

ZÁPADOČESKÁ UNIVERZITA V PLZNI



FAKULTA STROJNÍ
ZÁPADOČESKÉ
UNIVERZITY
V PLZNI

FAKULTA STROJNÍ

KATEDRA KONSTRUOVÁNÍ STROJŮ

DISERTAČNÍ PRÁCE

doktorský studijní program: P2301 Strojní inženýrství

studijní obor: Stavba strojů a zřízení

SPOJOVÁNÍ KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ S KOVEM

Autor:

Ing. Petr Bernardin

Školitel:

doc. Ing. Václava Lašová, Ph.D.

Plzeň, 2016

Prohlášení

Předkládám k posouzení disertační práci na téma „SPOJOVÁNÍ KOMPOZITNÍCH MATERIÁLŮ S KOVEM“. Práce je koncipována podle požadavků Studijního a zkušebního řádu Západočeské univerzity v Plzni. Obsahuje proto teoretická východiska včetně současného stavu poznání v českých i zahraničních souvislostech, cíle disertační práce a pracovní hypotézy, použité vědecké metody zkoumání, a zejména vlastní výsledky výzkumu včetně původních a uveřejněných výsledků vlastního bádání, shrnutí přínosů disertační práce a doporučení pro případný další postup v bádání.

Prohlašuji, že jsem tuto práci vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů uvedených v seznamu, který je součástí této práce.

V Plzni dne: 29.8. 2016

Podpis

Poděkování

Touto cestou bych chtěl poděkovat všem, kteří mě v mém úsilí podporovali a podporují, zejména své školitelce doc. Ing. Václavě Lašové, Ph.D., kolegům Ing. Františku Sedláčkovi, Ing. Tomáši Kroupovi, Ph.D., Ing. Radku Kottnerovi, Ph.D., dalším svým kolegům, manželce a rodině.

Vyjádření k SZŘ ZČU čl. 98, odst. 3:

Předložená disertační práce vznikla v rámci dílčích úkolů projektů KONTAKT - ME 10074, Centrum kompetence CKSVT - TE 01020075, RoRTI - (LO 1502), SGS - 2016-012 a také při řešení úkolů na KKS - SVSZ při ZČU v Plzni. Student je stoprocentním autorem těchto dílčích úkolů.

nositel/řešitel projektu

Autorská práva

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

ANOTACE

Tato disertační práce se zabývá možnostmi spojování kompozitních materiálů s kovy a obsahuje shrnutí dostupných způsobů realizace těchto spojů. V práci jsou podrobně analyzovány možnosti porušování lepených spojů a v návaznosti na nich také možnosti numerické simulace těchto spojů pomocí MKP. Práce obsahuje vzájemné srovnání všech zjištěných možností numerické simulace chování lepených spojů analýzou MKP a srovnání s jinými možnostmi predikce vlastností těchto spojů, například pomocí analytických výpočtů. Hlavní náplní práce je navržení metodiky pro predikci chování lepených spojů, která měla sloužit pro potřeby konstrukčních návrhů funkčních celků obsahujících lepené spoje. Výstupem práce jsou široce platná doporučení pro návrh lepených spojů dříve zmíněných materiálů s ohledem na typ spoje, geometrii spoje, druh a způsob zatěžování. Konkrétně byly nalezeny parametry popisující chování lepených spojů zatěžovaných podle základních módů porušení, které jsou využitelné pro predikci únosnosti, pevnosti, či tuhosti těchto spojů při jejich konstrukčním návrhu. Získané poznatky byly směřovány především k možnému využití pro predikci chování při konstrukčním návrhu lepených spojů rotačních součástí zatěžovaných krutem, které by byly využitelné pro návrh náhonových hřídelí obráběcích strojů.

ANOTATION

Composite materials are being used in different industrial fields, but also in everyday life. The number of applications in the machinery industry is also increasing very quickly. This places severe demands on the inter-part connections with parts of different material. Adhesive bonding is a suitable option for such joints. The first part of the work will describe the forms of failure present in bonded joints and in structures in general. The bonded joint can be design using the analytical calculation. For the purpose of numerical simulations, the proper finite-element model should be selected. There are many possibilities for bonded joint modelling. The modern methods take advantage of the analyses of the bonded joints using the finite elements method. This methods facilitate the idealization of the layer of the adhesive using widely available elements of finite element method. Another possibility is to use special features or models for evaluating the behaviour of bonded joints and the softening process. These features are using the principles of fracture mechanics, simplification of the cohesive behaviour and failure propagation. The acquired knowledge will be directed towards achieving a finite element analysis in the design of bonded joints usable for the transmission torque of the final shafts of machine tools. This work should contribute widely applicable recommendations for the design of the bonded joints of previously mentioned materials. Important factor that significantly affect the applicability of the results is the type of joint, the joint geometry, type and loading conditions.

Obsah

1	Úvod.....	11
2	Možnosti spojování kompozitních materiálů s kovy	12
2.1	Nýtové a šroubové spoje.....	12
2.1.1	Nýtové spoje.....	13
2.1.2	Šroubové spoje	14
2.2	Nýtové spoje s podlepením.....	14
2.3	Nalisované spoje.....	14
2.4	Integrované spoje.....	15
2.5	Lepené spoje	16
2.5.1	Podstata lepícího procesu	16
2.5.2	Struktura lepeného spoje	16
2.5.3	Pevnost lepených spojů	17
2.5.4	Technologie lepení	19
2.5.5	Příprava materiálů na lepení.....	20
2.5.6	Konstrukce lepených spojů	20
2.5.7	Vliv drsnosti, tloušťky, tvaru vrstvy lepidla a tuhosti adherendů	21
2.5.7.1	Vliv drsnosti lepených ploch.....	21
2.5.7.2	Vliv tuhosti obou adherendů.....	21
2.5.7.3	Vliv změny délky lepeného spoje	22
2.5.7.4	Vliv tloušťky vrstvy lepidla	22
2.5.7.5	Vliv volby materiálu obou adherendů.....	22
2.5.8	Výhody a nevýhody lepení vůči ostatním způsobům spojování.....	22
3	Teorie porušení materiálu	25
3.1	Popis porušení dle energetického kritéria a faktoru intenzity napětí.....	26
3.2	J-integrál	30
3.3	Módy porušení.....	31
3.3.1	Mód I.....	32
3.3.2	Mód II.....	33
3.3.3	Mód III	33
3.3.4	Mix mód	36

4	Možnosti numerické simulace lepených spojů metodou konečných prvků.....	39
4.1	Modely využívající běžné 1D, 2D a 3D elementy MKP.....	40
4.2	Modely kombinující běžné 1D, 2D a 3D elementy MKP	40
4.3	Modelování lepených spojů s využitím VCCT modelu	42
4.4	Modelování lepených spojů s využitím kohezivního modelu	43
4.4.1	Vztah závislosti napětí na otevření čela trhliny	43
4.4.1.1	Kohezivní parametry.....	44
4.4.1.2	Parametry porušení	44
4.4.1.3	Vliv módů porušení na kohezivní parametry a parametry porušení	46
4.4.2	Způsoby implementace kohezivního modelu do analýzy MKP.....	49
4.4.3	Kohezivní elementy.....	49
4.4.3.1	Spojování kohezivních elementů s okolím v počátku zatěžování	51
4.4.3.2	Definice kontaktu mezi plochami okolních komponentů po degradaci idealizované vrstvy lepidla.....	51
4.4.4	Kohezivní plošný kontakt.....	52
5	Predikce chování lepených spojů.....	53
5.1	Zjištění vlivu volby geometrie a typu spoje na chování lepeného spoje	53
5.1.1	Trubkový přeplátovaný spoj zatěžovaný na smyk	53
5.1.2	Trubkový přeplátovaný spoj zatěžovaný krutem [43, 44, 45].....	56
5.2	Volba geometrie a typu spoje	59
5.3	Predikce chování lepeného spoje analytickým výpočtem	63
5.4	Predikce chování lepeného spoje pomocí kohezivního modelu.....	63
5.4.1	Zjištění mechanických vlastností při zatěžování dle módu I – Standardizovaná DCB zkouška	67
5.4.2	Zjištění mechanických vlastností při zatěžování dle módu II – Standardizovaná ENF zkouška	72
5.4.3	Zjištění mechanických vlastností při zatěžování dle módu III a kritéria porušení pro mix mód.....	76
5.4.3.1	Experimentální zkouška.....	76
5.4.3.2	Analýza lepeného spoje rotačních součástí metodou konečných prvků.....	80
5.4.4	Závěry.....	85
5.5	Navržená metodika predikce chování lepených spojů	88

6	Závěr	90
6.1	Shrnutí přínosů práce	91
6.2	Podněty pro budoucí výzkum	92

Seznam obrázků

Obr. 1 - Různé způsoby porušování laminátu s otvorem při tahovém zatěžování.....	12
Obr. 2 - Koncentrace napětí v okolí otvoru u kovu a kompozitu.....	13
Obr. 3 - Různé typy nýtových spojů [1].....	13
Obr. 4 - Použití podložky u šroubových spojů kov-kompozit	14
Obr. 5 - Nýtový spoj s podlepením	14
Obr. 6 - Nalisovaný spoj	15
Obr. 7 - Konstrukční řešení ovíjených spojů v praxi [3].....	15
Obr. 8 - Vzorčky vyrobené vinutím ve formě a navíjením na trny [3]	15
Obr. 9 - Struktura lepeného spoje.....	16
Obr. 10 - Napětí ve vrstvě lepidla u přeplátovaného spoje	17
Obr. 11 - Přeplátovaný spoj tupý (dole) a spoj s úkošem (nahore)	17
Obr. 12 - Určení maximálního napětí v krajních oblastech vrstvy lepidla v závislosti na způsobu zatížení [1].....	18
Obr. 13 - Jednoúrovňový přeplátovaný spoj	19
Obr. 14 - Nevhodný tvar spoje z hlediska pevnosti při daném způsobu zatěžování (vlevo), vyhovující tvar spoje (uprostřed) a doporučený tvar spoje (vpravo)	19
Obr. 15 - Příklady konstrukčního řešení koutových spojů.....	20
Obr. 16 - Konstrukční řešení lepených spojů válcových součástí v praxi [1].....	20
Obr. 17 - Konstrukční řešení lepených.....	21
Obr. 18 - Tvarová modifikace profilu lepeného spoje pro eliminaci napěťových špiček smykového napětí po délce spoje.....	22
Obr. 19 - Rozložení napětí v různých typech lepených spojů [11]	23
Obr. 20 - Platnost principů lineárně elastické a elasto-plastické lomové mechaniky	25
Obr. 21 - Závislost působení vnější síly na posunutí dvojice atomů.....	26
Obr. 22 - Šíření trhliny ve struktuře	26
Obr. 23 - Geometrická interpretace Griffithovy rovnice.....	27
Obr. 24 - Závislost celkové energie na délce trhliny ve struktuře.....	28
Obr. 25 - Možná interpretace principu šíření trhliny u dílů zatěžovaných dle módu III na mikroskopické úrovni.....	29
Obr. 26 - Napětí ve struktuře obsahující trhlínu.....	30
Obr. 27 - Způsob porušení struktury podle módů I, II, a III s ohledem na způsob zatěžování	30

Obr. 28 - Integrační cesta při výpočtu J-integrálu.....	31
Obr. 29 - Porušení lepeného spoje dle módu I.....	32
Obr. 30 - Vzorek určený pro tzv. DCB test.....	32
Obr. 31 - Porušení lepeného spoje dle módu II.....	33
Obr. 32 - Vzorek určený pro tzv. ENF test	33
Obr. 33 - Porušení lepeného spoje dle módu III.....	34
Obr. 34 - Možná interpretace principu šíření trhliny u dílů zatěžovaných dle módu III na mikroskopické úrovni.....	34
Obr. 35 - Vzorky pro tzv. ECT test, pro tzv. SCB test a pro tzv. 6PBP test.....	35
Obr. 36 - Vzorek určený pro tzv. MMB test	36
Obr. 37 - Závislosti zatěžovací síly na posunutí vzorku získané MKP analýzou a experimentem s ohledem na poměr přítomných módů porušení [23].....	37
Obr. 38 - Závislost celkové energie na poměru jednotlivých módů při změně kritérií porušení pro mix mód (I + II)	38
Obr. 39 - Způsob modelování lepených spojů kombinací běžných elementů dostupných v analýze MKP	41
Obr. 40 - Značení uzlů na 2D prvku.....	41
Obr. 41 - Závislost napětí na otevření čela trhliny [38]	44
Obr. 42 - Graf závislosti napětí na otevření čela trhliny s exponenciálním, lineárním, či trapezoidním charakterem	46
Obr. 43 - Závislost napětí na otevření čela trhliny pro mód II a III (vlevo) a mód I (vpravo) [23]	46
Obr. 44 - Prostorová závislost napětí na otevření čela trhliny při mix módu [32, 23].....	47
Obr. 45 - Prostorová reprezentace trojrozměrného kohezivního elementu.....	50
Obr. 46 - Napjatost v membráně	50
Obr. 47 - Definice orientace kohezivních elementů.....	50
Obr. 48 - Spojení kohezivních elementů s okolím pomocí sdílených uzlů.....	51
Obr. 49 - Spojení kohezivních elementů s okolím vazbou typu lepení.....	52
Obr. 50 - Jednostranné pevné spojení kohezivních elementů s okolím	52
Obr. 51 - Výkres vzorku [38]	54
Obr. 52 - Zkouška na univerzálním trhacím stroji ZWICK ROELL Z050 [38]	54
Obr. 53 - Porušení vzorků 1, 4 [38].....	55

Obr. 54 - Varianty řešení trubkového přeplátovaného spoje s válcovým tvarem vrstvy lepidla [43]	56
Obr. 55 - Varianty řešení trubkového přeplátovaného spoje s kuželovým tvarem vrstvy lepidla [43]	56
Obr. 56 - Varianta řešení trubkového přeplátovaného spoje s proměnlivým průřezem trubky (tvarový spoj) [43].....	56
Obr. 57 - Tvar vzorku a způsob jeho upnutí na zkušební stroji [43].....	57
Obr. 58 - Model pro výpočet lepeného spoje pomocí MKP [43].....	57
Obr. 59 - Porovnání momentů síly získaných z experimentů a pomocí metody konečných prvků (oboustranný kuželový spoj) [43]	58
Obr. 60 - Porovnání momentů síly získaných z experimentů a pomocí metody konečných prvků (tvarový spoj) [43].....	58
Obr. 61 - Závislost pevnosti ve stříhu na teplotě v případě lepidla Scotch-Weld DP490 [47]	60
Obr. 62 - Schéma vzorku.....	61
Obr. 63 - Rozměry ocelových trnů.....	61
Obr. 64 - Vzorek lepeného spoje před slepením	62
Obr. 65 - Schéma lepeného spoje s potřebnými parametry pro analytický výpočet.....	63
Obr. 66 - Vývojový diagram pro zjištění požadovaných parametrů porušení pro čisté módy I, II, III	65
Obr. 67 - Vývojový diagram postupu predikce chování trubkových přeplátovaných spojů zatěžovaných krutem.....	66
Obr. 68 - Schéma vzorku určeného pro DCB test [54]	67
Obr. 69 - Vzorky určené pro DCB test.....	68
Obr. 70 - Zkouška na univerzálním trhacím stroji ZWICK ROELL Z050.....	69
Obr. 71 - DCB vzorky 1, 2, 4, 6 po porušení	69
Obr. 72 - Výsledky DCB zkoušky	70
Obr. 73 - Konečnoprvkový 3D model pro DCB test.....	70
Obr. 74 - Graf závislosti zátěžné síly na posunutí lepeného spoje pro DCB test.....	71
Obr. 75 - Vzorky určené pro ENF test	72
Obr. 76 - Schéma vzorku pro ENF test [54]	73
Obr. 77 - Zkouška na univerzálním trhacím stroji ZWICK ROELL Z050.....	73
Obr. 78 - ENF vzorky 1, 2, 3, 4 po porušení.....	74
Obr. 79 - Výsledky tahové zkoušky pro ENF test.....	74

Obr. 80 - Konečnoprvkový 3D model.....	75
Obr. 81 - Grafy závislosti zátěžné síly na posunutí lepeného spoje pro experiment a numerický model.....	75
Obr. 82 - Model zkušebního rámu FU-O [55]	77
Obr. 83 - Zatěžování vzorku lepeného spoje na zkušebním stroji	78
Obr. 84 - Graf s křivkami závislosti úhlu natočení na zátěžném momentu získané pomocí experimentu s proložením	78
Obr. 85 - Vzorky vyřazené a vzorky s vhodným mechanismem porušení.....	79
Obr. 86 - Vzorek s vhodným mechanismem porušení	79
Obr. 87 - Konečnoprvkový 3D model překlátovaného trubkového spoje	80
Obr. 88 - Graf závislosti momentu síly na natočení lepeného spoje.....	80
Obr. 89 - Vliv změny kohezivní tuhosti K_t a maximálního tečného napětí t_{to} na výsledné chování lepeného spoje	82
Obr. 90 - Vliv změny kritické hodnoty energie G_{IIIc} a tzv. „Power Law kritéria“ na výsledné chování lepeného spoje	82
Obr. 91 - Vliv změny kohezivní tuhostí K_n (a podobně tuhosti K_s , maximálního normálového napětí t_{so} , t_{to} kritické hodnoty energie G_n , G_s) na výsledné chování lepeného spoje.....	83
Obr. 92 - Grafické znázornění volby různých parametrů G_{IIc} , G_{IIIc} , α , β při použití kritéria porušení Power Law v souřadném systému modelu a souřadném systému orientovaném dle módů porušení	84
Obr. 93 - Závislost napětí ve struktuře lepeného spoje na příslušném posunutí ve směru t	85
Obr. 94 - Závislost únosnosti spoje při změně základních rozměrů vrstvy lepidla získané pomocí analýzy MKP.....	87
Obr. 95 - Vývojový diagram postupu predikce chování lepených spojů	89

Seznam tabulek

Tab. 1 - Porovnání vlastností jednotlivých typů spojů (Vhodnost = počet křížků) [10].....	23
Tab. 2 - Experimentálně získaná data pro módy I a II [23]	37
Tab. 3 - Kritické hodnoty zatížení získané experimentálně a numerickou analýzou [23]	37
Tab. 4 - Porovnání základních modelovacích technik [33].....	40
Tab. 5 - Tuhost pružinových elementů.....	41
Tab. 6 - Určení napětí a deformací ve vrstvě lepidla	42
Tab. 7 - Grafické znázornění závislosti jednotlivých deformačních energií G_{II} a G_{III} na volbě parametrů v 3D Power Law kritériu.....	48
Tab. 8 - Kohezivní parametry a parametry porušení [38]	55
Tab. 9 - Mechanické vlastnosti lepidla Araldite 2015 [47].....	60
Tab. 10 - Mechanické vlastnosti lepidla Scotch-Weld DP490 [48].....	60
Tab. 11 - Mechanické vlastnosti vrstvy kompozitní trubky	61
Tab. 12 - Rozměry trubky a materiál trnů	62
Tab. 13 - Skladba jednotlivých vrstev kompozitní trubky	62
Tab. 14 - Mechanické parametry kompozitní trubky	62
Tab. 15 - Zadané parametry lepeného spoje.....	63
Tab. 16 - Mechanické vlastnosti materiálu Tenax HTS 5631	68
Tab. 17 - Rozměry zkoušených vzorků pro DCB test.....	68
Tab. 18 - Zjištěné kohezivní parametry a parametry porušení popisující DCB test	71
Tab. 19 - Mechanické vlastnosti materiálu Tenax HTS 5631 [54]	73
Tab. 20 - Rozměry zkoušených vzorků pro ENF test	73
Tab. 21 - Kohezivní parametry a parametry porušení pro ENF test	76
Tab. 22 - Parametry zkušebního rámu FU-O	77
Tab. 23 - Kohezivní parametry a parametry porušení pro přeplátovaný trubkový spoj zatěžovaný krutem.....	81
Tab. 24 - Kohezivní parametry a parametry porušení v jednotlivých krocích optimalizačního cyklu	82
Tab. 25 - Parametry zvolené pro jednotlivé modely uvedené na obr. 92.....	83
Tab. 26 - Kritické hodnoty uvolňování deformační energie pro módy I a II získané dle ASTM a analýzou MKP	85
Tab. 27 - Výsledné parametry popisující chování lepeného spoje při čistém módu I, II a III.	86

Tab. 28 - Závislost únosnosti (M_{kmax} - Nm) trubkového přeplátovaného spoje na rozměrech vrstvy lepidla 87

Tab. 29 - Výsledné parametry popisující chování lepeného spoje při čistém módu I, II a III. 88

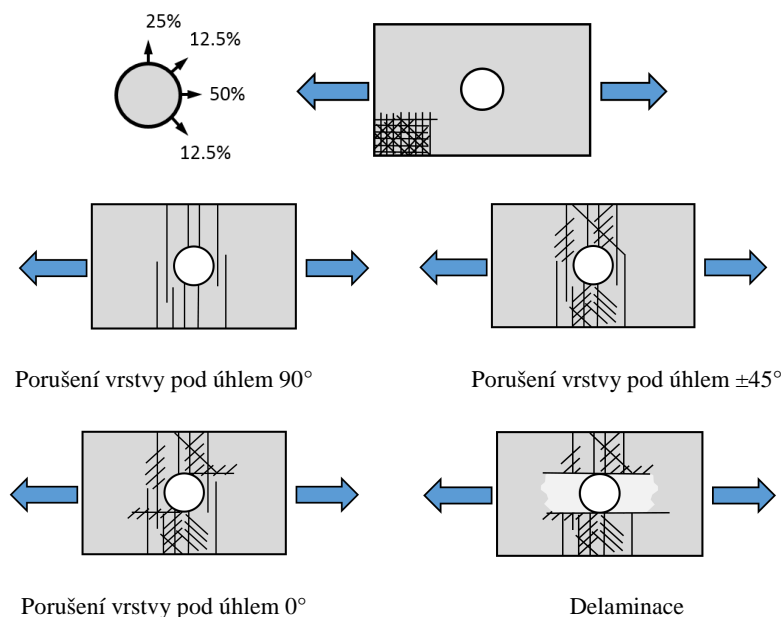
1 Úvod

V posledních desetiletích bylo věnováno velké úsilí výzkumu a vývoji nekonvenčních materiálů, v čele s materiály kompozitními. Setkáváme se s nimi v běžném životě a cestu si našly i do různých průmyslových odvětví. Jedná se například o sportovní potřeby, rámy jízdních kol či motocyklů, díly automobilů, potřeby pro chemický průmysl, letectví a energetiku. Ve všech těchto odvětvích zaznamenal vývoj kompozitních materiálů velký rozmach. Velkou výhodou kompozitních materiálů je možnost navržení jejich vlastností v různých místech a směrech, tím lze potenciál materiálu plně využít pro zadaný typ zatěžování. Díky velkému rozmachu kompozitních materiálů roste i potřeba jejich spojování s jinými materiály, například s kovy. Důvodem spojování mohou být stále náročnější požadavky na mechanické vlastnosti konstrukcí, které by separátně tyto materiály nesplnily. V kapitole 2 jsou nejprve analyzovány možnosti spojování dříve zmiňovaných materiálů a popsány konvenční i méně konvenční typy spojů. U vybraných typů spojů je pozornost věnována jejich chování a vlastnostem při různých způsobech zatěžování. Hlavní pozornost je věnována lepeným spojům, které jsou vzhledem k nižším nákladům na výrobu, její náročnosti a stále se zlepšujícím mechanickým vlastnostem lepidel velmi rozšířené. Práce je zaměřena na využití poznatků lepených spojů kompozitních materiálů s kovy pro konstrukční návrh spojů rotačních součástí zatěžovaných krutem. Pro přesné vyhodnocení chování lepených spojů je nutné se zabývat možnými mechanismy porušení při určitém způsobu zatěžování a zjistit jejich vliv na výslednou pevnost, tuhost a lomovou houževnatost spoje, čímž se zabývá kapitola 3. Díky složitému mechanismu (módu) porušování lepených spojů je přesná predikce jejich chování a eventuálního porušení poměrně náročným procesem. Způsob porušování některých typů lepených spojů doposud nebyl plně objasněn a patří mezi ně i lepené spoje zatěžované krutem. To obecně velmi komplikuje možnost predikce lepených spojů. Mezi moderní metody této predikce patří výpočty pomocí metody konečných prvků (MKP), kterým byl v této práci věnován značný prostor, a jsou uvedeny v kapitole 4. Analýza lepených spojů metodou konečných prvků vyžaduje zjišťování množství neznámých parametrů. Ty většinou nelze získat od výrobce a je nutné je zjišťovat nákladnými destruktivními zkouškami. Vliv těchto parametrů společně s okrajovými podmínkami má stěžejní vliv na výsledky analýz. Vrstvu lepidla je nutné modelovat tak, aby její chování co nejvíce odpovídalo realitě. Existuje několik způsobů modelování lepeného spoje lišících se mírou idealizace, typem použitých prvků, a skutečností, zda výsledný model popisuje pouze oblast před iniciací porušení, nebo i oblast vývoje porušení vrstvy lepidla. Hlavním cílem této disertační práce je analýza možností spojování kompozitních materiálů s kovy a následné nalezení vhodné metodiky numerické simulace pomocí MKP pro všechny možnosti spojování, což je popsáno v kapitole 5. V práci je kladen důraz na to, aby navržená metodika byla široce aplikovatelná a výsledky práce byly přínosné pro budoucí konstrukční návrhy lepených spojů bez nutné hlubší znalosti způsobu porušování lepených spojů či pokročilých nástrojů jejich numerické simulace. Jedním z dílčích cílů práce je predikce chování trubkových přeplátovaných spojů zatěžovaných krutem pro následné využití výsledků například při navrhování lepených spojů v pohonu včetně obráběcích strojů. Výsledky práce ovšem nejsou směřovány pouze k predikci lepených spojů zatěžovaných krutem, nýbrž k predikci chování libovolných lepených spojů, libovolně zatěžovaných.

2 Možnosti spojování kompozitních materiálů s kovy

V následující kapitolách budou obecně popsány možnosti spojování kompozitních dílů s kovy. Důraz bude kladen na mechanické vlastnosti těchto spojů, jejich výhody a nevýhody. Pro spojování kovů a kompozitních materiálů se využívá mechanických způsobů spojování, chemických, či tepelných. V případě kombinace těchto způsobů hovoříme o hybridních spojkách.

2.1 Nýtové a šroubové spoje



Obr. 1 - Různé způsoby porušování laminátu s otvorem při tahovém zatěžování

Spojování kovů a kompozitních dílů lze realizovat prostřednictvím šroubových spojů, popřípadě spojů nýtových. Tyto spoje se řadí mezi spoje mechanické. Charakteristické pro tyto způsoby spojů je nutnost zhotovení otvorů do spojovaných součástí, což je spojeno se vznikem koncentrátorů napětí ve struktuře, které mají za následek snížení pevnosti. Na obr. 1 je znázorněno postupné porušování sklo-epoxidového laminátu s otvorem při tahovém zatížení. Degradaci mechanických vlastností v místě otvorů v laminátu způsobuje:

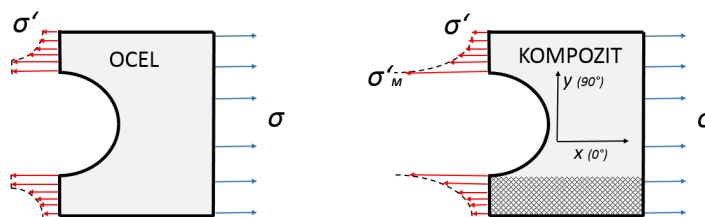
- **Koncentrace napětí**

V místě otvorů dochází ke koncentraci napětí. Na obr. 2 je znázorněn výskyt vyššího napětí u laminátu s nevhodnou orientací vláken, než u kovů. Pokud není uvažováno napětí vzniklé předeprnutím, je napětí v laminátu s přítomností otvoru popsáno rovnicí (2), přičemž platí rovnice (1).

$$\sigma'_M > \sigma \quad (1)$$

V rovnici (2) hodnoty E_x a E_y jsou moduly pružnosti v tahu ve směru vláken a ve směru kolmém, G_{xy} je modul pružnosti ve smyku a ν_{xy} je Poissonova konstanta.

$$\sigma'_M = \sigma' \left\{ 1 + \sqrt{2 \left(\frac{E_x}{E_y} - \nu_{xy} \right) + \frac{E_x}{G_{xy}}} \right\} \quad (2)$$



Obr. 2 - Koncentrace napětí v okolí otvoru u kovu a kompozitu

- **Otlačení způsobené vedlejšími tlaky**

Při nárůstu kontaktního tlaku mezi dříkem spojovacího členu a plochou otvoru nad únosnou mez, může docházet k delaminaci vrstevnatého kompozitu. Spojovací člen ovlivňuje negativně únosnost dílu s otvorem v řádech desítek procent.

- **Porušení vláken a delaminace při výrobě otvoru**

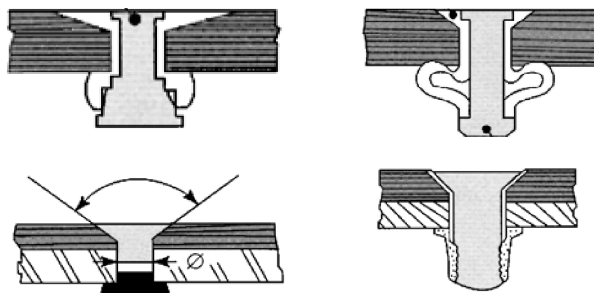
K těmto jevům dochází buď při vrtání jednotlivých otvorů, popřípadě vychýlením vláken. K vychýlení může dojít v případě, že ke zhotovení otvoru dochází ještě před vytvrzováním kompozitu.

2.1.1 Nýtové spoje

Výroba těchto spojů kompozitních materiálů s kovy vyžaduje dodržení následujících doporučení.

- Při výrobě nýtového spoje nesmí docházet k rázu, aby nedošlo k porušení struktury.
- Spoj je nutné kontrolovat z hlediska vytržení hlavy nýtu z kompozitní součásti z důvodu jejího malého rozměru nebo malé tloušťky kompozitu
- Je nutné dbát také na galvanickou kompatibilitu mezi všemi materiály ve spoji

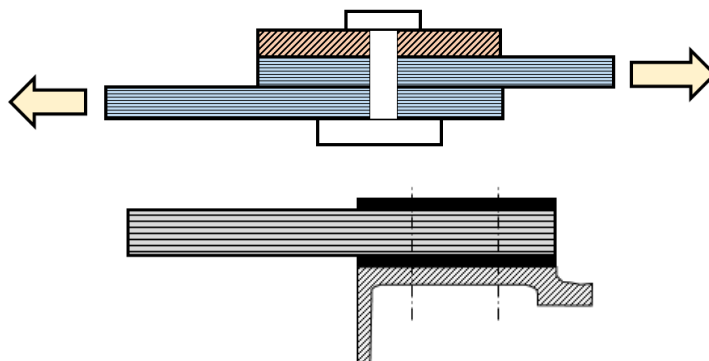
Na obr. 3 jsou znázorněny běžně užívané druhy nýtových spojů laminátů s kovy.



Obr. 3 - Různé typy nýtových spojů [1]

2.1.2 Šroubové spoje

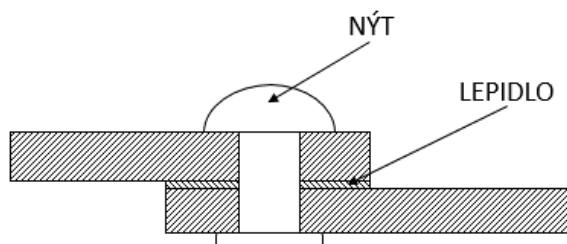
Pro vrstevnaté lamináty jsou nevhodné lokální kontaktní tlaky, které se objevují u šroubů i nýtových spojů. Tuto nevýhodu lze částečně eliminovat použitím podložek, viz obr. 4. Šroubové spoje lze, stejně jako spoje nýtové, kombinovat s podlepením. To vede k nárůstu pevnosti až o čtvrtinu.



Obr. 4 - Použití podložky u šroubových spojů kov-kompozit

2.2 Nýtové spoje s podlepením

U nýtového spoje s podlepením, který je znázorněn na obr. 5, lze docílit zvýšení pevnosti kombinací mechanického spojení a spojení lepením mezi kompozitním materiálem a kovem. Nýty přenášejí přechodné zatížení v kolmém směru na rovinu spoje a chrání vrstvu lepidla proti odlupování. Lepidlo roznese vnější zatížení. Zvýšení únavové odolnosti souvisí se zmírněním koncentrace napětí v okolí nýtů v důsledku lepení. Oproti klasickým nýtovým spojům hybridní typ spoje přináší zlepšení tlumících vlastností spoje. Prostřednictvím nýtů lze vyvodit potřebný přítlak na lepené plochy, čímž je umožněna manipulace se spojem i před úplným vytvrzením lepidla. Nevýhodou tohoto spoje je nerozebíratelnost a vyšší celková hmotnost.

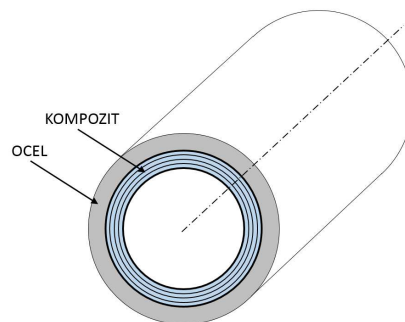


Obr. 5 - Nýtový spoj s podlepením

2.3 Nalisované spoje

Nalisované spoje (viz obr. 6) mají nevýhodu v obtížné rozebíratelnosti. V kombinaci s kompozitními materiály jsou užívané velmi zřídka. Mezi jejich výhody patří absence vrubů a cena. Nevýhodou jsou problémy spojené s rozdílnou teplotní roztažností spojovaných

materiálů. V případě aplikace tohoto typu spoje na rotující části, existuje možnost uvolnění nalisovaného spoje. Proto je nutné před samotnou aplikací nalisovaných spojů provést jejich kontrolu například numerickou simulací [2].



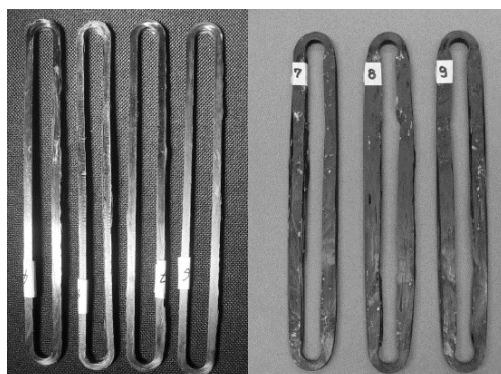
Obr. 6 - Nalisovaný spoj

2.4 Integrované spoje

Integrovaný spoj, nebo také spoj ovíjený je znázorněn na obr. 7 a obr. 8. Tento spoj je další možností spojení mezi kompozitními díly a kovy. Charakteristikou integrovaných spojů je absence vrubu, neboť nedochází k přerušení vláken. Nevýhodou je složitější technologie výroby. Aplikace integrovaných spojů má určitá omezení, mezi které patří minimální poloměr ohybu vlákna kompozitu a nutnost jeho orientace ve směru zatížení, které se nemusí shodovat se směrem navíjení.



Obr. 7 - Konstrukční řešení ovíjených spojů v praxi [3]



Obr. 8 - Vzorky vyrobené vinutím ve formě a navíjením na trny [3]

2.5 Lepené spoje

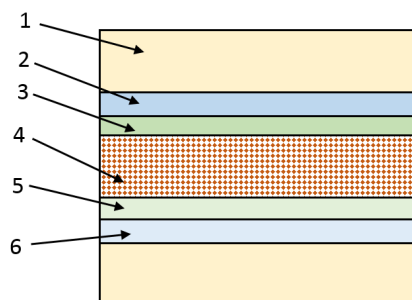
Stále přísnější nároky na úroveň technických systémů se odráží i v požadavcích na spojování materiálů. V případě, že se jiné způsoby spojování jeví jako nevhodné, bývá často lepení jedinou možnou metodou, která umožňuje synergickou kombinaci vlastností různých materiálů a to i v případě jejich složitých tvarů. Lepené díly bývají často v odborné literatuře nazývány adherendy. Pro bezchybnou aplikaci a zaručení správné funkce lepených spojů je nutné znát vlastnosti použitých lepidel, materiálů adherendů a způsobu zatěžování. Výhodou použití spojení součástí lepením je malá náročnost na vybavení, které je potřebné k přípravě spoje a stále se zlepšující mechanické vlastnosti lepidel. Pro dosažení optimálních vlastností lepených spojů kompozitních materiálů s kovy je stěžejní vysoká přilnavost lepidel na matici kompozitu. Epoxidová lepidla jsou vhodná pro termosetové matrice, na rozdíl od tavných lepidel, která jsou vhodná pro termoplastické matrice. Kyanoakrylátová lepidla jsou vhodná pro oba typy matic. Mechanické vlastnosti jsou vysoce závislé na přípravě lepených povrchů před nanesením vrstvy lepidla.

2.5.1 Podstata lepícího procesu

Charakteristickým znakem lepení je trvalé spojování identických, či různých materiálů (adherendů). Chování lepeného spoje je zčásti adhezivní (přilnutí lepidla k povrchům lepených materiálů) a zčásti kohezivní (soudržnost samotného lepidla). Adhezivní síly v lepeném spoji jsou výsledkem participace sil mechanických, chemických a fyzikálních. Velikost mechanických sil je přímo závislá na drsnosti, nerovnosti, pórovitosti povrchu. Mezi chemické síly patří primární chemické vazby. Mezi fyzikální síly patří van der Waalsovy intermolekulární síly, difuzní síly, Londonovy disperzní síly, Keesomovy elektrostatické síly, Debeyovy indukční síly, či valenční adhezivní síly [4]. Stav soudržnosti látek vyvolaný mezimolekulárními silami, působícími na valenční elektrony, se nazývá koheze.

2.5.2 Struktura lepeného spoje

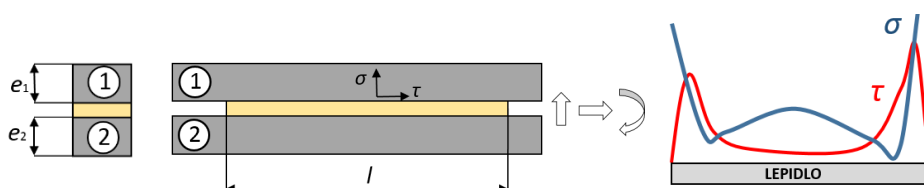
Na obr. 9 je znázorněna struktura lepeného spoje. Jedná se o komplex tří hlavních vrstev a dvou mikro vrstev. Popis jednotlivých vrstev na tomto obrázku je následující, (1) adherend (základní materiál), (2) adhezivní zóna, (3) přechodová kohezivní zóna, (4) kohezivní zóna, (5) přechodová kohezivní zóna, (6) adhezivní zóna.



Obr. 9 - Struktura lepeného spoje

2.5.3 Pevnost lepených spojů

Únosnost lepených spojů lze vyhodnocovat na základě pevnostních kritérií vycházejících z mechanických vlastností lepidla. Z hlediska mikrostruktury spoje lze únosnost vyhodnocovat dle poznatků z lomové mechaniky, konkrétně podle napětově-deformačního stavu lepeného spoje. Tento stav není rovnoměrný a vznik porušení nastává v oblasti s kritickým napětím. Vzhledem ke složitosti popisu tohoto stavu lze pevnost lepeného spoje vyhodnocovat idealizovaně pomocí středního smykového napětí, které popisuje rovnice (3) a jehož hodnota nekoresponduje s reálným průběhem napětí v izolované vrstvě lepidla, který je znázorněn na obr. 10.



Obr. 10 - Napětí ve vrstvě lepidla u překládaného spoje

Smyková pevnost v tahu je popsána rovnicí (3), kde F_{MAX} je zatěžovací síla, A je plocha spoje, jejíž hodnotu lze získat z rovnice (4), kde b je šířka a l je délka překládaného spoje.

$$\tau_B = \frac{F_{MAX}}{A}, \quad (3)$$

$$A = b \cdot l, \quad (4)$$

Lepené spoje jsou méně odolné při namáhání odlupováním a ohybem, než při jiných způsobech namáhání. Konstrukční spoje by proto měly být zatíženy tak, aby u nich nevznikalo zatížení odlupováním. Všeobecně se doporučuje volit tenké vrstvy lepidla, ty vykazují lepší pevnostní vlastnosti. Charakteristikou lepených spojů je vysoká pevnost ve smyku, tlaku a při dynamickém (cyklickém) namáhání [1]. Lepené spoje překonávají v případě nízko-cyklové a vysoko-cyklové únavy spoje svarové. Náchylnost k dekoheznímu porušení na rozhraní matrice a vlákna lze u laminátů ovlivnit orientací vláken ve vrstvě, která je v přímém kontaktu s lepidlem. Tento způsob porušení ovlivňuje i v volba samotného lepidla. V případě potřeby relativně nízkého napětí ve vrstvě lepidla je vhodný překládaný spoj s úkosem. Tím lze dosáhnout dostatečné spojovací plochy pro lepení. Tímto spojem lze nahradit méně vhodný tupý lepený spoj, viz obr. 11.



Obr. 11 - Překládaný spoj tupý (dole) a spoj s úkosem (nahore)

Maximální hodnoty napětí se nacházejí v krajních oblastech vrstvy lepidla. Konkrétní hodnoty těchto napětí v závislosti na způsobu zatížení lze určit použitím rovnic, viz obr. 12.

$$\tau_M = \frac{\alpha_1}{2\sqrt{\alpha_1 + \alpha_2}} \times N^+ \quad (5)$$

$$\tau_M = \frac{3}{4e_1} \times T^+ \quad (6)$$

$$\tau_M = \frac{3\alpha_1}{e_1\sqrt{\alpha_1 + \alpha_2}} \times M_f^+ \quad (7)$$

$$\sigma_M = \frac{\beta_1\sqrt{2}}{(\beta_1 + \beta_2)^{3/4}} \times T^+ \quad (8)$$

$$\sigma_M = \frac{\beta_1}{\sqrt{\beta_1 + \beta_2}} \times M_f^+ \quad (9)$$

Obr. 12 - Určení maximálního napětí v krajních oblastech vrstvy lepidla v závislosti na způsobu zatížení [1]

Odvození koeficientů α_1 , β_1 , α_2 , β_2 je uvedeno ve vztazích (10). Platnost koeficientů je omezena rozmezím viz (11) - (13), kde E_c je modul pružnosti v tahu lepidla, E_1 , E_2 jsou moduly pružnosti v tahu lepených dílů ve směru zatížení, G_c je modul pružnosti ve smyku lepidla, e_1 , e_2 jsou tloušťky příslušných adheřendů, e_c je tloušťka vrstvy lepidla.

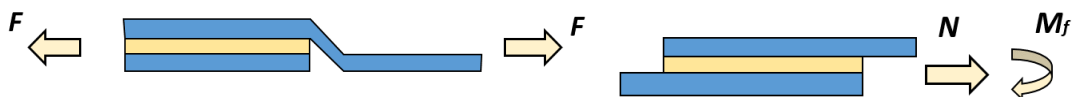
$$\alpha_1 = \frac{G_c}{E_1 e_1 e_c}; \quad \alpha_2 = \frac{G_c}{E_2 e_2 e_c}; \quad \beta_1 = \frac{12E_c}{E_1 e_1^3 e_c}; \quad \beta_2 = \frac{12E_c}{E_2 e_2^3 e_c}, \quad (10)$$

$$0.6 \leq \frac{\alpha_1}{\alpha_2} \quad \text{a} \quad \frac{\beta_1}{\beta_2} \leq 2 \quad (11)$$

$$(\alpha_1 + \alpha_2) \times l^2 \geq 9 \quad (12)$$

$$(\beta_1 + \beta_2) \times l^2 \geq 4 \times 6^4 \quad (13)$$

Velikosti sil a momentů N , T , M_f jsou vztaheny na šířku lepeného spoje. Pro jednoduché přeplátované spoje znázorněné na obr. 13, platí vztahy (14) a (15), které zahrnují také přídatný ohybový moment.

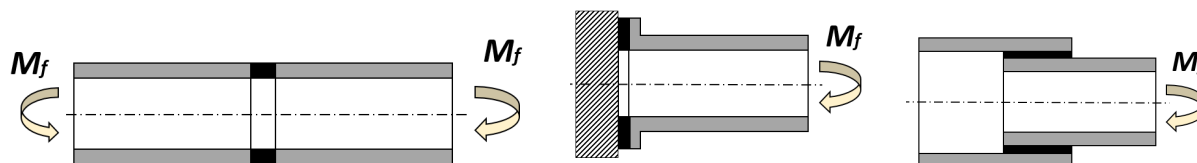


Obr. 13 - Jednourovňový překládaný spoj

$$N = F; M_f = F \times \left(\frac{e_1 + e_2}{2} + e_c \right) \quad (14)$$

$$\tau_M = \tau_{M(N)} + \tau_{M(M_f)}; \sigma_M = \sigma_{M(M_f)} \quad (15)$$

Navrhovat jednotlivé spoje je nutné s ohledem na způsob jejich zatěžování. Na obr. 14 jsou znázorněny nevhodné a vhodné tvary spoje s ohledem na pevnost při zatěžování krutem.



Obr. 14 - Nevhodný tvar spoje z hlediska pevnosti při daném způsobu zatěžování (vlevo), vyhovující tvar spoje (uprostřed) a doporučený tvar spoje (vpravo)

2.5.4 Technologie lepení

Při lepení je nutné dodržet předepsaný technologický postup, aby podmínky lepení zaručily vznik pevných vazeb mezi oběma materiály. Proces návrhu spoje ovlivňuje volba materiálu obou adherendů i lepidla. Významnou roli hrají mechanické, fyzikální a chemické vlastnosti. Konkrétně se jedná o polaritu, povrchové napětí, viskozitu lepidla, bod vzplanutí, dobu vytvrzování, či teplotní roztažnost [4].

Postup tvorby lepeného spoje se skládá z následujících kroků:

- Příprava povrchu adherendů
- Příprava lepidla
- Aplikace lepidla na lepené plochy
- Montáž spoje a jeho vytvrzování

Kvalita lepených spojů může být ovlivněna:

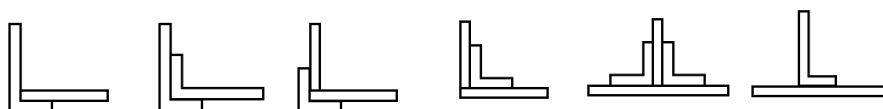
- Zvolenými metodami pro nanášení vrstvy lepidla
- Tloušťkou vrstvy lepidla
- Okolními podmínkami při vytvrzování, konkrétně tlakem, teplotou, či časem
- Použitím ultrazvuku
- Ohřevem lepeného spoje
- Volbou povrchové úpravy materiálu, či čištění

2.5.5 Příprava materiálů na lepení

Materiál pro výrobu vzorků je nutné dělit, případně dále obrábět, čistit, odmašťovat a sesadit v přesné vzájemné poloze. Pro dosažení maximální adheze a zabránění oxidování lepidla je jednou z nejdůležitějších operací příprava povrchu. Její volba závisí na druhu lepeného materiálu, na druhu použitého lepidla, na provozních podmínkách, životnosti spoje, nebo ekonomické náročnosti. Čištění a odmašťování povrchů adherendů lze provádět v páře rozpouštědla, alkalickým odmašťováním, nebo tamponováním rozpouštědly. Mezi doporučená rozpouštědla patří aceton, technický líh, toluen, éter, či perchlorethylen. Laková rozpouštědla a benzín se nedoporučují [4]. Další častou úpravou bývá moření materiálů v kyselinách, neboť se při něm dosahuje vyšší pevnosti spojů. Při přípravě spoje je nutno dbát také na drsnost povrchu, která kvalitu lepených spojů značně ovlivňuje.

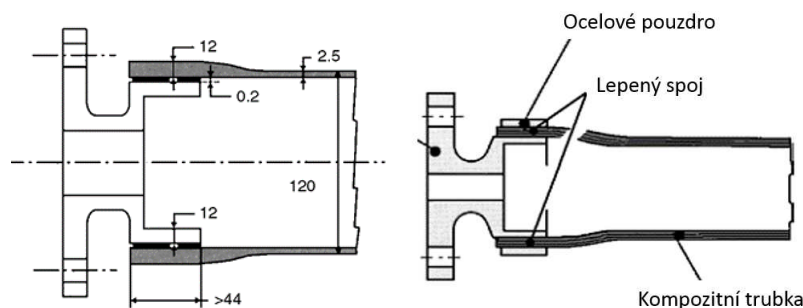
2.5.6 Konstrukce lepených spojů

V případě konstrukčního návrhu lepené konstrukce, je nutné tuto konstrukci rozdělit na nejméně složité části vhodné pro lepení a dodržovat technologický předpis. Z hlediska technologie je nevhodné dvojité lepení a vytváření lepených spojů dílců, které jsou při montáži vystaveny odlupování. Mechanické namáhání je vhodné rozdělit rovnoměrně v konstrukci tak, aby se nesoustředilo pouze v místě spoje. Při návrhu lepeného spoje je nutné zajistit dostatečně velkou plochu spoje. V místě spoje by měly oba adherendy mít podobný koeficient teplotní roztažnosti tak, aby vlivem změny teploty nedocházelo k přídavnému namáhání spoje. Obr. 15 znázorňuje provedení koutových spojů.



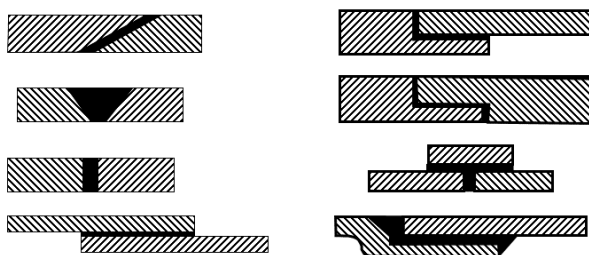
Obr. 15 - Příklady konstrukčního řešení koutových spojů

Volba lepidla je prováděna na základě požadované pevnosti lepeného spoje s ohledem na předepsanou technologii a náklady. Konstrukční řešení lepených spojů válcových součástí užívané v běžné praxi je uvedeno na obr. 16.



Obr. 16 - Konstrukční řešení lepených spojů válcových součástí v praxi [1]

Nejběžnějším typem lepeného spoje je jednoduchý přelátovaný spoj, viz obr. 17.



Obr. 17 - Konstrukční řešení lepených

2.5.7 Vliv drsnosti, tloušťky, tvaru vrstvy lepidla a tuhosti adherendů

Problematika vlivu změny drsnosti, tloušťky, tvaru vrstvy lepidla a tuhosti adherendů na výsledné chování lepeného spoje byla velmi podrobně zkoumána v rámci disertační práce [5]. Poznatky získané z této práce a dalších publikací jsou shrnuty v následujících kapitolách s uvedenými odkazy na příslušné zdroje.

2.5.7.1 Vliv drsnosti lepených ploch

V článku [6] byl zkoumán vliv drsnosti plochy adherendů. Pro trubkový překlátovaný spoj bylo dosaženo nejvyšších hodnot středního smykového napětí při drsnosti $R_a = 2 \mu\text{m}$. Vliv drsnosti na hodnotu únavové životnosti byl řešen také v práci [7], kde byly stejné vzorky zatěžovány střídavým smykovým napětím o velikosti 4 MPa. Jako optimální se jevila hodnota drsnosti $R_a = 1,5 - 2,5 \mu\text{m}$. Obecně lze říci, že příliš nízká hodnota drsnosti může způsobit adhezní porušení spoje na rozhraní vrstvy lepidla a adherendu. Pro snížení pravděpodobnosti výskytu tohoto nevhodného způsobu porušení bývají v praxi adherendy pískovány, či broušeny hrubozrnným brusným kotoučem.

2.5.7.2 Vliv tuhosti obou adherendů

Vliv tuhosti obou adherendů na výsledné mechanické vlastnosti lepeného spoje lze odvodit analyticky. Pro střední smykové napětí v lepeném překlátovaném trubkovém spoji platí rovnice (16), kde M_K je moment síly působící na trubku, D_S je střední průměr vrstvy lepidla a L je délka spoje.

$$\tau_{ST} = \frac{2 \cdot M_K}{\pi \cdot D_S^2 \cdot L} = \frac{2 \cdot M_K}{\pi \cdot (D - t)^2 \cdot L} \quad (16)$$

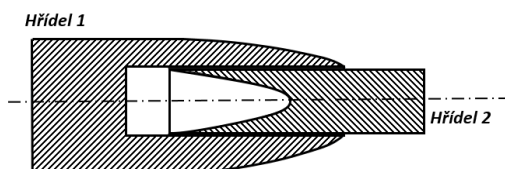
Při návrhu lepeného spoje lze vycházet z maximálního smykového napětí dle rovnice (17).

$$\tau_{Tmax} = \frac{a}{\tanh(a)} \cdot \tau_{ST}, \quad (17)$$

kde

$$a = \sqrt{\frac{G_a \cdot L^2}{2 \cdot G_t \cdot h \cdot t}} \quad (18)$$

Ve vzorci (18) je G_a modul pružnosti ve smyku lepidla, L je délka lepeného spoje, G_t je modul pružnosti ve smyku trubky, h je tloušťka vrstvy lepidla, t je tloušťka trubky. Ze vzorců (16) - (18) vyplývá, že vliv tuhosti jednoho z adherendů není zanedbatelný. Pokud je tuhost natolik malá, že začne docházet ke vzniku výrazných napět'ových maxim, lze tuto situaci řešit zvýšením tuhosti adherendů, popřípadě volbou efektivní úpravy geometrie trubkového přeplátovaného spoje, viz obr. 18 [8].



Obr. 18 - Tvarová modifikace profilu lepeného spoje pro eliminaci napět'ových špiček smykového napětí po délce spoje

2.5.7.3 Vliv změny délky lepeného spoje

Jedním z nejdůležitějších parametrů, které ovlivňují únosnost v krutu, je délka lepeného spoje. Z výsledků získaných z výzkumů provedených v práci [6] vyplývá, že nejvyšší hodnoty středního smykového napětí bylo u konkrétního lepeného spoje dosaženo při délce spoje $L = 10$ mm. Další zvyšování této délky nad 15 mm, již žádný další růst této hodnoty nepřineslo. Lze tedy konstatovat, že zvyšování délky lepeného spoje z hlediska středního smykového napětí je efektivní pouze do určité míry v závislosti na konkrétní geometrii spoje a konkrétním zatížení.

2.5.7.4 Vliv tloušťky vrstvy lepidla

Co se týče tloušťky vrstvy lepidla, uvádějí různé zdroje odlišné optimální hodnoty pro různá lepidla. Obecně ale dochází k výraznému snížení smykové pevnosti při tloušťkách přesahujících hodnotu 1,5 mm. Každé lepidlo má na oceli různou pevnost při různé tloušťce vrstvy lepidla a různých drsnostech povrchu. Nelze jednoznačně stanovit optimální tloušťku vrstvy lepidla a drsnost, která by byla univerzálně použitelná pro všechna lepidla [9]. Některé zdroje uvádějí, že vliv tloušťky lepidla v rozmezí 0,05 mm - 0,4 mm na výslednou pevnost spoje je zanedbatelný [4].

2.5.7.5 Vliv volby materiálu obou adherendů

Při konstrukci lepených spojů dvou kovových adherendů stejných materiálů není nutné věnovat zvýšenou pozornost možnému přídavnému namáhání spojů vlivem rozdílné teplotní roztažnosti, jako je tomu u spojení kompozitních materiálů s kovy. Při lepení kovů s kompozity je také nutno dbát na dokonalou přípravu a lepení vzorků, neboť tyto spoje bývají náchylné na vytrhávání vláken z laminátu, což bývá provázeno sníženou pevností spoje.

2.5.8 Výhody a nevýhody lepení vůči ostatním způsobům spojování

Při konstrukčním návrhu požadovaného spoje lze přistoupit k tradičním metodám mechanickým (spojování šrouby, nýty či hřebíky), metodám tepelným (svařování a pájení) a

metodám chemickým (lepení). U každé z těchto metod je nutno respektovat její výhody a nevýhody. Obecně o vhodnosti rozhoduje především skutečnost, zda je požadováno spojení rozebíratelné či nerozebíratelné. Z tab. 1 vyplývají určité výhody a nevýhody spojené s jednotlivými typy spojů. Je zřejmé, že chemické spoje mají potenciál tam, kde se mechanické spoje a tepelné spoje nejeví jako vhodné.

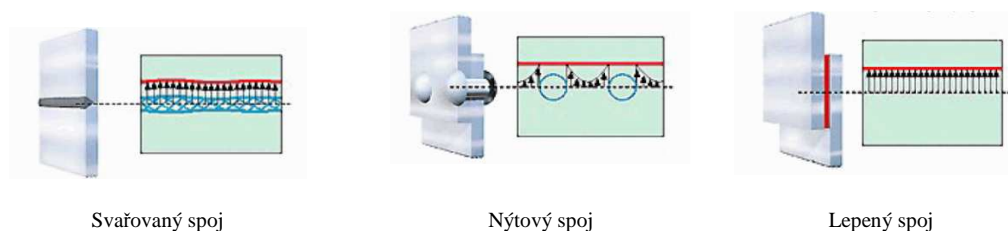
Tab. 1 - Porovnání vlastností jednotlivých typů spojů (Vhodnost = počet křížků) [10]

Porovnávaná kritéria	Mechanické spoje	Tepelné spoje	Chemické spoje
Rovnoměrnost rozložení napětí	+	+	+++
Spojování různých materiálů	++	+	++
Utěsnění a izolace (zabraňuje korozi)	+	+	++
Počet součástí spojení	+	++	++
Výrobní náklady	+	+	+++
Vzhled výrobků	+	++	++
Útlum chvění a hluku	++	+	+++
Úspora materiálu a snížení hmotnosti	+	+	+++
Spojování velkých ploch	+	++	++
Odolnost vůči teplotám	+++	++	+
Odolnost vůči dynamickému a normálovému namáhání	+++	++	+
Rozebíratelnost	+++	+	+

V následujícím odstavci jsou uvedeny základní výhody a nevýhody lepených spojů.

VÝHODY LEPENÝCH SPOJŮ

- Rovnoměrné rozložení napětí a neměnná struktura materiálu, neboť lepené spoje jsou velmi výhodné z hlediska rozložení napětí, viz obr. 19. U svařových spojů je struktura materiálů tepelně ovlivněna, což neumožňuje rovnoměrné rozložení napětí ve spoji a podobně je tomu u mechanických spojů (např. nýťový spoj). U těchto spojů dochází ke koncentraci napětí (u nýťových spojů konkrétně v místech otvorů pro nýty).



Obr. 19 - Rozložení napětí v různých typech lepených spojů [11]

- Možnost spojování různých materiálů (např. možnost spojení nesvařitelných materiálů).
- Možnost spojování velmi tenkých materiálů.
- Utěsnění spojů, izolace s eliminací koroze.
- Aplikací lepeného spoje zpravidla dochází ke snížení počtu součástí oproti spojům mechanickým, a tím pádem zpravidla dochází ke snížení výrobních nákladů.
- Zlepšení vzhledu výrobku - hladkost lepených spojů.
- Zlepšení útlumu chvění a hluku.

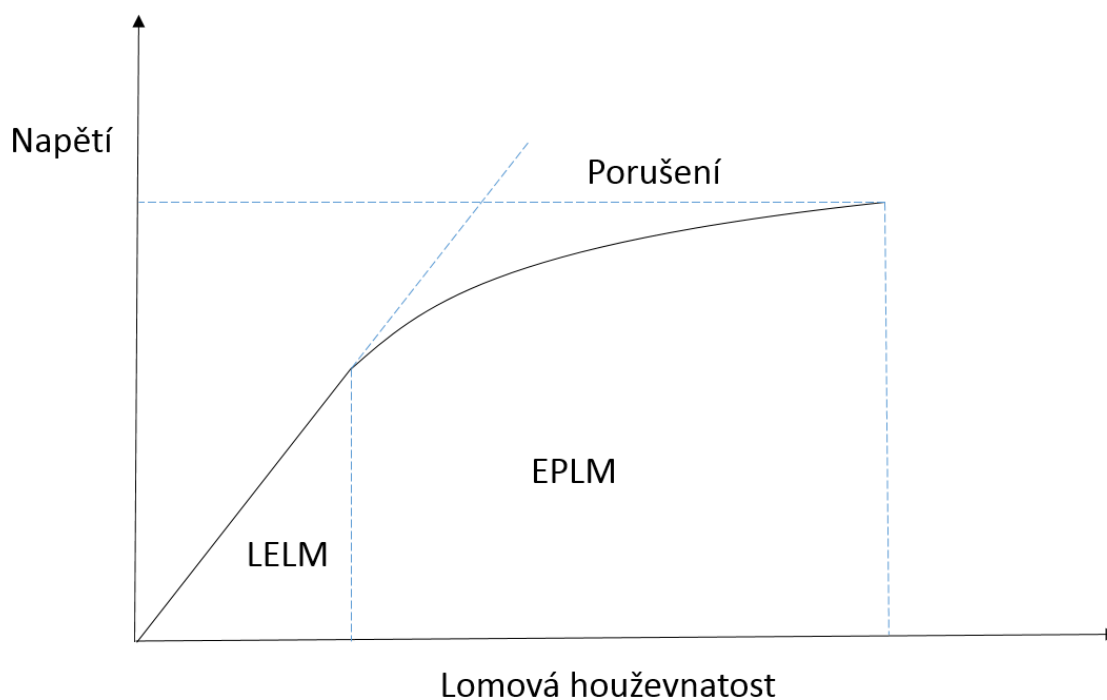
- Úspora materiálu a snížení hmotnosti.
- Možnost spojení velkých ploch.
- V některých případech může mít lepený spoj i vyšší pevnost než spoj provedený jinou technologií (např. nýtováním).
- Podle požadavku může nebo nemusí být lepený spoj tepelně či elektricky vodivý.

NEVÝHODY LEPENÝCH SPOJŮ

- Malá odolnost vůči vysokým teplotám.
- Špatná odolnost vůči dynamickému a normálovému namáhání v odlupu.
- Nutnost delší doby vytvrzování.
- Nerozebíratelnost.

3 Teorie porušení materiálu

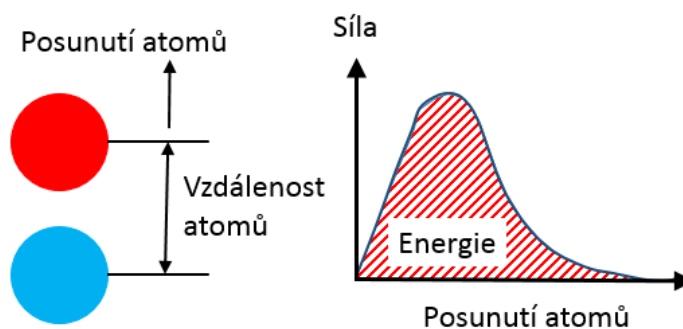
Cílem této práce je nalezení produktivní metody predikce chování lepených spojů s nízkou časovou náročností. Tato metoda by zároveň měla věrohodně popisovat reálný stav ve struktuře, především s ohledem na přesnost predikovaných výsledků. Při zatěžování lepených spojů může docházet jak k elastické, tak k plastické deformaci. Způsob porušení lepených spojů lze proto popisovat přístupem lineárně elastické lomové mechaniky (dále LELM), nebo elasto-plastické lomové mechaniky (dále EPLM), viz obr. 20. Prvně jmenovaná vychází z mechaniky kontinua [12] a platí za předpokladu, že plastická zóna před čelem trhliny je malá. Základní koncept LELM lze uplatnit pouze při platnosti Hookeova zákona. Parametrem popisujícím porušení je buď tzv. „hnačí síla trhliny“ [12], jejíž definice plyne z energetické bilance, nebo faktor intenzity napětí. Přístup založený na energetické bilanci se jeví za ekvivalentní klasickým napěťovým analýzám trhlin. Na rozdíl od nich přináší globální parametry potřebné pro hodnocení bezpečnosti při porušování struktury. V případě přístupu elasto-plastické lomové mechaniky může být porušení popsáno pomocí tzv. parametru „J-integrál“ J_{IC} , nebo celkovým otevřením čela trhliny δ_c . Tyto parametry zahrnují i oblast charakteristickou pro vznik plastické deformace blízko čela trhliny při iniciaci a vývoji porušení ve struktuře. Čím je oblast plastické deformace na čele trhliny větší, tím větší je nepřesnost výsledků získaných přístupem elastické lomové mechaniky.



Obr. 20 - Platnost principů lineárně elastické a elasto-plastické lomové mechaniky

Na začátku 20. století byla provedena analýza porušení materiálů [13] založená na energetické bilanci, jejíž závěry jsou stěžejní pro vyhodnocování této problematiky. Analýza vycházela z dříve provedených výzkumů [14], ve kterých byla zjišťována závislost napětí v okolí eliptického otvoru (trhliny) při konkrétní šířce této trhliny. Při snižování rozměru elipsy na minimální hodnotu bylo predikováno teoreticky nekonečné napětí v oblasti. Tento předpoklad se nejevil jako reálný, neboť k porušení materiálu by docházelo i při velmi malém zatížení.

Tento problém řeší zmíněný Griffithův přístup [13], který je založen na zjišťování práce potřebné k porušování atomových vazeb ve vazbě na deformační energii, která se uvolňuje při růstu trhliny. Pevné látky jsou složeny z atomů, jejichž dvojice leží v určité vzdálenosti od sebe. V rovnovážném stavu se tyto atomy vzájemně silově neovlivňují. Při jejich vzájemném přibližování dochází ke vzniku síly, která oba atomy začne odpuzovat. Naproti tomu oddalování dvojice atomů od sebe má za výsledek vznik přitažlivé síly. Na obr. 21 je znázorněna závislost změny polohy atomů z rovnovážné polohy na síle, která na oba atomy působí.

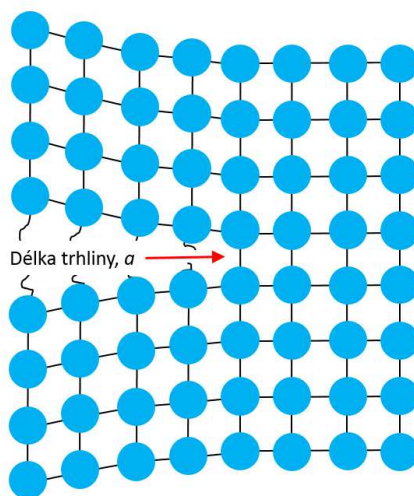


Obr. 21 - Závislost působení vnější síly na posunutí dvojice atomů

V prvotní fázi dochází ke zvyšování síly potřebné k pohybu atomů při jejich oddalování a při překonání určité kritické vzdálenosti začne slábnout vazba mezi atomy, až dojde k jejímu porušení. To je provázeno poklesem síly až na nulovou hodnotu. Plocha pod křivkou síly závislé na příslušném posunutí reprezentuje energii atomové vazby.

3.1 Popis porušení dle energetického kritéria a faktoru intenzity napětí

Podle Griffithova energetického principu [13], dochází k porušení materiálu, pokud uvolněná elastická energie na čele trhliny je schopna vyvolat v pružném tělese vznik nových povrchů, což je znázorněno na obr. 22.



Obr. 22 - Šíření trhliny ve struktuře

Při postupném porušování atomových vazeb v materiálu vzniká trhlina o délce a . Množství práce nutné pro porušení celého systému je popsáno rovnicí (19) [15], kde γ_S představuje energii potřebnou k porušení atomových vazeb na jednotkové ploše. Příslušná plocha, která vzniká šířením trhliny je charakterizována délkou trhliny a a šířkou dílu B .

$$E_{bond} = 2\gamma_S aB, \quad (19)$$

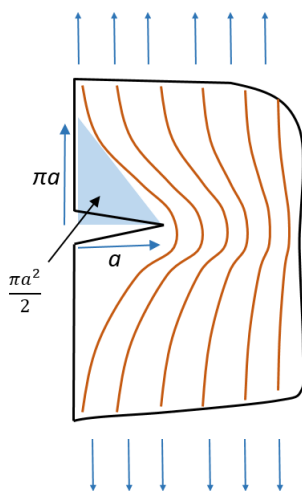
Deformační energie dílu o určitém objemu V namáhaném na tah, vychází z Hookeova zákona a je popsána rovnicí (20) [15]. Tato energie náleží dílu, ve kterém není přítomna trhlina.

$$U = \frac{\sigma^2}{2E} V, \quad (20)$$

Trhlina šířící se v materiálu způsobí jeho rozdělení na dvě poloviny. Následkem toho dochází k odlehčení obou polovin a uvolnění deformační energie U v důsledku šíření trhliny v celém dílu. Při existenci trhliny v materiálu se velikost neporušeného objemu mění, hodnota deformační energie je závislá na délce trhliny a popisuje ji rovnice (21).

$$U = \frac{\sigma^2}{2E} V - \frac{\sigma^2}{2E} B\pi a^2, \quad (21)$$

Při porušování roste uvolněná deformační energie kvadraticky s délkou trhliny a . Tuto závislost lze graficky interpretovat pomocí obr. 23, kde je znázorněna nezatížená část materiálu nad a pod prasklinou, která má trojúhelníkový tvar popsany šířkou B , výškou πa a délkou trhliny a [15].



Obr. 23 - Geometrická interpretace Griffithovy rovnice

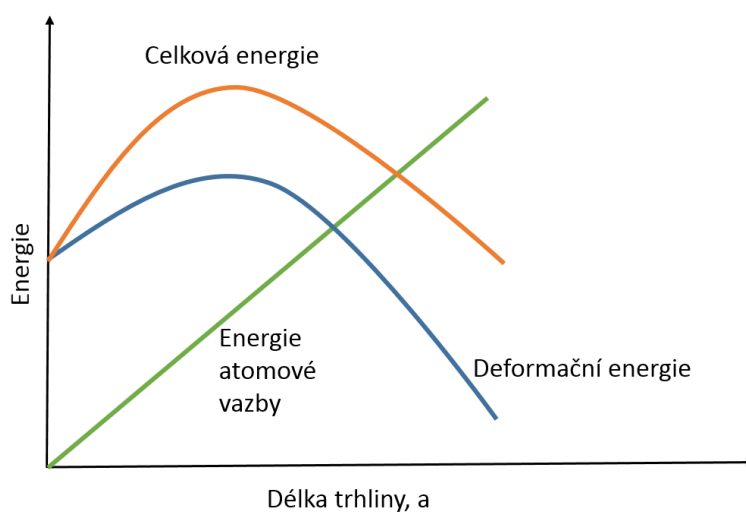
Objem lze spočítat pomocí předešlých parametrů, které platí pro oba trojúhelníky, viz rovnice (22).

$$V = B \cdot 2 \cdot \frac{\pi a^2}{2} \quad (22)$$

Pro výpočet celkové energie v systému lze použít rovnici (23), která je součtem rovnic (19) a (21).

$$E_{total} = 2\gamma_s aB + \frac{\sigma^2}{2E}V - \frac{\sigma^2}{2E}B\pi a^2 \quad (23)$$

E_{total} je celková energie systému a je graficky znázorněna na obr. 24, kde je popsána stabilní a nestabilní oblast šíření trhliny. Stabilní část popisuje vzestupná tendence oranžové křivky až do jejího maxima. V této oblasti musí být pro další šíření trhliny energie do systému dodávána. V oblasti klesající tendence oranžové křivky dochází při růstu trhliny ke snížení celkové energie a trhlina může růst bez vnějšího zásahu. Jedná se o nestabilní situaci vedoucí ke kompletnímu porušení systému vlivem spontánního růstu trhliny.



Obr. 24 - Závislost celkové energie na délce trhliny ve struktuře

Stav energetické rovnováhy systému lze matematicky vyjádřit rovnicí, která popisuje mez stability šíření trhliny ve struktuře.

$$\frac{dE_{total}}{da} = 2\gamma_s B - \frac{\sigma^2}{E}B\pi a = 0 \quad (24)$$

Po eliminaci šířky B z rovnice (24) vyjádříme napětí pomocí rovnice (25), kde σ_f znamená kritické lomové napětí.

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2\gamma_s E}{\pi a}}, \quad (25)$$

Při dosazení rovnice (26) do předchozí rovnice dostaneme rovnici (27).

$$G_c = 2\gamma_s \quad (26)$$

Výrazem G_c se označuje Griffithova kritická rychlost uvolňování deformační energie.

$$G_c = \frac{\sigma_f^2 \pi a}{E}, \quad (27)$$

Dle rovnice (28) lze tento vzorec upravit ve vztahu k tzv. faktoru intenzity napětí K_c [16].

$$K_c = \sigma_f \sqrt{\pi a}, \quad (28)$$

G_c pak lze vyjádřit dle rovnice (29).

$$G_c = \frac{K_c^2}{E}, \quad (29)$$

Pro využití parametru G_c pro hodnocení bezpečnosti struktury dle určitého módu musí být splněna následující podmínka uvedená v rovnici (30), kde index i popisuje určitý mód porušení.

$$G_i < G_{ic} \text{ pro } \forall i = 1, 2, 3 \quad (30)$$

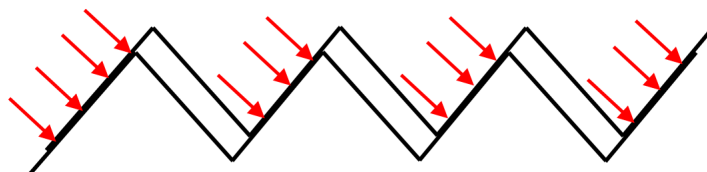
Díky ortogonalitě jednotlivých módů porušení v lineárně elastické oblasti lze celkovou energii ve struktuře G vyčíslit dle rovnice (31).

$$G = G_I + G_{II} + G_{III} \quad (31)$$

Irwinova hypotéza týkající se uzavírání trhliny [4] zavádí vztah mezi (31) a (29) pomocí rovnice (32), kde platí, že $E^* = \frac{E}{1-\nu^2}$, ν je Poissonova konstanta a μ je modul pružnosti ve smyku lepidla.

$$G = \frac{K_I^2}{E^*} + \frac{K_{II}^2}{E^*} + \frac{K_{III}^2}{2\mu} \quad (32)$$

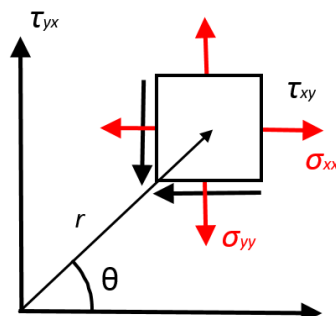
Rovnice (32) platí za předpokladu přímého růstu trhliny. Tato hypotéza nemusí platit při kombinaci několika různých módů porušení ve struktuře, kterou nazýváme mix mód. Při něm může dojít k nepřímému šíření trhliny se schodovým charakterem, což je popsáno na obr. 25.



Obr. 25 - Možná interpretace principu šíření trhliny u dílů zatěžovaných dle módu III na mikroskopické úrovni

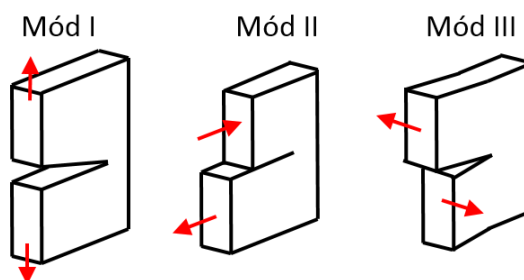
Energetický přístup a přístup intenzity napětí jsou platné v případě lineárně elastických materiálů. Faktor intenzity napětí K_{ic} popisuje stav struktury, která obsahuje trhlínu při zatížení vnější silou. Napětí v okolí trhliny je v souřadnicovém systému popsán dle obr. 26 vyjádřeno rovnicí (33), kde K_i je faktor intenzity napětí, f a g jsou funkce závislé na způsobu porušení, r a θ popisují polární souřadnice [17].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\Pi r}} \begin{Bmatrix} f_1(\theta) \\ f_2(\theta) \\ f_3(\theta) \end{Bmatrix} + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\Pi r}} \begin{Bmatrix} g_1(\theta) \\ g_2(\theta) \\ g_3(\theta) \end{Bmatrix} \quad (33)$$



Obr. 26 - Napětí ve struktuře obsahující trhlinu

Indexy i označují jednotlivé módy porušení v závislosti na podmínkách zatížení, jak je uvedeno obr. 27.



Obr. 27 - Způsob porušení struktury podle módů I, II, a III s ohledem na způsob zatěžování

V souladu s principem superpozice lze libovolný mód porušení rozdělit do tří základních módů porušení. K porušení konstrukce může dojít v případě, že faktor intenzity napětí K_i , náležící příslušnému módu přesáhne limitní hodnotu K_{ic} , která označuje lomovou houževnatost materiálu v konkrétním módu. To znamená, že struktura lze označit za bezpečnou, pokud platí podmínka uvedená v rovnici (34), kde funkce f závisí na konkrétním použitém kritériu porušení.

$$f\left(\frac{K_i}{K_{ic}}\right) < 1 \text{ pro } \forall i = 1, 2 \quad (34)$$

3.2 J-integrál

Tento parametr popisuje vznik a vývoj trhliny dle principů elasto-platické lomové mechaniky. Tento koncept byl vytvořen nezávisle G.P.Cherepanovem [18] a J.Ricem [5]. Pro nelineární a elastické materiály platí za podmínek kvazi-statického zatěžování, že J-integrál je ekvivalentem celkové rychlosti uvolňování energie systému [6], což je popsáno v rovnici (35).

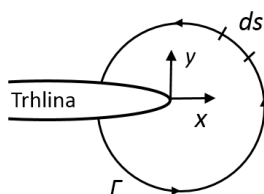
$$J = -\frac{d\Pi}{dA} = G \quad (35)$$

Výpočet J-Integrálu uvádí rovnice (37), kde w je hustota deformační energie popsaná rovnicí (36).

$$w = \int_0^{\epsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\epsilon_{ij} \quad (36)$$

Dalšími parametry uvedenými v rovnici (35) je vektor napětí T , a u je vektor posunutí. Na obr. 28 je graficky znázorněn způsob výpočtu J-integrálu po libovolné křivce kolem čela trhliny.

$$J = \int_{\Gamma} \left(w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (37)$$



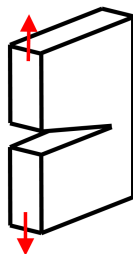
Obr. 28 - Integrační cesta při výpočtu J-integrálu

3.3 Módy porušení

Při zatěžování lepených spojů mezi kompozitním materiálem a kovem může dojít ke kohezivnímu poruše ve vrstvě lepidla, k adhezivnímu porušení na rozhraní lepidla a jednoho z adherendů, nebo k porušení jednoho z adherendů. V našem konkrétním případě je jedním z adherendů kompozitní materiál, u kterého může být jednou z převládajících forem porušení delaminace, obzvláště pokud není vyztužen ve směru tloušťky. Gradienty napětí, které vznikají v blízkosti geometrických nespojitostí (schody mezi laminami, příruby, otvory pro nýty, či lepení) podporují vznik delaminace, spouštějí mechanismy poškození mezi laminami a mohou způsobit značnou ztrátu integrity struktury. Delaminace může být způsobena v důsledku impaktu, či výrobní vady. Proces porušení ve vysoce zatěžovaných kompozitech nemusí zahrnovat pouze delaminaci, ale i mezilaminární mechanismus porušení (příčné porušení matrice, poškození vláken). V našem případě lepeného spoje mezi kompozitem a kovem se v ideálním případě očekává kohezivní porušení ve vrstvě lepidla, jehož počátečním jevem je plastická deformace čela trhliny, po níž dochází k jejímu šíření v této vrstvě. Jak již bylo řečeno v úvodu této práce, při nadměrném zatížení konkrétního materiálu lze v jeho struktuře nalézt různé způsoby porušení, které je možné posuzovat na základě chování při zatížení jako mód I, mód II, mód III, popřípadě jejich kombinaci označovanou jako mix mód (z angl. Mixed-mode). Stejně tak je tomu u lepených spojů. Také zde rozlišujeme tři základní módy porušení (I, II, III, případně jejich kombinaci) které se liší orientací zatížení vzhledem k orientaci čela trhliny. Tyto módy mají odlišný způsob vzniku a vývoje porušení, resp. mají odlišnou hodnotu energie potřebné ke vzniku a vývoji porušení spoje (lomové houževnatosti). Jednotlivé módy rovněž popisuje odlišná hodnota kritické napjatosti před čelem trhliny a příslušného posunutí v místě trhliny. Základní módy porušení jsou stručně popsány v následujících kapitolách stejně jako standardizované zkušební metody dle ASTM pro jejich zkoušení.

3.3.1 Mód I

Mód I se popisuje jako otevření (z angl. Opening) čela trhliny, kdy na lepený spoj působí síla v kolmém směru na plochu lepidla a na čelo trhliny. Způsob porušení dle módu I je znázorněn na obr. 29.

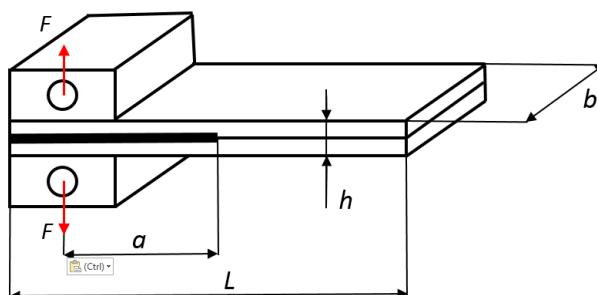


Obr. 29 - Porušení lepeného spoje dle módu I

Rovnice (38) vyjadřuje rozdělení napětí pro mód zatěžování I [12] a byla odvozena z rovnice (33).

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} = \frac{K_I}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}^{(I)}(\theta) \quad (38)$$

Jedním z upřednostňovaných typů vzorků pro standardizovanou zkoušku při zatěžování dle módu I podle ASTM je tzv. DCB test (z angl. Double Cantilever Beam), jenž je znázorněn na obr. 30, kde obě desky jsou ze stejného materiálu.



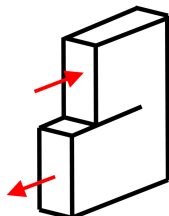
Obr. 30 - Vzorek určený pro tzv. DCB test

Na základě provedení testu lze získat přesnou hodnotu lomové houževnatosti daného lepidla (energie G_{Ic} uvolněná při porušení kohezivní vazby) při zatěžování dle módu I. Tuto energii lze získat z výsledků standardizované zkoušky podle ASTM [19, 20] podle rovnice (39), kde F_c je kritická hodnota síly při iniciaci porušení, δ_c je příslušné kritické posunutí, b je šířka vzorku, a je délka trhliny na počátku testu, Δ je korekce délky trhliny vycházející z normy.

$$G_{Ic} = \frac{3F_c \delta_c}{2b(a + \Delta)} \quad (39)$$

3.3.2 Mód II

Mód II se popisuje jako smyk (z angl. Sliding), kdy na lepený spoj působí stříhové namáhání v rovnoběžném směru k ploše lepidla a zároveň kolmo na čelo trhliny (tzv. in-plane shear). Způsob porušení dle módu II je znázorněn na obr. 31.

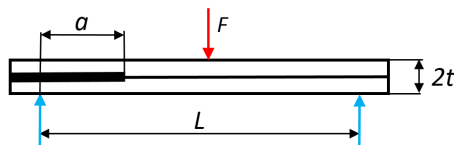


Obr. 31 - Porušení lepeného spoje dle módu II

Rovnice (40) vyjadřuje rozdělení napětí pro mód zatěžování II [12] a byla odvozena z rovnice (33).

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(II)} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}^{(II)}(\theta) \quad (40)$$

Jedním z upřednostňovaných typů vzorků pro standardizovanou zkoušku pro mód II podle ASTM je tzv. ENF test (z angl. End-notched Flexure), jenž je znázorněn na obr. 32 a obě desky jsou zde ze stejného materiálu.



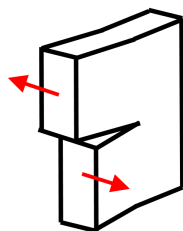
Obr. 32 - Vzorek určený pro tzv. ENF test

Na základě provedení testu lze získat hodnotu lomové houževnatosti daného lepidla (energie G_{IIC} uvolněné při porušení kohezivní vazby) při zatěžování dle módu II. Tuto energii lze získat z výsledků standardizované zkoušky podle ASTM [21, 22], viz rovnice (41), kde F_c je kritická hodnota síly při iniciaci porušení, δ_c je příslušné kritické posunutí, b je šířka vzorku, a je délka trhliny na počátku testu a L je vzdálenost mezi zátěžnou silou a podporami.

$$G_{IIC} = \frac{9a^2 F_c \delta_c}{2b(2L^3 + 3a^3)} \quad (41)$$

3.3.3 Mód III

Mód III se popisuje jako stříh (z angl. Tearing), kdy na lepený spoj působí stříhové namáhání v rovnoběžném směru k ploše lepidla a zároveň rovnoběžně s orientací čela trhliny (tzv. anti-plane shear). Způsob porušení dle módu III je znázorněn na obr. 33.

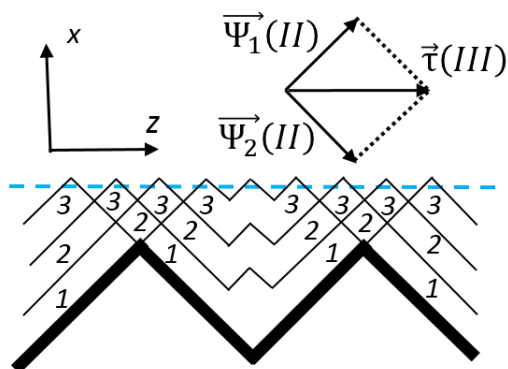


Obr. 33 - Porušení lepeného spoje dle módu III

Mód III je charakteristický pro rotační součásti zatěžované krutem. Zatěžovány dle módu III jsou rovněž díly, které se dostávají do styku s valivými tělíska (ložiska, ozubená kola, koleje). Rovnice (42) vyjadřuje rozdělení napětí pro mód zatěžování III [12] a byla odvozena z rovnice (33).

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(III)} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} \cdot f_{ij}^{(III)}(\theta) \quad (42)$$

Oproti čistému módu I a II bylo v oblasti zjišťování vlastností lepených spojů zatěžovaných čistým módem III vypracováno malé množství relevantních výzkumných zpráv a zatím nebyl věrohodně popsán hlavní mechanismus vývoje porušení [23]. Množství publikací uvádí, že v konkrétních strukturách zatěžovaných krutem [21, 46, 47, 48, 49], byla zjištěna přítomnost nezanedbatelného podílu módů II a III. Dosud ovšem nebyl věrohodně popsán princip interakce těchto módů ve struktuře. Jiné experimentální výzkumy [24] prokázaly, že makroskopický vývoj porušení pro mód III má dominantní smykovou složku napětí. Na mikroskopické úrovni však mohou být, namísto čistého módu III, přítomny kombinace módů I a III, resp. II a III s odlišnou orientací čela trhliny vůči vnějšímu zatížení. Ve výzkumné zprávě [25] se objevila hypotéza popisující možný princip chování trhliny při porušování dílu dle čistého módu III, podle které může mít trhlina jak přímý charakter, tak charakter schodový, což je závislé na způsobu šíření trhliny a na přítomném módu porušení, což popisuje obr. 34.



Obr. 34 - Možná interpretace principu šíření trhliny u dílů zatěžovaných dle módu III na mikroskopické úrovni

V minulosti byly pro standardizovanou zkoušku při zatížení dle módu III navrženy zkoušky SCB (Split Cantilever Beam) [26], CRS (Crack Rail Shear), ECT (Edge Crack Tension), či 6PBP (Six Point Bending Plate). Podstata posledních tří jmenovaných je znázorněna na obr. 35. Na základě numerických analýz [23, 27, 28] provedených metodou konečných prvků byl při zkouškách SCB, CRS, ECT i 6PBP objeven významný podíl Módu II. Z tohoto důvodu se tyto zkoušky jeví jako nevhodné pro predikci a verifikaci chování lepených spojů zatěžovaných dle

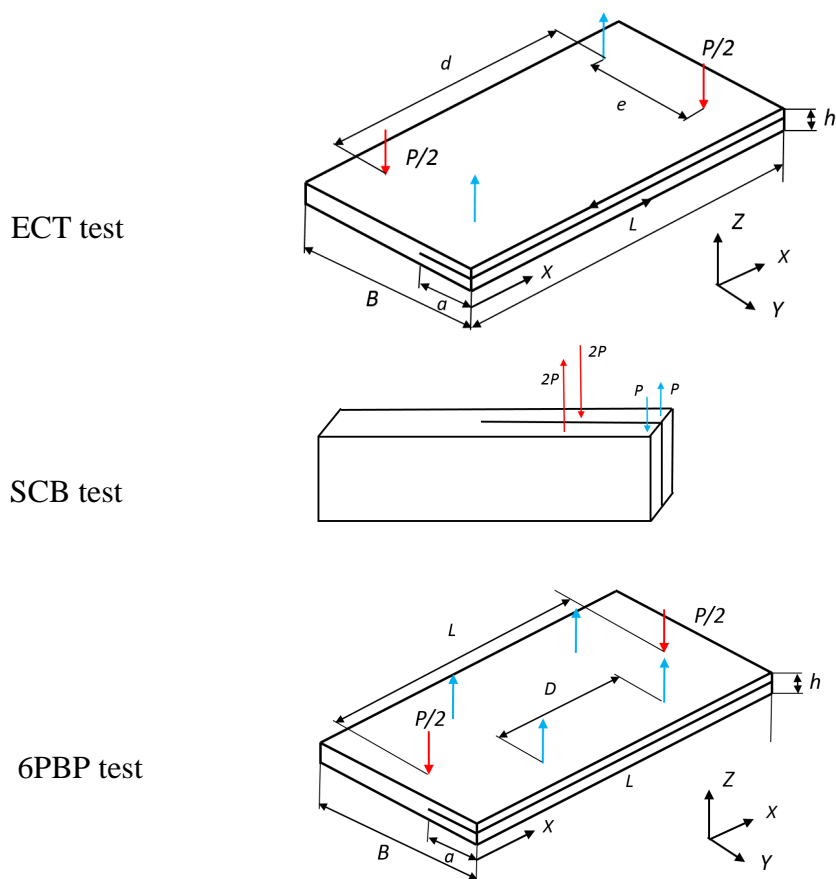
čistého módu III, neboť u nich byl zjištěn nezanedbatelný podíl jiných módů porušení. Na základě provedeného ECT testu lze získat hodnotu lomové houževnatosti G_{IIIc} daného lepidla z výsledků ECT zkoušky v souladu s rovnicí (43), kde F je kritická hodnota síly při iniciaci porušení, m je uvedeno v rovnici (45), A je uvedeno v rovnici (44), a je délka trhliny na počátku testu a L je vzdálenost mezi zatěžovací silou a podporami [29].

$$G_{IIIc} = \frac{mF^2}{2d(A - ma)^2} \quad (43)$$

$$A = \frac{32\mu_{xy,0}h^3b}{3de^2} \quad (44)$$

$$m = \frac{32\mu_{xy,0}h^3}{3de^2} \left(1 - \frac{\mu_{xy,1}}{\mu_{xy,0}} \right) \quad (45)$$

V rovnicích (44) a (45) jsou rozměry vzorku d , e , h , b popsány na obr. 35 a $\mu_{xy,0}$, $\mu_{xy,1}$ je příčný modul pružnosti ve smyku, jehož zjištění je při predikci lomové houževnatosti při zatěžování dle módu III zásadní překážkou [23].



Obr. 35 - Vzorky pro tzv. ECT test, pro tzv. SCB test a pro tzv. 6PBP test

3.3.4 Mix mód

Pokud propagace trhliny neprobíhá čistě podle jednoho ze tří základních módů porušení (I, II, III), nýbrž ho lze popsat kombinací těchto módů, hovoříme o mix módu. Rozdělení napětí pro kombinaci všech tří módů porušení je uvedeno v rovnici (46) [12].

$$\sigma_{ij}^{(celkove)} = \sigma_{ij}^{(I)} + \sigma_{ij}^{(II)} + \sigma_{ij}^{(III)} \quad (46)$$

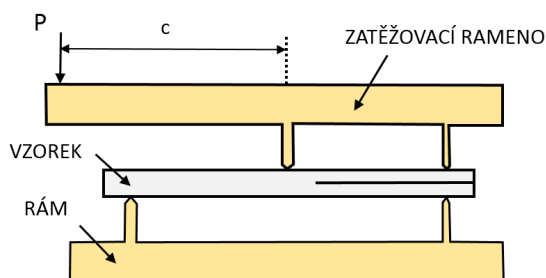
V rovnici (47) je popsán fázový posun Ψ , který popisuje poměr módů porušení režimu II vůči režimu I [2].

$$\Psi = \tan^{-1} \left(\frac{K_{II}}{K_I} \right) \quad (47)$$

Analogicky může být tento parametr definován pro mód III. Znalost poměru zúčastněných módů porušení spolu s celkovým faktorem intenzity napětí plně charakterizuje chování napětí na čele trhliny v dílu. Vzhledem k tomu, že dosud nebyla nalezena věrohodná standardizovaná metoda zjišťování lomové houževnatosti dle čistého módu III, neexistují ani standardizované zkoušky pro mix mód se zastoupením módu III. Při zatěžování reálných konstrukcí se ovšem tento mód objevuje velmi často. Standardizovaná zkouška dle ASTM pro mix mód existuje pouze v případě kombinovaného zatížení módy I a II, tzv. MMB (Mixed-mode Bending) test [30]. Hlavní výhodou MMB testu je možnost využít stejný typ vzorku pro libovolný podíl módů I a II, stejně jako pro čisté módy samotné. Výsledkem je zjištění a porovnání mechanických parametrů získaných pro různé módy porušení, od čistého modu I až k čistému modu II [23]. Konkrétně se jedná o celkovou lomovou houževnatost G_c a efektivní rozevření čela trhliny (eventuálně delaminační délku) δ_m^0 při vzniku porušení. Zajištění různých módů porušení (resp. různého procentního podílu módu I a módu II při mix módu) určuje poměr (48), který platí zejména pro MMB test.

$$\frac{G_{II}}{G_I + G_{II}} \quad (48)$$

Při zkoušce MMB lze změny podílu jednotlivých módů dosáhnout změnou délky c páky znázorněné na obr. 36.



Obr. 36 - Vzorek určený pro tzv. MMB test

MMB test lze využít pro predikci chování lepeného spoje, který je zatěžován čistým módem I, čistým módem II, či jejich kombinací s libovolným vzájemným podílem. To bylo provedeno

v rámci práce [23], ve které byly pomocí dříve zmíněných standardizovaných zkoušek zjištěny hodnoty lomové houževnatosti a otevření čela trhliny při iniciaci porušení pro čisté módy I a II, případně jejich kombinaci. Ty jsou uvedeny v tab. 2, kde G_T odpovídá součtu energií G_I a G_{II} a G_{II}/G_T je procentuální podíl módu II ve vzorku.

Tab. 2 - Experimentálně získaná data pro módy I a II [23]

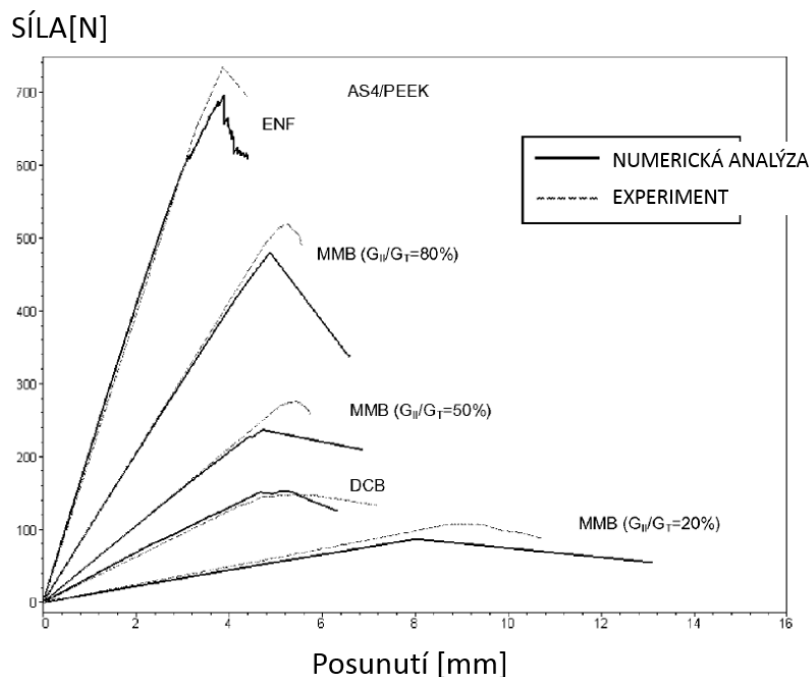
G_{II}/G_T	0% (DCB)	20 % (MMB)	50 % (MMB)	80 % (MMB)	100 % (ENF)
G_C [kJ/m ²]	0,969	1,103	1,131	1,376	1,719
δ_m^o [mm]	32,9	33,7	34,1	31,4	39,3

Na základě provedených experimentálních měření bylo možné predikovat kritickou hodnotu síly pro zvolené procentuální zastoupení módů I a II v mix módu. Zde 0% odpovídá čistému módu I při zkoušce DCB a 100% čistému módu II při zkoušce ENF. Jejich ověření proběhlo formou experimentu a výstupem byla kritická síla, při které dochází k degradaci tuhosti spoje. Predikované hodnoty síly a experimentálně zjištěné hodnoty jsou uvedeny v tab. 3.

Tab. 3 - Kritické hodnoty zatížení získané experimentálně a numerickou analýzou [23]

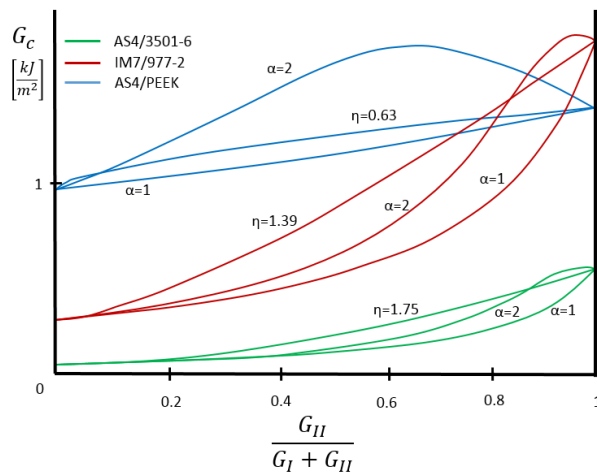
G_{II}/G_T	P_{max} (experiment, [N])	P_{max} (predikovaná, [N])	Chyba (%)
0% (DCB)	147,11	153,27	-4,2
20 % (MMB)	108,09	86,95	19,6
50 % (MMB)	275,35	236,6	14,1
80 % (MMB)	518,66	479,86	7,5
100 % (ENF)	733,96	695,94	5,2

Je zde zmíněná i odchylka těchto hodnot, která je velmi příznivá.



Obr. 37 - Závislosti zatěžovací síly na posunutí vzorku získané MKP analýzou a experimentem s ohledem na poměr přítomných módů porušení [23]

Srovnání výsledného chování lepeného spoje, resp. závislosti zatěžovací síly na posunutí vzorku získané analýzou MKP a experimentem v příslušném směru a v závislosti na přítomném módu porušení, jsou uvedeny na obr. 37. Z obrázku vyplývá, že pomocí tohoto postupu s vysokou přesností predikovat maximální zatížení, které je schopen lepený spoj přenést při jeho zatěžování dle módu I, módu II, či jejich libovolné kombinaci.



Obr. 38 - Závislost celkové energie na poměru jednotlivých módů při změně kritérií porušení pro mix mód (I + II)

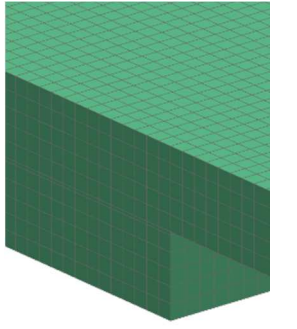
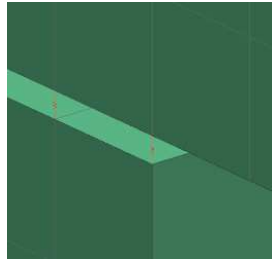
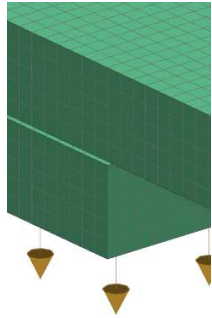
Na obr. 38 je potom znázorněna změna celkové energie v závislosti na kombinaci módů porušení přítomných ve struktuře a vliv změny parametrů η , α u kritérií *B-K* a *Power Law* pro různé materiály. Pro predikci lomové houževnatosti spoje zatěžovaného dle čistých módů I a II, případně jejich kombinace lze využít zmíněný graf. V případě přítomnosti všech tří módů porušení lze lomovou houževnatost spoje predikovat na základě složitější plošné závislosti dříve zmíněných kritérií, což bude detailně popsáno v kapitole 4.4.1.3.

4 Možnosti numerické simulace lepených spojů metodou konečných prvků

Znalost chování lepených spojů je nezbytná pro jejich následné použití v praxi. Pro efektivní predikci vlastností lepených spojů je nutné využívat vhodné nástroje umožňující přesně modelovat různé módy porušení, které se ve struktuře mohou vyskytovat. Porušení lepených spojů zahrnuje oblast od počátku zatěžování až k iniciaci trhliny, po které následuje oblast vývoje porušení. Nejjednodušší, nicméně nákladnou metodou pro zjišťování mechanických vlastností lepených spojů je provádění experimentů. Jejich hlavní nevýhodou je, že lze provádět většinou v omezeném prostoru, s omezeným počtem vzorků, a jedná se o metodu destruktivní. Možnost numerické simulace lepeného spoje je hlavním požadavkem pro jeho úspěšný konstrukční návrh. V případě nalezení vhodné numerické metody by bylo možné nahradit touto simulací velkou část experimentů lepených spojů. To by vedlo ke snížení časů spojených s vývojem, výrobou a snížením výrobních nákladů spojených s životním cyklem výrobku. Jednodušší nástroje, které nabízí analýzy MKP, umožňují modelovat pouze oblast od počátku zatěžování až k iniciaci poškození [31]. V této oblasti platí principy lineární elastické lomové mechaniky. Chování v této oblasti je popsáno pomocí kohezivní tuhosti vrstvy lepidla. Stav iniciace porušení nastává při kritické hodnotě napětí na čele trhliny. V modelu MKP tento stav popisuje napětí mezi uzly idealizované vrstvy lepidla, vyvolané jejich kritickým posunutím a kritickým zatížením. Pokročilé analýzy mohou kromě pevnostního přístupu vycházet také z přístupu elasto-plastické lomové mechaniky, kterým lze popsat oblast vývoje porušení. Tyto principy se uplatňují především v situaci, kdy je vrstva lepidla mezi dvěma lepenými díly velmi tenká a její chování nelze popsat makroskopickými vlastnostmi, například modulem pružnosti v tahu, či Poissonovou konstantou (E , ν) [32]. V těchto případech se popisuje chování lepeného spoje pomocí energie potřebné pro šíření trhliny, neboli rychlosti uvolňování deformační energie G . Tyto přístupy umožňují predikovat nástup a šíření porušení bez předchozích znalostí umístění trhliny a směru jejího šíření ve struktuře. Kvalita výpočtu a přesnost výsledků je přímo závislá na způsobu idealizace vrstvy lepidla, kterou lze provést pomocí konvenčních i pokročilých nástrojů, které analýzy MKP nabízí. Ty se kromě přesnosti výsledků, času trvání výpočtu mohou lišit i uživatelskou přívětivostí při jejich tvorbě. Jejich srovnání bylo provedeno v rámci zprávy [33].

4.1 Modely využívající běžné 1D, 2D a 3D elementy MKP

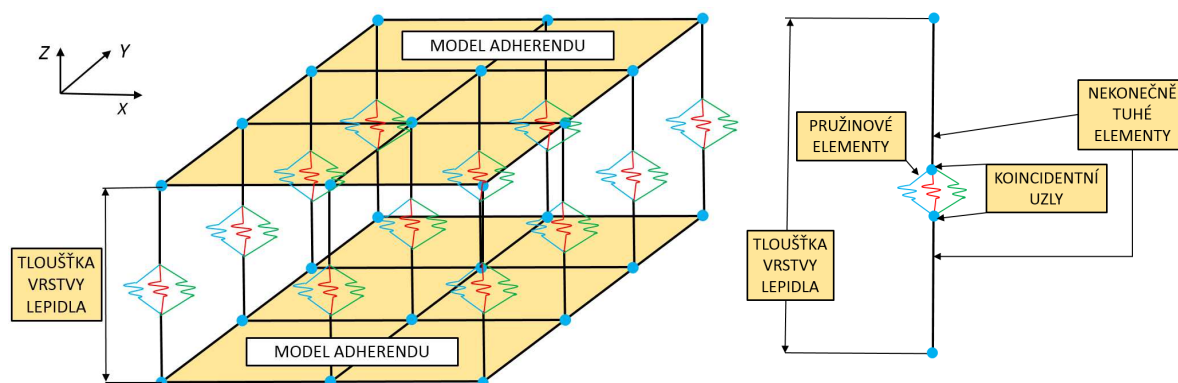
Tab. 4 - Porovnání základních modelovacích technik [33]

<i>MKP model</i>			
<i>Způsob idealizace Adherend – vrstva lepidla</i>	3D – 3D	3D – 1D Elementy s definovanou tuhostí	3D – Speciální lepený kontakt

Pro idealizaci vrstvy lepidla lze využít prvky běžně dostupné v analýzách MKP. Jejich chování je popsáno pomocí materiálových parametrů, které lze v některých případech získat od výrobců lepidel, častěji je bývá nutné složitě zjišťovat pomocí experimentů. Konkrétně lze vrstvu lepidla nahradit kontaktem, 3D elementy, 2D elementy, systémem lineárních pružin, nebo prvky, které zjednodušeně nahrazují lepení, například prvek SSG v softwaru Siemens NX, či prvek TIE v softwaru Abaqus. Jednotlivé modelovací techniky s použitím 3D elementů pro realizaci adherendů, jsou uvedeny v tab. 4 [34]. Pomocí těchto prvků je možné popsat pouze lineární oblast kohezivního chování lepidla, až k iniciaci porušení. Oblast vývoje porušení tyto prvky neumožňují modelovat.

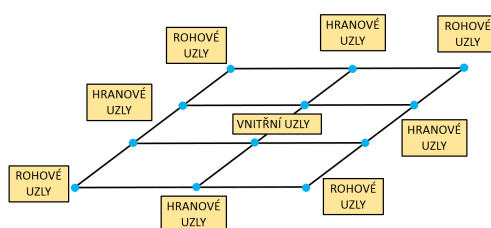
4.2 Modely kombinující běžné 1D, 2D a 3D elementy MKP

Příkladem využití kombinace dříve zmiňovaných prvků je tzv. „Tahmasebiho model“ [35]. V tomto modelu jsou adherendy tvořeny skořepinovými elementy, charakter úlohy je prostorový. Ve střední rovině vrstvy lepidla jsou vytvořeny páry koincidentních uzlů, ke kterým jsou připojeny nekonečně tuhé jednorozměrné elementy vedoucí k uzlům ležícím na spojovaných plochách adherendu. Mezi koincidentními uzly jsou nataženy trojice lineárních pružinových elementů, vždy jeden element pro každý směr, viz obr. 39 [35]. Tyto pružinové elementy jsou charakterizovány nulovou délkou. Pro názornost jsou uzly zobrazeny odděleně, ale ve skutečnosti se nacházejí na stejných souřadnicích.



Obr. 39 - Způsob modelování lepených spojů kombinací běžných elementů dostupných v analýze MKP

Při formulaci elementů v analýze MKP, jsou rozlišeny tři druhy uzlů lepeného spoje na základě jejich konkrétní polohy, uzly umístěné uvnitř lepeného spoje, uzly na hranách plochy lepeného spoje, či uzly v rozích lepeného spoje (Obr. 40). Toto rozdělení je vzhledem k rozdílné tuhosti v těchto místech adekvátní.



Obr. 40 - Značení uzlů na 2D prvku

Tuhosti pružinových elementů v rovině lepeného spoje (x, y) a kolmo na ní (z) jsou stanoveny podle vztahů uvedených v tab. 5, kde G je modul pružnosti ve smyku materiálu lepidla, E je modul pružnosti v tahu materiálu lepidla, ν je Poissonova konstanta materiálu lepidla, t je tloušťka vrstvy lepidla a A_{el} je velikost elementu na lepené ploše.

Tab. 5 - Tuhost pružinových elementů

Umístění	Tuhost ve směru x (smyková)	Tuhost ve směru y (smyková)	Tuhost ve směru z (tahová)
Vnitřní uzly	$K_{sX(int.)} = \frac{G \cdot A_{el}}{t}$	$K_{sY(int.)} = \frac{G \cdot A_{el}}{t}$	$K_{nZ(int.)} = \frac{2G \cdot (1 + \nu) \cdot A_{el}}{t}$
Hranové uzly	$K_{sX(edge)} = \frac{G \cdot A_{el}}{2t}$	$K_{sY(edge)} = \frac{G \cdot A_{el}}{2t}$	$K_{nZ(edge)} = \frac{E \cdot (1 - \nu) \cdot A_{el}}{(1 - \nu - 2\nu^2) \cdot 2t}$
Rohové uzly	$K_{sX(corn.)} = \frac{G \cdot A_{el}}{4t}$	$K_{sY(corn.)} = \frac{G \cdot A_{el}}{4t}$	$K_{nZ(corn.)} = \frac{E \cdot A_{el}}{(1 - \nu^2) \cdot 4t}$

Výsledná napětí a deformace ve vrstvě lepidla lze pak stanovit nepřímo na základě sil a deformací v pružinových elementech pomocí vztahů viz tab. 6, kde f je síla působící na pružinu pro konkrétní směr a uzel, δ je výchylka pružiny v konkrétním směru.

Tab. 6 - Určení napětí a deformací ve vrstvě lepidla

	<i>Napětí</i>	<i>Deformace</i>
<i>ve smyku</i>	$\tau_i = \frac{\sqrt{f_{x,i}^2 + f_{y,i}^2}}{A_{el}}$	$\gamma_i = \frac{\sqrt{\delta_{x,i}^2 + \delta_{y,i}^2}}{t}$
<i>v tahu</i>	$\sigma_i = \frac{f_{z,i}}{A_{el}}$	$\varepsilon_i = \frac{\delta_{z,i}}{t}$

Dříve zmíněný model popisuje lepený spoj pomocí jednorozměrných nekonečně tuhých a pružinových prvků s definovanými tuhostmi ve třech směrech. Takto vytvořený model má následující výhody:

- Na rozdíl od metody s využitím objemových prvků pro reprezentaci vrstvy lepidla, nehrozí snížení kvality sítě (malá tloušťka lepidla v porovnání s velikostí sítě adherendů)
- Výpočet konverguje rychle i pro hustou síť [35]
- Vhodné i pro nesymetrické modely a zatížení

Nevýhody jsou následující:

- Je nutné zjistit a zadat tři typy vlastností lepeného spoje
- Tato metoda nám neumožní zjistit průběh napětí po celé tloušťce vrstvy lepidla, ale lze zjistit normálové a smykové napětí pouze v rovině uprostřed. Stejně tak lze napětí ve vrstvě lepidla zjišťovat pouze v místech pružin.
- Pracnost tvorby modelu

4.3 Modelování lepených spojů s využitím VCCT modelu

Energii potřebnou pro porušení struktury při zatěžování dle jednotlivých módů porušení, lze v modelu v analýze MKP získat přímo ze sil a posuvů, vztažených k příslušným plochám v uzlových bodech. V komplexnějších modelech (kohezivní model, model VCCT [36]) jsou zpravidla zahrnuty kromě pevnostního přístupu také principy lomové mechaniky. Konkrétně lomová houževnatost je zde zahrnuta přímo v modelu jako jeden z klíčových parametrů a lze ji odečítat z výsledků, případně nastavovat jako vstupní parametr. To platí například pro tzv. „Virtuální techniku zavírání trhlin“ [23, 13, 17], (dále jen „VCCT“), která popisuje chování soustavy při porušení pomocí energetických kritérií a faktoru intenzity napětí, viz [13, 16]. Technika VCCT umožňuje u dílů obsahujících trhlinu iteračně zjišťovat iniciaci, směr, velikost této trhliny a hodnoty rychlosti uvolňování deformační energie v čase šíření a kritické hodnoty v čase porušení, což je základní rozdíl oproti kohezivnímu modelu.

4.4 Modelování lepených spojů s využitím kohezivního modelu

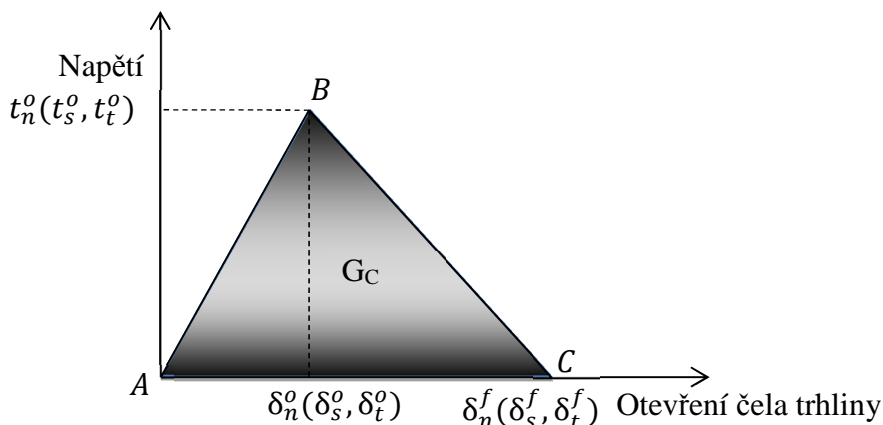
V posledních letech se při výzkumu lepených spojů uplatňují modely využívající tzv. kohezivní model spoje. Kohezivní model lze použít pro modelování lepidel, lepených povrchů, modelů těsnění, záplat nebo procesu delaminace. Kohezivní model využívá některých výhod běžných prvků MKP i VCCT techniky a vychází z Griffithovy teorie lomu. Pro dříve zmíněné běžné prvky, zahrnuté v nástrojích tvorby MKP, je charakteristická absence kritéria pro predikci vývoje porušení pro libovolný mód porušení. Kohezivní model je inovativní a používaný přístup pro výpočet a predikci vývoje porušení lepených spojů, konkrétně tento model zahrnuje oproti dříve zmíněným modelům i oblast po iniciaci trhliny ve struktuře. Pokud je vrstva lepidla mezi lepenými díly velmi tenká, makroskopické vlastnosti lepidla nemusí být z hlediska chování spoje vypovídající a pro popis chování lepeného spoje je vhodné vycházet z energetických principů [13]. Zjednodušeně lze toto chování popsat napětově-deformačním vztahem. Na rozdíl od iteračního modelu VCCT, je kohezivní model jednodušší a umožňuje proto v určitých případech dosahovat rapidního urychlení výpočetního času za současného zachování přesnosti výsledků v porovnání s VCCT. Kohezivní model lze oproti modelu VCCT použít i v případech, kdy struktura neobsahuje na počátku zatěžování žádnou trhlínu. U kohezivního modelu se parametry popisující chování spoje vážou na tři základní směry a při popisu chování modelu je nutná znalost orientace čela trhliny, neboť jinak existuje možnost zaměnitelnosti dvou tečných směrů. To velmi komplikuje vyhodnocování kombinovaného zatěžování módy II a III. Zjednodušeně lze říci, že v kohezivním modelu je nutné orientovat souřadný systém a nastavit kohezivní parametry a parametry porušení tak, aby módy porušení I, II, III odpovídali směrům n , t , s . Návrh lepených spojů zatěžovaných zmíněným způsobem je náplní této disertační práce, která by měla přinést objasnění nejasností ve formě metodiky pro návrh lepených spojů.

4.4.1 Vztah závislosti napětí na otevření čela trhliny

Kohezivní model je popsán napětově-deformačním vztahem závislosti napětí na otevření čela trhliny (z angl. „Traction-Separation“). Tato závislost kombinuje pevnostní kritéria a principy elasto-plastické lomové mechaniky. Pomocí této závislosti lze popsat chování lepeného spoje při prvotním zatížení, vzniku a vývoji trhliny až k eventuálnímu porušení vrstvy lepidla. Jednoznačně lze chování vrstvy lepidla ve třech směrech definovat pomocí kohezivních parametrů a parametrů porušení [37], jejich vzájemná závislost v trojrozměrném souřadnicovém systému je popsána v rovnici (49), kde t_i je napětí, K_{ij} jsou tuhosti lepidla a δ_i je otevření čela trhliny, index n označuje normálový směr a indexy s , t směry tečné.

$$t = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} = K \delta \quad (49)$$

Bilineární závislost těchto parametrů je graficky znázorněna na obr. 41.



Obr. 41 - Závislost napětí na otevření čela trhliny [38]

Tato charakteristika je idealizací reálného chování v materiálu při vnějším silovém působení na dvojici atomů, které bylo popsáno na obr. 21.

4.4.1.1 Kohezivní parametry

Chování lepeného spoje před iniciací porušení lze popsat pomocí matice tuhosti, která obsahuje pouze diagonální prvky. Kohezivní tuhost (K_n , K_s , K_t) nám určuje sklon křivky AB na obr. 41 ve třech základních směrech.

4.4.1.2 Parametry porušení

Tyto parametry popisují mezní stav, při kterém dochází ke vzniku a vývoji porušení lepeného spoje mezi dvěma lepenými povrchy. Vznik porušení definuje kritérium vzniku trhliny DIC (z angl. „Damage Initiation Criterion“). Element přenáší zvyšující se zatížení, dokud nedosáhne kritické hodnoty otevření čela trhliny, či napětí na čele trhliny. Otevřením čela trhliny je míněno relativní posunutí mezi uzlem na jednom lepeném povrchu a jeho promítnutým uzlem na povrchu druhém v tečném a normálovém směru. Tento parametr se rovněž v určitých případech označuje jako delaminační délka. Napětí je pak v numerickém modelu chápáno jako podíl kohezivní síly v tečném, respektive normálovém směru a plochy náležící k určitému uzlu. Vývoj porušení popisuje kritérium vývoje porušení DEL (z angl. „Damage Evolution Law“). Tímto kritériem je popsáno chování křivky po iniciaci porušení, kdy dochází k poklesu tuhosti materiálu až do nulové hodnoty. Z hlediska mechanismu porušení lepeného spoje, může být každý spoj popsán pouze jedním kritériem DIC a jedním kritériem DEL v jednom směru.

Kritérium DIC – kritérium vzniku porušení

Toto kritérium popisuje vznik porušení a může být definováno buď mezním napětím, nebo pomocí mezní hodnoty otevření čela trhliny, nutné pro vznik porušení. Na obr. 41 jsou to hodnoty t_n^o , t_s^o , t_t^o pro napětí a hodnoty otevření čela trhliny δ_n^o , δ_s^o , δ_t^o , kde index o značí stav iniciace trhliny ve třech základních směrech. Při zatěžování dle mix módu může nastat iniciace a vývoj porušení před tím, než kterákoliv složka napětí dosáhne svých kritických hodnot. Bylo dokázáno [39], že vyhodnocování vzniku porušení dle mix módu pouze pomocí kritéria maximálního napětí ve většině případů vede ke špatným výsledkům. Kritérium vzniku porušení popisuje, kdy dochází k degradaci kohezivních vlastností lepeného spoje. Vzhledem k různým

mechanismům porušení je vhodné vyhodnocovat stav porušení pomocí různých kritérií porušení.

- Kritérium mezního napětí

Ke vzniku trhliny dochází ve chvíli, kdy nominální napětí v lepeném spoji dosáhne hodnot mezního napětí (t_n , t_s , t_t). Kritérium vzniku trhliny popisuje rovnice (35), kde horní index o značí stav iniciace porušení.

$$\max \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^o} \quad \frac{t_s}{t_s^o} \quad \frac{t_t}{t_t^o} \right\} = 1 \quad (50)$$

Toto kritérium není vhodné pro zatěžování dle mix módu, neboť při mix módu může dojít k porušení při nižším napětí, než jsou mezní napětí ve třech základních směrech.

- Kritérium mezního otevření čela trhliny

Ke vzniku trhliny dochází ve chvíli, kdy nominální hodnota otevření čela trhliny v lepeném spoji dosáhne hodnoty mezního otevření čela trhliny, což je popsáno rovnicí (51).

$$\max \left\{ \frac{\langle \delta_n \rangle}{\delta_n^o} \quad \frac{\delta_s}{\delta_s^o} \quad \frac{\delta_t}{\delta_t^o} \right\} = 1 \quad (51)$$

- Kvadratické kritérium napětí

Ke vzniku trhliny dochází ve chvíli, kdy hodnota kvadratické funkce napětí v lepeném spoji dosáhne hodnoty 1, což popisuje rovnice (52). Toto kritérium eliminuje nedostatky kritéria mezního napětí a je vhodné pro užití při zatěžování dle mix módu.

$$\left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^o} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_s}{t_s^o} \right\}^2 + \left\{ \frac{t_t}{t_t^o} \right\}^2 = 1 \quad (52)$$

- Kritérium kvadratického otevření čela trhliny

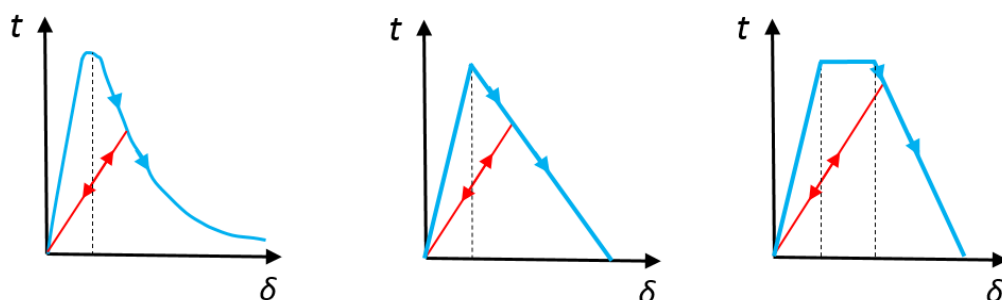
Ke vzniku trhliny dochází ve chvíli, kdy hodnota kvadratické funkce otevření čela trhliny v lepeném spoji dosáhne hodnoty 1, což popisuje rovnice (53).

$$\left\{ \frac{\langle \delta_n \rangle}{\delta_n^o} \right\}^2 + \left\{ \frac{\delta_s}{\delta_s^o} \right\}^2 + \left\{ \frac{\delta_t}{\delta_t^o} \right\}^2 = 1 \quad (53)$$

Kritérium DEL – kritérium vývoje porušení

Způsob vývoje porušení může být popsán pomocí hodnoty efektivního otevření čela trhliny při úplném porušení δ_m^f . Další možností je vývoj porušení popsán pomocí kritické rychlosti uvolňování deformační energie G_C [13] při procesu porušení. Při zatěžování dle čistých módů porušení tato energie odpovídá lomové houževnatosti mezi příslušnou dvojicí uzlů v modelu, která je vztažená ke konkrétnímu čistému módu (G_{IC} , G_{IIC} , G_{IIIc}). Otevření čela trhliny δ popisuje na obr. 41 osa X. Plocha pod křivkami AB, resp. BC na předchozím obrázku znázorňuje právě zmíněnou energii G_C , jež se uvolní při zatěžování a porušování spoje.

Charakter zatěžování může být v modelu analýzy MKP popsán lineárním, exponenciálním, kombinovaným, či s trapezoidním průběhem, viz obr. 42.

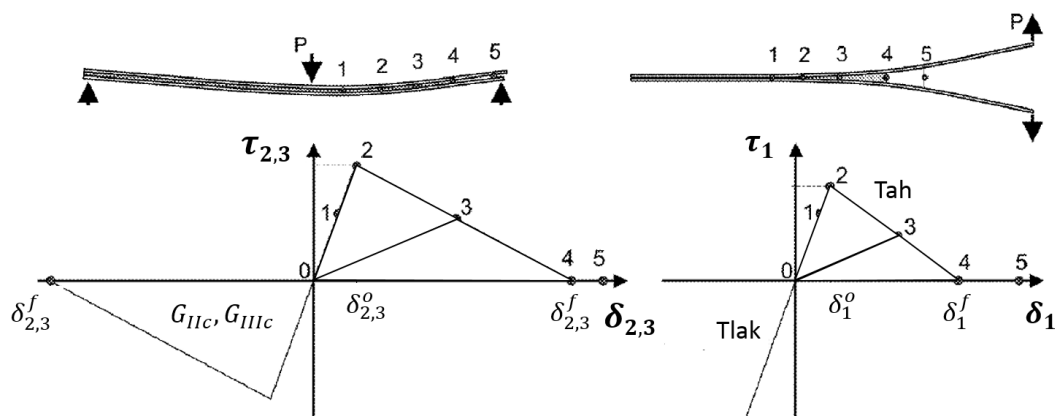


Obr. 42 - Graf závislosti napětí na otevření čela trhliny s exponenciálním, lineárním, či trapezoidním charakterem

Odlehčení, které následuje po vzniku trhliny, může být lineárního charakteru (např. červená čára na obr. 42). Opětovné zatížení po předchozím odlehčení pak probíhá po stejné lineární křivce (červená) do té doby, než se protne s modrou čarou a při dalším zatížení po ní pokračuje až do úplné degradace tuhosti.

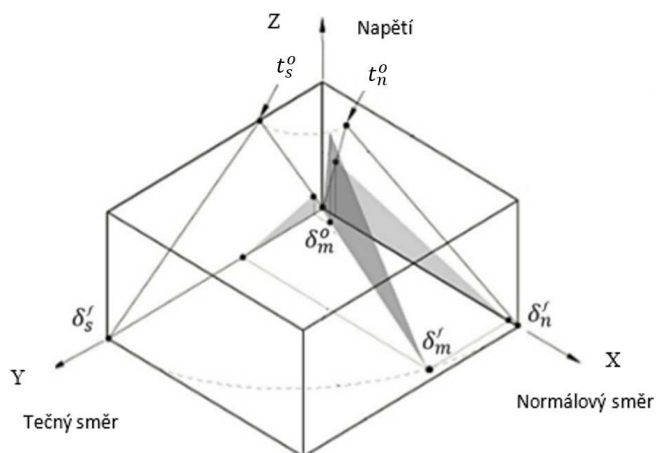
4.4.1.3 Vliv módů porušení na kohezivní parametry a parametry porušení

Při zatížení konkrétního dílu lze nalézt v jeho struktuře různé způsoby porušení, které lze popsat odlišnými kohezivními parametry a parametry porušení. Při zatěžování dle čistých módů I, II, III lze iniciaci porušení predikovat na základě pevnostního kritéria porovnáním složek napětí s kritickými hodnotami.



Obr. 43 - Závislost napětí na otevření čela trhliny pro mód II a III (vlevo) a mód I (vpravo) [23]

Závislost napětí na rozevření čela trhliny pro čisté módy porušení je znázorněna na obr. 43, kde 0 značí odlehčený stav, 1 značí stav zatížení v elastické oblasti, 2 značí oblast iniciace porušení, 3 značí oblast degradace tuhosti, 4 a 5 značí oblast kompletního porušení, resp. kompletní degradace tuhosti.



Obr. 44 - Prostorová závislost napětí na otevření čela trhliny při mix módu [32, 23]

Vývoj porušení pro zatěžování dle mix módu má také bilineární charakter jako u čistých módů porušení, nicméně závislost napětí na rozevření čela trhliny je v tomto případě prostorovou kombinací zúčastněných módů a tento stav je znázorněn na obr. 44, kde rovina XZ reprezentuje zatěžování dle módu I, rovina YZ módu smykové (II, III, eventuálně jejich kombinaci). Vývoj porušení při mix módu je vhodné popisovat pomocí celkového otevření čela trhliny, které je dáno vztahem (54).

$$\delta_m = \sqrt{(\delta_n)^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2} \quad (54)$$

Stejně jako pro kritérium vzniku porušení se definuje kritérium popisující vývoj porušení struktur zatěžovaných dle mix módu. Toto kritérium udává vztah mezi podílem uvolněné deformační energie a její kritické hodnoty vztažené k příslušným módům porušení. Většina z kritérií navržených pro popis vývoje porušení při mix módu platí pouze pro kombinované zatěžování se zastoupením módů I a II. Tato kritéria se nazývají dvourozměrná. V literatuře [40] lze nalézt velké množství dvourozměrných kritérií. Mezi nejvíce používaná kritéria patří 2D Power law kritérium, uvedené v rovnici (55) a 2D Benzeggagh-Kenane (B-K) kritérium [23], uvedené v rovnici (56), kde $G_T = G_I + G_{II}$. Zde indexy I a II náleží příslušnému módu a index C značí kritickou hodnotu lomové houževnatosti. Power Law kritérium obsahuje navíc parametry α a β , B-K kritérium parametr η .

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^\beta = 1 \quad (55)$$

$$G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II}}{G_T}\right)^\eta = G_C, \quad (56)$$

Vzhledem k tomu, že ve struktuře lze kromě módů I, II nalézt i mód III bylo nutné nalézt kritérium zahrnující všechny tři módy porušení. Proto vzniklo modifikované 2D Power Law kritérium, viz rovnice (57) a modifikované 2D B-K kritérium, viz rovnice (58), kde $G_T = G_I + G_{II} + G_{III}$.

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_{IIC}}\right)^\beta = 1 \quad (57)$$

$$G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_T}\right)^\eta = G_C \quad (58)$$

Na základě výsledků získaných pomocí standardizovaných zkoušek byl zjištěn zásadní rozdíl mezi chováním lepeného spoje zatíženého čistým módem II a III. Proto se předchozí kritéria ukázala jako nedostatečná a bylo navrženo tzv. 3D Power Law kritérium, které je uvedeno v rovnici (59) a 3D B-K kritérium, uvedené v rovnici (60), kde $G_T = G_I + G_{II} + G_{III}$.

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^\beta + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}}\right)^\chi = 1 \quad (59)$$

$$G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II}}{G_T}\right)^\eta + (G_{IIIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{III}}{G_T}\right)^\zeta = G_C \quad (60)$$

Závislost jednotlivých rychlostí uvolňování deformační energie, kritických rychlostí uvolňování deformační energie a exponentů pro 3D Power Law kritérium, pro různý poměr módů porušení ve struktuře je graficky znázorněna v tab. 7. Cílem těchto navržených kritérií je, aby co nejvíce odpovídala reálnému stavu ve struktuře.

Tab. 7 - Grafické znázornění závislosti jednotlivých deformačních energií G_{II} a G_{III} na volbě parametrů v 3D Power Law kritériu

G_{IC}	[kJ/m ²]	1	1	1	1
G_{IIC}	[kJ/m ²]	3	3	3	3
G_{IIIC}	[kJ/m ²]	6	6	6	6
α	[-]	1	2	2	0,5
β	[-]	1	1	2	0,5
χ	[-]	1	1	2	0,5

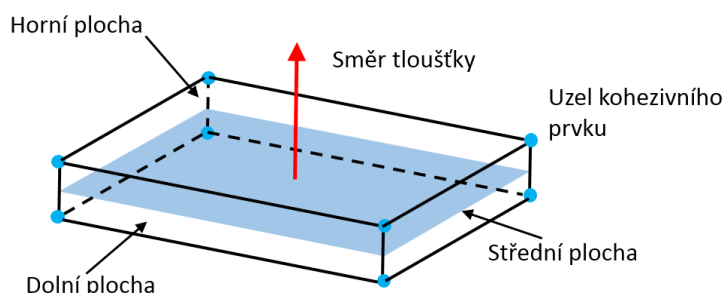
4.4.2 Způsoby implementace kohezivního modelu do analýzy MKP

Kohezivní model je nutné implementovat do numerického modelu analýzy MKP. Všechny prvky umožňující aplikovat principy kohezivního modelu se v literatuře obecně nazývají dekohezivní prvky (z angl. Decohesion elements) [23]. Tyto prvky mohou být jednorozměrné, dvourozměrné i trojrozměrné elementy a zahrnují je běžně dostupné řešiče pro analýzu MKP. Z těchto prvků jsou často využívány kohezivní elementy (z angl. Cohesive Elements). Kohezivní model může být také obsažen v kohezivním plošném kontaktu (z angl. Surface Based Cohesive Behaviour) [32]. Konkrétně tyto zmíněné prvky jsou součástí softwaru Abaqus. Ostatní řešiče potom disponují obdobnými prvky s odlišným názvem. Oběma metodami lze vytvořit model a popsat chování vrstvy lepidla závislostí napětí na otevření (posunutí) čela trhliny. Plošný kontakt je nutno zadat mezi dvěma plochami a definovat jeho kohezivní parametry a parametry porušení, oproti tomu kohezivní elementy jsou objemovými prvky. Těmto prvkům je pak možné nadefinovat kohezivní vlastnosti a vlastnosti porušení stejně jako plošnému kontaktu. Hlavním rozdílem je, že kohezivní prvky jsou na bázi elementů a mají definované materiálové vlastnosti, včetně konečné tloušťky. Kohezivní plošný kontakt je naproti tomu definován pomocí interakčních vlastností na plochách okolních dílů. Při tvorbě modelu je nutné definovat vzájemnou vazbu prvků okolních sítí, nebo jejich vazbu k prvkům kohezivního modelu a definovat jejich geometrii. Nakonec je nutné definovat jednotlivé vlastnosti kohezivních elementů (kohezivní parametry a parametry porušení). Kohezivní elementy lze aplikovat na model vrstvy lepidla mezi dvěma komponenty, jež jsou buď deformovatelné či nekonečně tuhé, dále na model delaminace povrchu v rámci idealizované vrstvy lepidla. Další možností je připojení k okolním dílům pomocí sdílených uzlů, vazbami různých typů (například TIE, PIN vazba v softwaru Abaqus, nebo SSG-contact, Mesh-mating condition v softwaru Siemens NX). Model dvou lepených dílů a samotnou vrstvu lepidla je nutné vhodně zasiťovat. Kohezivní parametry a parametry porušení není možné získat od výrobce lepidla a pouze v omezené míře je lze najít v literatuře. V drtivé většině případů je nutné provádět experimentální měření. Chování lepeného spoje zjištěné experimentem a získané pomocí analýzy MKP by mělo být shodné. Potom lze říci, že kohezivní parametry a parametry porušení použité v numerickém modelu pravdivě popisují reálné chování vrstvy lepidla. K dosažení co nejpřesnější shody mezi numerickým modelem a experimentálním měřením je vhodné využívat optimalizační software. V něm je nutno zvolit počáteční hodnoty dříve zmíněných parametrů, které vstupují do optimalizačního cyklu. To lze provádět intuitivně, popřípadě pomocí citlivostní analýzy, která musí předcházet samotnému optimalizačnímu cyklu. Intuitivní volba parametrů má svá úskalí. Volba příliš nízkých hodnot může vést k nepřesnému chování modelu, zatímco vysoké hodnoty mohou podporovat numerické chyby konvergence výpočtu [23].

4.4.3 Kohezivní elementy

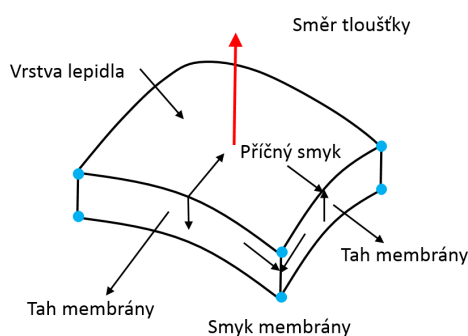
Kohezivní elementy se oproti kohezivnímu plošnému kontaktu používají pro modelování vrstvy lepidla s určitou konečnou tloušťkou, viz obr. 45. Chování lepidla je u těchto elementů definované pomocí materiálových vlastností. Kohezivní elementy jsou definovány pomocí

tloušťky, tuhosti a pevnosti lepidla. Kohezivní elementy je vhodné aplikovat především v místech, kde lze očekávat rozvoj trhliny. Předpokládá se, že na počátku zatěžování se ve vrstvě lepidla žádné trhliny nenacházejí, v opačném případě lze tento jev modelovat absencí elementů v místě trhliny. Relativní posunutí mezi horním a dolním povrchem, která jsou měřena ve směru tloušťky a ve směrech kolmých, reprezentují otevření čela trhliny mezi lepenými povrchy.



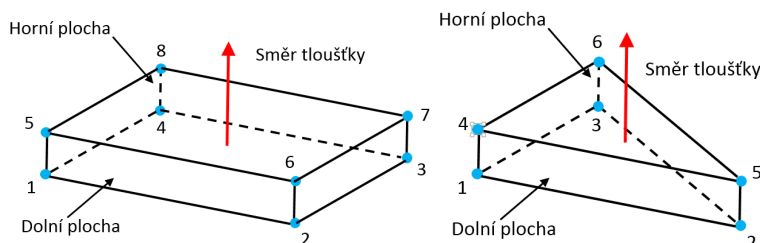
Obr. 45 - Prostorová reprezentace trojrozměrného kohezivního elementu

Smykové deformace jsou vyjadřovány v analogii s napjatostí v membráně, což je spolu s různými způsoby deformace kohezivního elementu znázorněno na obr. 46.



Obr. 46 - Napjatost v membráně

Při tvorbě modelu kohezivních prvků je možné tloušťku elementu definovat číselně, nebo ji lze automaticky dopočítat z geometrie modelu. Je důležité definovat správný směr orientace kohezivních elementů, neboť vlastnosti kohezivních elementů jsou rozdílné ve směru normálovém (ve směru tloušťky) a ve směrech tečných (směr kolmý). Prostorová orientace kohezivního elementu je uvedena na obr. 47.



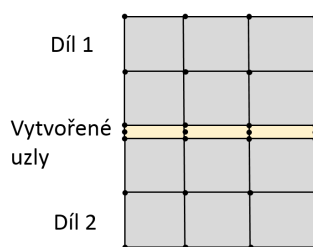
Obr. 47 - Definice orientace kohezivních elementů

Idealizovaná síť vrstvy lepidla tvořená kohezivními prvky musí mít určitou vazbu k sítím okolních dílů. V případě použití kohezivních prostorových prvků je nutné vytvořit vazbu mezi

plochami adherendů a horní, či spodní plochou lepidla. Od této vazby se očekává jiné chování v oblasti počátku zatěžování, než v oblasti vývoje porušení, konkrétně se v počáteční oblasti nepočítá s degradací tuhosti lepidla a ani se vzájemným pronikáním lepených ploch obou adherendů. Pro obě oblasti lze tuto vazbu v numerickém modelu definovat zvlášť.

4.4.3.1 Spojování kohezivních elementů s okolím v počátku zatěžování

Obě dvojice ploch lepených dílů a vrstvy lepidla mohou být pevně spojeny, vždy ale minimálně jedna musí mít vazbu k ploše jiného dílu. Pak model reprezentuje reálné chování lepeného spoje v oblasti lineárního zatěžování.



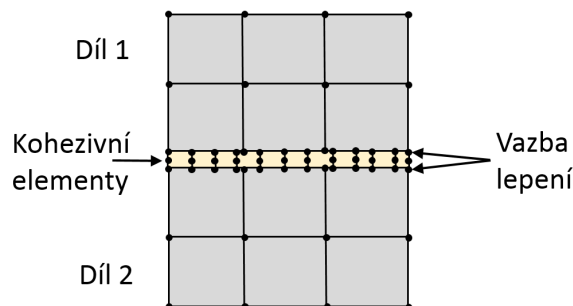
Obr. 48 - Spojení kohezivních elementů s okolím pomocí sdílených uzlů

V případě, že mají kohezivní elementy a okolní díly shodnou síť, nabízí se pro jejich spojení využití sdílených uzlů, viz obr. 48. V případě modelu lepeného spoje s využitím kohezivních prvků lze prvotně získané výsledky zpřesnit pomocí jemnější sítě vrstvy lepidla, než na okolních dílech. Jednou z možností je definice kontaktu na jedné straně a sdílených uzlů na straně druhé.

4.4.3.2 Definice kontaktu mezi plochami okolních komponentů po degradaci idealizované vrstvy lepidla

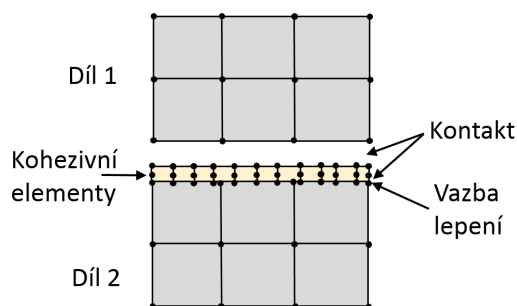
K degradaci vrstvy lepidla dochází při zatížení v normálovém či tečném směru a je výsledkem překročení určitého posunutí (otevření čela trhliny) v určitém směru. Po porušení lepené vrstvy se v modelu může stát, že lepené plochy obou dílů přijdou do vzájemného kontaktu, popřípadě dojde ke vzájemnému proniknutí. Tento stav je možné namodelovat následujícími způsoby:

- Chování kontaktu může být řízeno samotným kohezivním elementem. V tomto případě si kohezivní prvky zachovají svou odolnost proti tlakovému působení i po iniciaci porušení. V důsledku toho zabraňují kohezivní elementy pronikání ploch okolních dílů do sebe. To funguje nejlépe za podmínky, že dolní i horní povrch kohezivního elementu se deformuje ve směru tečném pouze o menší vzdálenost, než je kritické posunutí.
- Spojení mezi kohezivními elementy a adherendy může být provedeno prostřednictvím vazby lepení. Tento typ spoje lze použít, pokud nemají spojované díly shodnou síť, což může být způsobeno jinou úrovní diskretizace kohezivní zóny, kdy jeden z adherendů může mít jemnější síť oproti okolním dílům, což je popsáno na obr. 49.



Obr. 49 - Spojení kohezivních elementů s okolím vazbou typu lepení

- Další možností je pak definování kontaktu mezi dvěma povrchy okolních dílů, viz obr. 50. Tyto povrchy vstoupí do kontaktu až po degradaci tuhosti kohezivních elementů. Kontakt je v modelu definován po celou dobu průběhu analýzy. Tento postup nelze uplatnit v případě kontaktu obou povrchů i na počátku zatěžování, neboť by se neprojevila kohezivní tuhost spoje.



Obr. 50 - Jednostranné pevné spojení kohezivních elementů s okolím

4.4.4 Kohezivní plošný kontakt

Kohezivní plošný kontakt je definován mezi dvěma plochami a je popsán pomocí kohezivních parametrů a parametrů porušení, stejně jako kohezivní elementy. Chování kohezivního kontaktu od prvotního zatížení až po finální porušení je popsáno vlastnostmi kontaktu, nikoliv materiálovými vlastnostmi. Takto postavený model je velmi univerzální a umožňuje široké použití. Jeho hlavní výhodou oproti kohezivním elementům je výrazně kratší doba trvání výpočtu [32]. Kohezivní plošný kontakt je vhodné používat v případech malé tloušťky vrstvy lepidla. Dále je lze využít v situacích, kdy spolu lepené povrchy mohou v průběhu zatěžování přijít do kontaktu a vazba lepeného spoje se tak obnovuje.

5 Predikce chování lepených spojů

Hlavním cílem této práce byl návrh metodiky pro predikci vlastností lepených spojů při jejich konstrukčních návrzích. Metodika obsahuje obecný postup při návrhu libovolných lepených spojů a její hlavní částí bylo řešení trubkových přeplátovaných spojů zatěžovaných krutem, bez nutnosti provedení experimentálního měření, případně s minimalizací počtu nutných měření. Získané poznatky lze využít například pro konstrukční řešení lepených spojů zajišťujících přenos momentu síly na kompozitní vřetena, či náhonové hřídele obráběcích strojů. Nejprve bylo nutné zvolit geometrii a typ řešeného spoje. To bylo provedeno na základě dřívějších výzkumů (viz kapitola 5.1), jejichž výstupem nebyla samotná metodika pro predikci chování lepených spojů, nicméně z řešení vyplynuly nedostatky a vhodné úpravy, které byly stěžejní pro predikci chování trubkových přeplátovaných spojů zatěžovaných krutem. Kapitola 5.2 popisuje volbu geometrie spoje, typu lepidla a okrajových podmínek na základě získaných poznatků a v návaznosti na těchto krocích mohlo být přistoupeno k samotné predikci vlastností spoje. Jednou z možností predikce vlastností byl analytický výpočet, jehož výhody a nevýhody jsou popsány v kapitole 5.3. Další možností byla predikce pomocí analýzy MKP. V kapitole 4 byly popsány jednotlivé možnosti analýzy lepených spojů pomocí MKP. Modely kombinující běžné 1D, 2D, či 3D elementy MKP (viz kapitoly 4.1 a 4.2) vykazovaly delší dobu trvání výpočtu [33] oproti kohezivnímu modelu. Vzhledem k absenci trhliny na počátku zatěžování se rovněž jako nevhodná jevila technika VCCT, popsaná v kapitole 4.3. Jako vhodná metoda byl zvolen kohezivní model, u kterého bylo nutné zjistit příslušné kohezivní parametry a parametry porušení. Zjištění těchto parametrů je obtížné, neboť výrobce je zpravidla neuvádí, jsou silně závislé na typu, tvaru lepeného spoje a způsobu porušování. Získání těchto parametrů bylo stěžejní pro návrh metodiky predikce chování zmíněného lepeného spoje a je popsáno v kapitole 5.4.

5.1 Zjištění vlivu volby geometrie a typu spoje na chování lepeného spoje

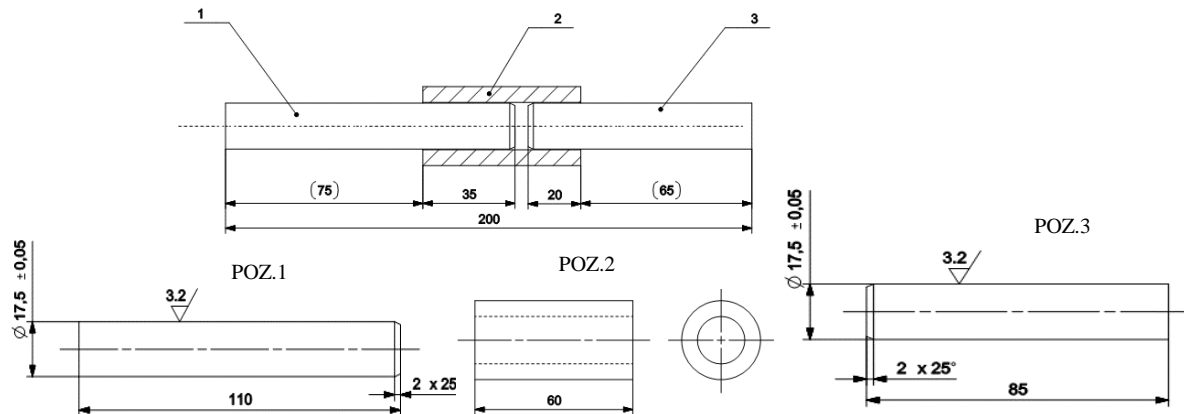
Při volbě geometrie spoje, typu lepidla a vhodného numerického modelu posloužily jako podklady dříve provedené výzkumy. V nich byl zkoumán trubkový přeplátovaný spoj zatěžovaný smykem (viz kapitola 5.1.1) a posléze krutem (viz kapitola 5.1.2). Tyto spoje byly zkoumány z hlediska vhodnosti lepidla s ohledem na vytrhávání vláken z kompozitu, použití standardizovaných i nestandardizovaných zkoušek, vhodný tvar a počet vzorků, volbu vhodného modelu pro analýzu MKP s ohledem na čas trvání výpočtu. Získané poznatky byly začleněny do řešení trubkového přeplátovaného spoje zatěžovaného krutem.

5.1.1 Trubkový přeplátovaný spoj zatěžovaný na smyk

V tomto případě se nejednalo o standardizovanou zkoušku. Cílem bylo zjištění lomové houževnatosti, resp. kohezivních parametrů a parametrů porušení, které by dále posloužily pro predikci spojů zatěžovaných dle módu II. Výsledky tohoto výzkumu byly publikovány ve formě článku v impaktovaném časopise [38]. Výstupem bylo rovněž ověření použitelnosti kohezivních plošných kontaktů pro numerickou simulaci lepených spojů s ohledem na jejich

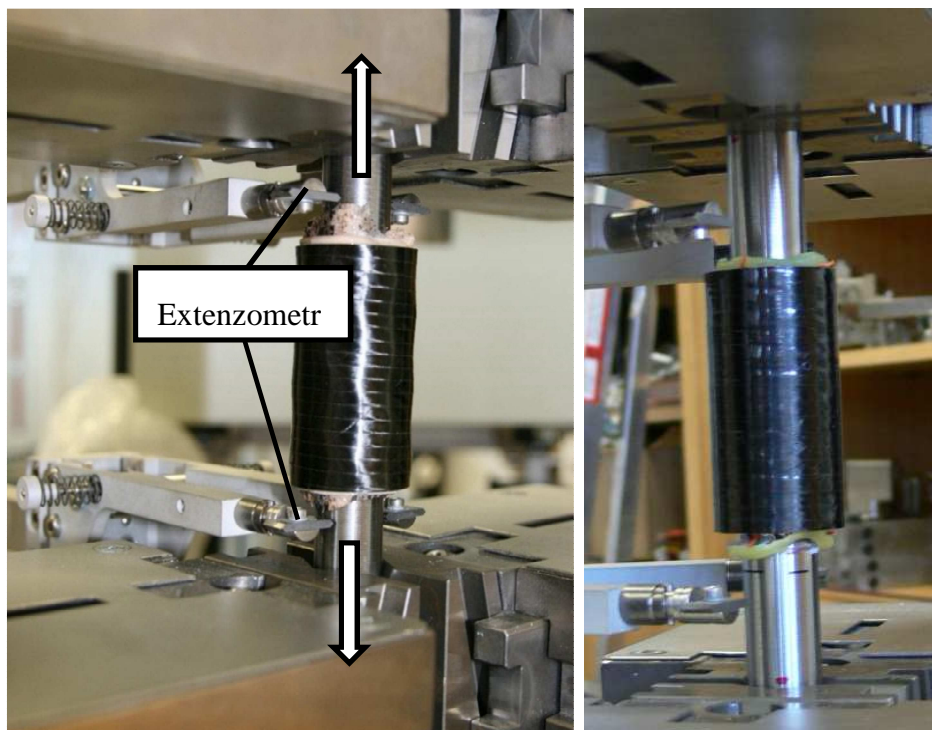
pevnostní kontrolu. Lepený spoj rotačních součástí byl podroben experimentální zkoušce a numerické simulaci metodou konečných prvků.

Experimentální zkouška



Obr. 51 - Výkres vzorku [38]

Lepený spoj byl zatěžován smykem podle módu II. Na obr. 51 je znázorněn vzorek. Ten se skládal z dvou ocelových trnů (POZ. 1 a 3) a kompozitní trubky (POZ. 2). Jako lepidlo byl použit Spabond 345 LV [41]. Celkem bylo testováno šest vzorků pro stanovení kohezivních parametrů lepeného spoje. Způsob zatížení a směr posunutí je znázorněn na obr. 52.



Obr. 52 - Zkouška na univerzálním trhačím stroji ZWICK ROELL Z050 [38]

Pro vyhodnocení přeplátovaných trubkových spojů mezi ocelovými trny a vinutými kompozitními trubkami byly použity záznamy ze silové buňky umístěné na příčnicku trhacího stroje a z extenzometru. Tak byly získány grafy závislosti působící síly na celkovém prodloužení sledované části vzorku. Tyto záznamy později posloužily jako podklady pro numerickou simulaci.

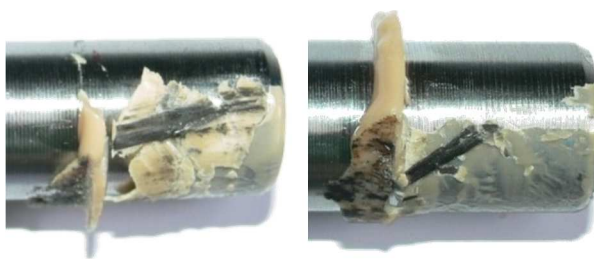
Analýza metodou konečných prvků

Byl vytvořen model pro analýzu MKP, který korespondoval se vzorky porušenými v experimentu včetně okrajových podmínek úlohy. Výpočet MKP s využitím kohezivního modelu byl proveden a porovnán s experimentem. Pro identifikaci kohezivních parametrů a parametrů porušení spoje byl použit optimalizační cyklus [42] programu optiSLang, jehož cílem byla minimalizace rozdílu mezi zmíněnými grafy pro co nejpřesnější identifikaci parametrů popisujících chování lepidla. Byly získány kohezivní parametry a parametry porušení, které jsou uvedeny v tab. 8.

Tab. 8 - Kohezivní parametry a parametry porušení [38]

Číslo vzorku	1	2	3	4
δ_m^f [mm]	0,75	0,89	0,95	0,97
K_s [GPa/m]	1000,0	6648,0	6007,0	850,9
t_s^o [MPa]	30,1	27,8	30,6	31,2
r_g [-]	41,19	11,7	4,1	16,8

V ideálním případě by sady parametrů pro všechny čtyři vzorky měly být stejné. Rozdílnost parametrů u vzorků 1 a 4, resp. 2 a 3 je pravděpodobně způsobena různým mechanismem porušování. U vzorku 1 a 4 se objevují vytržená vlákna kompozitního dílu, nikoliv porušení ve vrstvě lepidla, což je patrné z obr. 53, kde je znázorněn mechanismus porušení těchto vzorků. Na rozdíl od těchto vzorků dochází ke kohezivnímu porušení vzorků 2 a 3 ve vrstvě lepidla.



Obr. 53 - Porušení vzorků 1, 4 [38]

Závěr

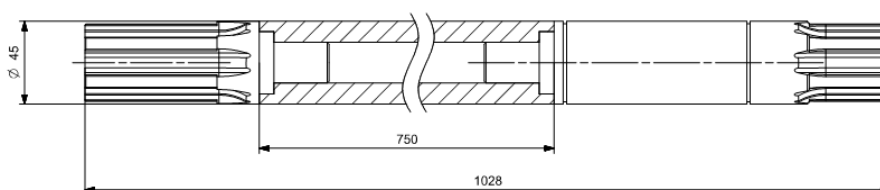
Hlavními nedostatky zjištěnými prostřednictvím tohoto výzkumu bylo méně vhodné lepidlo Spabond 345 LV, které způsobovalo vytrhávání vláken kompozitu. To bylo v dalším výzkumu eliminováno volbou vhodnějšího lepidla. Další nevýhodou bylo provedení nestandardizovaného testu. Idealizace vrstvy lepidla pomocí kohezivního plošného kontaktu se projevila jako výhodná z hlediska času trvání výpočtu.

5.1.2 Trubkový překlátovaný spoj zatěžovaný krutem [43, 44, 45]

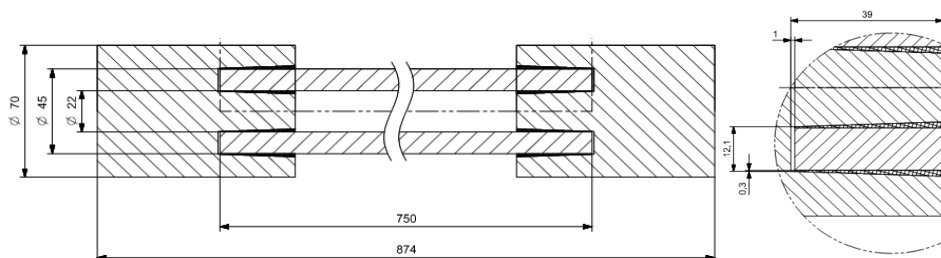
V této kapitole je popsán neúspěšný návrh optimální konstrukce lepeného spoje rozhraní kompozitních hřídelů a kovových trnů. Vzhledem k tomu, že nedošlo k získání požadovaných výsledků, jsou v této kapitole popsány pouze získané poznatky, které byly klíčové pro následný výzkum, např. různé tvary stykových ploch obou adherendů.

Navržené tvary vzorků

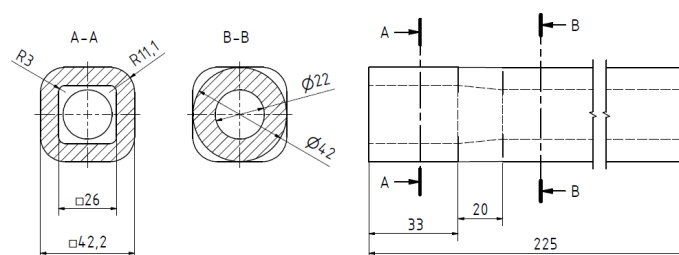
Byly navrženy tři varianty řešení lepeného spoje. Jednalo se o překlátovaný spoj trubkový s válcovým tvarem vrstvy lepidla, viz obr. 54, spoj s kuželovým tvarem vrstvy lepidla po obou stranách trubky, viz obr. 55 a tvarovým spojem s proměnlivým průřezem kompozitní trubky, konkrétně se jednalo o přechod z kruhového na čtvercový průřez, viz obr. 56.



Obr. 54 - Varianty řešení trubkového překlátovaného spoje s válcovým tvarem vrstvy lepidla [43]



Obr. 55 - Varianty řešení trubkového překlátovaného spoje s kuželovým tvarem vrstvy lepidla [43]



Obr. 56 - Varianta řešení trubkového překlátovaného spoje s proměnlivým průřezem trubky (tvarový spoj) [43]

Koncovky použité pro přenos momentu síly ze stroje na samotnou trubku byly určeny pro každou trubku individuálně.

Příprava experimentu

Vzorky byly vyrobeny u společnosti CompoTech Plus spol. s r.o. a zatěžovány na speciálně upravené zkušební stolici, viz obr. 57. Experimentální testování bylo prováděné s podporou ČVUT Praha v rámci projektu „TE01020075 – CKSVT - (2012-2019, TA0/TE)“. K zatěžování krutem docházelo pomocí hydraulického válce, který vyvozoval moment síly na přírubu stolice.

Vzorky byly vyrobeny v počtu tří kusů od každého typu spoje. Trubka byla navinuta ze tří druhů vláken, jmenovitě XN80, STS40 a T700.



Obr. 57 - Tvar vzorku a způsob jeho upnutí na zkušebním stroji [43]

Numerický model

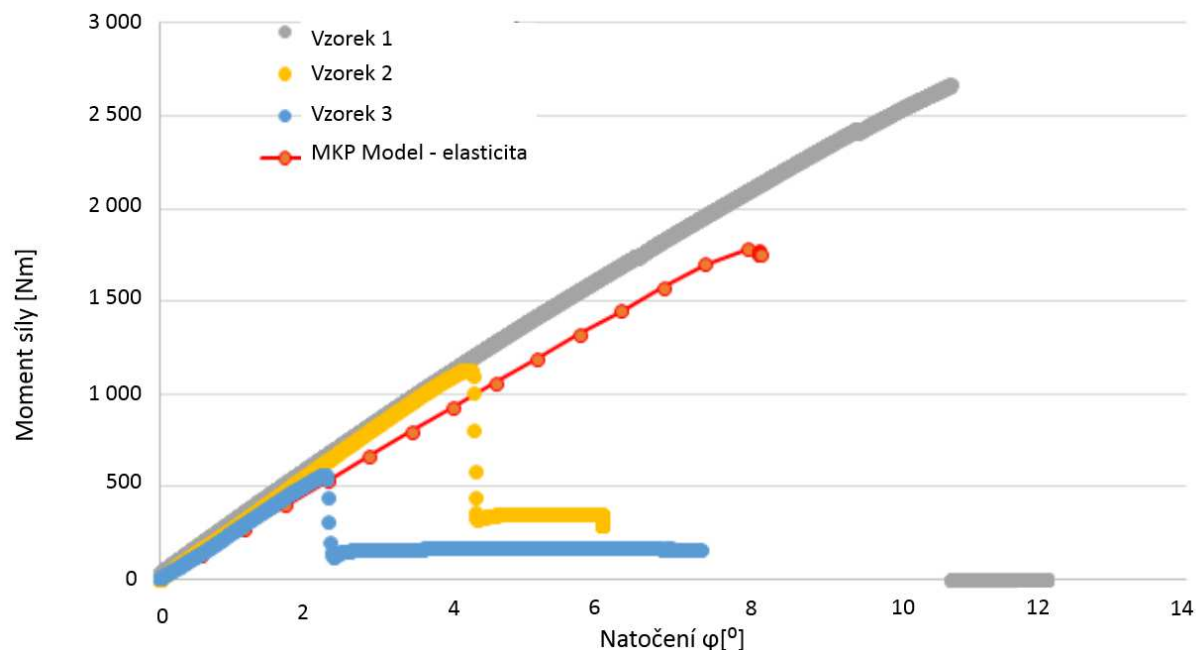
Numerický model byl vytvořen v kooperaci s hlavním řešitelem projektu [43] pomocí softwaru Abaqus. Idealizace vrstvy lepidla byla provedena pomocí objemových kohezivních elementů s nadefinovanými parametry porušení a parametry popisujícími kohezivní tuhost spoje ve třech základních směrech. Na rozdíl od výzkumu trubkového překlátovaného spoje zatěžovaného na smyk je zde parametrem popisujícím vývoj porušení energie potřebná k porušení spoje. Kohezivní tuhost je u kohezivních elementů nahrazena modulem pružnosti vztaženým na tloušťku vrstvy lepidla. Model pro výpočet lepeného spoje je uveden na obr. 58.



Obr. 58 - Model pro výpočet lepeného spoje pomocí MKP [43]

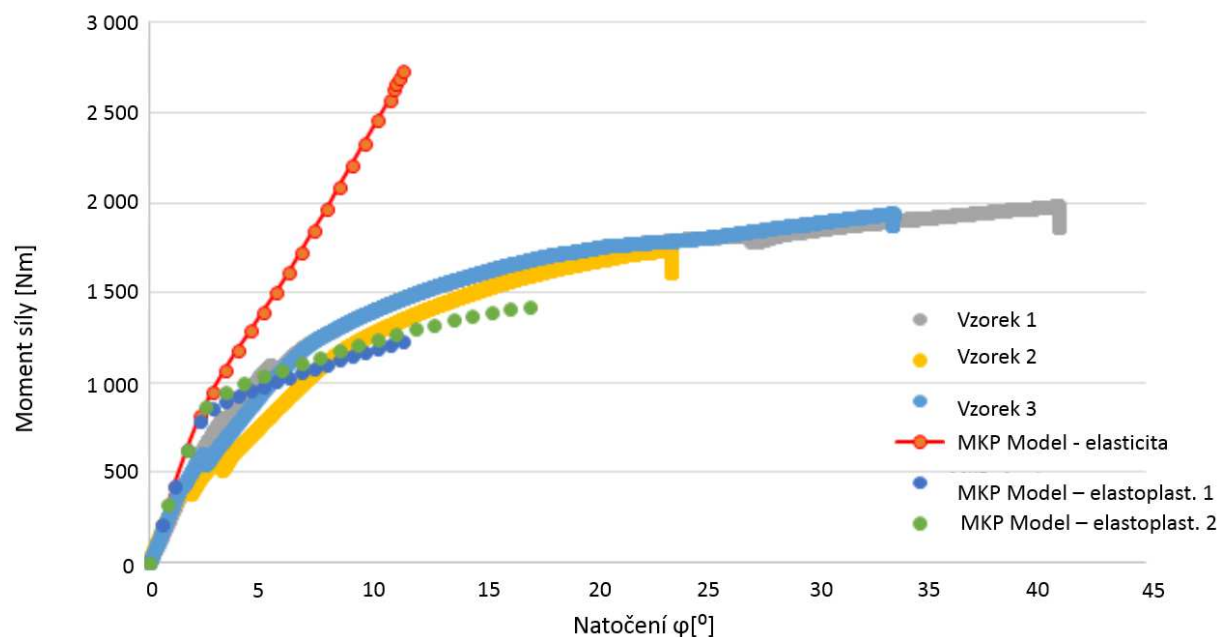
Vyhodnocení

Výstupy z měření sady vzorků zatěžovaných na krut byly grafy závislosti úhlu natočení na momentu síly vždy pro tři vzorky (1, 2, 3). U trubkového překlátovaného spoje s válcovou vrstvou lepidla, se byla zjištěna shodná pevnost pro všechny tři vzorky. Oboustranný trubkový spoj s kuželovým tvarem vrstvy lepidla je zaznamenán na obr. 59. Překlátovaný tvarový spoj trubky je uveden na obr. 60.



Obr. 59 - Porovnání momentů síly získaných z experimentů a pomocí metody konečných prvků (oboustranný kuželový spoj) [43]

Na obou obrázcích jsou silnou čarou znázorněny výsledky pro jednotlivé vzorky. Červeně je potom zaznamenán pokus o proložení křivkou získanou z numerické analýzy MKP se snahou o dosažení co největší shody.



Obr. 60 - Porovnání momentů síly získaných z experimentů a pomocí metody konečných prvků (tvarový spoj) [43]

Závěr

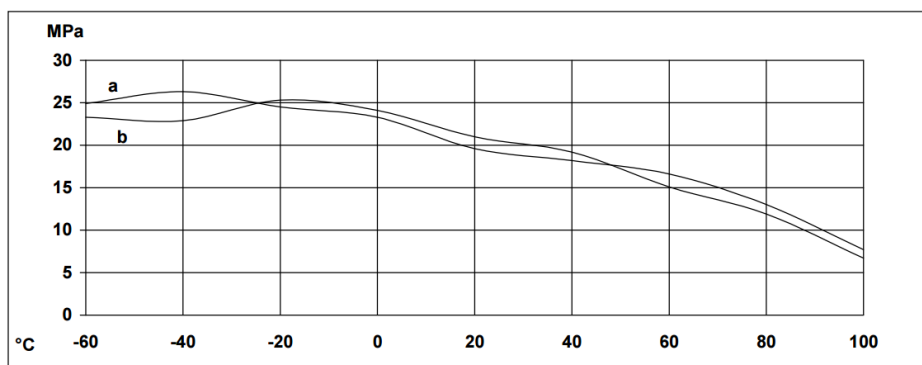
Výsledné grafy závislosti úhlu natočení na zátěžném momentu získané pomocí experimentu vykazovaly značný rozptyl hodnot. Z obr. 59 je patrné, že únosnost vzorku 1 je přibližně pětkrát

vyšší, než u vzorku 3. Tyto výsledky platí pro přelátovaný spoj s kuželovým tvarem vrstvy lepidla na vnějším i vnitřním průměru trubky. Rozdílná únosnost znemožňuje vybrat reprezentativní vzorek a nalézt požadované parametry popisující ideální chování spoje. Při optimalizaci byla zjištěna necitlivost numerického modelu na změnu kohezivní tuhosti lepidla, to je způsobeno délkou kompozitní trubky. Lineární oblast v grafech zaznamenaných na obr. 59 byla ovlivněna z největší části tuhostí samotné kompozitní trubky, což znemožňovalo nalezení potřebných kohezivních parametrů vrstvy lepidla. Na obr. 60 jsou uvedeny výsledné grafy závislosti úhlu natočení na zátěžném momentu pro tvarový spoj. Tvar křivek je charakteristický pro oblast plastické deformace spoje. Ve spoji došlo k porušení vrstvy lepidla a zatížení bylo přenášeno z trubky přímo na trny pomocí tvarové plochy a zmíněná křivka popisuje oblast plastické deformace obou adherendů, nikoliv vrstvy lepidla. Jako nevýhoda celého testování se ukázal být malý počet vzorků jednotlivých typů lepených spojů, neboť pro každý typ spoje byly vyrobeny pouze tři vzorky. Dalším důvodem rozdílu výsledné pevnosti lepeného spoje může být vznik vůlí, parazitního ohybového momentu na zkušební stroji a nepřímé odměřování hodnot. To bylo způsobeno tím, že krut byl vyvozen pomocí přímočarého hydraulického válce, který působil na rameno příruby stolice, viz obr. 57. V numerickém modelu byla provedena idealizace vrstvy lepidla pomocí prostorových kohezivních elementů, což bylo nutné kvůli proměnlivé tloušťce vrstvy lepidla u některých typů lepeného spoje. Čas výpočtu byl mnohonásobně vyšší, než při použití kohezivního plošného kontaktu.

5.2 Volba geometrie a typu spoje

Na základě výsledků výzkumu spoje s různými typy stykových ploch, viz kapitola 5.1.2, byla provedena predikce přelátovaného trubkového spoje zatěžovaného krutem s následujícími vlastnostmi. Vzorek byl tvořen ze dvou ocelových trnů vlepených do kompozitní trubky. Délka lepeného spoje byla na obou koncích rozdílná. Tím mělo být zaručeno, že k porušení dojde v místě kratšího spoje. Při tvorbě modelu se vycházelo ze studie [5], podle které nepřispívají zdvojené lepené spoje se zkosením ke zvýšené statické únosnosti v krutu. U těchto spojů totiž dochází k iniciaci trhlin ještě před dosažením mezních momentů síly. Děje se tak v místech přerušování vláken kompozitní trubky kvůli zkosení. Experimenty vypovídají o vyšší pevnosti lepeného spoje s dvojitou vrstvou lepidla, vlivem zdvojených ploch. Porovnání dosažených středních smykových napětí ale hovoří ve prospěch jednoduchých spojů [5]. Z těchto důvodů byl zvolen jednoduchý lepený spoj s válcovým tvarem vrstvy lepidla. Oproti dříve provedeným analýzám došlo k navýšení počtu vzorků na 15 kusů. Kompozitní trubka byla volena co nejkratší, aby výsledná tuhost spoje byla ovlivněna zejména tuhostí vrstvy lepidla, nikoliv tuhostí kompozitní trubky. Osazení vytvořené na trnu mělo za úkol zajistit přilnutí lepidla v celé ploše spoje. Další změnou vycházející z předchozích analýz je použití lepidla Scotch-Weld DP490 (namísto lepidel Araldite 2015, či Spabond 345 LV), neboť u tohoto lepidla byla zaznamenána menší náchylnost k vylamování vláken [46] a mělo nejlepší mechanické vlastnosti ze zmíněných lepidel. Pro srovnání je závislost pevnosti ve stříhu na teplotě (dle ISO 4587) pro lepidlo Araldite 2015 zaznamenána na obr. 61, kde křivka a platí pro dobu

vytvrzování 7 dní při 23° C, křivka *b* platí pro vytvrzování 24 hodin při 23°C a následně 30 minut při 80° C [47].



Obr. 61 - Závislost pevnosti ve střihu na teplotě v případě lepidla Scotch-Weld DP490 [47]

Průměrná pevnost ve střihu u dvou adherendů z hliníku platí pro vytvrzování po dobu 16 hodin za teploty 23° C (dle ISO 4587) a společně s ostatními parametry je uvedena v tab. 9.

Tab. 9 - Mechanické vlastnosti lepidla Araldite 2015 [47]

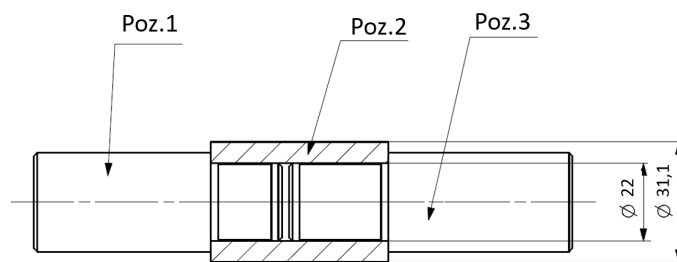
Parametr	Hodnota	Jednotka
Pevnost ve střihu	17	[MPa]
Pevnost v tahu	30	[MPa]
Modul pružnosti v tahu	2	[GPa]
Prodloužení při porušení	4,4	[%]

Zvolené lepidlo Scotch-Weld DP490 je v hojné míře využíváno výrobci kompozitních dílů v oblasti automobilového průmyslu. Jedná se o thixotropní dvousložkové epoxidové lepidlo. Dle podkladů výrobce jde o lepidlo vhodné pro aplikace vyžadující odolnost, vysokou pevnost, odolnost proti teplotním a povětrnostním vlivům. Mechanické vlastnosti lepidla Scotch-Weld DP490 jsou uvedeny v tab. 10 a odpovídají lepenému spoji adherendů z hliníku. Pevnost ve střihu je zde zaznamenána pro dva stavy vytvrzování. Stav 1 odpovídá vytvrzování po dobu 7 dnů při 23° C. Stav 2 odpovídá vytvrzování po dobu 24 hodin při 23° a 1 hodině při 80° C [48].

Tab. 10 - Mechanické vlastnosti lepidla Scotch-Weld DP490 [48]

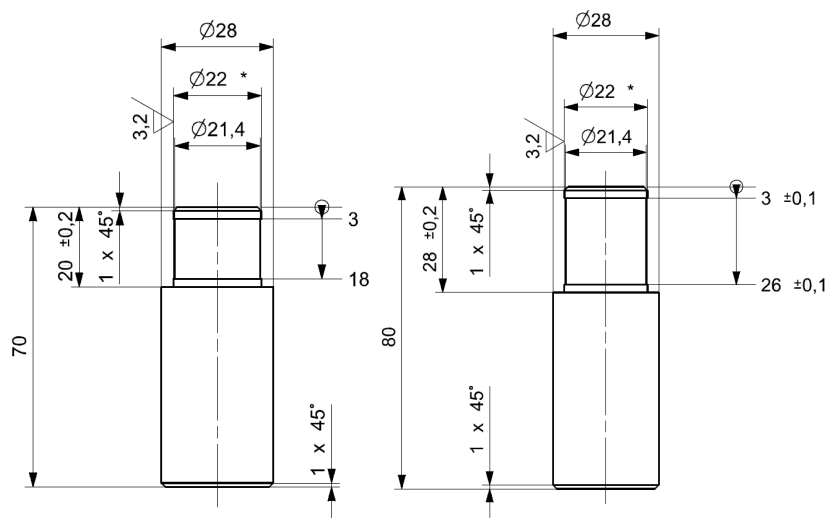
Teplota [°C]	Pevnost ve střihu – 1 [N/mm ²]	Pevnost ve střihu – 2 [N/mm ²]	Pevnost adheze [DaN/cm]
-55	23,7	31,6	neuvádí se
23	30,2	28,7	9,24
80	11,9	12,7	7,32
120	2,8	3,2	neuvádí se
150	1,9	1,7	neuvádí se

Zkušební vzorky byly vyrobeny běžnými obráběcími operacemi (soustružení, řezání). Jednotlivé díly vzorku byly spojeny lepidlem za pomoci jednoduchých přípravků, které zajišťovaly sousost výsledné sestavy. Tvar jednotlivých dílů a celé sestavy lepeného spoje je uveden na obr. 62.



Obr. 62 - Schéma vzorku

Ocelové trny, viz obr. 63 (Poz.1, Poz.3), byly vlepeny do navinuté kompozitní trubky (Poz.2).



Obr. 63 - Rozměry ocelových trnů

Mechanické vlastnosti kompozitní trubky jsou shrnuty v tab. 11.

Tab. 11 - Mechanické vlastnosti vrstvy kompozitní trubky

Materiál	Parametr			
Lamina 	Objemový podíl vláken T700	V_f	0,6	[-]
		E_1	142	[GPa]
		E_2	5,7	[GPa]
		E_3	5,7	[GPa]
		G_{12}	2,65	[GPa]
		G_{23}	2,65	[GPa]
		G_{31}	1,1	[GPa]
		ν_{12}	0,33	[-]
		ν_{23}	0,33	[-]
		ν_{31}	0,37	[-]

Rozměr trubky a materiál trnů jsou uvedeny v tab. 12.

Tab. 12 - Rozměry trubky a materiál trnů

	Hodnota	Jednotky
Vnější průměr trubky	30,9	[mm]
Tloušťka trubky	4,45	[mm]
Materiál trnů	ČSN 11 523	[-]

Popis jednotlivých vrstev, orientace vláken vůči ose trubky a tloušťka jednotlivých vrstev kompozitní trubky jsou uvedeny v tab. 13.

Tab. 13 - Skladba jednotlivých vrstev kompozitní trubky

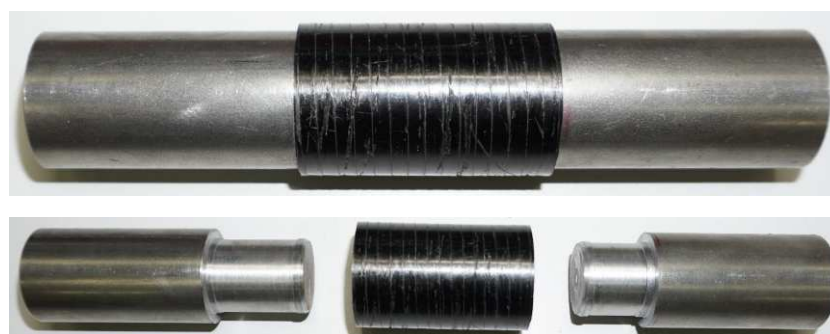
Číslo vrstvy	Objemový podíl vláken [%]	Typ vláken	Tloušťka [mm]	Orientace vláken [°]
1	60	34-700-12k	0,346	43,09
2	60	34-700-12k	0,341	-43,98
3	60	34-700-12k	0,968	0,00
4	60	34-700-12k	0,324	47,1
5	60	34-700-12k	0,320	-47,82
6	60	34-700-12k	1,284	0,00
7	60	34-700-12k	0,176	87,38
8	60	34-700-12k	0,349	87,41
9	60	34-700-12k	0,349	87,47

V tab. 14 jsou uvedeny mechanické parametry kompozitní trubky závislé na teplotě a tuhost v závislosti na způsobu zatěžování. Jedná se o parametry udávané výrobcem, tj. společností Compotech Plus spol. s.r.o.

Tab. 14 - Mechanické parametry kompozitní trubky

Parametr	Hodnota	Jednotka
Teplotní roztažnost v axiálním směru	1,7E-06	[1/K]
Teplotní roztažnost v radiálním směru	8,8E-06	[1/K]
Ohybová tuhost	2,5E+09	[Nmm ²]
Torzní tuhost	7,4E+08	[Nmm ²]

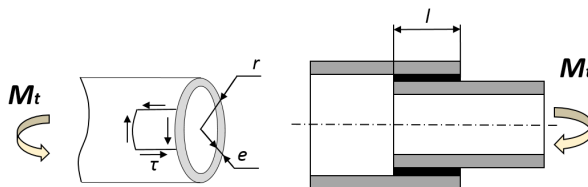
Vzorky trnů a nařezané trubky před slepením jsou uvedeny na obr. 64.



Obr. 64 - Vzorek lepeného spoje před slepením

5.3 Predikce chování lepeného spoje analytickým výpočtem

Časově nejméně náročným způsobem pro predikci chování trubkového přelátovaného spoje je analytický výpočet, který byl proveden dle [1]. Na obr. 65 jsou uvedeny jednotlivé parametry nutné pro provedení výpočtu dle rovnice (61), která vychází z rovnice (16).



Obr. 65 - Schéma lepeného spoje s potřebnými parametry pro analytický výpočet

$$\tau_{average} = \frac{M_t}{2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot l} \leq 0,2 \cdot \tau_{rupture} \quad (61)$$

Počítána byla pouze část spoje s kratší délkou vrstvy lepidla, neboť právě zde by mělo za optimálních podmínek dojít k porušení spoje. Jednotlivé parametry obsažené v rovnici (61) jsou popsány v tab. 15, kde se také nacházejí konkrétní hodnoty vycházející z geometrie navrženého vzorku (viz obr. 62 a obr. 63). Pro výpočet maximálního momentu síly, který je možné prostřednictvím dříve zmíněného lepeného spoje přenést, platí rovnice (62).

Tab. 15 - Zadané parametry lepeného spoje

Parametr	Hodnota	Jednotky
r	Vnitřní poloměr trubky	11 [mm]
$\tau_{rupture}$	Napětí dovolené lep.	28,7 [MPa]
l	Délka lepeného spoje	15 [mm]

$$M_t = 0,2 \cdot \tau_{rupture} \cdot 2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot l \quad (62)$$

Výpočet je uveden v rovnici (63).

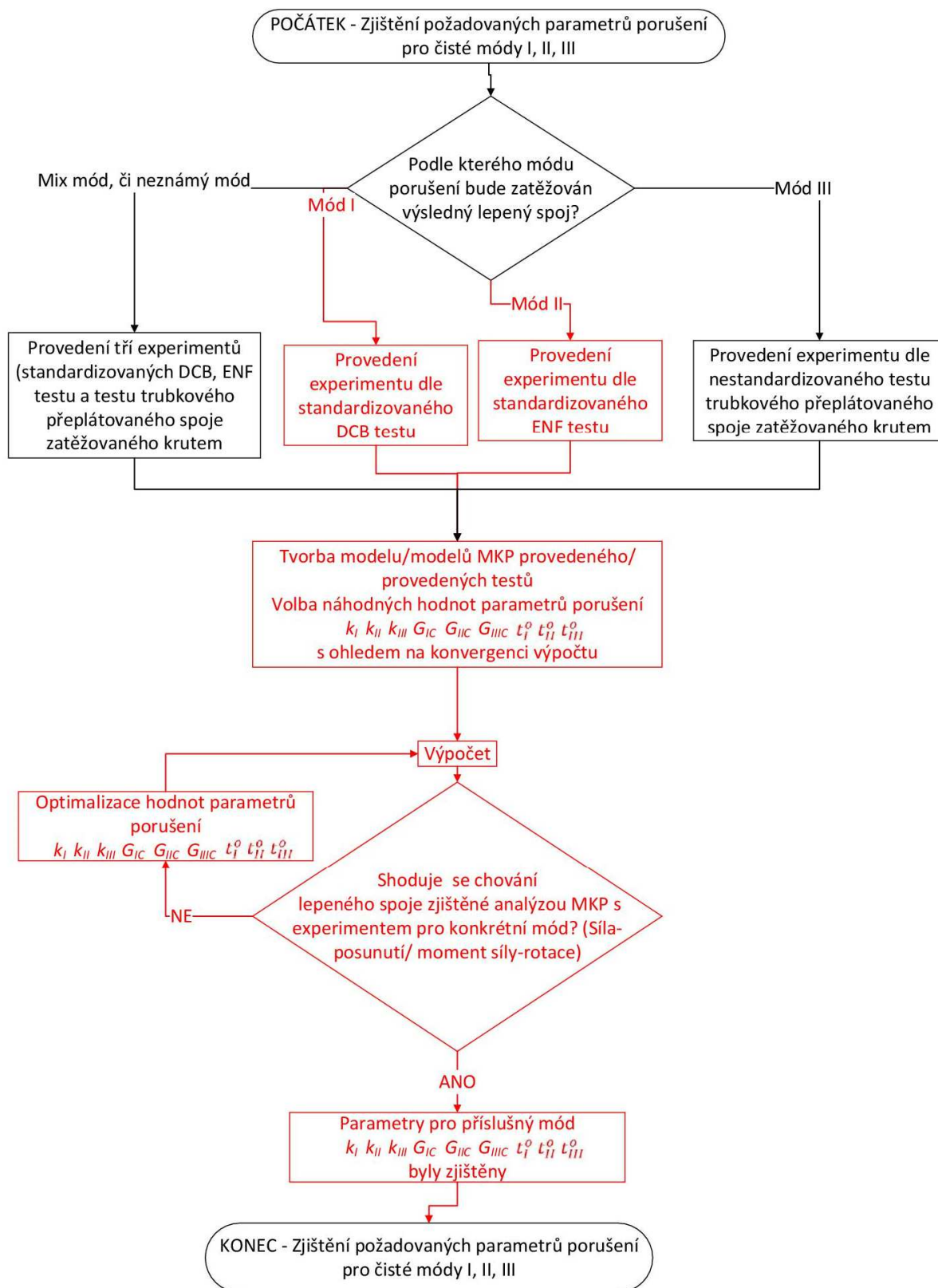
$$M_t = 0,2 \cdot 28,7 \cdot 2 \cdot \pi \cdot 0,011^2 \cdot 0,015 = 65,45 Nm \quad (63)$$

Dle analytického výpočtu byl maximální moment, který může lepený spoj přenést, 65,45 Nm.

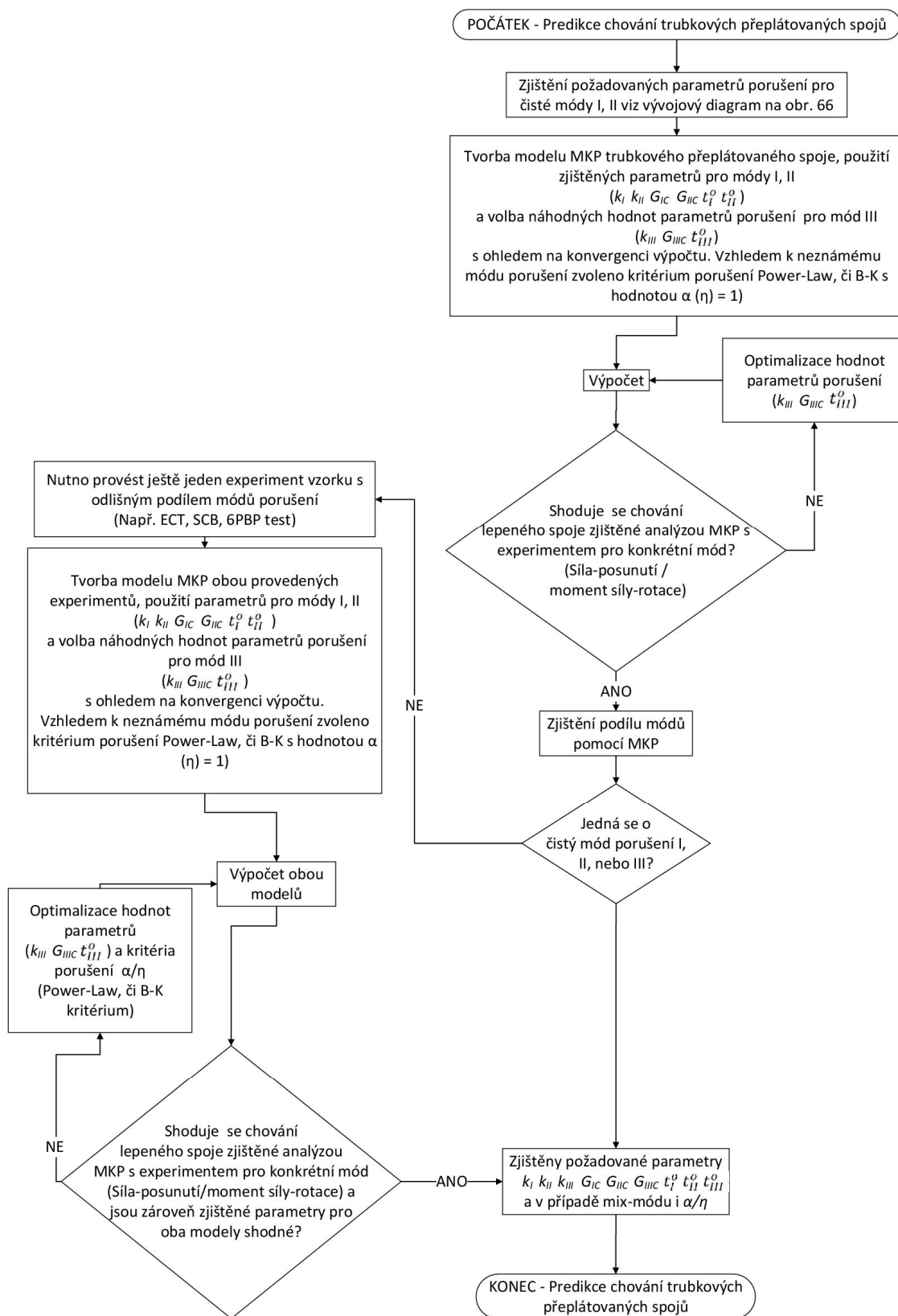
5.4 Predikce chování lepeného spoje pomocí kohezivního modelu

Pro predikci chování lepeného spoje byl zvolen kohezivní model. Pro jeho použití je nutné nalezení kohezivních parametrů a parametrů porušení, po jejichž dosazení do modelu analýzy MKP by chování spoje odpovídalo realitě. To by umožňovalo predikci chování lepených spojů bez nutnosti provádět experimenty. Pro zjištění zmíněných parametrů je prvotní experiment vždy vyžadován, pokud již tyto parametry nejsou známy. Při volbě modelu pro analýzu MKP z dříve popsaných možností numerické simulace lepených spojů se z hlediska časové

náročnosti tvorby modelu a zároveň přesnosti dosažených výsledků jevílo použití kohezivního kontaktu jako nejvhodnější. Kohezivním plošným kontaktem je idealizována vrstva lepidla u všech dále zmíněných analýz MKP. Pro tvorbu modelu v analýze MKP u trubkových spojů bylo nutné zjistit dle jakého módu porušení je spoj zatěžován. U těchto spojů by měl být teoreticky spoj namáhán dle čistého módu III [49]. Ve skutečnosti byla při MKP analýzách lepených spojů zatěžovaných krutem zjištěna kombinace více módů současně [23, 50, 51, 52, 53]. Konkrétně se jednalo o zkoušky ECT a 6PBP, kde byla objevena přítomnost módů II a III nerovnoměrně rozložených po délce lepeného spoje. Velmi důležité proto bylo zjištění, zda je v trubkových přeplátovaných spojích zatěžovaných krutem zastoupen pouze čistý mód porušení nebo kombinace jednotlivých módů. Rovněž bylo nutné zjištění podílu a rovnoměrnosti rozložení těchto módů porušení. Toho bylo docíleno prostřednictvím MKP analýzy, ve které se k trubkovému přeplátovanému spoji přistupovalo při neznalosti přítomných módů porušení jako k mix módu, který byl řešen analogicky s [23]. Vzhledem ke komplikovanému chování spojů zatěžovaných dle mix módu bylo při jejich numerické simulaci nutné zjistit parametry porušení pro všechny čisté módy porušení I, II, III. Nejprve bylo provedeno zjištění mechanických parametrů při zatěžování lepených spojů dle módu I, dále dle módu II v souladu s ASTM [19, 21]. Tento postup je popsán vývojovým diagramem, viz obr. 66 (cesty zvýrazněny červeně). Parametry pro mód I byly zjištěny standardizovanou zkouškou DCB, parametry pro mód II standardizovanou ENF zkouškou. Postup je uveden v následujících kapitolách. Dalším krokem pak bylo zjištění parametrů náležitých módu III a v případě potvrzení zatěžování dle mix módu zjištění kritéria porušení, které náleží tomuto módu. Celý postup predikce chování trubkového přeplátovaného spoje zatěžovaných krutem, včetně postupu zjištění poměru přítomných módů porušení, je zaznamenán ve vývojovém diagramu, viz obr. 67.



Obr. 66 - Vývojový diagram pro zjištění požadovaných parametrů porušení pro čisté módy I, II, III



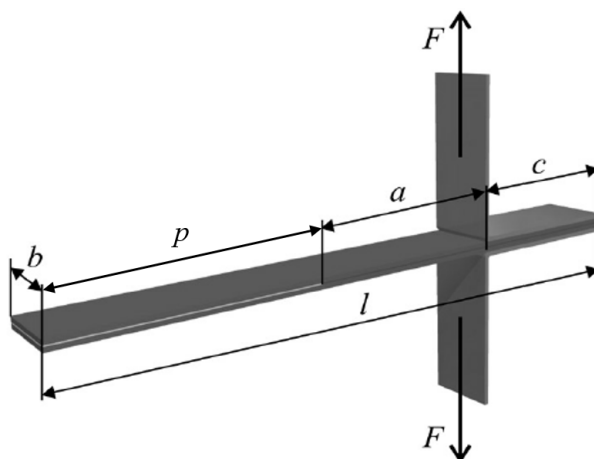
Obr. 67 - Vývojový diagram postupu predikce chování trubkových překlátovaných spojů zatěžovaných krutem

5.4.1 Zjištění mechanických vlastností při zatěžování dle módu I – Standardizovaná DCB zkouška

Pro predikci chování trubkových přeplátovaných spojů je nejprve nutné zjistit kohezivní parametry a parametry porušení pro čisté módy I, II a III. V této kapitole byla zjištěna lomová houževnatost, resp. kohezivní parametrů a parametrů porušení, které by při užití v numerické analýze MKP simulovaly reálné chování lepeného spoje, zatěžovaného dle módu I. Vzhledem k plánovanému způsobu zatěžování byly potřebné parametry zjištěny pomocí DCB testu, což je standardizovaná metoda využívaná při zatěžování dle módu I [19]. Pro zjištění dříve zmíněných parametrů bylo nutné lepený spoj podrobit experimentální zkoušce a numerické simulaci metodou konečných prvků. Postup byl popsán ve vývojovém diagramu na obr. 66.

Experimentální zkouška

Lepený spoj byl zatěžován v normálovém směru vzhledem k ploše lepidla. Tvar jednotlivých dílů a celé sestavy lepeného spoje je uveden na obr. 68.



Obr. 68 - Schéma vzorku určeného pro DCB test [54]

Při tomto testu dochází k normálovému namáhání lepidla ve směru zatěžovací síly F . Desky z jednosměrného kompozitu o délce l jsou zatěžovány ve vzdálenosti c od kraje. Kompozitní díly byly slepené pouze v délce p . Pomocí experimentu byla získána pevnost spoje, jež později posloužila k identifikaci parametrů pro kohezivní model lepeného spoje v programu Abaqus. Spoj byl tvořen deskami z jednosměrného kompozitu z uhlíkových vláken Tenax HTS 5631. Jednotlivé díly vzorku byly spojeny lepidlem Scotch-Weld DP490 od společnosti 3M za pomoci jednoduchých přípravků, které zajišťovaly přesnou vzájemnou polohu dílů. Dokončené vzorky připravené pro provedení DCB testu jsou zdokumentovány na obr. 69.



Obr. 69 - Vzorky určené pro DCB test

Při přípravě vzorků bylo pro zvýšení drsnosti nutné provést pískování pantů, neboť bez této úpravy byl během zkoušky zaznamenán nevhodný způsob porušení vzorku v místě lepeného spoje pantu se vzorkem, nikoliv v místě lepeného spoje kompozitních desek. Mechanické vlastnosti kompozitní desky ve třech základních směrech jsou shrnuty v tab. 16.

Tab. 16 - Mechanické vlastnosti materiálu Tenax HTS 5631

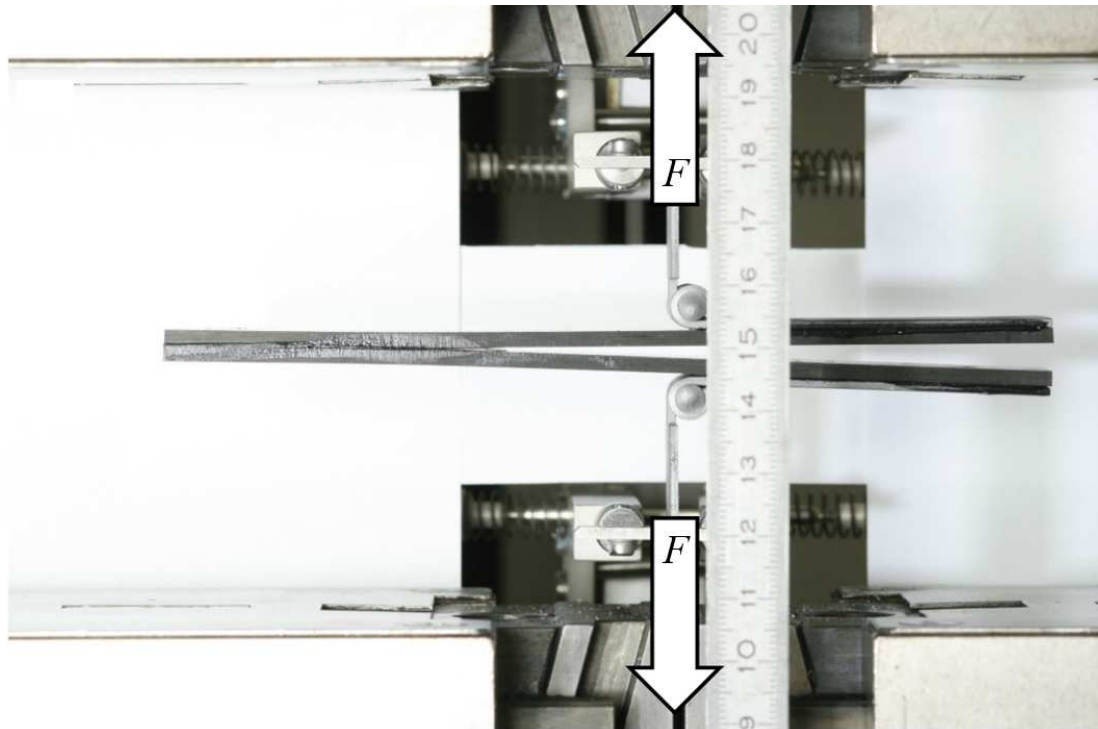
Materiál	Parametr	[GPa]		[-]	[GPa]		
Lamina		E_1	120	ν_{12}	0,337	G_{12}	4
		E_2	8	ν_{23}	0,315	G_{23}	3,04
		E_3	8	ν_{31}	0,022	G_{31}	4

Rozměry vzorků lepených dílů, které byly použity pro DCB test, vycházejí z obr. 68 a jsou uvedeny v tab. 17.

Tab. 17 - Rozměry zkoušených vzorků pro DCB test

Zkouška	a [mm]	b [mm]	c [mm]	t [mm]	l [mm]
DCB	35	20	60	5	150

Celkem bylo testováno šest vzorků, aby bylo možné stanovit kohezivní parametry a parametry porušení lepeného spoje, využitelné pro kohezivní model. Vzorek byl kvazistaticky zatěžován až do jeho porušení na univerzálním trhacím stroji ZWICK ROELL Z050, který patří do vybavení výzkumného centra NTIS při Fakultě aplikovaných věd na Západočeské univerzitě v Plzni. Způsob zatížení je znázorněn na obr. 70.



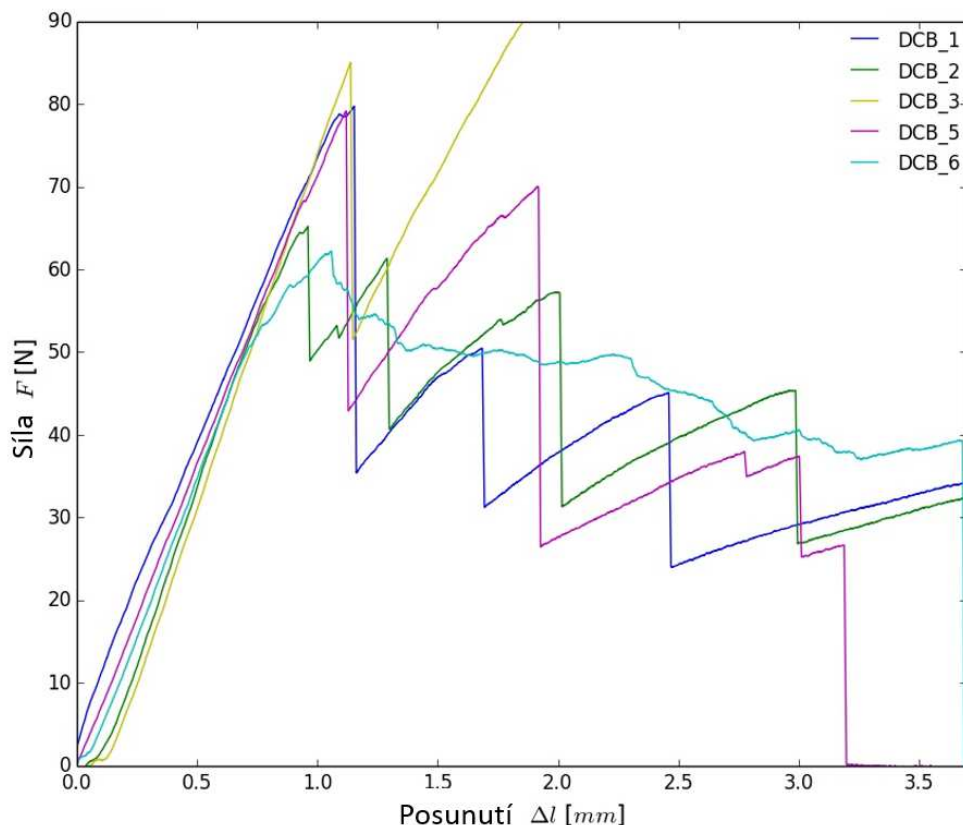
Obr. 70 - Zkouška na univerzálním trhacím stroji ZWICK ROELL Z050

Pro vyhodnocení lepeného spoje mezi kompozitními deskami byly použity záznamy ze silové buňky umístěné na příčnicku trhacího stroje a výstupu extenzometru. Tak byly získány grafy závislosti působící síly na celkovém prodloužení sledované části vzorku. Tyto záznamy později posloužily jako podklady pro zjišťování potřebných mechanických parametrů. Porušené vzorky jsou zdokumentovány na obr. 71.



Obr. 71 - DCB vzorky 1, 2, 4, 6 po porušení

Provedením zkoušek byla zjištěna závislost zatěžovací síly na posunutí všech vzorků na trhacím stroji. Záznamy zkoušek, viz obr. 72, později posloužily k identifikaci kohezivních parametrů pro numerický model.

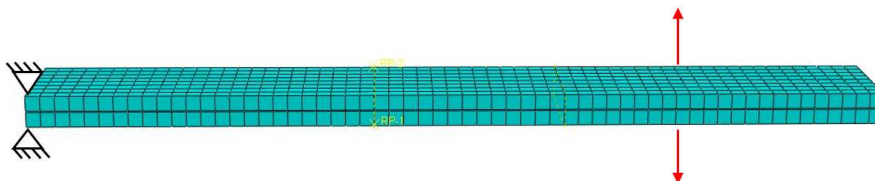


Obr. 72 - Výsledky DCB zkoušky

Data pro numerickou analýzu byla zjištěna pro pět vzorků, na šestém vzorku bylo zaznamenáno porušení lepeného spoje mezi deskou z kompozitního materiálu a pantem, namísto porušení mezi deskami.

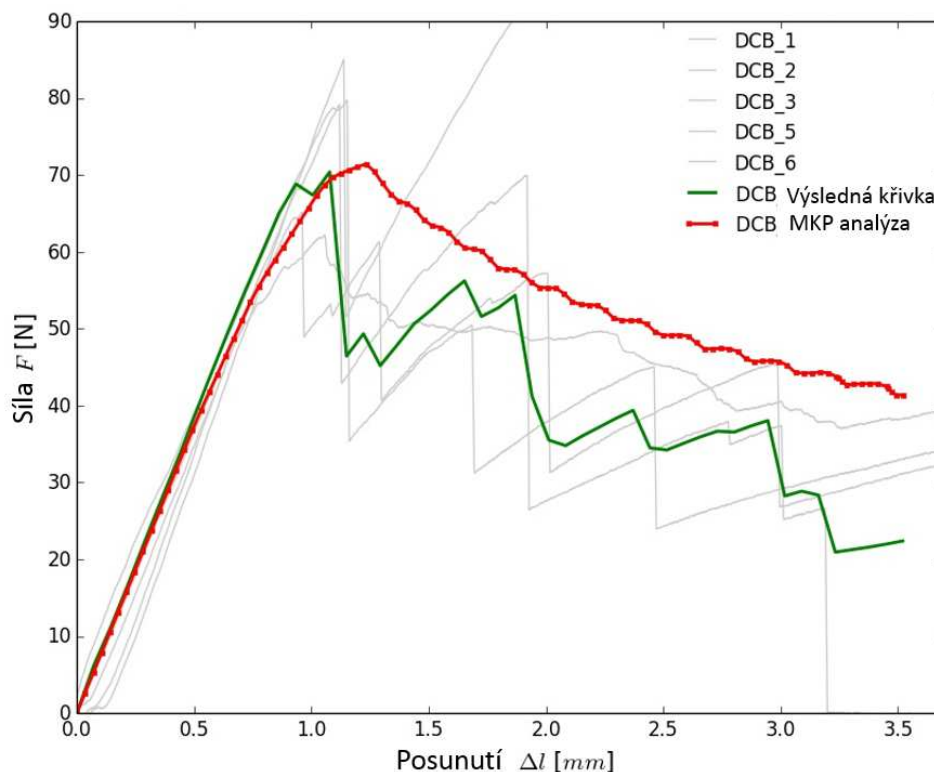
Analýza lepeného spoje metodou konečných prvků

Analýza MKP je prováděna pro zjištění potřebných materiálových parametrů, například lomové houževnatosti spoje. Mechanické vlastnosti lepených spojů byly identifikovány ruční změnou vstupních parametrů, neboť vzhledem k jednoduchosti tohoto procesu nebylo nutné použít optimalizaci vstupních parametrů gradientní metodou například v programu optiSLang. Model pro výpočet metodou konečných prvků byl vytvořen v programu Abaqus a je znázorněn na obr. 73. Jedná se o nelineární úlohu. Model byl zasíťován pomocí prostorových elementů. Vrstva lepidla byla idealizována pomocí kohezivního kontaktu. Na obě kompozitní desky byla aplikována podepření a byl zakázán posuv ve směru šířky vzorku. V místě působení síly bylo aplikováno vynucené posunutí.



Obr. 73 - Konečnoprvkový 3D model pro DCB test

Grafy závislosti zátěžné síly na posunutí lepeného spoje jsou zaznamenány na obr. 74, data z experimentálního měření jsou znázorněny šedivou barvou, zeleně je znázorněna zprůměrovaná křivka hodnot získaných experimentálně a červeně je potom znázorněna křivka získaná analýzou MKP.



Obr. 74 - Graf závislosti zátěžné síly na posunutí lepeného spoje pro DCB test

Výslednice dat z experimentu (zelená křivka) posloužila pro zjištění hodnoty kritické deformační energie $G_{Ic EXP}$ výpočtem dle ASTM, viz rovnice (64).

$$G_{Ic EXP} = \frac{3F_c \delta_c}{2b(a + \Delta)} = \frac{3 \cdot 69 \cdot 0,93}{2 \cdot 20(35 + 0)} = 137,5 \frac{J}{m^2} \quad (64)$$

Díky analýze MKP a experimentu byly získány kohezivní parametry a parametry porušení pro lepený spoj, ty jsou uvedeny v tab. 18.

Tab. 18 - Zjištěné kohezivní parametry a parametry porušení popisující DCB test

Parametry	I
K_n [GPa/m]	120,0
t_n^o [MPa]	2,3
G_n [J/m ²]	141,5

Experimentální zkouška pro mód I proběhla na šesti zkušebních vzorcích. Díly byly spojeny pomocí lepidla Scotch-Weld DP490 a zatíženy v univerzálním trhacím stroji ZWICK ROELL Z050. Byly zjištěny jednotlivé kohezivní parametry a parametry porušení pro kohezivní plošný kontakt. Zkouška DCB byla provedena v souladu s normou ASTM [19] a výstupem z ní jsou

proto mechanické parametry platné pro zmíněné lepidlo, při zatěžování dle módu I. Pro přesnější stanovení materiálových parametrů popisujících kohezivní vlastnosti a vlastnosti porušení lepených spojů by bylo nutné provést zkoušku na větším počtu vzorků. Vzhledem ke geometrii vzorků a způsobu zatížení lze říci, že získané parametry K_n , t_n^o , G_n , odpovídají módu I a jsou ekvivalentní s K_I , t_I^o , G_{Ic} . Získaná hodnota $G_{Ic EXP}$ dle ASTM vykazuje značnou shodu s hodnotou G_{Ic} získanou pomocí analýzy MKP.

5.4.2 Zjištění mechanických vlastností při zatěžování dle módu II – Standardizovaná ENF zkouška

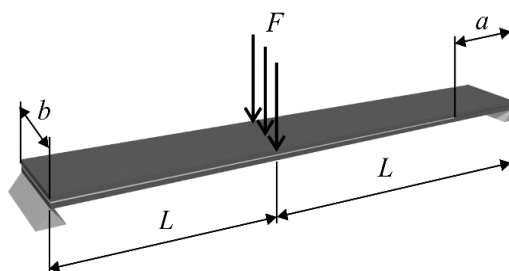
V této kapitole bylo provedeno experimentálního měření dle ASTM pro zjištění specifických parametrů lepených spojů zatěžovaných dle čistého módu II pomocí standardizované metody ENF. Lepený spoj byl podroben experimentální zkoušce a numerické simulaci metodou konečných prvků.

Experimentální zkouška

Tvar jednotlivých dílů a celé sestavy lepeného spoje je uveden na obr. 76. Při tomto testu dochází k namáhání lepidla ve směru kolmém k zatěžovací síle F , zatěžování odpovídá módu II. Desky z jednosměrného kompozitu o délce $2L$ byly zatěžovány ve vzdálenosti L od kraje. Lepený spoj se nacházel na celé délce spoje vyjma délky a . Tahovou zkouškou byla získána závislost zátěžné síly na prodloužení, která posloužila k identifikaci parametrů pro kohezivní model lepeného spoje. Spoj je tvořen deskami z jednosměrného kompozitu z uhlíkových vláken Tenax HTS 5631. Jednotlivé díly vzorku byly spojeny lepidlem Scotch-Weld DP490 od společnosti 3M za pomoci jednoduchých přípravků, které zajišťovaly správné ustavení. Vzorky jsou znázorněny na obr. 75.



Obr. 75 - Vzorky určené pro ENF test



Obr. 76 - Schéma vzorku pro ENF test [54]

Mechanické vlastnosti kompozitní trubky ve třech základních směrech jsou shrnuty v tab. 19.

Tab. 19 - Mechanické vlastnosti materiálu Tenax HTS 5631 [54]

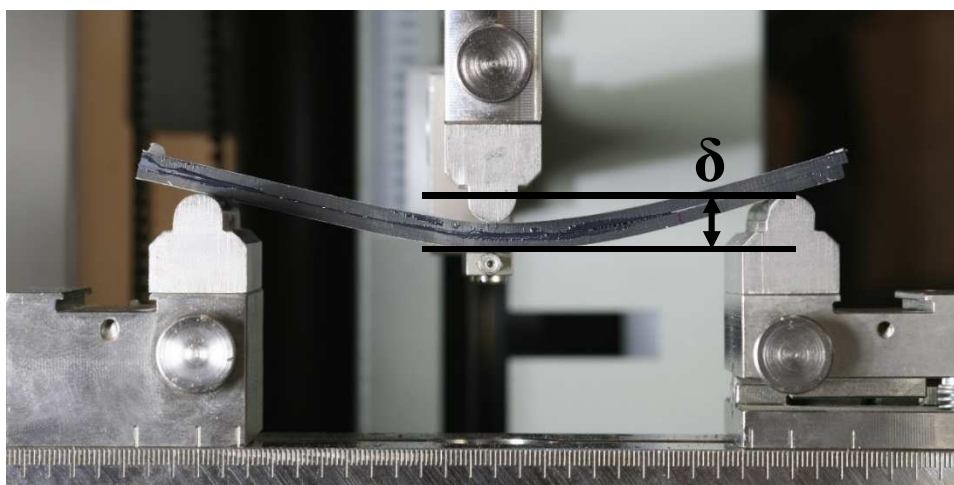
Materiál	Parametr	[GPa]	[-]	[GPa]	
Lamina		E_1	100	ν_{12} 0,337	G_{12} 4
		E_2	8	ν_{23} 0,315	G_{23} 3,04
		E_3	8	ν_{31} 0,022	G_{31} 4

Rozměry vzorků lepených dílů, které byly použity pro ENF test a které vycházejí z obr. 68, jsou uvedeny v tab. 20.

Tab. 20 - Rozměry zkoušených vzorků pro ENF test

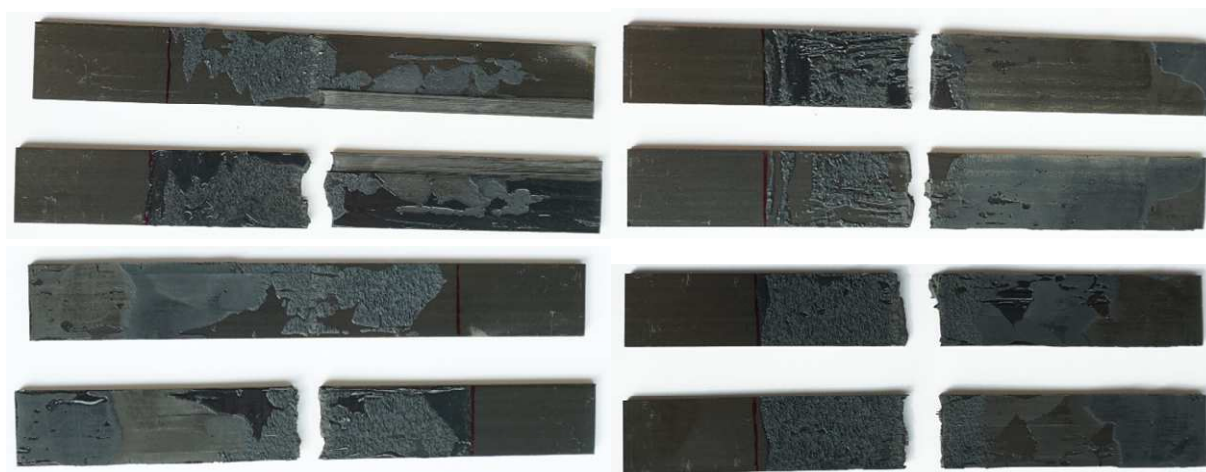
Zkouška	a [mm]	b [mm]	t [mm]	L [mm]
ENF	35	20	5	75

Celkem byly testovány čtyři vzorky, aby bylo možné stanovit kohezivní parametry lepeného spoje. Vzorky byly kvazistaticky zatěžovány na univerzálním trhacím stroji ZWICK ROELL Z050 až do úplného porušení. Způsob zatížení a směr posunutí je znázorněn na obr. 77.

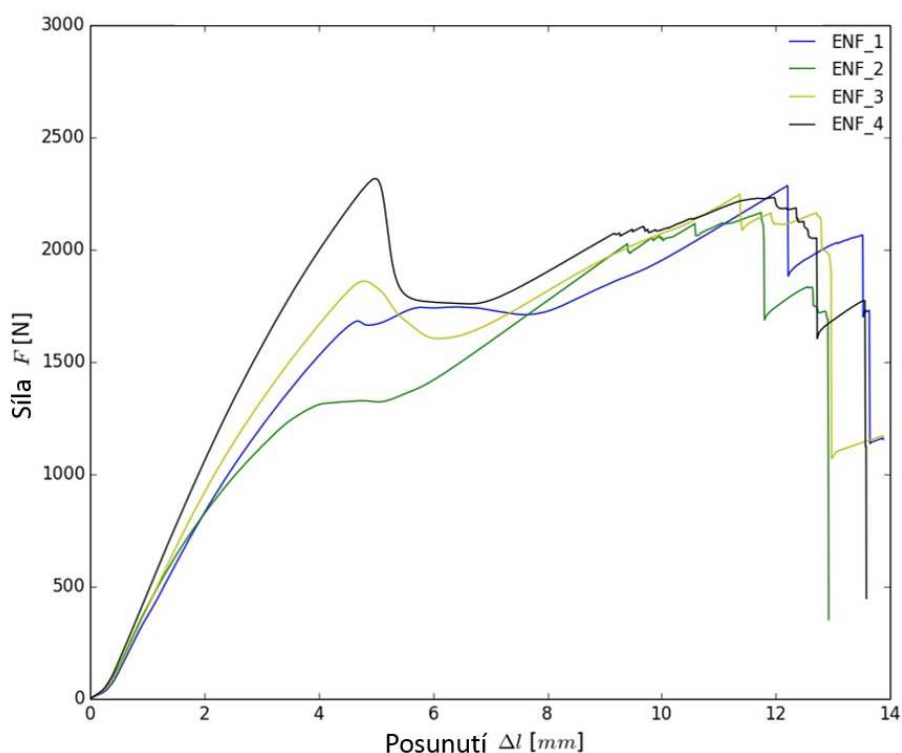


Obr. 77 - Zkouška na univerzálním trhacím stroji ZWICK ROELL Z050

Pro vyhodnocení lepeného spoje mezi kompozitními deskami byly použity záznamy ze silové buňky získané stejně jako v případě DCB testu. Tak byly získány grafy závislosti působící síly na celkovém posunutí sledované části vzorku. Porušení vzorků je znázorněno na obr. 78.



Obr. 78 - ENF vzorky 1, 2, 3, 4 po porušení



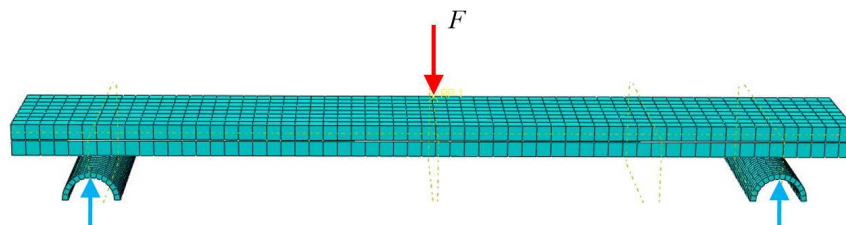
Obr. 79 - Výsledky tahové zkoušky pro ENF test

Provedením zkoušek byla zjištěna závislost zatěžovací síly na posunutí všech vzorků při jejich zatěžování na trhacím stroji. Záznamy zkoušek všech čtyř vzorků, viz obr. 79, později posloužily k identifikaci kohezivních parametrů pro numerický model.

Analýza lepeného spoje metodou konečných prvků

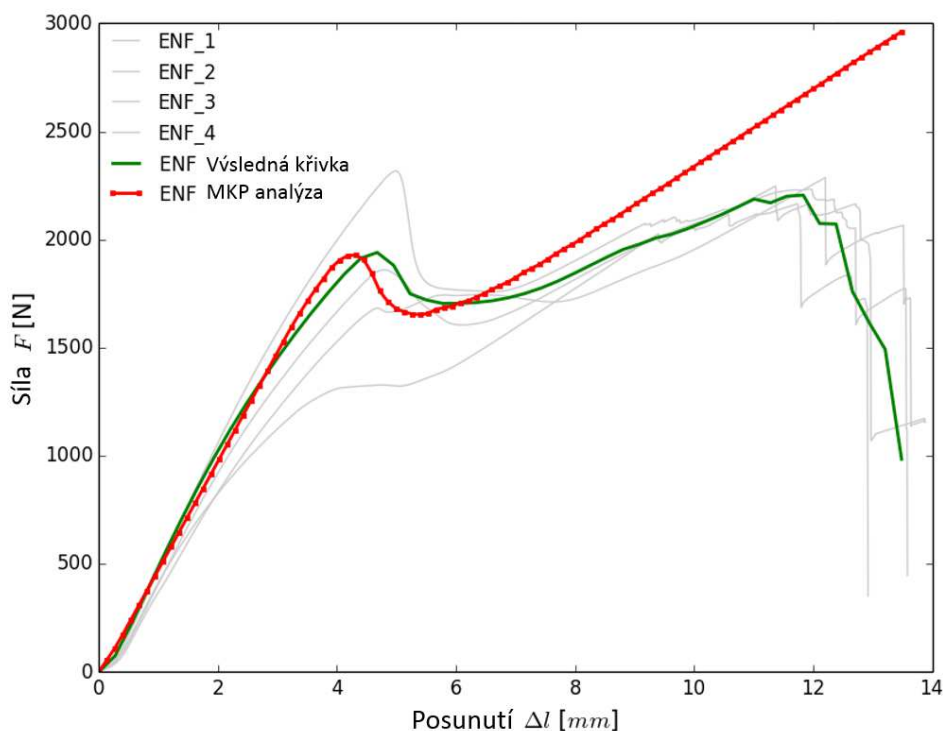
Analýza MKP byla provedena a porovnána s experimentem za účelem zjištění potřebných kohezivních parametrů a parametrů porušení, stejně jako u DCB testu. Mechanické vlastnosti

lepených spojů byly identifikovány ručně, stejně jako v případě DCB zkoušky. Model pro výpočet metodou konečných prvků byl vytvořen v programu Abaqus a je znázorněn na obr. 80. Model desky byl zasíťován pomocí šestibokých elementů. Pro idealizaci vrstvy lepidla byl použit kohezivní kontakt. Na obě kompozitní desky byly aplikovány okrajové podmínky. Podpory byly idealizovány pomocí 3D elementů.



Obr. 80 - Konečnoprvkový 3D model

Grafy závislosti zátěžné síly na posunutí lepeného spoje jsou zaznamenány na obr. 81, data z experimentálního měření jsou znázorněna šedivou barvou, zeleně je znázorněna zprůměrovaná křivka získaná z experimentu a červeně je potom znázorněna křivka získaná analýzou MKP.



Obr. 81 - Grafy závislosti zátěžné síly na posunutí lepeného spoje pro experiment a numerický model

Výslednice dat z experimentu (zelená křivka) posloužila pro zjištění hodnoty kritické deformační energie $G_{IIc EXP}$ výpočtem dle ASTM, viz rovnice (65).

$$G_{IIc EXP} = \frac{9a^2 F_c \delta_c}{2b(2L^3 + 3a^3)} = \frac{9 \cdot 34 \cdot 1930 \cdot 4,21}{2 \cdot 19,3(260^3 + 3 \cdot 19,3^3)} = 3983 \frac{J}{m^2} \quad (65)$$

Byly získány kohezivní parametry a parametry porušení pro lepený spoj, ty jsou uvedeny v tab. 21.

Tab. 21 - Kohezivní parametry a parametry porušení pro ENF test

Parametry	II
K_s [GPa/m]	130,0
t_s^o [MPa]	20,8
G_s [J/m ²]	3848

Závěr analýzy

Byly provedeny zkoušky na čtyřech zkušebních vzorcích. Díly byly spojeny pomocí lepidla Scotch-Weld DP490 a zatíženy v univerzálním trhačím stroji ZWICK ROELL Z050. Byly zjištěny kohezivní parametry K_s a parametry porušení t_s^o , G_s pro kohezivní kontakt. Zkouška ENF byla provedena v souladu s normou ASTM [21] a výstupem z ní jsou proto mechanické parametry platné pro zmíněné lepidlo, při zatěžování dle módu II. Vzhledem ke geometrii vzorků lze říci, že získané parametry K_s , t_s^o , G_s , odpovídají módu II a jsou ekvivalentní s K_{II} , t_{II}^o , G_{IIc} . Získaná hodnota $G_{IIc EXP}$ dle ASTM vykazuje značnou shodu s hodnotou G_{IIc} získanou pomocí analýzy MKP. Výsledky budou použity pro zjištění chování a přítomnosti jednotlivých módů porušení u přeplátovaných trubkových spojů zatěžovaných na krut.

5.4.3 Zjištění mechanických vlastností při zatěžování dle módu III a kritéria porušení pro mix mód

Pro predikci chování trubkového přeplátovaného spoje pomocí kohezivního modelu bylo nutné provést experiment a výsledky bylo nutné porovnat s výsledky z analýzy MKP. Při shodě, či dostatečné podobnosti těchto výsledků, bylo možné získané parametry používat pro predikci chování lepených spojů zatěžovaných dle stejného módu porušení. Pro predikci chování trubkových přeplátovaných spojů zatěžovaných krutem bylo k lepenému spoji přístupováno jako ke spoji zatíženému mix módem. Pro mix mód je chování lepeného spoje popsáno parametry K_I , K_{II} , G_{Ic} , G_{IIc} , t_I^o , t_{II}^o , jejichž hodnoty byly zjištěny v předchozích kapitolách a parametry K_{III} , G_{IIIc} , t_{III}^o , α , (η), jejichž zjištění je popsáno dále.

5.4.3.1 Experimentální zkouška

Cílem zkoušky bylo získání dat, které by později posloužily k identifikaci parametrů pro kohezivní model lepeného spoje (opět v prostředí systému Abaqus). Kvazistatická zkouška krutem probíhala při úhlové rychlosti deformace $\omega = 1^\circ/\text{min}$ až do kompletního porušení spoje. Testováno bylo všech 15 ks vzorků na speciálním zatěžovacím stroji FU-O. Toto zařízení je součástí vybavení Regionálního technologického institutu na Západočeské univerzitě v Plzni. Zkušební rám FU-O je univerzální testovací stroj využitelný jak pro provádění statických zkoušek Tah-Tlak-Krut, tak pro dynamické zkoušky Tah-Tlak-Krut. V tomto případě byly využity přídatné čelisti pro upínání válcových vzorků. Maximální hodnoty parametrů, které je možné při zkoušení vzorků využít, jsou uvedeny v tab. 22.

Tab. 22 - Parametry zkušebního rámu FU-O

Parametr	Jednotka	Hodnota
Rotační válce		
Nominální moment	[kNm]	2
Dynamický moment	[kNm]	1,6
Jmenovitý zdvih	[°]	100
Maximální zdvih	[°]	120
Vertikální válce		
Nominální síla	[kN]	250
Dynamická síla	[kN]	200
Jmenovitý zdvih	[mm]	100
Maximální zdvih	[mm]	120

Na obr. 82 jsou vidět jednotlivé části stroje. Pro vyvození síly a momentu síly disponuje stroj přímočarým a rotačním hydromotorem. Vzorky jsou upevňovány do upínačů a celý stroj je uložen na základu. Pro získání potřebných výsledků zkoušky (závislost síly na posunutí, resp. momentu síly na úhlu natočení) slouží siloměr s maximální silou 250 kN, resp. snímač momentu s maximálním momentem 2 kNm.



Obr. 82 - Model zkušebního rámu FU-O [55]

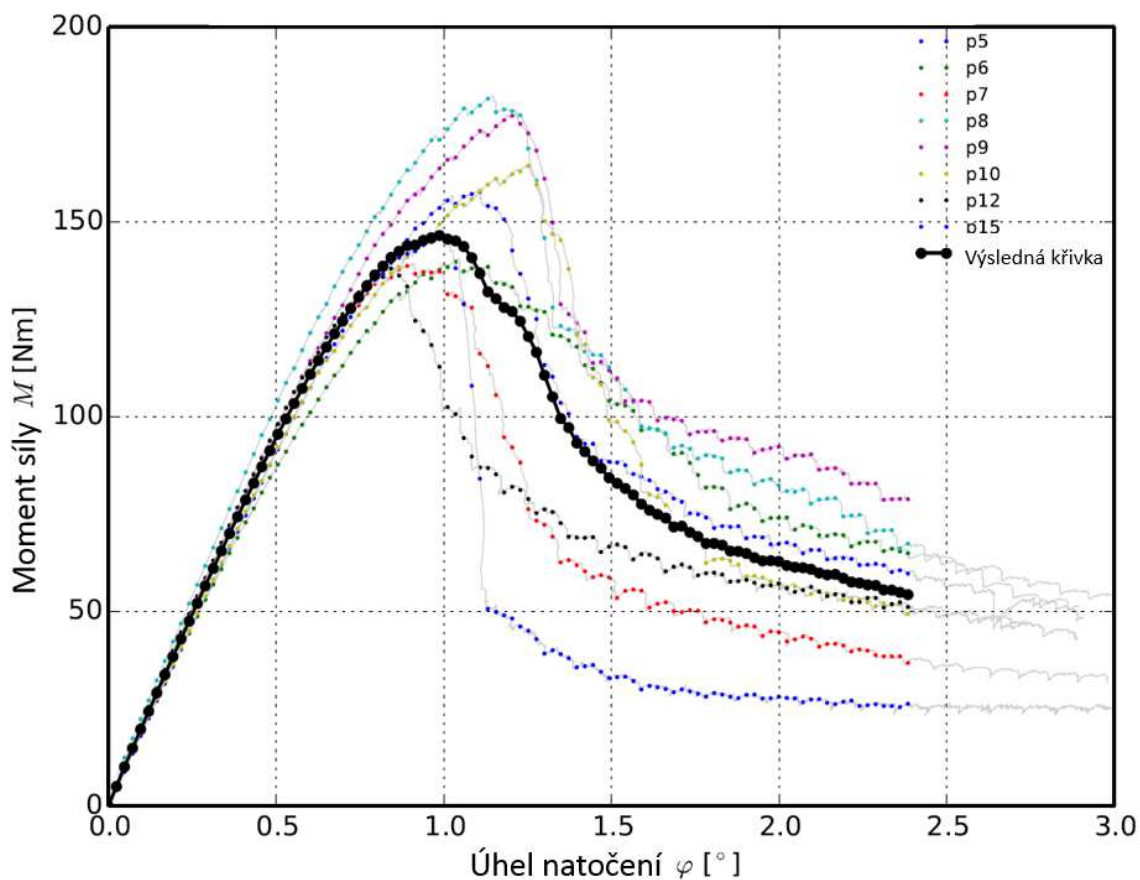
Vyhodnocení experimentální zkoušky

Pro vyhodnocení přeplátovaných trubkových spojů mezi ocelovými trny a vinutými kompozitními trubkami byly odečteny hodnoty momentu a úhlu natočení na rotačním válci zatěžovacího stroje pomocí speciálního softwaru TestControl 1.12.6.



Obr. 83 - Zatěžování vzorku lepeného spoje na zkušebním stroji

Tak byly získány grafy závislosti působícího momentu síly na celkovém úhlu natočení sledované části vzorku, jehož upnutí je znázorněno na obr. 83. Z patnácti zkoušených vzorků bylo vyřazeno pět vzorků z důvodu chyby měření nebo destrukci vzorku při upínání do čelistí. U dvou vzorků došlo k porušení lepené vrstvy na trnu s větší lepenou plochou. To mohlo být způsobeno nedodržením předepsané technologie při přípravě lepeného spoje. Tyto vzorky byly vyřazeny. Grafy závislosti úhlu natočení na zátěžném momentu získané z experimentálního měření jsou uvedeny na obr. 84 (vzorky s označením p5-p15).



Obr. 84 - Graf s křivkami závislosti úhlu natočení na zátěžném momentu získané pomocí experimentu s proložením

Záznam uvedený na obr. 84 posloužil jako podklad pro numerickou simulaci. Odlišné výsledky jednotlivých vzorků jsou zapříčiněny několika faktory. Různý sklon počáteční části křivky může být způsoben mírným výkyvem tuhosti kompozitní trubky způsobeným defekty vzniklými při jejím řezání. Okolní podmínky při lepení, technologie lepení a příprava vzorků má vliv na hodnoty maximálního momentu u jednotlivých vzorků. Většina výkyvů na křivkách, které se nacházejí v oblasti degradace tuhosti lepeného spoje, mají skokový charakter. Tato oblast je z velké části ovlivněna třením, k němuž dochází mezi adherendy a vrstvou porušeného lepidla. Na obr. 85 a obr. 86 jsou uvedeny vzorky s vhodným mechanismem porušení a vyřazené vzorky.



Obr. 85 - Vzorky vyřazené a vzorky s vhodným mechanismem porušení



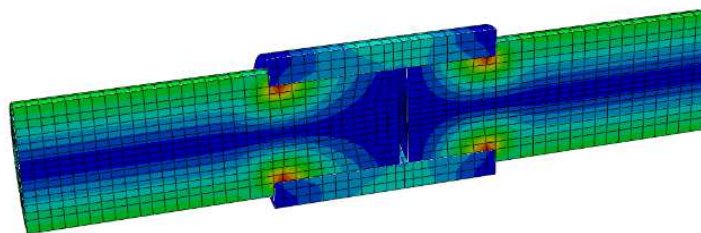
Obr. 86 - Vzorek s vhodným mechanismem porušení

Závěr experimentu

Provedením zkoušek byla zjištěna závislost momentu síly na celkovém úhlu natočení jednotlivých přeplátovaných spojů lepených trubek při jejich zatěžování na krut. Záznamy zkoušek posloužily k identifikaci kohezivních parametrů a parametrů porušení v numerickém modelu. Vzhledem k počtu vzorků by nebylo výhodné provádět zjišťování materiálových parametrů pro každý vzorek zvlášť. Experimentálně získané křivky proto byly proloženy pomocí speciálního algoritmu [56] a byla získána křivka zprůměrovaných hodnot získaná z experimentálních dat, viz obr. 84. Výsledná křivka byla zvolena jako reprezentativní vzorek, pro který budou zjišťovány parametry popisující kohezivní tuhost a parametry popisující vznik a vývoj porušení.

5.4.3.2 Analýza lepeného spoje rotačních součástí metodou konečných prvků

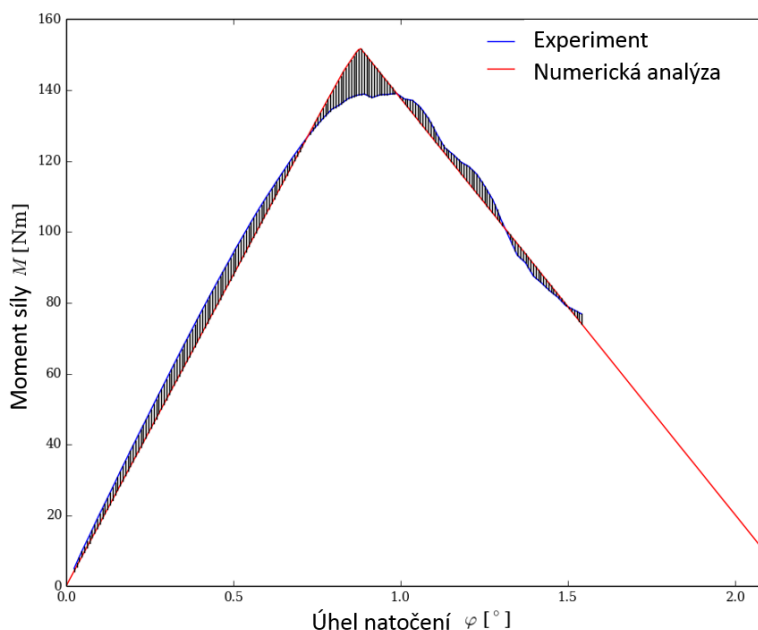
Simulace MKP byla provedena a porovnána s experimentem. Stejně jako v předchozí analýze byl i v tomto případě použit program Abaqus, kvůli dynamické podstatě úlohy. Modely dílů souhlasí se schématem na obr. 62. Vzhledem k detailním přechodům a malým rozměrům osazení trnu bylo nutné pro potřeby výpočtu model idealizovat. Idealizace vrstvy lepidla byla realizována pomocí kohezivního kontaktu. Na čelní plochu jednoho dílu byla aplikována okrajová podmínka vetknutí. Na opačné straně bylo aplikováno vynucené natočení s rychlostí $\omega = 1^\circ/\text{min}$, které odpovídá způsobu zatěžování během experimentu. Model vytvořený metodou konečných prvků je zobrazen na obr. 87.



Obr. 87 - Konečnoprvkový 3D model přelátovaného trubkového spoje

Vzhledem k tomu, že ke spoji bylo přistupováno jako ke spoji zatěžovanému dle mix módu, byly použity parametry zjištěné standardizovanými zkouškami pro mód I a II. Dále bylo zvoleno kritérium porušení Power Law, popisující chování lepeného spoje v závislosti na poměru módů ve struktuře. Toto kritérium obsahuje tři koeficienty α , β , χ . Program Abaqus toto kritérium zjednodušuje předpokladem $\alpha = \beta = \chi$. Pro kohezivní parametry a parametry porušení spoje (G_n , G_s , G_t , K_n , K_s , K_t , t_n^0 , t_s^0 , t_t^0 , α) bylo nutné zvolit vstupní hodnoty s ohledem na konvergenci výpočtu.

Identifikace a optimalizace kohezivních parametrů



Obr. 88 - Graf závislosti momentu síly na natočení lepeného spoje

Identifikace byla provedena v programu OptiSLang pomocí speciálního programu [56] minimalizací rozdílu mezi grafem závislosti momentu síly na úhlovém natočení získaném z experimentu a numerické analýzy pro reprezentativní vzorek. To je graficky znázorněno na obr. 88. Objektivní funkce, označena jako r_g , popisuje rozdíl těchto dvou křivek v jednotlivých bodech a je popsána vztahem (66), kde M_{FEA}^i je výsledný moment síly získaný numerickou analýzou a M_{exp}^i je moment síly získaný z výsledků jednotlivých zkoušek.

$$r_g = \sum_{i=0}^n \frac{(M_{FEA}^i - M_{exp}^i)^2}{\max_i(M_{exp}^i)} \quad (66)$$

Pro identifikaci parametrů byla použita pouze část výsledné křivky z obr. 84 v rozmezí 0 - 1,6°. Oblast za touto hodnotou popisuje stav porušení lepidla, kdy ve spoji začíná převládat třecí síla, která se u jednotlivých vzorků liší, což je patrné z obr. 84.

Vyhodnocení analýzy

S pomocí optimalizace v programu optiSLang byly identifikovány kohezivní parametry a parametry porušení reprezentativního vzorku lepeného spoje a jsou uvedeny v tab. 23.

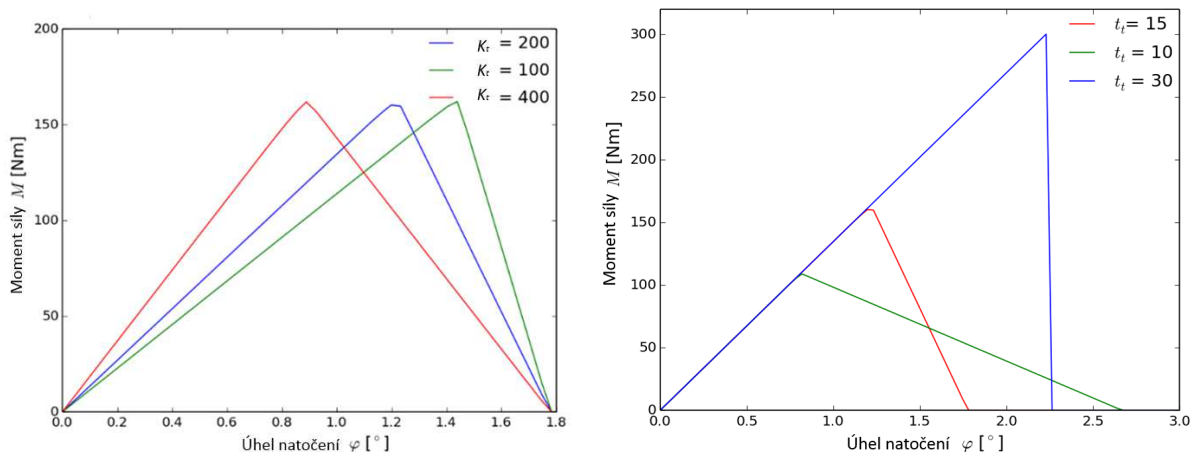
Tab. 23 - Kohezivní parametry a parametry porušení pro přelátovaný trubkový spoj zatěžovaný krutem

Parametry	Jednotky	Reprezentativní vzorek
K_n	[GPa/m]	120
K_s	[GPa/m]	130
K_t	[GPa/m]	350
t_n^o	[MPa]	2,3
t_s^o	[MPa]	20,8
t_t^o	[MPa]	14
G_n	[J/m ²]	141
G_s	[J/m ²]	3850
G_t	[J/m ²]	2850
α	[-]	1
r_g	[-]	0,903

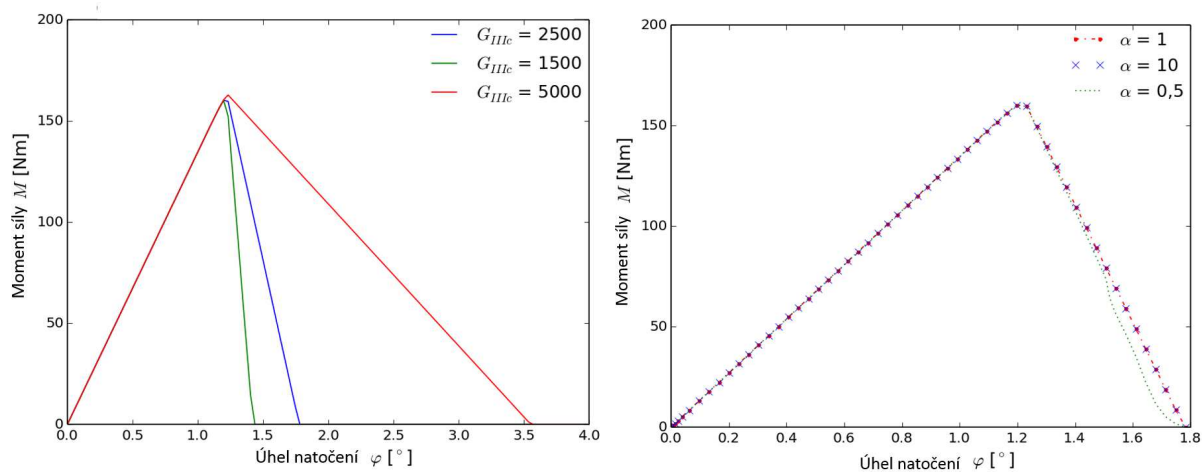
Pro správnou interpretaci výsledků se jako vhodné jevílo zjištění vlivu změny jednotlivých vstupních parametrů na výsledné chování lepeného spoje, viz tab. 24. Parametry získané optimalizací jsou v tab. 24 uvedeny jako model č. 11. Ostatní modely znázorňují vliv změny parametrů na chování lepeného spoje. Měněné parametry jsou v jednotlivých modelech podtrženy. Číselně byly vlivy změny těchto parametrů vyhodnoceny v tab. 24 pod parametrem Δr_g . Tento parametr popisuje procentuální změnu parametru r_g , tedy odchylku výsledného chování modelu od chování referenčního vzorku. Bylo zjištěno, že změna téměř všech parametrů má vliv na chování lepeného spoje. Největší vliv byl zaznamenán u parametrů t_t^o , G_t , K_t , α (v tab. 24 vyznačeny silně). Vliv ostatních parametrů byl v porovnání s vlivem těchto parametrů minimální. Grafická odezva modelu na změnu vstupních parametrů je znázorněna na obr. 89 - obr. 91.

Tab. 24 - Kohezní parametry a parametry porušení v jednotlivých krocích optimalizačního cyklu

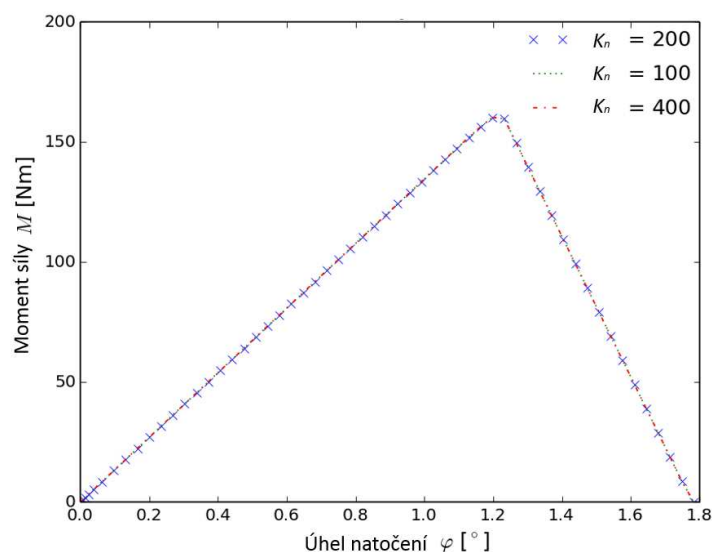
MOD EL č.	K_n	K_s	K_t	t_n^o	t_s^o	t_t^o	G_n	G_s	G_t	α	r_g	Δr_g
	$\left[\frac{GPa}{m}\right]$	$\left[\frac{GPa}{m}\right]$	$\left[\frac{GPa}{m}\right]$	[MPa]	[MPa]	[MPa]	$\left[\frac{J}{m^2}\right]$	$\left[\frac{J}{m^2}\right]$	$\left[\frac{J}{m^2}\right]$	[-]	[-]	[%]
1	200	200	200	15	15	15	2500	2500	2500	2	33,761	0,00
2	100	200	200	15	15	15	2500	2500	2500	2	33,759	-0,01
3	200	100	200	15	15	15	2500	2500	2500	2	129,71	284,2
4	200	200	100	15	15	15	2500	2500	2500	2	33,761	0,001
5	200	200	200	10	15	15	2500	2500	2500	2	33,740	-0,06
6	200	200	200	15	10	15	2500	2500	2500	2	34,162	1,19
7	200	200	200	15	15	2	2500	2500	2500	2	33,760	0,001
8	200	200	200	15	15	15	1500	2500	2500	2	33,774	0,04
9	200	200	200	15	15	15	2500	2000	2500	2	82,498	144,4
10	200	200	200	15	15	15	2500	2500	1500	2	33,761	0,001
11	<i>120</i>	<i>120</i>	<i>350</i>	<i>2,3</i>	<i>20,8</i>	<i>14</i>	<i>141</i>	<i>3840</i>	<i>2850</i>	<i>1</i>	<i>1,790</i>	<i>-94,70</i>
12	400	200	200	15	15	15	2500	2500	2500	2	33,742	-0,06
13	200	400	200	15	15	15	2500	2500	2500	2	22,513	-33,32
14	200	200	400	15	15	15	2500	2500	2500	2	33,761	0,001
15	200	200	200	30	15	15	2500	2500	2500	2	33,774	0,04
16	200	200	200	15	30	15	2500	2500	2500	2	277,21	721,1
17	200	200	200	15	15	90	2500	2500	2500	2	33,761	0,00
18	200	200	200	15	15	15	5000	2500	2500	2	33,752	-0,03
19	200	200	200	15	15	15	2500	5000	2500	2	82,229	143,6
20	200	200	200	15	15	15	2500	2500	20000	2	33,761	0,001
21	200	200	200	15	15	15	2500	2500	2500	10	33,742	-0,06
22	200	200	200	15	15	15	2500	2500	2500	0,5	38,016	12,60



Obr. 89 - Vliv změny kohezní tuhosti K_t a maximálního tečného napětí t_t^o na výsledné chování lepeného spoje



Obr. 90 - Vliv změny kritické hodnoty energie G_{IIIc} a tzv. „Power Law kritéria“ na výsledné chování lepeného spoje



Obr. 91 - Vliv změny kohezivní tuhosti K_n (a podobně tuhosti K_s , maximálního normálového napětí t_s^0 , t_t^0 kritické hodnoty energie G_n , G_s) na výsledné chování lepeného spoje

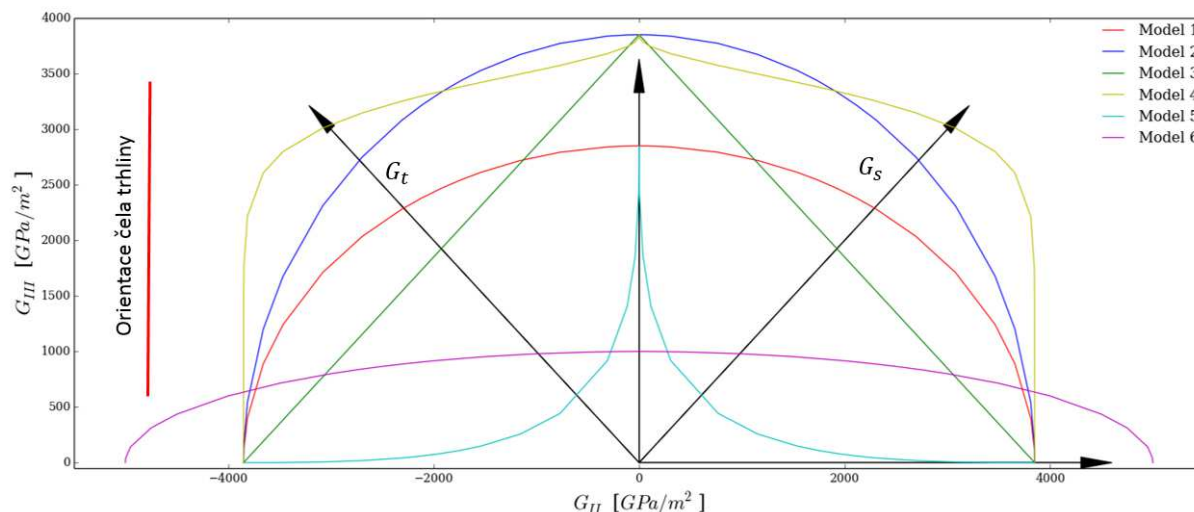
Zjištění poměru módů porušení v trubkovém přeplátovaném spoji zatěžovaném krutem

V předchozí kapitole bylo zjištěno, že na chování lepeného spoje má největší vliv změna parametrů náležících směru t . Pro zjištění přesného podílu módů porušení ve struktuře bylo nutné zjistit závislost napětí na posunutí ve třech základních směrech, neboli zjistit podíly rychlosti uvolňování deformační energie ve směrech módů porušení. To je poměrně problematické, neboť v modelu analýzy MKP je chování kohezivního modelu definováno pro tři základní směry modelu n , t , s , které nemusí korespondovat s orientací módů I, II, III. Konkrétně pro mód II je směr zatížení kolmý na orientaci čela trhliny a u módu III je s čelem trhliny rovnoběžný. Souřadnicový systém modelu analýzy MKP může být vzhledem k čelu trhliny orientován libovolně a je proto nutné učinit kroky ke zjištění, zda směr t je kolmý, rovnoběžný, nebo různoběžný ke směru módu III. Jedním z řešení tohoto problému je volba souřadného systému v souladu s předpokládanou orientací čela trhliny, aby směr s odpovídal směru módu II a směr t odpovídal směru módu III. Pak i získané parametry náležící směru s odpovídají módu II a parametry ve směru t módu III. Při zatěžování dle mix módu a při použití souřadného systému libovolně orientovaného vůči směru čistých módů II a III lze kritéria porušení (B-K, Power Law) použít pouze v jednom případě, viz dále. Ve většině případů přinese výpočet chybné výsledky. Různá vzájemná orientace souřadnicového systému dle módu II a III a souřadnicového systému dle směrů s , t v modelu analýzy MKP pro různý poměr módů porušení je graficky znázorněna na obr. 92. Hodnoty dosazené do Power Law kritéria (viz rovnice (68)) pro Model 1 - 6 (viz obr. 92) jsou uvedeny v tab. 25.

Tab. 25 - Parametry zvolené pro jednotlivé modely uvedené na obr. 92

	Jednotky	Model 1	Model 2	Model 3	Model 4	Model 5	Model 6
G_{IIc}	[J/m ²]	3850	3850	3850	3850	3850	5000
G_{IIIc}	[J/m ²]	2850	3850	3850	3850	2850	1000
α	[-]	2	2	1	0,4	0,4	2
β	[-]	2	2	1	10	0,4	2

Ze získaných poznatků vyplývá, že pokud do modelu MKP nastavíme za hodnoty G_t a G_s hodnoty G_{IIc} , G_{IIIc} bez znalosti orientace čela trhliny, bude model věrohodně použitelný pouze v případě, pokud bude mít křivka popisující tento model stejný předpis v obou souřadných systémech. To by platilo pouze v případě, že $G_{IIc} = G_{IIIc}$ s exponenty $\alpha = \beta = 2$. Tento stav je graficky znázorněn v obr. 92 jako model 2, výsledná křivka tvoří kružnici.

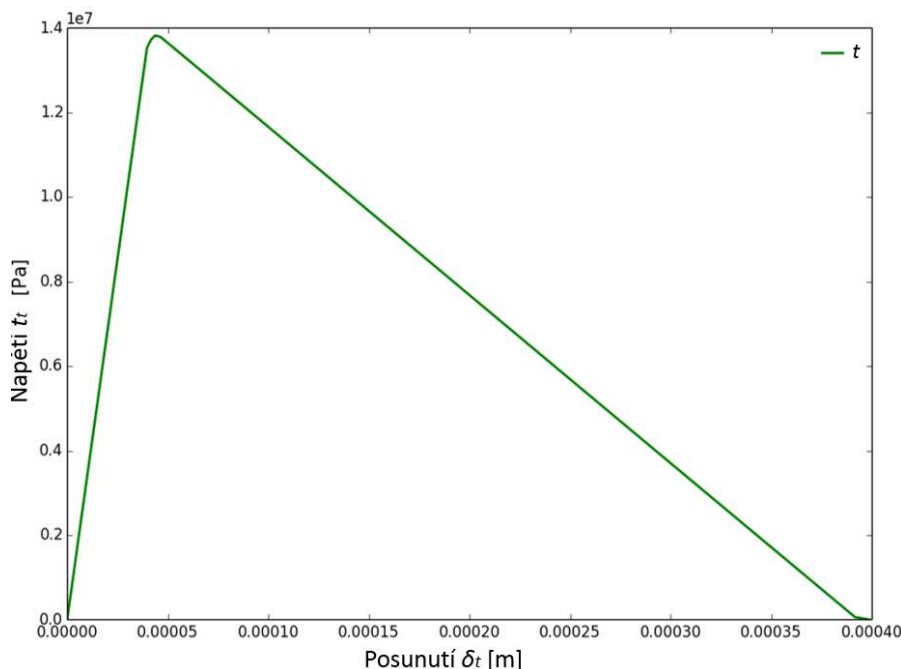


Obr. 92 - Grafické znázornění volby různých parametrů G_{IIc} , G_{IIIc} , α , β při použití kritéria porušení Power Law v souřadném systému modelu a souřadném systému orientovaném dle módů porušení

Pro zjištění podílu módů porušení a orientace čela trhliny v lepeném spoji byly využity dříve provedené experimenty a analýza MKP. Model MKP prokázal, že směr orientace čela trhliny je rovnoběžný se směrem zatížení t . Podíl módů porušení lze v analýze MKP zjistit s podílu rychlosti uvolňování deformační energie ve směrech porušení. Závislost této veličiny pro směr hlavního namáhání u popisovaného modelu přepřátovaných trubkových spojů zatěžovaných krutem je znázorněna na obr. 93. Konkrétní hodnota je zaznamenána v rovnici (67).

$$G_{III} = 2849,99 \frac{GPa}{m^2} \quad (67)$$

Stejně tak byly zjištěny energie G_{II} a G_I . Jejich podíl v poměru ke G_{III} byl menší než 0,01%. Hodnota rychlosti uvolňování deformační energie G_t není shodná s energií G_{IIc} , která byla zjištěna standardizovanou zkouškou dle ASTM [21]. Orientace čela trhliny zjištěná metodou konečných prvků je shodná se směrem zatěžování, což je v modelu označeno jako t . Díky těmto skutečnostem z výsledků analýzy MKP vyplývá, že lepený spoj je zatěžován pouze ve směru čistého módu III. A tento mód je v modelu orientován ve směru zatížení t .



Obr. 93 - Závislost napětí ve struktuře lepeného spoje na příslušném posunutí ve směru t

5.4.4 Závěry

Byly zjištěny parametry popisující chování přeplátovaného trubkového lepeného spoje při zatěžování krutem. U specifických vzorků zatěžovaných na krut bylo v rámci publikací predikováno zastoupení více módů porušení, což bylo u některých vzorků potvrzeno analýzami MKP. Jednalo o všechny testy, které se jeví jako perspektivní pro standardizovanou zkoušku zjišťování chování spojů zatěžovaných dle módu III. Jmenovitě se jednalo o SCB test, ECT test a 6PBP test. Při vyhodnocování trubkových spojů zatěžovaných krutem proto bylo nutné v rámci této disertační práce provést několik experimentálních měření, díky kterým byly zjištěny kohezivní parametry a parametry porušení pro všechny módy porušení. V případě módu I a II proběhlo zjištění potřebných parametrů na základě provedených standardizovaných zkoušek dle ASTM. Výsledné hodnoty kritické rychlosti uvolňování deformační energie získané pomocí MKP modelu a pomocí analytického výpočtu jsou zaznamenány v tab. 26. Nalezená shoda dříve zmíněných parametrů dosahuje řádově jednotek procent a lze ji proto označit za vyhovující.

Tab. 26 - Kritické hodnoty uvolňování deformační energie pro módy I a II získané dle ASTM a analýzou MKP

	G_{IIc}	G_{Ic}	Jednotky
Analýza MKP	3850	141	[GPa/m ²]
Analytický výpočet dle ASTM	3893	137,5	[GPa/m ²]
Odchylka	1,11	2,5	[%]

Bylo nutné zjistit parametry pro mód III, zda se jedná o mix mód a případnou hodnotu kritéria porušení. Úloha byla řešena jako by se jednalo o zatěžování dle mix módu, a při výpočtu proto bylo využito kritérium porušení Power Law. Na základě zkoušky ENF pro mód II, která byla

provedena dříve, bylo zjištěno, že parametry získané trubkovým přeplátovaným spojem zatěžovaným krutem neodpovídají módu II. Z numerického modelu vyplynulo, že směr t odpovídá směru módu III a že ve spoji je téměř stoprocentní podíl tohoto módu, což koresponduje s předpokládanou orientací čela trhliny. Lze proto paušálně konstatovat, že za ideálních podmínek probíhá zatěžování trubkových spojů krutem podle čistého módu III a podíl ostatních módů lze zanedbat. Proto při řešení není nutné použití kritérií určených pro mix mód a tyto spoje lze vyhodnocovat na základě kritéria popisujícího porušení při módu III. Toto kritérium je uvedeno v rovnici (68).

$$\frac{G_{III}}{G_{IIIc}} = 1 \quad (68)$$

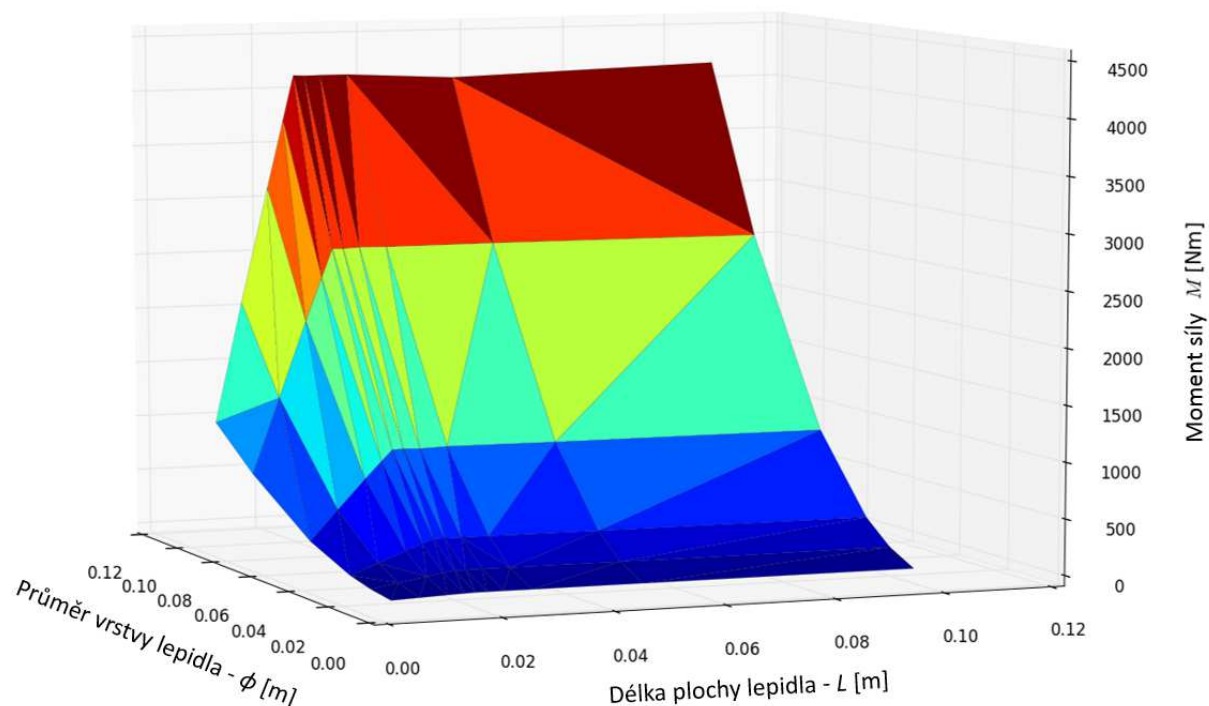
Přínosem provedeného výzkumu je zjištění kohezivních parametrů a parametrů porušení t_t^0 , G_t , K_t , které náleží módu III a lze je proto prohlásit za t_{III}^0 , G_{IIIc} , K_{III} , jejichž hodnoty jsou uvedeny v tab. 27.

Tab. 27 - Výsledné parametry popisující chování lepeného spoje při čistém módu I, II a III

<i>Parametry</i>		
K_{III}	[GPa/m]	350
t_{III}^0	[MPa]	14
G_{IIIc}	[J/m ²]	2850

Využitelnost parametrů získaných při zatěžování dle módu III by měla korespondovat s využitím parametrů získaných standardizovanými zkouškami DCB a ENF. Parametry porušení by proto měly být využitelné pro predikci chování pomocí kohezivního modelu v analýze MKP pro libovolný spoj slepený pomocí lepidla Scotch-Weld DP490, s tloušťkou vrstvy lepidla 0,05 - 0,4 mm, s libovolnou délkou spoje. Parametry platí pro stejné materiály adherendů. Průměr, na kterém se nachází vrstva lepidla, by do určité míry neměl hrát roli. Pouze za předpokladu, že by velikost průměru byla řádově větší, než ostatní rozměry dílu, by bylo vhodné vyšetřit, zda se vlastnosti lepeného spoje neblíží parametrům získaným pro mód II. Na základě získaných kohezivních parametrů a parametrů porušení, viz tab. 27, bylo možné zjistit únosnosti trubkových přeplátovaných spojů s různou délkou, tloušťkou vrstvy lepidla a průměrem plochy, na které se nachází. Zvolen byl rozsah délek 10, 20, 30, 50, 100 mm, rozsah průměrů 10, 20, 30, 50, 100 mm a rozsah tlouštěk vrstvy lepidla 0,1 mm, 0,2 mm, 0,3 mm, 0,4 mm. Výsledné hodnoty by měly posloužit jako podpora při konstrukčním návrhu trubkových přeplátovaných spojů zatěžovaných na krut pro uživatele bez znalosti chování těchto typů spojů nebo tvorby MKP analýz. Pro získání zmíněných únosností byla provedena sada analýz MKP pro jednotlivé geometrie. Z analýz vyplynulo, že tloušťka vrstvy lepidla v rozsahu 0,1 - 0,4 mm neovlivnila únosnost spoje o více než 0,9 %. Tuto hodnotu lze hodnotit jako zanedbatelnou a tato hodnota koresponduje s výsledky uvedenými ve zprávě [5], ve které bylo experimentálně zjištěno, že u odlišného trubkového spoje neměla na únosnost spoje vliv změna tloušťky v rozsahu 0,05 - 0,4 mm. Vliv změny délky lepené plochy a průměru vrstvy lepidla na

maximální moment síly, který je lepený spoj schopen přenést, je znázorněn na obr. 94. Tento obrázek obsahuje hodnoty získané analýzou MKP.



Obr. 94 - Závislost únosnosti spoje při změně základních rozměrů vrstvy lepidla získané pomocí analýzy MKP

Grafické znázornění vlivu změny geometrie na únosnost spoje vychází z hodnot zaznamenaných v tab. 28, kde je uvedena únosnost spoje v Nm, černou barvou jsou zde zaznamenaný únosnosti získané analýzou MKP a červenou barvou únosnosti spočtené dle analytického výpočtu.

Tab. 28 - Závislost únosnosti (M_{kmax} - Nm) trubkového překládaného spoje na rozměrech vrstvy lepidla

T=0,2 [mm]	L=5 [mm]	L=10 [mm]	L=15 [mm]	L=18 [mm]	L=20 [mm]	L=22 [mm]	L=25 [mm]	L=30 [mm]	L=50 [mm]	L=100 [mm]
$\phi=10$ [mm]	10,0 4,5	20,0 9,0	29,9 13,5	35,7 16,2	38,9 18,0	39,3 19,8	39,6 22,5	39,2 27,0	39,2 45,1	39,4 90,2
$\phi=20$ [mm]	41,9 18,0	83,4 36,1	124,6 54,1	148,6 64,9	165,0 72,1	164,6 79,3	166,0 90,2	165,3 108,2	165,7 180,3	165,2 360,7
$\phi=30$ [mm]	94,6 40,6	189,2 81,1	283,4 121,7	340,4 146,1	370,1 162,3	376,5 178,5	375,8 202,9	376,2 243,4	373,5 405,7	374,2 811,5
$\phi=50$ [mm]	265,6 112,7	532,4 225,4	794,9 338,1	946,5 405,7	1040,5 450,8	1047,6 495,9	1042,3 563,5	1043,5 676,2	1046,0 1127,0	1045,7 2254,1
$\phi=80$ [mm]	687,4 288,5	1365,9 577	2045,8 865,6	2432,7 1038,7	2693,5 1154,1	2690,8 1269,5	2698,2 1442,2	2693,5 1731,1	2694,4 2885,2	2685,8 5770,5
$\phi=100$ [mm]	1044,3 450,8	2137,3 901,6	3170,8 1352,5	3782,6 1622,9	4180,4 1803,3	4180,8 1983,6	4182,4 2254,1	4182,7 2704,9	4182,2 4508,2	4209,2 9016,4

Hodnoty jsou platné pro tloušťku vrstvy lepidla $T = 0,2$ mm. Ze získaných výsledků analýzy MKP vyplývá, že změna délky vrstvy lepidla nad hodnotu $L = 20$ mm nemá výrazný vliv na únosnost spoje. Z tabulky vyplývá, že únosnost získaná pomocí analýzy MKP je dvojnásobná oproti únosnostem zjištěným pomocí analytického výpočtu. To platí přibližně do délky spoje 20 mm, nad kterou přenášený moment vypočtený pomocí MKP stagnuje. Analytický výpočet

tento jev nezahrnuje a pro délky vrstvy lepidla nad 50 mm, dokonce překračuje únosnost zjištěnou analýzou MKP. Tyto hodnoty jsou v tabulce zvýrazněny tučně červenou barvou. Z tohoto důvodu se jeví při návrhu lepeného spoje v aplikacích hraničících s maximální únosností spoje jako nejvhodnější využití rozměrů lepeného spoje dle tab. 28. V případě potřeby vyšších přenášených momentů by bylo nutné provedení dalších výpočtů analýzou MKP s využitím získaných kohezivních parametrů a parametrů porušení, (viz tab. 29 - pro lepidlo Scotch-Weld DP490), namísto analytického výpočtu.

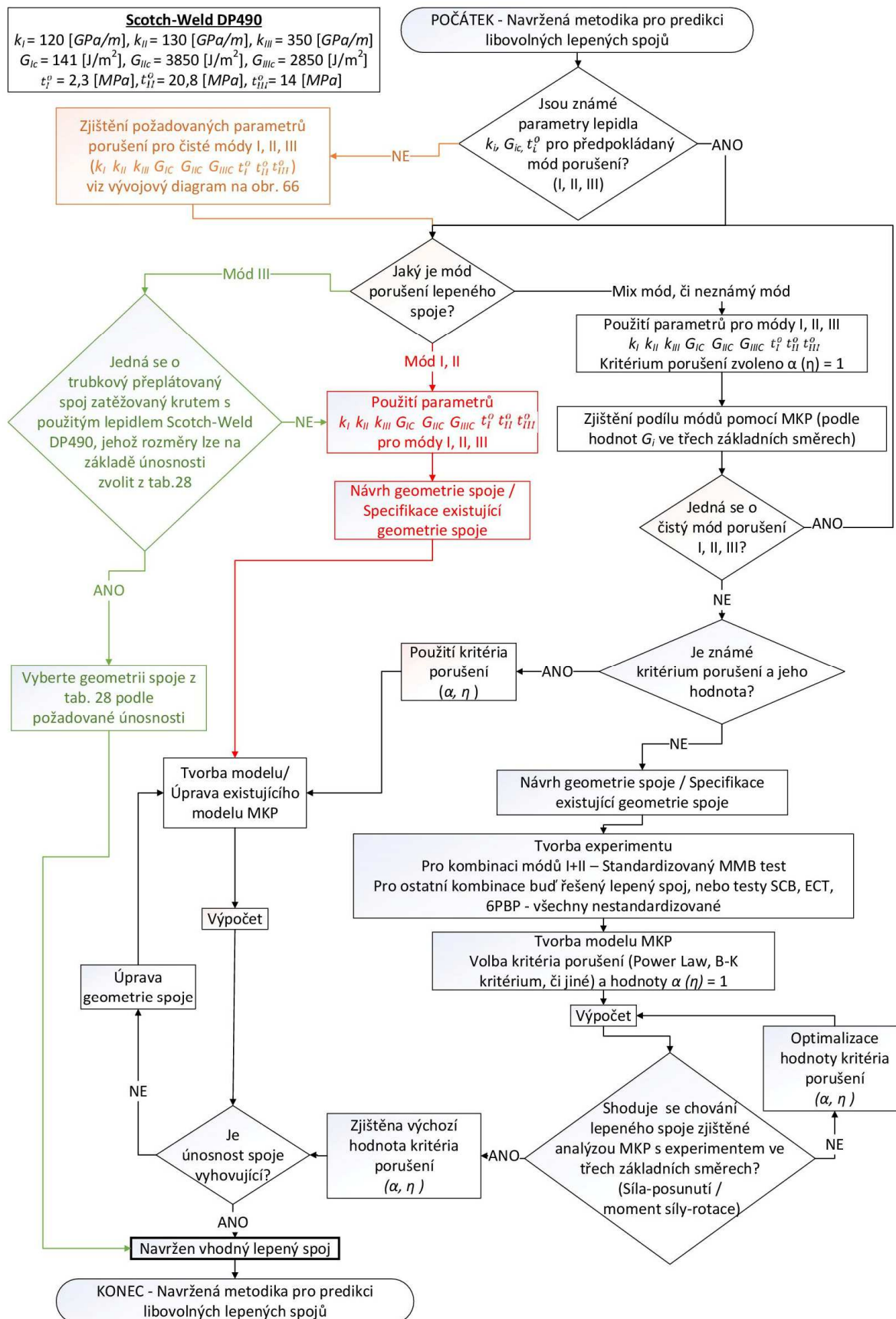
5.5 Navržená metodika predikce chování lepených spojů

Tato kapitola obsahuje metodiku pro predikci libovolných lepených spojů a konkrétní postup je znázorněn na obr. 95. Metodika umožňuje predikovat trubkové přeplátované spoje zatěžované krutem. V případě použití lepidla Scotch-Weld DP490 stačí pouze vybrat příslušné rozměry na základě tab. 28 uvedené v předchozí kapitole. V případě, že potřebná únosnost není v tabulce uvedena, je nutné provést predikci pomocí výpočtu analýzou MKP s využitím kohezivního modelu. Stejný postup platí pro jiné typy lepených spojů zatěžovaných dle čistých módů I, II, III. Pro ně lze při použití lepidla Scotch-Weld DP490 využít získané kohezivní parametry a parametry porušení, viz tab. 29.

Tab. 29 - Výsledné parametry popisující chování lepeného spoje při čistém módu I, II a III

<i>Parametry</i>		
K_I	[GPa/m]	120
K_{II}	[GPa/m]	130
K_{III}	[GPa/m]	350
t_I^o	[MPa]	2,3
t_{II}^o	[MPa]	20,8
t_{III}^o	[MPa]	14
G_{Ic}	[J/m ²]	141
G_{IIc}	[J/m ²]	3850
G_{IIIc}	[J/m ²]	2850

Pro jiná lepidla je nutné příslušné parametry zjistit postupem popsáním na obr. 66. Metodika zahrnuje postup návrhu lepeného spoje pro libovolný typ lepidla a libovolného způsobu zatěžování i v případě neznalosti přítomných módů porušení v lepeném spoji.



Obr. 95 - Vývojový diagram postupu predikce chování lepených spojů

6 Závěr

Tato práce se zabývala spojováním kompozitních materiálů s kovy a predikcí jejich chování. V práci jsou popsány a rozděleny možnosti realizace těchto spojů. Větší pozornost byla věnována spojům lepeným, neboť jejich vlastnosti, chování a způsob praktické aplikace se jevil jako nejvýhodnější z hlediska ceny, pracnosti a získaných vlastností. Práce byla úzce zaměřena na možnosti predikce vlastností těchto spojů, konkrétně formou analýzy MKP. Bylo zjištěno množství různých způsobů tvorby modelů lepených spojů v analýze MKP s různou měrou idealizace vrstvy lepidla, obou adherendů a s různým způsobem popisu a vyhodnocení procesu porušování těchto spojů. Hlavním cílem této práce byl návrh metodiky pro predikci chování lepených spojů. Ta měla být využitelná při konstrukčních návrzích těchto spojů. Tato metodika obsahuje obecný postup při návrhu libovolných lepených spojů a její hlavní částí je řešení trubkových překlátovaných spojů zatěžovaných krutem, bez nutnosti provedení experimentálního měření, případně s minimalizací počtu nutných měření. Při tvorbě modelu byl použit kohezivní model, konkrétně kohezivní kontakt. Tento model popisuje chování lepidla pomocí kohezivních parametrů a parametrů porušení, které vypovídají o chování struktury z pohledu pevnostního, tuhostního a uvolněné deformační energie systému v závislosti na módu porušení. Tento model byl zvolen s přihlédnutím k optimálnímu řešení z hlediska času, přesnosti výpočtu, jednoduchosti tvorby modelu a komplexně popisuje oblast před iniciací porušení i oblast vývoje porušení. Vzhledem k nejasnému módu porušení u trubkových překlátovaných spojů zatěžovaných na krut bylo při predikci chování lepených spojů překlátovaných trubek zatěžovaných krutem přistoupeno jako k zatěžování dle mix módu. Bylo nutné provést experimentální měření a numerické analýzy MKP. V rámci experimentů byly vyrobeny sady vzorků, které byly podrobeny experimentálním zkouškám. Tvar spoje a volba lepidla byly podloženy poznatky získanými dřívějším výzkumem. Na základě provedených experimentů a analýzy MKP byly zjištěny nejen kohezivní parametry a parametry porušení pro módy porušení I, II, III, ale rovněž bylo zjištěno dle jakého módu porušení je zatěžován řešený spoj. Parametry pro módy I a II byly zjištěny dle standardů ASTM [19, 21] a kritické hodnoty uvolněné deformační energie G_{Ic} a G_{IIc} získaných analýzou MKP vykazovaly mimořádnou shodu s analytickým výpočtem těchto hodnot, který je předepsán příslušnou normou. Při řešení trubkového překlátovaného spoje bylo zjištěno zatěžování dle čistého módu III, což koresponduje se zdrojem [49]. Dále bylo výzkumem provedeným v rámci této disertační práce zjištěno, že hodnoty kritické rychlosti uvolněné deformační energie G_{IIc} a G_{IIIc} nejsou shodné. To je v rozporu se závěry publikace [57], ve které byla rovnost deformačních energií předpokládána. Tyto poznatky pomohly k objasnění principu chování lepených spojů při kombinovaném zatížení dle módu II a III. Bylo zjištěno, že při kombinaci těchto dvou módů porušení je nutná volba orientace souřadnicového systému modelu tak, aby směr s odpovídal směru módu II a směr t módu III. V opačném případě mohou být výsledky při použití kritéria porušení (Power Law, B-K) chybné. Experimentální testování trubkového překlátovaného spoje neprobíhalo v souladu s normou ASTM, neboť žádná experimentální zkouška dle ASTM, která by umožňovala získání parametrů porušení při zatěžování dle čistého módu III, případně dle mix módu nebyla dosud nalezena. V minulosti byl u všech metod, které se pro účel získání těchto specifických parametrů jevily jako vhodné [23, 50, 51, 52, 53],

nalezen podíl jiných módů porušení než čistého módu III, přičemž tento podíl byl proměnlivý v různých místech vzorku. Proto se zkouška trubkového přeplátovaného spoje zatěžovaného krutem ukázala jako vhodný nástroj pro zjišťování těchto specifických parametrů při zatěžování dílů dle módu III. Všechny získané kohezivní parametry a parametry porušení byly navrženy pro predikci vlastností lepených spojů s použitím kohezivního modelu implementovaného v analýzách MKP. Jsou použitelné v lepených spojích se stejným typem lepidla - Scotch-Weld DP 490, s libovolnou délkou spoje, a s podobnými adherendy. Dále jsou použitelné pro spoje se shodnou, či podobnou tloušťkou vrstvy lepidla v rozmezí 0,05 - 0,4 mm. Z výsledků této práce vyplývá, že změna tloušťky vrstvy lepidla v rámci zmíněného rozmezí nemá výrazný vliv na únosnost spoje, což koresponduje se zdrojem [5]. Pro srovnání a relevanci výsledků získaných pomocí analýzy MKP byl proveden analytický výpočet dle [1], který je alternativou výpočtu lepených spojů. Pevnost spoje predikovaná analytickým výpočtem byla více než poloviční oproti výsledkům získaným experimentem a ve stejném poměru byla i délka spoje reálného vzorku a potřebná délka spočtená dle analytického výpočtu. Dále bylo zjištěno, že únosnost dle analytického výpočtu je přímo úměrná délce spoje. Toto chování nekoresponduje s výsledky experimentálního měření v některých publikacích [5, 49] a s výsledky analýzy MKP uvedené v této disertační práci. Z výsledků této disertační práce a ze zmíněných zdrojů vyplývá, že při zvyšování délky lepeného spoje nad určitou kritickou mez dochází ke stagnaci únosnosti spoje. Použití analytického výpočtu se proto na rozdíl od navrhované metodiky nejeví jako vhodné. Analytický výpočet rovněž nezahrnuje vliv tloušťky vrstvy lepidla, vliv drsnosti, či vliv volby materiálu adherendů. Toto jsou zásadní nedostatky analytického výpočtu dle [1] oproti analýze MKP s využitím kohezivního modelu, u kterého lze nalézt přibližnou shodu pevností s experimentem a spoje navrhovat s ohledem na případnou bezpečnost.

6.1 Shrnutí přínosů práce

- Bylo provedeno shrnutí různých možností spojování kompozitních materiálů s kovy se zaměřením na predikci vlastností těchto spojů prostřednictvím analýzy MKP.
- Byly nalezeny potřebné kohezivní parametry a parametry porušení pro módy I, II a III, po jejichž dosazení do kohezivního modelu implementovaného v analýze MKP je možné predikovat pevnost a tuhost lepených spojů slepených lepidlem Scotch-Weld DP490.
- Poznatky a získané parametry jsou využitelné pro lepené spoje zatěžované dle mix módu s libovolným podílem všech tří základních módů porušení. Například při návrhu připojovacího rozhraní pro přenos momentu síly na vřetena obráběcích strojů a obecně pro přenos řezné síly od nástroje, kdy mohou být přítomny různé kombinace módů porušení.
- Díky získaným kohezivním parametrům a parametrům porušení byla zjištěna závislost průměru lepeného spoje, tloušťky a délky vrstvy lepidla na únosnosti spoje. Získaná tabulka predikovaných únosností lepených spojů přeplátovaných trubek zatěžovaných krutem může sloužit jako široce použitelný podpůrný materiál při konstrukčním návrhu trubkových přeplátovaných lepených spojů zatěžovaných krutem, bez znalosti

problematiky kohezivních prvků, tvorby modelů pro MKP analýzy a bez znalosti mechanismů porušování lepených spojů.

- Byla nalezena metodika pro predikci libovolných lepených spojů, libovolně zatěžovaných.
- Bylo upozorněno na možnou nespolehlivost analytického výpočtu s ohledem na změnu délky lepeného spoje.

6.2 Podněty pro budoucí výzkum

Širší využití navrhované metodiky a získaných kohezivních parametrů a parametrů porušení by bylo vhodné podpořit dalším výzkumem, ve kterém by měly být zkoumány možnosti použití získaných parametrů pro jiné materiály s výrazně odlišnou tuhostí obou adherendů, pro různé drsnosti ploch, pro velké tloušťky lepidla, pro jiné geometrie vzorků, pro jiné způsoby zatěžování. Pro zpřesnění dosažených výsledků by bylo vhodné provést experimenty na větším počtu vzorků v řádech stovek až tisícovek kusů, což by znamenalo mnohonásobně vyšší finanční nároky. Získané kohezivní parametry a parametry porušení jsou rovněž využitelné při predikci chování spojů zatížených mix módem. Zde by ovšem bylo nutné pro konkrétní typy lepidel a materiály adherendů provést další experimenty pro zjištění hodnot parametrů popisujících 3D kritéria porušení, určená pro struktury zatěžované dle mix módu. Jmenovitě jsou to α , β , χ pro Power Law kritérium, či η pro B-K kritérium. Zbylé hodnoty deformačních energií G_{Ic} , G_{IIc} , G_{IIIc} již byly zjištěny v rámci této disertační práce. Další možnou cestou by bylo nalezení vhodnějšího kritéria porušení, které by lépe vystihovalo chování lepeného spoje, na základě těchto provedených experimentů. Vzhledem k tomu, že u trubkového spoje zatěžovaného krutem bylo zjištěno porušování pouze dle čistého módu III a zatím nebyl nalezen jiný podobný způsob, bylo by vhodné se tomuto tvaru vzorku a způsobu zatěžování věnovat jako možné standardizované zkoušce použitelné pro zjišťování kritické rychlosti uvolňování deformační energie G_{IIIc} . Stejně tak se jako perspektivní jeví trubkový přeplátovaný spoj zatěžování kombinovaně krutem a silou v axiálním směru. Tímto způsobem by bylo možné vyvozovat ve struktuře podíl módu II a III a to od čistého módu II až po čistý mód III. Čistého módu II by bylo dosaženo absencí krutu, čistého módu III absencí síly. Predikce vlastností takto zatěžovaných lepených spojů by pak probíhala v analogii s postupem při zkoušce MMB. Tato oblast výzkumu se jeví jako vysoce perspektivní a všem těmto zmíněným poznatkům získaným v průběhu řešení cílů disertační práce se autor práce hodlá v budoucnu nadále věnovat.

Seznam použité literatury

- [1] D. Gay, S. V. Hoa a S. W. Tsai, *Composite Materials - Design and Applications*, Boca Raton, London, New York, Washington, D.C.: CRC Press LLC, 2003.
- [2] V. Laš a R. Kottner, „Analýza pevnosti komponent nalisovaného spoje ocelové a laminátové trubky,“ v *Výpočtová mechanika 2004 = Computational mechanics 2004*, Plzeň, 2004.
- [3] R. Kottner, T. Kroupa, V. Laš a K. Blahouš, „Výpočtový model pro posouzení pevnosti ovíjeného kolíkového spoje kompozit/kov,“ *Bulletin of Applied Mechanics*, pp. 1-6, 2008.
- [4] M. Gregor, „Technologie a technika lepení - základní informace,“ [Online]. Available: <http://www.lepidla.cz/cs/a/technologie-a-technika-lepeni--zakladni-informace.html>. [Přístup získán 16 8 2015].
- [5] R. Sedláček, *NÁVRH A EXPERIMENTÁLNÍ OVĚŘENÍ NOVÝCH ŘEŠENÍ SPOJŮ KOMPOZITNÍCH A KOVOVÝCH DÍLŮ V ROTAČNÍCH POHONECH DOPRAVNÍCH A ZEMĚDĚLSKÝCH STROJŮ*, Praha, 2005.
- [6] S. W. Lee a D. Lee, „Static and Dynamic Torque Characteristic of Composite Cured Single Lap Joint,“ *Journal of Composite Materials*, pp. 2188-2201, Vol.31 No.21 1997.
- [7] K. Kim, W. T. Kim a D. G. Lee, „Optimal tubular adhesive-bonded lap joint of the carbon fiber epoxy composite shaft,“ *Composite Structures*, pp. 163-176, No.21 1992.
- [8] M. V. Walame a B. B. Ahuja, „Profile modification of adhesively bonded cylindrical joint for maximum torque transmission capability,“ *International Journal of Modern Engineering Research (IJMER)*, sv. 4, 8 2013.
- [9] I. M. Müller, „Vliv drsnosti ocelového povrchu na pevnost lepeného spoje,“ 27 4 2015. [Online]. Available: <http://www.mmspektrum.com/clanek/vliv-drsnosti-oceloveho-povrchu-na-pevnost-lepeneho-spoje.html>.
- [10] V. Lašová, J. Vacík, M. Kosnar, P. Janda, R. Kottner a J. Dvořák, *Výzkum spojení kompozitních a kovových částí strojů - Dílčí zpráva V001*, Plzeň, 2010.
- [11] LOCTITE, *WORLDWIDE DESIGN HANDBOOK*, Mainz: Erasmusdruck GmbH, 1998.
- [12] L. Náhlík a P. Hutař, „Základy lomové mechaniky,“ [Online]. Available: <http://hutar.wz.cz/lomovka/08.pdf>. [Přístup získán 20 11 2015].

- [13] A. A. Griffith, „The Phenomena of Rupture and Flow in Solids,“ *Philosophical Transactions*, sv. Series A, č. 221, pp. 163-198, 1920.
- [14] C. E. Inglis, „Stresses in Plates Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners,“ *Transactions of the Institute of Naval Architects*, sv. 55, pp. 219-241, 1913.
- [15] B. McGinty, „Griffith's Energy Release Rate,“ [Online]. Available: <http://www.fracturemechanics.org/fm/griffith.html>. [Přístup získán 16 2 2016].
- [16] G. R. Irwin, „Analysis of Stresses and Strains near the End of Crack Traversing a Plate,“ *Journal of Applied Mechanics*, sv. 24, pp. 361-364, 1957.
- [17] N. Vigroux, „APPROXIMATE METHODS FOR EVALUATING MODE MIXITY IN DELAMINATED COMPOSITES,“ UNIVERSITY OF FLORIDA, Florida, 2009.
- [18] G. P. Cherepanov, „The propagation of cracks in a continuous medium,“ *Journal of Applied Mathematics and Mechanics*, sv. 31, č. 3, p. 503–512, 1967.
- [19] D.-1. ASTM, Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2013.
- [20] R. Zemčík a V. Laš, „Numerical and experimental analyses of the delamination of cross-ply laminates,“ *Materiali in Tehnologije*, sv. 42, č. 4, pp. 171-174, 2008.
- [21] D.-1. ASTM, Standard Test Method for Determination of the Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2014.
- [22] F. D. P. G. D. Ducept, „Mixed mode failure criteria for a glass/epoxy composite and an adhesively bonded composite/composite joint,“ *International Journal of Adhesion and Adhesives*, sv. 20, č. 3, p. 233–244, 2000, doi:10.1016/S0143-7496(99)00048-2.
- [23] P. P. Camanho a C. G. Davila, Mixed-Mode Decohesion Finite Elements for the Simulation of Delamination in Composite Materials, NASA/TM-2002-211737, 2002.
- [24] S. Beretta, S. Foletti, M. Tarantino a J. Lai, „Comparison between Mode I and Mode III crack propagation under pure shear and RCF conditions,“ *Forni di Sopra (UD)*, 2011.
- [25] J. Pokluda, R. Pippan, K. Slámecka a O. Kolednik, „Fatigue Crack Growth in Metals under Pure Mode III:Reality or Fiction?,“ v *FCP2003*, 2013.

- [26] B. Davidson, „Delamination Toughness Characterization of Laminated Composites,“ v *Encyclopedia of Aerospace Engineering*, John Wiley & Sons, 2010, doi:10.1002/9780470686652.eae181.
- [27] R. Martin, „Evaluation of the split cantilever beam for Mode III interlaminar delamination testing,“ v *Composite materials: fatigue and fracture*, Philadelphia (PA), O'Brien TK, editor. ASTM STP 1110, 1991, pp. 243-266.
- [28] G. Becht a J. Gillespie, „Design and analysis of the Cracked Rail Shear specimen for Mode III interlaminar fracture,“ *Composite Science and Technology*, p. 143–157, 1988.
- [29] M. Sham Prasad, C. Venkatesha a T. Jayaraju, „Experimental Methods of Determining Fracture Toughness of Fiber Reinforced Polymer Composites under Various Loading Conditions,“ *Journal of Minerals & Materials Characterization & Engineering*, sv. Vol. 10, č. No.13, pp. pp.1263-1275, 2011.
- [30] A. D. /. D6671M-13e1, Standard Test Method for Mixed Mode I-Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber Reinforced Polymer Matrix Composites, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2013.
- [31] V. Lašová a P. Bernardin, „Numerical modelling of glued joints between metal and composite cohesive elements,“ *Proceedings Applied Mechanics and Materials*, sv. 611, pp. 156-161 , 2014.
- [32] Simulia, „Abaqus Documentation 6.13,“ Dassault Systemes, Providence, RI, USA, 2013.
- [33] V. Lašová, J. Vacík, R. Kottner, P. Bernardin, M. Kosnar a P. Janda, Výzkum spojení kompozitních a kovových částí strojů - Dílčí zpráva V002, Plzeň, 2011.
- [34] V. Lašová, J. Vacík, R. Kottner, P. Bernardin, M. Kosnar a P. Janda, Výzkum spojení kompozitních a kovových částí strojů - Dílčí zpráva V003, Plzeň, 2012.
- [35] F. Tahmasebi, „Finite Element Modelling of an Adhesive in Bonded Joint,“ NASA Goddard Space Flight Center, 1999.
- [36] E. F. Rybicki a M. F. Kanninen, „A finite Element Calculation of Stress Intensity Factors by a Modified Crack Closure Integral,“ *Engineering Fracture Mechanics*, sv. 9, pp. 931-938, 1977.
- [37] M. L. Benzeggagh a M. Kenane, Measurement of Mixed-Mode Delamination Fracture Toughness of Unidirectional Glass/Epoxy Composites with Mixed-Mode Bending

- Apparatus, *Composites Science and Technology*, vol. 56, 1996, doi:10.1016/0266-3538(96)00005-X.
- [38] P. Bernardin, J. Vacík, R. Kottner a T. Kroupa, „DETERMINATION OF MECHANICAL PARAMETERS OF BONDED JOINT BETWEEN METAL AND COMPOSITE BY COMPARING EXPERIMENTS WITH THE FINITE ELEMENT MODEL,“ *Materiali in Tehnologije (2013)*, 2013.
- [39] W. Cui, M. Wisnom a M. Jones, „A Comparison of Failure Criteria for Delamination of Unidirectional Glass/Epoxy Specimens Waisted Through the Thickness,“ *Composites*, sv. 23, č. 3, pp. 158-66, 1992.
- [40] J. R. Reeder, „3D Mixed-Mode Delamination Fracture Criteria-An Experimentalist's Perspective,“ v *American Society for Composites, 21st Annual Technical Conference*, Dearborn, MI, USA, 17-20 September, 2006.
- [41] Spabond, „Epoxy Adhesive System,“ Newport Isle of Weight, 2004. [Online]. Available: http://www.gurit.com/files/documents/Spabond_345_v7.pdf. [Přístup získán 12 June 2012].
- [42] P. Janda, M. Kosnar, T. Kroupa, V. Lašová a J. Vacík, Využití programů ANSYS a OPTISLANG v konstrukci výrobních strojů, Frymburk: ANSYS konference 2010, 2010.
- [43] M. Růžička, P. Bernardin, V. Kulíšek a L. Limberg, DV#7 (2014) - Optimalizované rozhraní konvenčních a nekonvenčních materiálů pro tvorbu hybridních struktur, Praha, 2014.
- [44] M. Růžička, V. Kulíšek, P. Bernardin, L. Limberg a M. Tančin, DV#7 (2015) - Hybridní struktury s optimalizací mechanických vlastností, Praha, 2015.
- [45] V. Kulíšek, P. Vrba, M. Růžička, J. Sova a P. Bernardin, „Přístupy pro navrhování kompozitních náhonových hřídelů s ocelovými koncovkami a jejich ověření s výsledky experimentů,“ v *Mechanika kompozitních materiálů a konstrukcí 2016*, Sušice, Česká Republika, 2016.
- [46] R. Kottner, R. Hynek a T. Kroupa, „Identification of parameters of cohesive elements for modeling of bonded joints of epoxy composites using Araldite 2021 and Spabond 345 adhesives,“ v *Computational Mechanics 2012 - Extended Abstracts*, Plzeň, 2012.
- [47] Huntsman, „Araldite 2015,“ Huntsman Advanced Materials, April 2007. [Online]. Available: <http://www.intertronics.co.uk/data/ara2015.pdf>. [Přístup získán 27 11 2015].

- [48] 3M, „EPX(TM) Adhesive DP490,“ 3M, March 1996. [Online]. Available: <http://multimedia.3m.com/mws/media/827900/dp490-scotch-weld-tm-adhesive.pdf?&i2Fsi2FFFnkVqBeeed->. [Přístup získán 27 11 2015].
- [49] G. Li, „Cohesive Zone Model Based Analytical Solutions for Adhesively Bonded Pipe Joints under Torsional Loading,“ *International Journal of Solids and Structures*, sv. 46, pp. 1205-1217, 2009.
- [50] A. B. de Morais a A. B. Pereira, „Mixed mode II + III interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates,“ *Compos Sci Technol*, sv. 68, č. 9, pp. 2022-2027, 2008.
- [51] W. C. Liao a C. T. Sun, „The determination of Mode III fracture toughness in thick composite laminates,“ *Composites Science and Technology*, sv. 56, č. 4, pp. 489-499, 1996.
- [52] F. A. Mehrabadi, „Analysis of pure mode III and mixed mode (III + II) interlaminar crack growth in polymeric woven fabrics,“ *Materials and Design*, sv. 44, pp. 429-437, 2013, doi:10.1016/j.matdes.2012.07.071.
- [53] J. G. Ratcliffe, Characterization of the Edge Crack Torsion (ECT) Test for Mode III Fracture Toughness Measurement of Laminated Composites, Langley Research Center, Hampton, Virginia: NASA/TM-2004-213269, 2004.
- [54] R. Kottner, R. Hynek a T. Kroupa, „Identification of parameters of cohesive elements for modeling of adhesively bonded joints of epoxy composites,“ *Applied and Computational Mechanics*, sv. 7, č. 2, pp. 137-144, 2013.
- [55] Inova Praha, s.r.o., *Návod pro stroj : Zatěžovací rám FU-O-250-1620-V1*, 2015.
- [56] T. Kroupa a P. Hanzlík, *Počítačový program - ploTRA.py, plot_average.py*, Katedra mechaniky Fakulty aplikovaných věd, 2016.
- [57] H. Suemasu, A. Kondo, K. Gozu a Y. Aoki, „DOUBLE NOTCHED SPLIT CANTILEVER TEST METHOD TO MEASURE MIXED MODE II AND III INTERLAMINAR TOUGHNESS,“ v *International Conference on Composite Materials*, Edinburg, Scotland, 2009.

Seznam publikovaných prací autora souvisejících s řešenou tematikou

- [V1] P. Bernardin, J. Vacík, R. Kottner a T. Kroupa, „DETERMINATION OF MECHANICAL PARAMETERS OF BONDED JOINT BETWEEN METAL AND COMPOSITE BY COMPARING EXPERIMENTS WITH THE FINITE ELEMENT MODEL,“ *Materiali in Tehnologije* (2013), 2013.
- [V2] P. Bernardin, F. Sedláček, T. Kroupa, V. Lašová a P. Hanzlík, „IDENTIFICATION OF THE COHESIVE PARAMETERS FOR MODELING OF ADHESIVELY BONDED JOINTS BETWEEN FLAT EPOXY COMPOSITE ADHERENDS,“ *Materiali in Tehnologije* (2016), In Print.
- [V3] P. Bernardin, F. Sedláček, V. Lašová a R. Kottner, „IDENTIFICATION OF MECHANICAL PARAMETERS OF COMPOSITE-TO-METAL TUBULAR LAP JOINT UNDER TORSIONAL LOADING,“ *Materiali in Tehnologije* (2016), In Print.
- [V4] V. Lašová a P. Bernardin, „Numerical modelling of glued joints between metal and composite cohesive elements,“ *Proceedings Applied Mechanics and Materials*, sv. 611, pp. 156-161 , 2014.
- [V5] V. Kulíšek, P. Vrba, M. Růžička, J. Sova a P. Bernardin, „Přístupy pro navrhování kompozitních náhonových hřídelů s ocelovými koncovkami a jejich ověření s výsledky experimentů,“ v *Mechanika kompozitních materiálů a konstrukcí 2016* , Sušice, Česká Republika, 2016.
- [V6] F. Sedláček, V. Lašová, R. Kottner a P. Bernardin, „Comparison of Numerical Simulation and Experiment of a Flexible Composite Connecting Rod,“ v *10th International DAAAM Baltic Conference*, Tallinn, 2015.
- [V7] V. Lašová, J. Vacík, R. Kottner, P. Bernardin, M. Kosnar a P. Janda, Výzkum spojení kompozitních a kovových částí strojů - Dílčí zpráva V002, Plzeň, 2011.
- [V8] V. Lašová, J. Vacík, R. Kottner, P. Bernardin, M. Kosnar a P. Janda, Výzkum spojení kompozitních a kovových částí strojů - Dílčí zpráva V003, Plzeň, 2012.
- [V9] M. Růžička, P. Bernardin, V. Kulíšek a L. Limberg, DV#7 (2014) - Optimalizované rozhraní konvenčních a nekonvenčních materiálů pro tvorbu hybridních struktur, Praha, 2014.
- [V10] M. Růžička, V. Kulíšek, P. Bernardin, L. Limberg a M. Tančín, DV#7 (2015) - Hybridní struktury s optimalizací mechanických vlastností, Praha, 2015.
- [V11] V. Lašová, P. Bernardin, F. Sedláček, OPTIMISATION OF METAL-TO-COMPOSITE BONDED JOINTS WITH VARIOUS ADHESIVE LAYER CONFIGURATIONS USING FINITE ELEMENT METHOD, ISSN 1330-3651 (Print), In print.