0, 2014.
- [D6] Král M., Cabrnoc B., Hraška M., Holý S.: Development of Phenomenologically Based Approach for Fatigue Calculations of Fiber Reinforced Composite Structures. *Strojírenská technologie*. Ústí nad Labem: ÚJEP, ročník XIX, č. 4, 2014: s. 193-197, ISSN 1211-4162.
- [D7] Král, M.; Cabrnoc, B.; Holý, S.: Stiffness Reduction Model for Composite Materials Under Cyclic Loading - Identification of Model Coefficients. In *Materials Today: Proceedings. 32nd Danubia Adria Symposium on Advances in Experimental Mechanics*, Starý Smokovec, Amsterdam: Elsevier, 2016: s. 1014-1018, ISSN 22147853, DOI: 10.1016/j.matpr.2016.03.039.
- [D8] Král, M.; Holý, S.: Stiffness Reduction Model for Composite Materials Under Cyclic Loading. In *32nd Danubia Adria Symposium on Advances in Experimental Mechanics*, Starý Smokovec, University of Žilina, ISBN 978-80-554-1094-4, 2015.
- [D9] Král, M.: Vliv cyklického zatěžování na mechanické vlastnosti kompozitů, *Diplomová práce*, České vysoké učení technické v Praze, Fakulta strojní, 2012.
- [D10] Král, M.; Cabrnoc, B.: Stiffness Reduction of Glass/Epoxy Laminate Under Fatigue Loading, In *EAN 2018 – 56th Conference on Experimental Stress Analysis*, s. 202 - 208, ISBN 97880270406629, 2018.
- [D11] Král, M.; Cabrnoc, B.; Holý, S.: Methodology for prediction of stiffness reduction of composite structures under fatigue loading. *Strojírenská technologie*. Ústí nad Labem: ÚJEP, 8 s., (12/2018 přijato k publikování)

- [D12] Král, M.: Únava vlákný vyztužených kompozitů s polymerní matricí. In *Únava kompozitních materiálů a konstrukcí*, ÚTAM AVČR, 2014, s. 1-38, Dostupné z http://www.csm-kompozity.wz.cz/Prezentace_UTAM.pdf.

Výzkumné zprávy se vztahem k tématu práce

- [V1] Cabrnach, B.; Král, M.: Únavová analýza kompozitového čela vlaku. *Zpráva z řešení projektu č. TE01020038 „Centrum kompetence drážních vozidel“*, Výzkumný a zkušební letecký ústav, a.s., Praha, 2015.
- [V2] Král, M., Hraška M.: Vliv cyklického zatěžování na degradaci materiálových vlastností skelného laminátu s výztuží ve formě tkaniny. *Výzkumná zpráva VZLÚ R-5476*, Praha, 2012.
- [V3] Král, M.: Vliv cyklického zatěžování na degradaci materiálových vlastností uhlíkového laminátu s výztuží ve formě tkaniny. *Výzkumná zpráva VZLÚ R-5814*, Praha, 2013.
- [V4] Král, M.: Dynamická pevnost vybraných typů materiálů používaných při návrhu kompozitních konstrukcí na útvaru KMT-3300. *Výzkumná zpráva VZLÚ R-5810*, Praha, 2013.
- [V5] Král, M.: Dokumentace funkčního vzorku zkušební tělesa pro cyklické ohybové zkoušky, *Výzkumná zpráva VZLÚ R-6423*, Praha, 2015.
- [V6] Král, M.: Dokumentace funkčního vzorku pulsátoru pro cyklické ohybové zkoušky kompozitních materiálů, *Výzkumná zpráva VZLÚ R-6424*, Praha, 2015.
- [V7] Král, M.: Návrh metodiky pro predikci poklesu tuhosti cyklicky zatěžovaných kompozitních konstrukcí, část I – Přehled problematiky a experimentální měření změn mechanických vlastností lamin, *Výzkumná zpráva VZLÚ R-6936*, Praha, 2018.
- [V8] Král, M.: Návrh metodiky pro predikci poklesu tuhosti cyklicky zatěžovaných kompozitních konstrukcí, část II – návrh modelu poklesu tuhosti, implementace do MKP a výpočet verifikačních úloh, *Výzkumná zpráva VZLÚ R-6937*, Praha, 2018.

Další vybrané publikace a výzkumné zprávy

- [O1] Padovec, Z.; Růžička, M.; Sedláček, R.; Král, M.; Růžička, P.: Comparison of the Thermoelastic Properties of a Randomly Reinforced Composite Computed by the Classical Lamination Theory and by the Monte Carlo Simulation. *Mechanics of Composite Materials*, ročník 53, č. 2, 2017: s. 149-158, ISSN 0191-5665, DOI: 10.1007/s11029-017-9649-9.
- [O2] Padovec, Z.; Chlup, H.; Sedláček, R.; Král, M.; Růžička, M.; Růžička, P.: Isotropy Verification of the C/PPS Samples Manufactured from Pellets by Image Processing Methods and Experiment. In *Materials Today: Proceedings. Advances in Functional Materials*, Stony Brook, Amsterdam: Elsevier, 2016: s. 562-566, ISSN 22147853, DOI: 10.1016/j.matpr.2016.01.091.

- [O3] Kužel, J.; Golda, M., Král, M., Hraška, M.: Measurements of the Integral Characteristics of Twisted Flow Using a Five-Tube Pressure Probe. In *Dynybyl, V., Berka, O., Petr, K., Lopot, F., Dub, M., ed. The Latest Methods of Construction Design*. Cham: Springer International Publishing, 2016, s. 427-432, ISBN 978-3-319-22761-0, DOI: 10.1007/978-3-319-22762-7_64.
- [O4] Padovec, Z.; Chlup, H.; Sedláček, R.; Král, M.; Růžička, M.; Růžička, P.; Kytýř, D.: Determination of Isotropy of the C/PPS Samples Manufactured from Pellets. In *20th International Conference on Composite Materials. Kodaň, 2015*, Kodaň: Technical University of Denmark, ISIAQ, 2015.
- [O5] Sedláček, R.; Padovec, Z.; Růžička, M.; Růžička P.; Král, M.: Reinforced Thermoplastic Composite Materials for Use in Orthopaedics. In *10th World Biomaterials Congress, 2016*. Montreal, Saint-Lambert, QC: IS Event Solutions, s. 1886, 2016. ISSN 2296-4185, DOI: 10.3389/conf.FBIOE.2016.01.01629.
- [O6] Padovec, Z.; Sedláček, R.; Růžička, M.; Král, M.; Růžička, P.: Bearing tests of specimens manufactured from chopped C/PPS pellets, In *Experimental Stresss Analysis 2016. 54. konference Experimentální Analýza Napětí*. Srní, Plzeň: Západočeská universita, Fakulta aplikovaných věd. 2016, ISBN 978-80-261-0624-1.
- [O7] Diblíková, L.; Mašek, Z.; Král, M.: The effect of carbon fibers plasma treatment on the wettability and interlaminar shear strength of geopolymer composite, *Journal of the Australian Ceramic Society*, ISSN 2510-1560. (9/2018 přijato k publikování)
- [O8] Cabrnoch, B.; Král, M.: Metodika výpočtu kompozitních konstrukcí, *Výzkumná zpráva VZLÚ R-6406*, Praha, 2015.
- [O9] Král, M.: Dokumentace funkčního vzorku zkušebního tělesa pro verifikaci MKP simulací borcení tenkostěnných kompozitních konstrukcí, *Výzkumná zpráva VZLÚ R-5824*, Praha, 2013.
- [O10] Růžička, P.; Padovec, Z.; Růžička, M.; Král, M.; Sedláček, R.: Konstrukce tvaru a dimenzování kompozitového fixátoru - demonstrátoru medicínské aplikace, *Výzkumná zpráva ČVUT 12105/15/35*, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky, 2015.
- [O11] Padovec, Z.; Sedláček, R.; Růžička, M.; Král, M.; Růžička, P.: Výpočet termoelastických charakteristik desek náhodně vyztužených peletami pomocí metod zpracování obrazu a statistiky, *Výzkumná zpráva ČVUT 12105/15/14*, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky, 2014.
- [O12] Padovec, Z.; Sedláček, R.; Růžička, M.; Král, M.; Růžička, P.: Výpočet termoelastických charakteristik desek náhodně vyztužených peletami pomocí metod zpracování obrazu a statistiky, *Výzkumná zpráva ČVUT 12105/15/14*, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky, 2014.
- [O13] Padovec, Z.; Sedláček, R.; Růžička, M.; Král, M.; Růžička, P.: Statické zkoušky paletových vzorků s pouzdem a jejich MKP simulace, *Výzkumná zpráva ČVUT 12105/15/11*, ČVUT v Praze, Fakulta strojní, Ústav mechaniky, biomechaniky a mechatroniky, 2015.

Přílohy

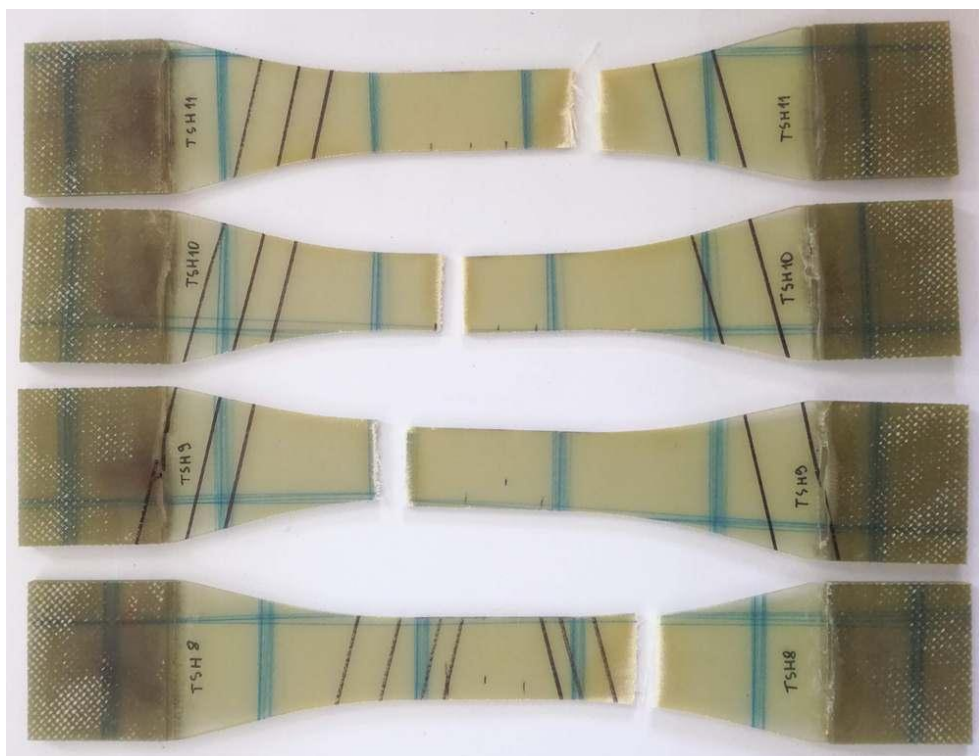
Příloha 1 – Naměřené materiálové charakteristiky

Pozn. Lom některých zkušebních těles, patrný z přiložených fotografií byl způsoben dodatečným měřením zbytkové pevnosti, pokud není uvedeno jinak.

Tahové charakteristiky:

Tab. P1.1 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_I ve směru 1 čtyř zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. U zkušebních těles TSH9 a TSH10 došlo k únavovému lomu.

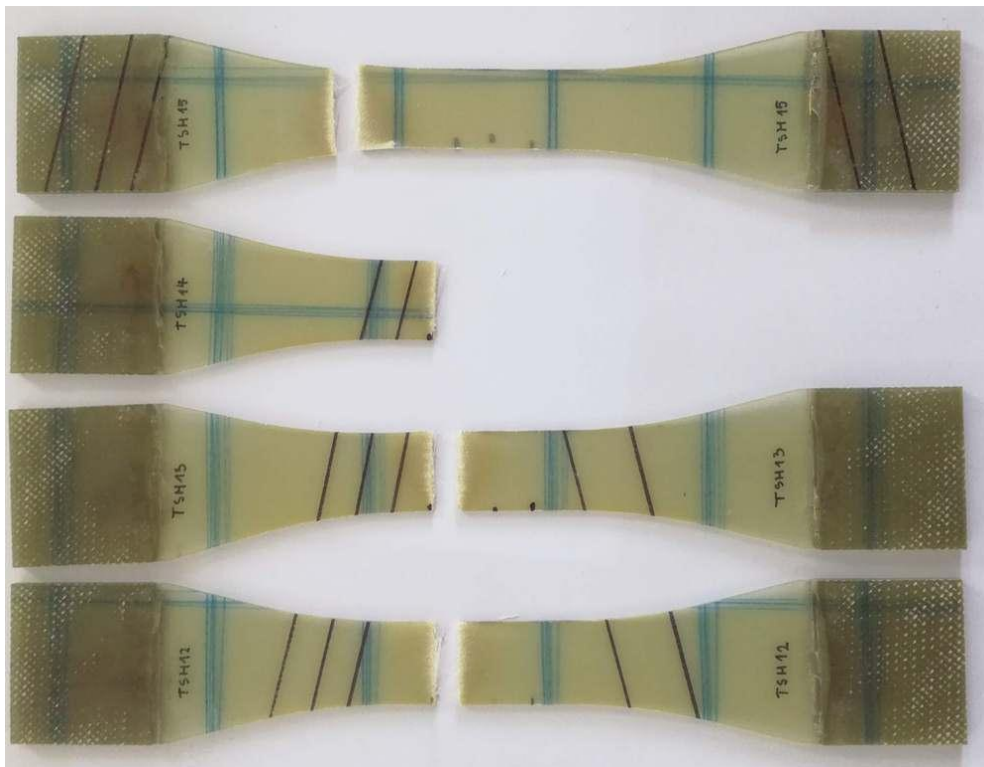
	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_I^0 [MPa]	E_I^{200} [MPa]	E_I^{500} [MPa]	E_I^{1000} [MPa]	E_I^{2000} [MPa]	E_I^{5000} [MPa]	E_I^{10000} [MPa]	E_I^{50000} [MPa]	E_I^{100000} [MPa]	E_I^{200000} [MPa]	E_I^{300000} [MPa]	E_I^{500000} [MPa]
TSH8	169	0,1	24486	22560	22367	22187	22174	22275	22172	21887	21749	21720	21774	21932
			24623	22527	22555	22400	22198	22288	22215	21818	21790	21784	21885	21218
			24586	22728	22628	22340	22235	22367	22266	21735	21890	21752	21932	21281
TSH9	169	0,1	23890	21900	21836	21729	21409	21661	21769	21474	21440	21204	20919	-
			23610	22015	21971	21826	21415	21130	21322	21422	21274	21106	20774	-
			23978	22000	22026	21733	21561	21784	21429	21151	21307	21153	21166	-
TSH10	169	0,1	23530	21732	21629	21502	21251	21120	21178	20866	20421	20946	20638	-
			23350	21771	21457	21343	21438	20937	21208	20885	20687	20924	20748	-
			23252	21943	21505	21440	21218	21103	21138	20873	20840	20965	20801	-
TSH11	169	0,1	23661	22197	22011	22090	21954	21809	21504	21194	21529	21439	21340	21186
			23973	22341	22128	22038	21929	21856	21519	21336	21471	21505	21146	21199
			23768	22292	22182	22069	21940	21874	21643	21416	21413	21580	21264	21245



Obr. P1.1 - Zkušební tělesa použitá pro stanovení poklesu modulu pružnosti na hladině zatížení se součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a horním normálovým napětím 169 MPa

Tab. P1.2 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_1 ve směru 1 čtyř zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 135 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

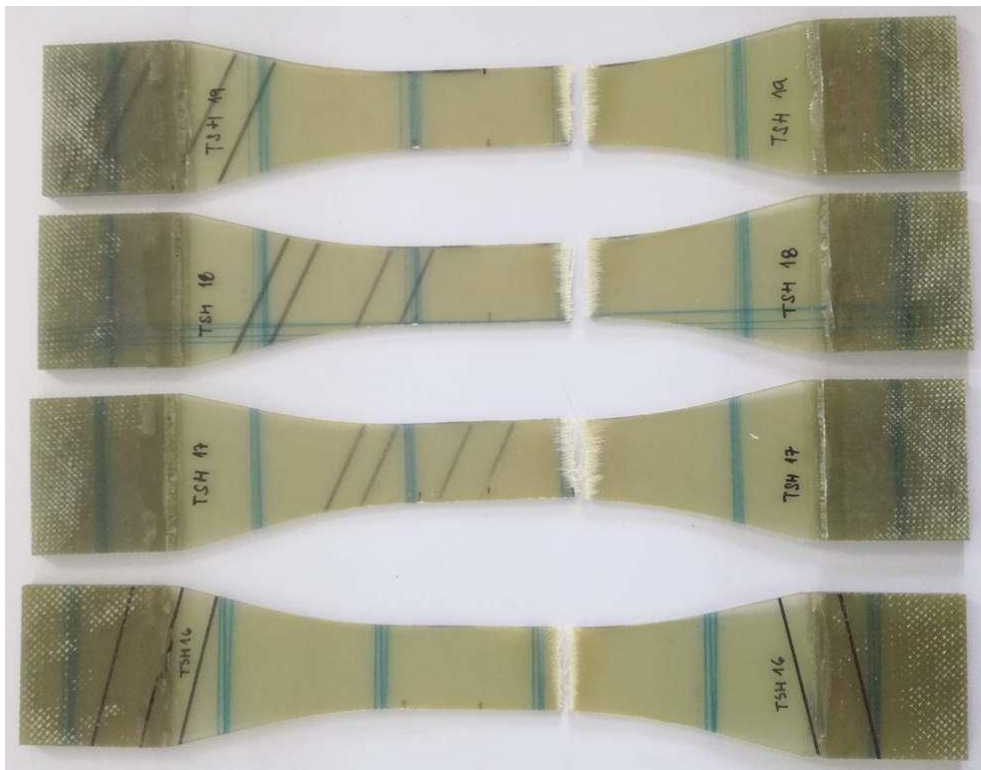
	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_1^0 [MPa]	E_1^{200} [MPa]	E_1^{500} [MPa]	E_1^{1000} [MPa]	E_1^{2000} [MPa]	E_1^{5000} [MPa]	E_1^{10000} [MPa]	E_1^{50000} [MPa]	E_1^{100000} [MPa]	E_1^{200000} [MPa]	E_1^{300000} [MPa]	E_1^{500000} [MPa]
TSH12	135	0,1	23322	22183	22083	21742	21734	21718	21524	21190	21168	21093	21294	21054
			23270	22388	22085	22872	21794	21498	21465	21135	21061	21269	21162	21170
			23316	22221	22156	21835	21850	21563	21435	21121	21132	21463	21205	21160
TSH13	135	0,1	23260	22337	22202	21979	21665	21514	21327	21292	21165	21017	20669	20671
			23336	22429	22211	22016	21879	21611	21689	21298	21255	20965	20648	20949
			23309	22347	22360	22092	21901	21729	21369	21394	21223	20937	20723	20784
TSH14	135	0,1	23537	22452	22441	22319	22086	21876	21668	21535	21448	21013	21460	21129
			23047	22374	22411	22316	22086	21798	21669	21593	21443	20971	21292	21138
			23498	22508	22401	22329	21917	21922	21757	21408	21412	21320	21242	21081
TSH15	135	0,1	24212	22991	22807	22347	21894	22187	22196	21874	21725	21841	21378	21617
			24040	23005	22696	22632	22136	22295	22081	21988	21931	21796	21455	21530
			24018	23075	22772	22498	22237	22179	22242	21863	21851	21717	21466	21595



Obr. P1.2 - Zkušební tělesa použitá pro stanovení poklesu modulu pružnosti na hladině zatížení se součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a horním normálovým napětím 135 MPa

Tab. P1.3 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_1 ve směru 1 čtyř zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 101 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

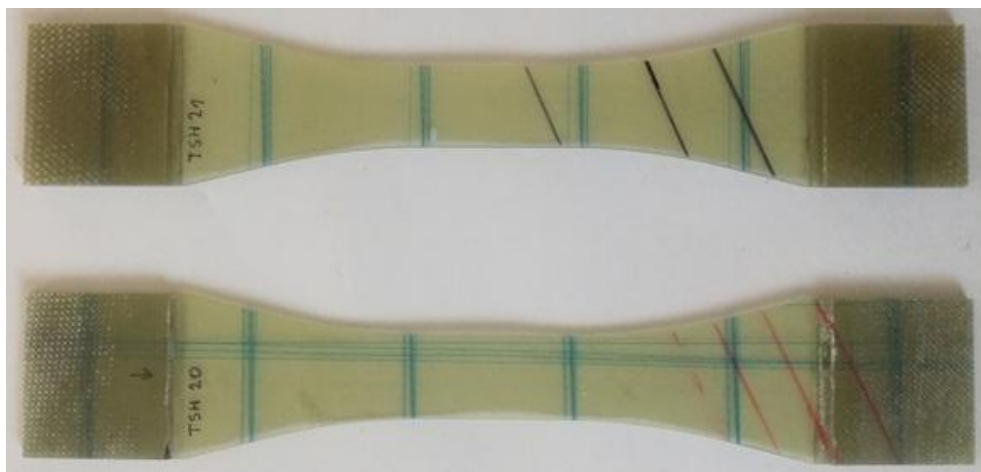
	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_1^0 [MPa]	E_1^{200} [MPa]	E_1^{500} [MPa]	E_1^{1000} [MPa]	E_1^{2000} [MPa]	E_1^{5000} [MPa]	E_1^{10000} [MPa]	E_1^{50000} [MPa]	E_1^{100000} [MPa]	E_1^{200000} [MPa]	E_1^{300000} [MPa]	E_1^{500000} [MPa]
TSH16	101	0,1	24140	23666	23701	23632	23510	23322	23007	22755	22455	22337	22080	22403
			24053	23692	23654	23590	23521	23373	23048	22783	22546	22331	22419	22411
			23990	23859	23631	23589	23535	23348	23085	22784	22587	22327	22348	22389
TSH17	101	0,1	24194	22880	22824	22672	22685	22400	22333	22173	22207	21961	22025	22091
			23784	23014	22848	22645	22638	22422	22315	22273	22342	22021	22001	22012
			23675	23080	22824	22749	22652	22379	22361	22216	22361	22006	21994	22054
TSH18	101	0,1	23060	22352	22076	22053	21984	21762	21672	21669	21721	21581	21588	21534
			23022	22337	22148	22100	21881	21774	21675	21697	21738	21626	21555	21533
			22976	22370	22133	22120	21877	21854	21665	21695	21647	21591	21627	21557
TSH19	101	0,1	24237	23002	23335	22437	22443	22364	22101	22197	22027	21858	21975	21832
			23524	22979	22824	22561	22509	22373	22080	22033	22000	21891	21897	21850
			23552	23002	22662	22527	22493	22384	22230	22088	22067	21973	21789	21933



Obr. P1.3 - Zkušební tělesa použitá pro stanovení poklesu modulu pružnosti na hladině zatížení se součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a horním normálovým napětím 101 MPa

Tab. P1.4 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_1 ve směru 1 čtyř zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 40 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Modul pružnosti byl vyhodnocen na bázi 0,1-0,16% (doporučeno je 0,1-0,3%). Důvodem byla snaha nepřekročit při statické zkoušce maximální napětí dosažené při zatěžování cyklickém.

	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_1^0 [MPa]	E_1^{200} [MPa]	E_1^{500} [MPa]	E_1^{1000} [MPa]	E_1^{2000} [MPa]	E_1^{5000} [MPa]	E_1^{10000} [MPa]	E_1^{50000} [MPa]	E_1^{100000} [MPa]	E_1^{200000} [MPa]	E_1^{300000} [MPa]	E_1^{500000} [MPa]
TSH20	40	0,1	27050	-	26670	-	27390	-	27520	26890	-	26910	-	27100
			26920	-	26730	-	27190	-	27290	26740	-	26780	-	26980
TSH21	40	0,1	24110	-	24040	-	24000	-	24350	23950	-	23800	-	24210
			23970	-	23930	-	24000	-	24190	23990	-	23810	-	24100



Obr. P1.4 - Zkušební tělesa použitá pro stanovení poklesu modulu pružnosti na hladině zatížení se součinitelem asymetrie cyklu 0,1 a horním normálovým napětím 40 MPa

Smykové charakteristiky:

Tab. P1.5 - Zbytkový modul pružnosti ve smyku zkušebních těles zatížených na hladině s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

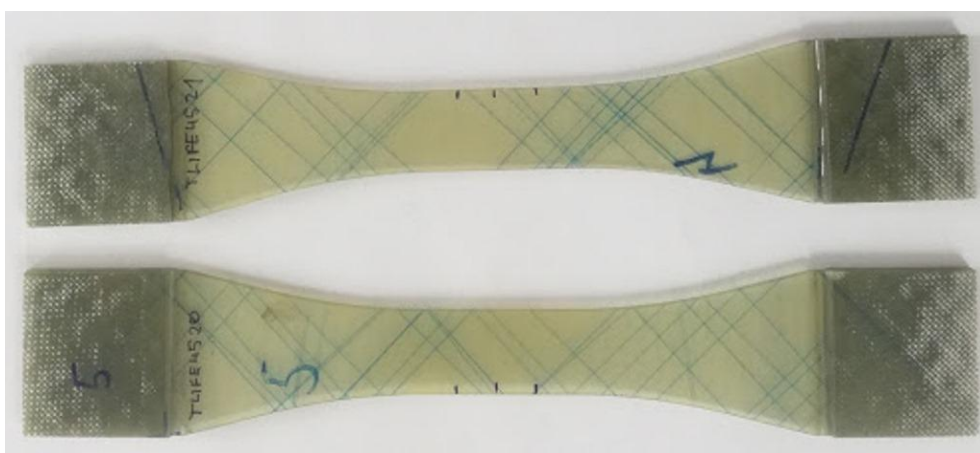
	τ_{max} [MPa]	R [-]	G_{12}^0 [MPa]	G_{12}^{200} [MPa]	G_{12}^{500} [MPa]	G_{12}^{1000} [MPa]	G_{12}^{2000} [MPa]	G_{12}^{5000} [MPa]	G_{12}^{10000} [MPa]	G_{12}^{50000} [MPa]	G_{12}^{100000} [MPa]	G_{12}^{200000} [MPa]	G_{12}^{300000} [MPa]	G_{12}^{500000} [MPa]
TLIFE4 5_11	20	0,1	2932	2968	2975	3053	3005	2972	3001	3103	-	-	-	-
			2973	2974	2975	2988	2948	2972	3009	3128	-	-	-	-
			2969	2961	2974	2982	2958	2952	2962	3051	-	-	-	-
TLIFE4 5_12	20	0,1	2632	2880	2866	2874	2859	2829	2844	2898	2964	2947	3143	3083
			2833	2852	2878	2822	2842	2855	2836	2849	2892	2936	3063	3089
			2846	2873	2840	2860	2816	2837	2793	2866	2887	2931	3036	3043
TLIFE4 5_13	20	0,1	3055	3070	3076	3074	3108	3069	3113	3166	3127	3269	3333	3341
			3066	3054	3082	3061	3022	3049	3050	3058	3138	3232	3327	3287
			3038	3077	3031	3014	3037	3020	3069	3101	3131	3200	3283	3275



Obr. P1.5 – Zkušební tělesa použitá pro stanovení poklesu modulu pružnosti ve smyku na hladině zatížení s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

Tab. P1.6 - Zbytkový modul pružnosti ve smyku zkušebních těles zatížených na hladině s horním smykovým napětím cyklu 25 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

	τ_{max} [MPa]	R [-]	G_{12}^0 [MPa]	G_{12}^{200} [MPa]	G_{12}^{500} [MPa]	G_{12}^{1000} [MPa]	G_{12}^{2000} [MPa]	G_{12}^{5000} [MPa]	G_{12}^{10000} [MPa]	G_{12}^{50000} [MPa]	G_{12}^{100000} [MPa]	G_{12}^{200000} [MPa]	G_{12}^{300000} [MPa]	G_{12}^{500000} [MPa]
TLIFE4 5_20	25	0,1	3070	-	3129	-	3078	-	3135	3101	-	3167	-	3233
			3106	-	3055	-	3092	-	3055	3094	-	3055	-	3187
TLIFE4 5_21	25	0,1	2978	-	2985	-	2984	-	2939	2979	-	2992	-	3014
			2991	-	2955	-	2957	-	2875	2926	-	2904	-	2935



Obr. P1.6 - Zkušební tělesa použitá pro stanovení poklesu modulu pružnosti ve smyku na hladině zatížení s horním smykovým napětím cyklu 25 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

Tab. P1.7 - Zbytkový modul pružnosti ve smyku zkušebních těles zatížených na hladině s horním smykovým napětím cyklu 16 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

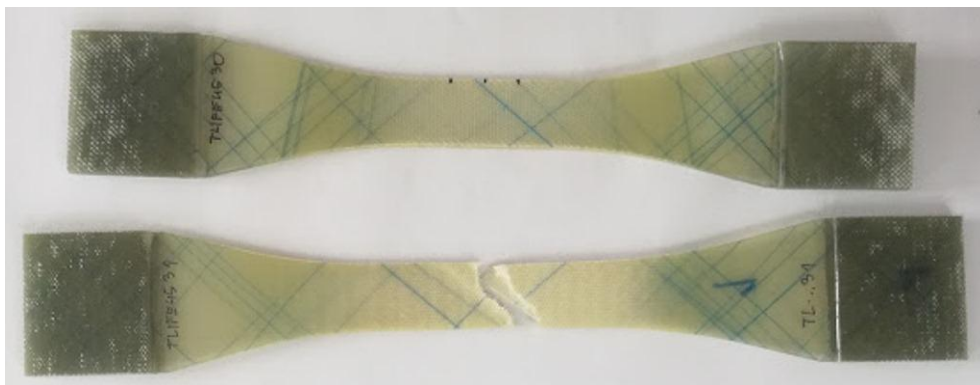
	τ_{max} [MPa]	R [-]	G_{12}^0 [MPa]	G_{12}^{200} [MPa]	G_{12}^{500} [MPa]	G_{12}^{1000} [MPa]	G_{12}^{2000} [MPa]	G_{12}^{5000} [MPa]	G_{12}^{10000} [MPa]	G_{12}^{50000} [MPa]	G_{12}^{100000} [MPa]	G_{12}^{200000} [MPa]	G_{12}^{300000} [MPa]	G_{12}^{500000} [MPa]
TLIFE 45_32	16	0,1	3454	-	3506	-	3434	-	3558	3567	-	3493	-	3581
			3476	-	3473	-	3518	-	3406	3537	-	3524	-	3591
TLIFE 45_33	16	0,1	3141	-	3438	-	3455	-	3378	3468	-	3546	-	3628
			3402	-	3502	-	3453	-	3441	3446	-	3531	-	3619
TLIFE 45_34	16	0,1	3087	-	3486	-	3465	-	3474	3484	-	3594	-	3657
			3421	-	3425	-	3465	-	3438	3508	-	3598	-	3665



Obr. P1.7 - Zkušební tělesa použitá pro stanovení poklesu modulu pružnosti ve smyku na hladině zatížení s horním smykovým napětím cyklu 16 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

Tab. P1.8 - Zbytkový modul pružnosti ve smyku zkušebních těles dotvrzených při 120°C, zatížených na hladině s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

	τ_{max} [MPa]	R [-]	G_{12}^0 [MPa]	G_{12}^{200} [MPa]	G_{12}^{500} [MPa]	G_{12}^{1000} [MPa]	G_{12}^{2000} [MPa]	G_{12}^{5000} [MPa]	G_{12}^{10000} [MPa]	G_{12}^{50000} [MPa]	G_{12}^{100000} [MPa]	G_{12}^{200000} [MPa]	G_{12}^{300000} [MPa]	G_{12}^{500000} [MPa]
TLIFE 45_30	20	0,1	2972	-	3230	-	3286	-	3347	3413	-	3406	-	3584
			3152	-	3207	-	3240	-	3296	3347	-	3408	-	3544
TLIFE 45_31	20	0,1	2904	-	3160	-	3189	-	3234	3428	-	3355	-	3452
			3036	-	3104	-	3145	-	3237	3217	-	3331	-	3405



Obr. P1.8 - Zkušební tělesa dotvrzená na teplotě 120°C použita pro stanovení poklesu modulu pružnosti ve smyku na hladině zatížení s horním smykovým napětím cyklu 20 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

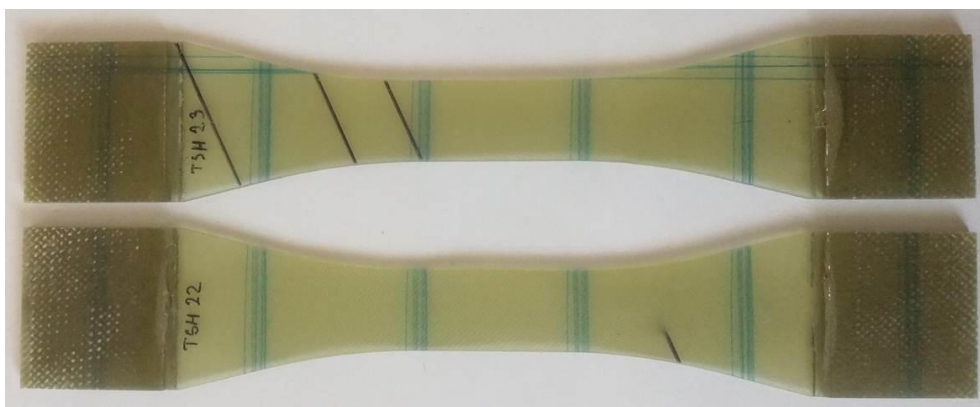
Poissonovo číslo:

Tab. P1.9 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_1 ve směru 1 a Poissonovo číslo ν_{12} zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 40 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

	σ_{max} [MPa]	R [-]	ν_{12}^0 [-]	ν_{12}^{500000} [-]	E_1^0 [MPa]	E_1^{500000} [MPa]
TSH20	40	0,1	0,144	0,147	27050	27100
			0,143	0,139	26920	26980
TSH21	40	0,1	0,129	0,131	24110	24210
			0,124	0,131	23970	24100

Tab. P1.10 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_1 ve směru 1 a Poissonovo číslo ν_{12} zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

	σ_{max} [MPa]	R [-]	ν_{12}^0 [-]	ν_{12}^{500000} [-]	E_1^0 [MPa]	E_1^{500000} [MPa]
TSH22	169	0,1	0,127	0,094	23760	20560
			0,121	0,089	22910	20684
TSH23	169	0,1	0,125	0,096	23590	20050
			0,113	0,092	22760	20968



Obr. P1.9 - Zkušební tělesa použita pro stanovení poklesu změn hodnoty Poissonova čísla na hladině zatížení s horním smykovým napětím cyklu 169 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1.

Tahové charakteristiky: Kvaziizotropní skladba

Tab. P1.11 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_t zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 127 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Napětí je v tomto případě myšleno jako normálové, vztažené k příčnému průřezu zkušebního tělesa.

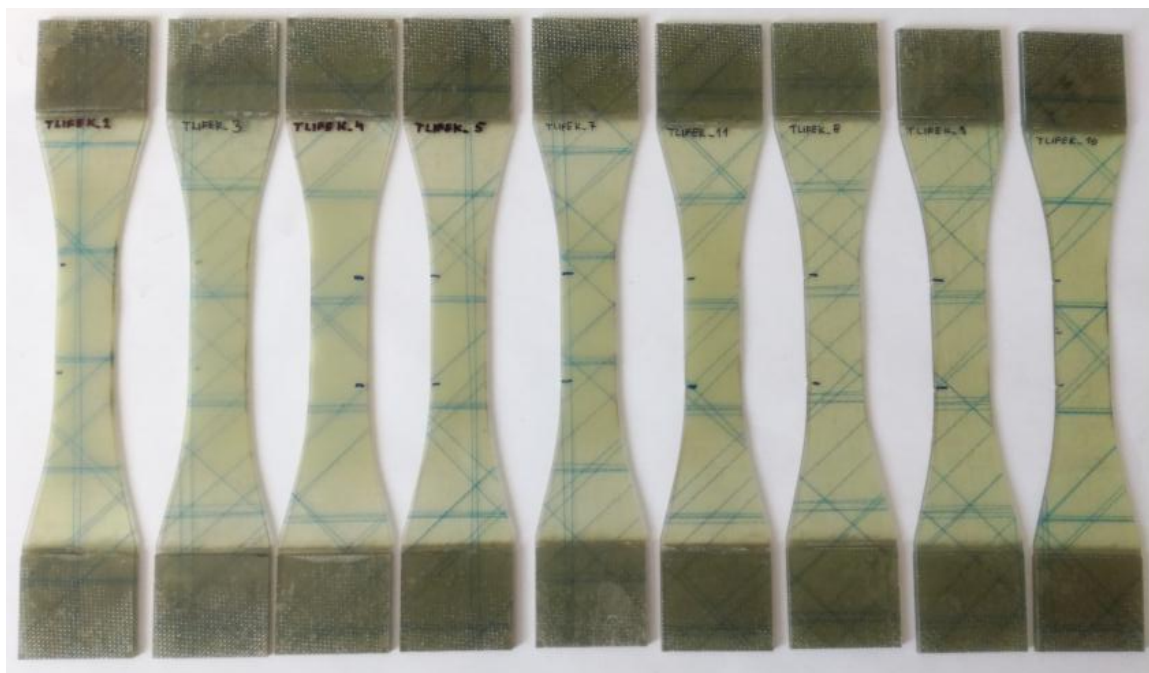
	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_t^0 [MPa]	E_t^{200} [MPa]	E_t^{500} [MPa]	E_t^{1000} [MPa]	E_t^{2000} [MPa]	E_t^{5000} [MPa]	E_t^{10000} [MPa]	E_t^{50000} [MPa]	E_t^{100000} [MPa]	E_t^{200000} [MPa]	E_t^{300000} [MPa]	E_t^{500000} [MPa]
TLIFE K_2	127	0,1	17587	-	16613	-	16151	-	15508	15086	-	15133	-	14917
			17540	-	16649	-	16224	-	15492	15144	-	15142	-	14921
TLIFE K_3	127	0,1	17625	-	16910	-	16506	-	16011	15598	-	15504	-	15429
			17677	-	16982	-	16552	-	15942	15589	-	15506	-	15447
TLIFE K_4	127	0,1	17612	-	16793	-	16342	-	15815	15481	-	15301	-	15221
			17620	-	16846	-	16380	-	15873	15433	-	15302	-	15241

Tab. P1.12 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_t zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 102 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Napětí je v tomto případě myšleno jako normálové, vztažené k příčnému průřezu zkušebního tělesa.

	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_t^0 [MPa]	E_t^{200} [MPa]	E_t^{500} [MPa]	E_t^{1000} [MPa]	E_t^{2000} [MPa]	E_t^{5000} [MPa]	E_t^{10000} [MPa]	E_t^{50000} [MPa]	E_t^{100000} [MPa]	E_t^{200000} [MPa]	E_t^{300000} [MPa]	E_t^{500000} [MPa]
TLIFE K_5	102	0,1	17769	-	17234	-	16997	-	16860	16357	-	15973	-	16020
			17512	-	17274	-	17021	-	16858	16372	-	16022	-	15947
TLIFE K_11	102	0,1	17762	-	17303	-	17188	-	16847	16609	-	16119	-	16081
			17722	-	17462	-	17263	-	16932	16623	-	16218	-	16104
TLIFE K_7	102	0,1	17055	-	16200	-	16029	-	15732	15281	-	15069	-	15037
			16634	-	16322	-	16132	-	15796	15306	-	15084	-	15017

Tab. P1.13 - Zbytkový modul pružnosti v tahu E_t zkušebních těles zatížených na hladině s horním napětím cyklu 76 MPa a součinitelem asymetrie cyklu 0,1. Napětí je v tomto případě myšleno jako normálové, vztažené k příčnému průřezu zkušebního tělesa.

	σ_{max} [MPa]	R [-]	E_t^0 [MPa]	E_t^{200} [MPa]	E_t^{500} [MPa]	E_t^{1000} [MPa]	E_t^{2000} [MPa]	E_t^{5000} [MPa]	E_t^{10000} [MPa]	E_t^{50000} [MPa]	E_t^{100000} [MPa]	E_t^{200000} [MPa]	E_t^{300000} [MPa]	E_t^{500000} [MPa]
TLIFE K_8	76	0,1	17025	-	17041	-	16991	-	17002	16780	-	16794	-	16949
			17260	-	17068	-	17009	-	17001	16874	-	16885	-	16963
TLIFE K_9	76	0,1	16966	-	16738	-	16607	-	16650	16416	-	16396	-	16554
			16876	-	16671	-	16695	-	16709	16510	-	16523	-	16521
TLIFE K_10	76	0,1	18139	-	17915	-	17877	-	17888	17641	-	17814	-	17740
			18021	-	17941	-	17800	-	17922	17716	-	17762	-	17747



Obr. P1.10 - Zkušební tělesa použitá pro náměr zbytkového modulu pružnosti v tahu E_r kvaziizotropní skladby [(0/90/±45/0/90/±45)s] v závislosti na počtu cyklů na třech hladinách zatížení s horním napětím cyklu 127 MPa, 101 MPa a 76 MPa.

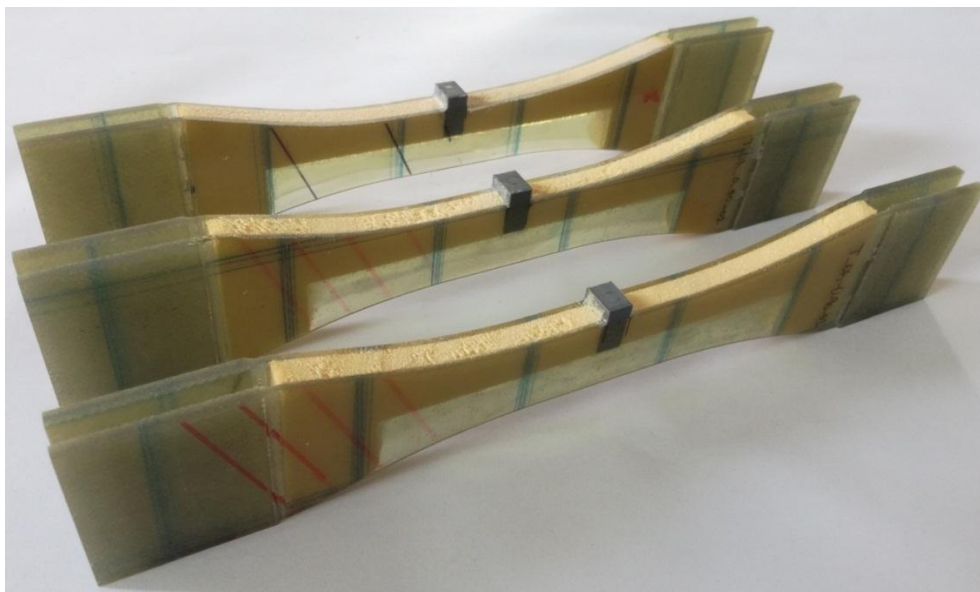
Ohybová tuhost:

Tab. P1.14 - Zbytková ohybová tuhost prostě podepřeného nosníku zatíženého pulsující osamělou silou v polovině délky. Maximální ohybové napětí cyklu bylo 135 MPa a součinitel asymetrie cyklu byl 0,1. Skladba laminátu byla [(0/90)₈] vůči podélné ose nosníku.

	σ_{max} [MPa]	R [-]	k_{oh}^0 [N/mm]	k_{oh}^{200} [N/mm]	k_{oh}^{1000} [N/mm]	$k_{oh}^{10\,000}$ [N/mm]	$k_{oh}^{50\,000}$ [N/mm]	$k_{oh}^{100\,000}$ [N/mm]
T_Oh_0/90_2	135	0,1	496,7	491,6	519,1	549,9	577,5	578,4
			496,7	507,3	519,1	549,9	578,4	585,5

Tab. P1.15 - Zbytková ohybová tuhost prostě podepřeného nosníku zatíženého pulsující osamělou silou v polovině délky. Maximální ohybové napětí cyklu bylo 110 MPa a součinitel asymetrie cyklu byl 0,1. Skladba laminátu byla [(0/90)₈] vůči podélné ose nosníku.

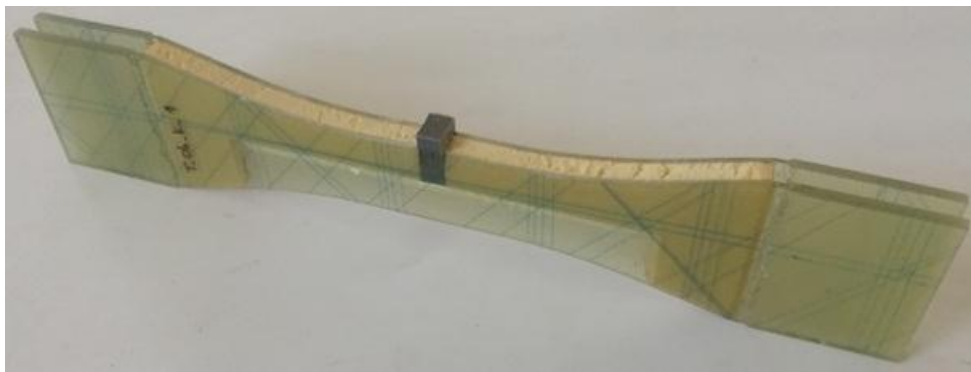
	σ_{max} [MPa]	R [-]	k_{oh}^0 [N/mm]	k_{oh}^{200} [N/mm]	k_{oh}^{1000} [N/mm]	$k_{oh}^{10\,000}$ [N/mm]	$k_{oh}^{50\,000}$ [N/mm]	$k_{oh}^{100\,000}$ [N/mm]
T_Oh_0/90_3	110	0,1	491,0	491,0	512,8	542,9	600,3	578,4
			479,2	491,0	507,3	549,9	584,6	585,5



Obr. P1.11 - Zkušební tělesa s orientací výztuže [(0/90)₈] vůči podélné ose nosníku použitá pro posouzení změn tuhosti při únavových zkouškách tříbodovým ohybem. Pozn. Na fotografii je zachyceno i třetí, náhradní zkušební těleso, které nebylo zkoušeno.

Tab. P1.16 - Zbytková ohybová tuhost prostě podepřeného nosníku zatíženého pulsující osamělou silou v polovině délky. Maximální ohybové napětí cyklu bylo 90 MPa a součinitel asymetrie cyklu byl 0,1. Skladba laminátu byla kvaziizotropní.

	σ_{max} [MPa]	R [-]	k_{oh}^0 [N/mm]	k_{oh}^{200} [N/mm]	k_{oh}^{1000} [N/mm]	$k_{oh}^{10\,000}$ [N/mm]	$k_{oh}^{50\,000}$ [N/mm]
T_Oh_K_1	90	0,1	418,5	427,0	426,5	451,8	465,7
			427,0	418,5	422,7	456,7	470,9



Obr. P1.12 - Zkušební těleso s kvaziizotropní skladbou [(0/90/±45/0/90/±45)_s] použitá pro posouzení změn tuhosti při únavových zkouškách v tříbodovém ohybu

Příloha 2 – Implementační skript

Sub Main

Dim App As femap.model

Set App = feFemap()

Dim Ouput As femap.Output

Set Ouput = App.feOutput

Dim Ouput2 As femap.Output

Set Ouput2 = App.feOutput

Dim Element As femap.Elem

Set Element = App.feElem

Dim Proprty As femap.Prop

Set Proprty = App.feProp

Dim Material As femap.Matl

Set Material = App.feMatl

Dim Layyup As femap.Layup

Set Layyup = App.feLayup

Dim feView As femap.View

Set feView = App.feView

Dim Outpset As femap.OutputSet

Set Outpset = App.feOutputSet

Dim Outpset2 As femap.OutputSet

Set Outpset2 = App.feOutputSet

Dim Anal As femap.AnalysisMgr

Set Anal = App.feAnalysisMgr

Dim Outputy As femap.Set

Set Outputy = App.feSet

Dim Hodnota, x, y, z As Variant

Dim idV As Variant

Dim rc As Long

Dim i, j, k, t, p, c As Long

Dim JehoVysledek As Long

Dim MujOutput As Long

Dim JehoVektor As Long

Dim MujVektor As Long

Dim VektNap As Long

Dim MujVysledek As Long

Dim NactenyVysledek, OutputID As Long
Dim Testovacioutputset,Outputtodel As Long
Dim PocElementu As Long
Dim PocVrstev, ElID, ElPropID, ELType As Long
Dim Xt, Yt, Xp, Yp, S, Zt, Zp As Double
Dim Sig1V, Sig2V As Variant
Dim E1V,E2V As Variant
Dim Sig1(1000), Sig2(1000) As Double
Dim ID(100000) As Double
Dim OutputyToDelete(1000000) As Long
Dim NOfLayups As Long
Dim NOfLayers As Long
Dim PocMaterialu As Long
Dim LayupId As Long
Dim MatID As Long
Dim IDmaterialuVrstvy As Long
Dim OrientaceVrstvy As Integer
Dim TloustkaVrstvy, B As Double
Dim Pozicematerialu As Long
Dim Vrstva As Long
Dim Tloustka, Orientace As Double
Dim PocVrstevVeSkladbe(100) As Integer
Dim Savepoint1(100000), Savepoint2(100000), Deletepoint(1000000) As Double
Dim nNumPly As Long
Dim nMatlID, newnMatlID, dThickness, dAngle, nGlobalPly, PoradiMaterialu(50) As Variant
Dim MaterID As Double
Dim viewID As Long
Dim waitTime As Double
Dim Pause As Integer
Dim analID As Long
Dim Degradace As String
Dim Runanal As Long
Dim A1, B1, C1, A2, B2, C2 As Double
Dim Gama1, Kapa1, Gama2, Kapa2 As Double
Dim N, NOld As Long
Dim PocCykluI As Long
Dim PocIteraciI As Long

Dim PocCykluII As Long
Dim PocIteraciII As Long
Dim SaveCycles1, SaveCycles2, DeleteIncrement As Long
Dim PocetIteraci As Long
Dim MinOutput As Long
Dim MaxOutput As Long
Dim PocetOutputu As Long
Dim E1Virgin(10000, 100) As Double
Dim E2Virgin(10000, 100) As Double
Dim E10, E20, E1, E2 As Double
Dim D1n', E1n' As Double
Dim D2n' As Double
Dim D1n As Double
Dim D2n As Double
Dim dE1 As Double
Dim dD2 As Double
Dim D1 As Double
Dim D2 As Double

' Nastavení analýzy

Gama1 =

Kapa1 =

A1 =

B1 =

C1 =

Gama2 =

Kapa2 =

A2 =

B2 =

C2 =

PocCykluI = ' Predpokladany pocet cyklu stadia I krivky poskození

PocIteraciI = ' Pocet iterací ve stadiu I krivky poskození

PocCykluII = ' Pocet cyklu stadia II krivky poskození

PocIteraciII = ' Pocet iterací ve stadiu II krivky poskození

SaveCycles1 = ' Po kolika cyklech ukladat v prvni casti

SaveCycles2 = ' Po kolika cyklech ukladat v druhe casti

DeleteIncrement = ' Po kolika iteracích promazat výsledky

```
*****
```

```
PocElementu = App.Info_MaxID(8)
NOFLayups = App.Info_MaxID(81)
rc = Layyup.Reset
i = 1
While Layyup.Next
    LayupId = Layyup.ID
    PocVrstevVeSkladbe(i) = Layyup.NumberOfPlys
    i = i + 1
Wend
PocVrstev = 0
For i = 1 To NOFLayups
    If PocVrstevVeSkladbe(i) > PocVrstev Then PocVrstev = PocVrstevVeSkladbe(i)
Next i
rc = App.feAppMessage(0, "Number of Plies: " + Str(PocVrstev))
rc = App.feAppMessage(0, "Creating new materials, layups and properties")
Pozicematerialu = 21
rc = Element.Reset
```

DalsiElement2:

```
While Element.Next
    EIID = Element.ID
    EIPropID = Element.propID
    ELType = Element.type
    If ELType = 21 Or ELType = 22 Then
        rc = Proprty.Get(EIPropID)
        LayupId = Proprty.layupID
        rc = Layyup.Get(LayupId)
        rc = Layyup.GetAllPly(nNumPly, nMatlID, dThickness, dAngle, nGlobalPly)
        For i = 0 To nNumPly - 1
            rc = Material.Get(nMatlID(i))
            Material.title = Str$(EIID) + "_" + Str$(i + 1)
            Material.type = 1
            Material.Put (Pozicematerialu)
            PoradiMaterialu(i) = Pozicematerialu
            Pozicematerialu = Pozicematerialu + 1
        Next i
        rc = Layyup.SetAllPly(nNumPly, PoradiMaterialu, dThickness, dAngle, nGlobalPly)
```

```
        Layyup.title = Str$(EIID)
        Layyup.Put (EIID + 20)
        Proprty.type = 21
        Proprty.title = Str$(EIID)
        Proprty.layupID = EIID + 20
        Proprty.Put (EIID + 20)
        rc = App.feModifyElemPropID(-(EIID), (EIID + 20))
    Else
        GoTo DalsiElement2
    End If
Wend
rc = App.feFileRebuild(0, 1)
For i = 0 To PocElementu - 1
    ID(i) = i + 1
Next i
idV = ID
For t = 1 To 1000
    Savepoint1(t) = t * SaveCycles1
Next t
For t = 1 To 10000
    Savepoint2(t) = t * SaveCycles2
Next t
For t = 1 To 100000
    Deletpoint(t) = t * DeleteIncrement
Next t
NactenyVysledek = 1
VektNap = 1000029
Oupset.Get (NactenyVysledek)
rc = Ouput.Get(VektNap)
rc = Ouput.GetOutputList(PocElementu, idV, E1V)
VektNap = VektNap + 1
rc = Ouput.Get(VektNap)
rc = Ouput.GetOutputList(PocElementu, idV, E2V)
For i = 1 To PocVrstev
    rc = Element.Reset
DalsiElement3:
    While Element.Next
```

```
    ElID = Element.ID
    ElPropID = Element.propID
    ELType = Element.type
    If ELType = 21 Or ELType = 22 Then
        rc = Proprty.Get(ElPropID)
        LayupId = Proprty.layupID
        rc = Layyup.Get(LayupId)
        NOfLayers =Layyup.NumberOfPlys
        If i <= NOfLayers Then
            IDmaterialuVrstvy = Layyup.matlID(i - 1)
            rc = Material.Get(IDmaterialuVrstvy)
            E10 = Material.mval(0)
            E20 = Material.mval(1)
            E1Virgin(ElID, i) = E10
            E2Virgin(ElID, i) = E20
        Else
            GoTo DalsiElement3
        End If
    Else
        End If
Wend

Next i
NactenyVysledek = 1
PocetIteraci = PocIteraciI + PocIteraciII
MujVysledek =App.Info_MaxID(28) + 1
N = 0
NOld = 0
For k = 1 To PocetIteraci
    If k <= PocIteraciII Then
        CycleJump =PocCykluI / PocIteraciI
    Else
        CycleJump =PocCykluII / PocIteraciII
    End If
    N = N + CycleJump
    Outpset.Get (NactenyVysledek)
    Ouput.SetID = NactenyVysledek
    If rc = -1 Then
```

```

    MsgBox ("Vysledek neexistuje")
End If
VektNap = 1000020
For i = 1 To PocVrstev
    rc = Ouput.Get(VektNap)
    rc = Ouput.GetOutputList(PocElementu, idV, Sig1V)
    VektNap = VektNap + 1
    rc = Ouput.Get(VektNap)
    rc = Ouput.GetOutputList(PocElementu, idV, Sig2V)
    For j = 0 To PocElementu - 1
        Sig1(j) = Sig1V(j)
        Sig2(j) = Sig2V(j)
    Next j
    rc = Element.Reset
DalsiElement:
    While Element.Next
        ElID = Element.ID
        ElPropID = Element.propID
        ELType = Element.type
        If ELType = 21 Or ELType = 22 Then
            rc = Proprty.Get(ElPropID)
            LayupId = Proprty.layupID
            rc = Layyup.Get(LayupId)
            NOfLayers =Layyup.NumberOfPlyS
            If i <= NOfLayers Then
                IDmaterialuVrstvy = Layyup.matlID(i - 1)
                rc = Material.Get(IDmaterialuVrstvy)
                E10 = Material.mval(0)
                E20 = Material.mval(1)
                For j = 0 To PocElementu - 1
                    If ElID = idV(j) Then
                        If Sig1(j) <= 38 Then
                            E1 = E10
                        Else
                            
$$D1n' = (\text{Gama1} * \text{Sig1}(j) + \text{Kapa1}) * (\text{A1} * ((\text{Sig1}(j))^{\text{C1}} * \text{NOld})^{1/\text{B1}})$$

                            
$$D1n = (\text{Gama1} * \text{Sig1}(j) + \text{Kapa1}) * (\text{A1} * ((\text{Sig1}(j))^{\text{C1}} * \text{N})^{1/\text{B1}})$$

                            
$$E1n' = E1\text{Virgin}(\text{ElID}, i) * (1 - D1n')$$

                        End If
                    End If
                Next j
            End If
        End If
    End While

```

```

E1n = E1Virgin(EIID, i) * (1 - D1n)
dE1 = E1n' - E1n
E1 = E10 - dE1
End If
If Sig2(j) <= 38 Then
E2 = E20
Else
D2n' = (Gama2 * Sig2(j) + Kapa2) * (A2*((Sig2(j))^C2)*NOld)^(1/B2)
D2n = (Gama2 * Sig2(j) + Kapa2) * (A2*((Sig2(j))^C2)*N)^(1/B2)
E2n' = E2Virgin(EIID, i) * (1 - D2n')
E2n = E2Virgin(EIID, i) * (1 - D2n)
dE2 = E2n' - E2n
E2 = E20 - dE2
End If
Material.mval(0) = E1
Material.mval(1) = E2
rc = Material.Put(IDmaterialuVrstvy)
E1V(j) = E1
E2V(j) = E2
Exit For
End If
Next j
Else
GoTo DalsiElement
End If
Else
End If
Wend
For t = 1 To 100000
If N = Savepoint1(t) Or N = Savepoint2(t) Then
Outputset2.title = "Fatigue damage after" + Str$(N) + "cycles"
Outputset2.Value = 0
Outputset2.analysis = 1
rc = Outputset2.Put(MujVysledek)
rc = Ouput2.Put(-1)
rc = Ouput2.InitScalarAtElem(MujVysledek, 1 + i * 10, "Residual longitudinal modulus E1
in layer" + Str(i), 7, True)

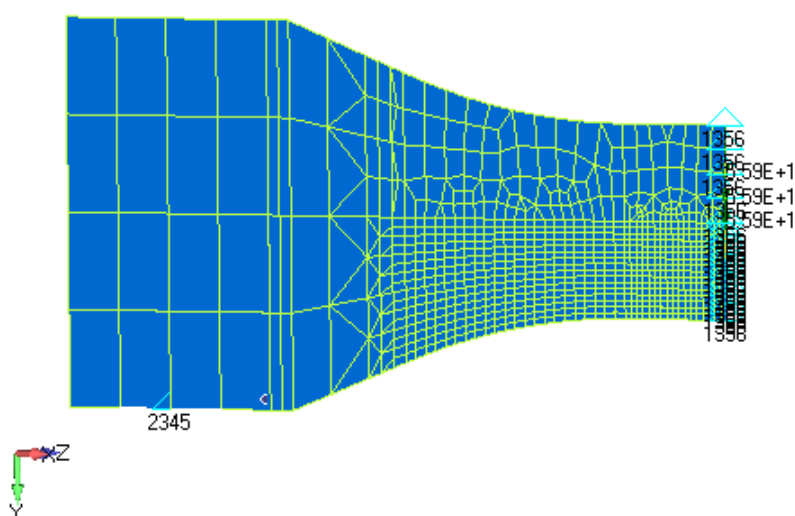
```

```
rc = Ouput2.PutOutputList(PocElementu, idV, E1V)
rc = Ouput2.Put(-1)
rc = Ouput2.InitScalarAtElem(MujVysledek, 2 + i * 10, "Residual transverse modulus E2
in layer" + Str(i), 7, True)
rc = Ouput2.PutOutputList(PocElementu, idV, E2V)
rc = Ouput2.Put(-1)
Exit For
End If
Next t
VektNap = 1000020 + i * 200
Next i
For t = 1 To 100000
If k = Deletepoint(t) Then
p = 1
rc = Outpset.Reset
While Outpset.Next
OutputID=Outpset.ID
OutputyToDelete(p) = OutputID
p = p + 1
Wend
c = 1
For i = 1 To p - 1
OutputID = OutputyToDelete(i)
Outpset.Get(OutputID)
If OutputID = NactenyVysledek Then
If Outpset.title = "NASTRAN Case 1" Then
If c = 1 Then
rc=App.feDelete(28, -OutputID)
Else
c = 1
End If
Else
c = 2
End If
End If
Next i
rc = App.feViewRegenerate(0)
```

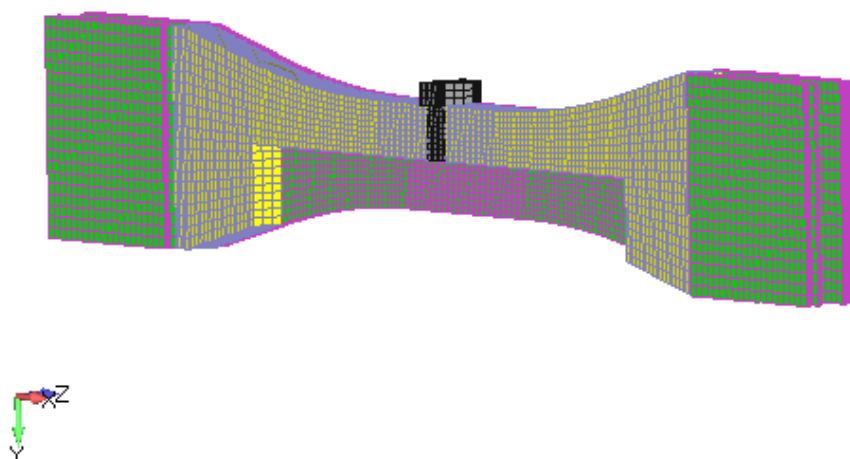
```
rc = App.feFileSave(False)
End If
Next t
Testovacioutputset = App.Info_MaxID(28)
rc = Anal.Analyze(1)
CEKEJ:
rc = App.feAppMessage(0, "CEKAM")
Wait (0.5)
NactenyVysledek = App.Info_MaxID(28)
If NactenyVysledek > Testovacioutputset Then
GoTo CTENI
Else
GoTo CEKEJ
End If
CTENI:
Wait (0.2)
NOld = N
rc = App.feAppGetActiveView(viewID)
feView.Get (viewID)
feView.OutputSet =NactenyVysledek
feView.Put (viewID)
rc = App.feViewRegenerate(0)
MujVysledek =NactenyVysledek + 1
Next k
rc = App.feFileSave(False)
End Sub
```


Příloha 3 – Výpočet prostě podepřeného nosníku se skladbou $[(0/90)_8]$

Výpočtový model byl vytvořen s uvažováním symetrie pomocí 2D prvků typu Laminate. V modelu nebyla uvažována pěna, které by musela být modelována objemovými elementy. Model je uveden na obr. P3.1. Vzhledem k těmto faktům lze konstatovat, že došlo k výraznému zjednodušení výpočtového modelu. Pro posouzení, zda jsou tyto zjednodušení přípustná, byl pro srovnání vytvořen i kompletní model pomocí 3D elementů, viz obr. P3.2. Geometricky nelineární chování zde není předpokládáno díky stabilizaci tlačené části nosníku pomocí pěny, což bylo ověřeno výpočtem.

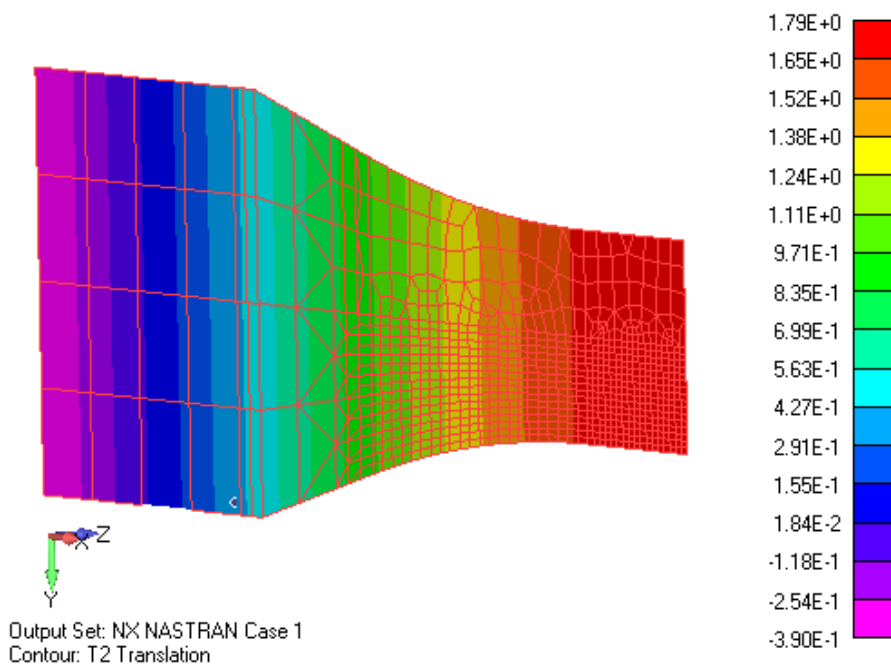


Obr. P3.1 – Výpočtový model nosníku vytvořený prvky typu LAMINATE s uvažováním dvou rovin symetrie.

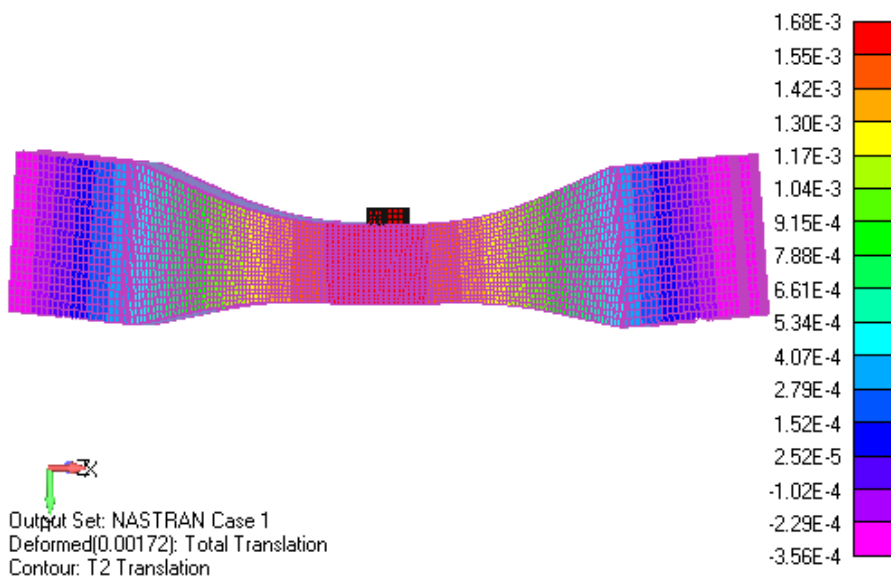


Obr. P3.2 - Výpočtový model nosníku vytvořený objemovými prvky s uvažováním 3D ortotropního materiálového modelu.

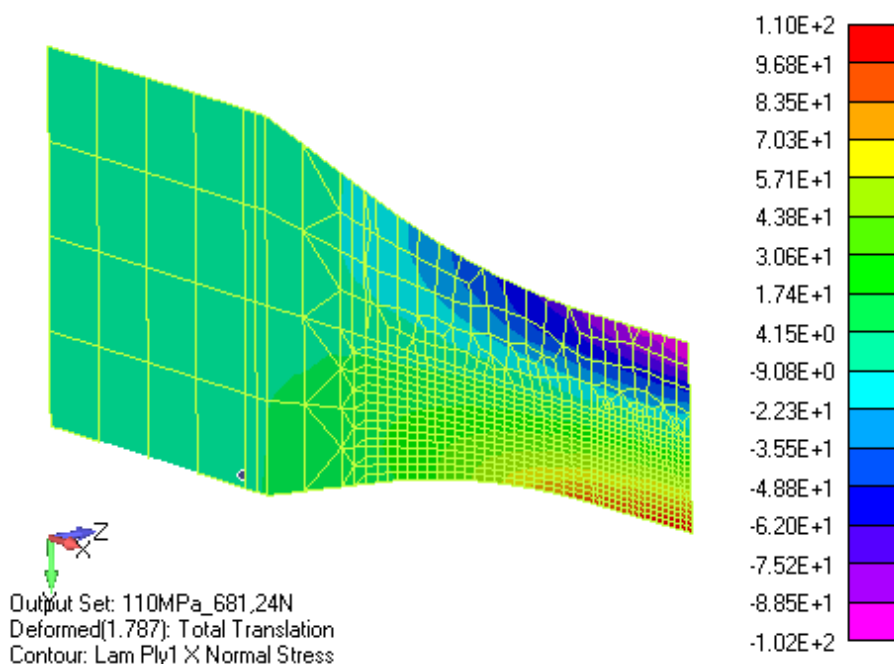
Po provedení výpočtů bylo provedeno srovnání rozložení posuvů ve směru kolmém na podélnou osu nosníku (průhybu) a normálového napětí ve směru podélné osy nosníku predikované jednotlivými modely. Objemový model predikuje posuv 1,68 mm a napětí 104 MPa viz obr. P3.4 a P3.6. Rovinný model predikuje posuv 1,78 mm a napětí 110 MPa viz obr. P3.3 a P3.5. Rozdíly jsou v přijatelných mezích a je proto rozhodnuto, že vytvořený 2D model je pro výpočet poklesu tuhosti dostačující.



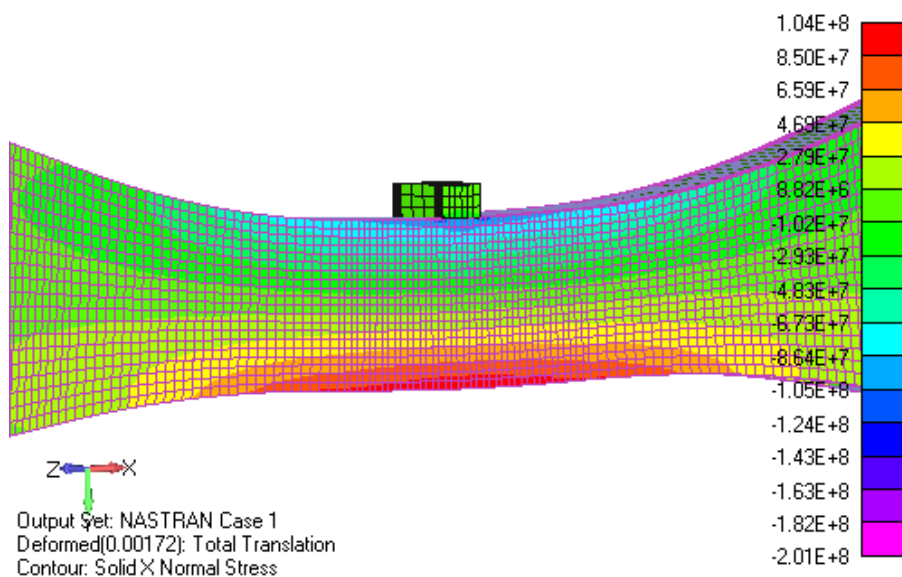
Obr. P3.3 – Rozložení posuvů [mm] ve směru osy y (průhyb nosníku).



Obr. P3.4 - Rozložení posuvů [m] ve směru osy y (průhyb nosníku).



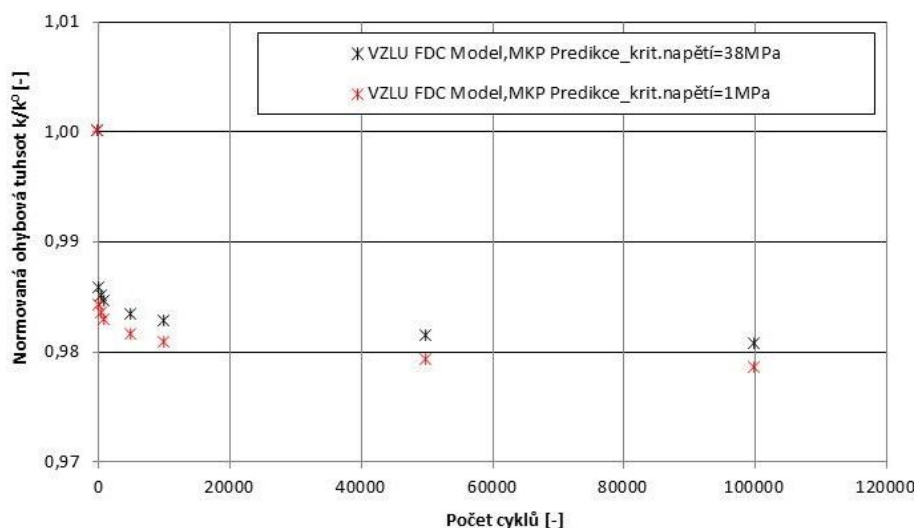
Obr. P3.5 – Rozložení napětí [MPa] lamin ve směru podélné osy nosníku.



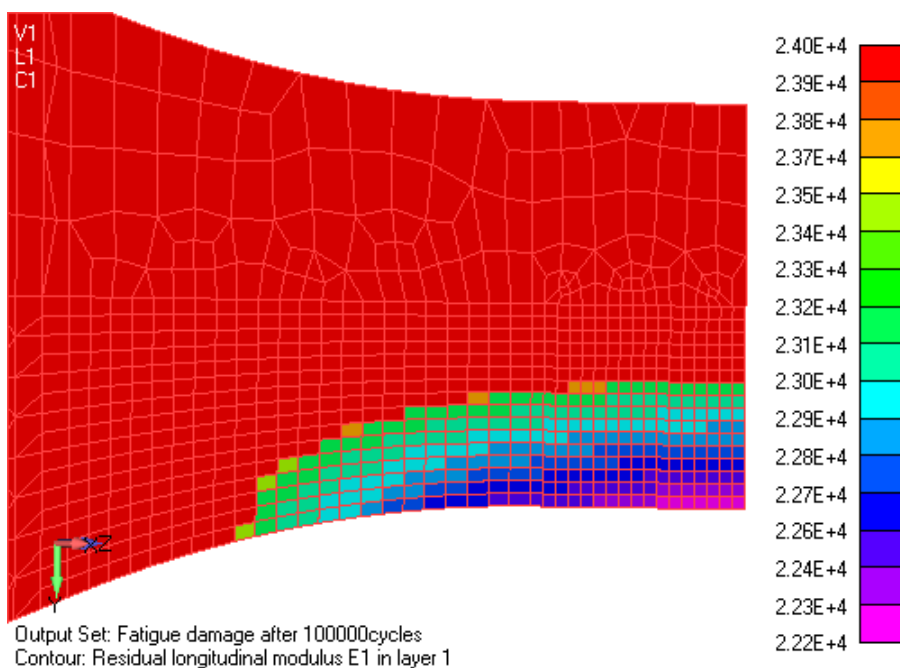
Obr. P3.6 - Rozložení napětí [Pa] ve směru podélné osy nosníku.

Predikce poklesu tuhosti nosníku modelem VZLU FDC Model byl proveden pro hladinu zatížení s horním napětím cyklu 110 MPa a 1.10^5 zátěžných cyklů. Počet iterací byl 1400. Doba výpočtu činila přibližně 190 minut. Závislost průhybu nosníku na počtu cyklů je uvedena na obr. P3.7. Na obr. P3.8 je uvedeno rozložení zbytkového modulu pružnosti E_I predikované za předpokladu platnosti kritického napětí 38 MPa. Pokles tuhosti byl modelován pro dvě situace – jednak se zavedenou hodnotou kritického napětí 38 MPa a dále byla modelována situace, kdy hodnota kritického napětí činila 1 MPa, viz obr. P3.7. Rozdíl mezi oběma predikovanými průběhy je malý – činí několik desetin procenta (odečtem ve

výsledcích výpočtu byla zjištěna přesná hodnota 0,22 %). Je nutné vzít v potaz, že změnou kritického napětí byla pouze připuštěna degradace tuhosti v místech nosníku s horním napětím cyklu nižším, než 38 MPa. Na hladině napětí 38 MPa predikuje VZLU FDC Model při tahové zkoušce pokles modulu pružnosti 3,3 % po zatížení $5 \cdot 10^5$ cykly (při tahových zkouškách byl pokles tuhosti na hladině zatížení s horním napětím cyklu 101 MPa po zatížení $5 \cdot 10^5$ cykly 7,2 %). S dalším poklesem zatížení pod 38 MPa klesá i rychlost degradace tuhosti.



Obr. P3.7 – Závislost normované ohybové tuhosti nosníku na počtu cyklů na hladině zatížení s horním ohybovým napětím cyklu 110 MPa. Je uveden průběh s uvažováním kritického napětí 38 MPa a 1 MPa .



Obr. P3.8 - Rozložení zbytkového modulu pružnosti E_1 [MPa] lamin po zatížení 100 000 cyklů s uvažováním zavedeného kritického napětí o hodnotě 38 MPa.

Motivací pro toto porovnání byla snaha získat alespoň hrubý odhad vlivu zavedeného kritického napětí. Reálná situace není vystižena, protože v modelu zavedené kritické napětí bylo odvozeno ze situace, kdy dojde k vyrovnání vlivu mechanismů poškození a mechanismu růstu tuhosti matrice. Pokud je napětí nižší, tak ve výpočtu tuhost zůstává nezměněna. Reálná tuhost však roste. Proto výpočet predikuje pokles tuhosti a při experimentu byl zjištěn nárůst.