VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A BIOMECHANIKY

FACULTY OF MECHNICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

PORUŠOVÁNÍ SLOŽENÝCH TĚLES VYVOLANÉ MATERIÁLOVOU NESPOJITOSTÍ

DAMAGE OF COMPOUND STRUCTURES CAUSED BY MATERIAL DISCONTINUITY

OBOR: INŽENÝRSKÁ MECHANIKA

ZKRÁCENÁ VERZE Ph.D. THESIS

AUTOR: Ing. JAKUB KORBEL

VEDOUCÍ PRÁCE: Prof. RNDr. ZDENĚK KNÉSL, CSc.

DATUM OBHAJOBY: ÚNOR 2012

Klíčová slova:
lineárně-elastická lomová mechanika, složená tělesa, bi-materiálový vrub, trhlina na rozhraní.

Key words:
linear elastic fracture mechanics, composite bodies, bi-material notch, interface crack.

Dizertační práce je uložena na oddělení vědy a výzkumu Fakulty strojního inženýrství VUT v Brně, Technická 2, 616 69 Brno.

© Jakub Korbel, 2011
Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky, Fakulta strojního inženýrství, Vysoké učení technické v Brně, Technická 2, 616 69 Brno
a
Ústav fyziky materiálů, Akademie věd České republiky, v.v.i., Žižkova 22, 616 69 Brno
a
ABB Switzerland Ltd, High Voltage Products, PTH-T Fabrikstrasse 13, CH-5400 Baden, Switzerland

ISBN 80-214-
ISSN 1213-4198

Obsah

1. ÚVOD 4

2. MOTIVACE 5

3. FORMULACE PROBLÉMU A CÍLE PRÁCE 6

4. PŘEHLED PUBLIKACÍ VZTAHUJÍCÍCH SE K DANÉ PROBLEMATICE 7

4.1. TRHLINA V NEHOMOGENNÍM PROSTŘEDÍ 7

4.2. BI-MATERIÁLOVÝ VRUB 9

4.2.1. Metody pro stanovení lomových parametrů 9

4.2.1.1. Přímá metoda 10

4.3. KRITÉRIA STABILITY 10

5. DOSAŽENÉ VÝSLEDKY ŘEŠENÍ 13

5.1. METODIKA ŘEŠENÍ 13

5.2. JEDNOTLIVÉ APLIKACE PREDIKCE PORUŠENÍ BI-MATERIÁLOVÝCH TĚLES 13

5.2.1. Lepené spoje - „lap-shear“ vzorek 13

5.2.2. Bi-materiálové vruby 17

5.2.3. Optimalizace tvaru příruby 22

5.2.4. Epoxidové distanční disky 27

6. DISKUSE 32

7. ZÁVĚR 35

8. LITERATURA 36

CURRICULUM VITAE 38

1. Úvod

Výskyt trhlin a nespojitostí v konstrukcích je v současnosti považován za zcela přirozený a s jejich přítomností se při návrhu těles běžně počítá [3]. Hlavní důvody přítomnosti trhlin (obecně defektů) jsou technologického nebo konstrukčního charakteru. Jednou z podmínek kvalitního návrhu libovolné konstrukce je stanovení zaručené životnosti nebo jejího maximálního povoleného namáhání. Při řešení tohoto úkolu má klíčovou a nezastupitelnou roli lomová mechanika.

Vývoj lomové mechaniky jako vědního oboru však není zdaleka ukončen. Pro trhliny a nespojitosti v homogenním prostředí lze maximální povolené namáhání pro existující defekt stanovit s dostatečnou přesností užitím postupů standardní lomové mechaniky a s pomocí numerických metod [7]. V případě existence materiálových či geometrických nespojitostí (např. vruby, ochranné povrchové vrstvy, kompozitní materiály, lepené spoje, svary rozdílných materiálů atd.) je situace podstatně složitější. Stanovení životnosti, případně kritického namáhání pro tyto případy nelze dosud považovat za zvládnuté v inženýrské praxi.

V důsledku rozdílnosti mechanických vlastností a tepelné roztažnosti materiálů dochází při výrobě a zatížení v provozu k výrazné změně průběhu mechanického napětí spojené se vznikem koncentrátorů napětí, což může vést ke vzniku defektů typu trhlin. Ty se mohou rozšiřovat a spojit v magistrální trhlinu a způsobit selhání celé konstrukce. Pomineme-li popis vzniku trhlin obecně, je vhodným a používaným nástrojem na posouzení chování trhlin lomová mechanika (LM). V případě plastických deformací malého rozsahu (small scale yielding) lze s úspěchem aplikovat postupy lineární elastické lomové mechaniky (LELM).

V předkládané práci jsou studovány defekty typu trhlina nebo vrub existující v oblasti materiálových nespojitostí. Tyto defekty jsou chápány jako zdroj singulárního rozdělení napětí a jsou popsány veličinami, které zobecňují standardní lomově mechanický přístup. Práce se dále zabývá aplikací teoretické predikce iniciace nestabilního šíření trhliny z a v okolí těchto koncentrátorů napětí v případech konkrétních konstrukcí a materiálů, a závěry teoretických úvah jsou ověřeny experimentálně.

Cílem práce je pomocí lineární elastické lomové mechaniky predikovat nestabilní šíření trhliny ležící v těsné blízkosti nebo na rozhraní materiálové nespojitosti. Tuto problematiku nelze řešit standardními postupy LELM. V práci je využit modifikovaný a zobecněný postup, který umožňuje stanovení zobecněných lomových parametrů pro daná tělesa a určení jejich kritických hodnot. Následné aplikace na reálná tělesa pak potvrzují platnost zobecněné LELM.

Poznamenejme, že i přes existenci poměrně uceleně vypracované teorie obecných singulárních koncentrátorů napětí není její aplikace na řešení případů v praxi jednoduchá a vyžaduje řešení celé řady specifických problémů. To se týká především případů, kdy je defekt vystaven kombinovanému namáhání. Obvykle rovněž chybí možnost porovnání teoretických výsledků s experimentálními poznatky.

2. Motivace

Autor dizertační práce je zaměstnancem firmy ABB, která se převážně zabývá elektrotechnickým průmyslem. Práce je v souladu s touto skutečností zaměřena na vypracování numerických modelů a postupů vedoucích k řešení konkrétních inženýrských problémů. Ty jsou především vyvolány interakcí mezi vodiči (převážně kovy) a izolátory

(polymery, kompozity, keramiky a amorfní materiály). Izolátory jsou části konstrukcí vyrobené z nevodivého materiálu (izolantu), které slouží k mechanickému uchycení vodičů nebo k vymezení vzdálenosti mezi vodiči. Tato vzdálenost je dána provozními (dielektrickými) požadavky tak, aby nedocházelo k elektrickým výbojům nebo přeskokům z důvodů koncentrace elektrického pole.

V inženýrské praxi téměř vždy dochází k mechanickému spojení mezi izolátory a vodiči. V důsledku nedokonalé adheze mezi oběma složkami vznikají na rozhraní vodičů a izolátorů defekty typu trhlin. Dalším typem materiálových a geometrických nespojitostí, které se velmi často v těchto konstrukcích vyskytují, jsou bi-materiálové vruby, které jsou spíše konstrukčního nebo technologického charakteru. Přítomnost těchto nespojitostí vede ke koncentracím napětí, které mohou vést k celkovému porušení a selhání konstrukce, a které je tedy nutno zahrnout do procesu návrhu konstrukce.

Dimenzování a návrh těchto konstrukcí není triviální konstrukční činnost a v současnosti se stále ještě převážně využívají metody založené na zkušenosti. V případě návrhu nového zařízení je nutností provádět celou řadu finančně i časově náročných testů, což se projevuje v celkové ceně výrobku.

Předkládaná práce se soustředí na přítomnost materiálových nespojitostí mezi izolanty a vodiči a za pomocí zobecněné lomové mechaniky predikuje limitní stavy (nestabilní šíření trhlin) ve sledovaných konstrukcích. Cílem je tedy uplatnit teoretické výpočty pro řešení problémů, se kterými se setkáváme v konstrukční praxi, a na jejich základech efektivně dimenzovat nebo optimalizovat konkrétní elektrotechnické výrobky.

3. Formulace problému a cíle práce

Pokud chceme predikovat selhání struktury obsahující materiálovou nespojitost s defekty typu vrub nebo trhlina pomocí zobecněné lineární elastické lomové mechaniky, musíme vyřešit následující tři úlohy:

- Definovat (semi-)analytický popis rozložení mechanického napětí kolem vrcholu obecného singulárního koncentrátoru napětí existujícího v důsledku materiálové či geometrické nespojitosti jako funkci navržených lomových parametrů a odpovídajících souřadnic a zejména pak stanovit typ singulárních členů v napěťových rozvojích. Tato úloha je již v celé řadě případů vyřešena a lze citovat několik publikací na toto téma ([5], [10], [14]).
- Dále je pak nutné na základě numerického modelu sledované konfigurace (např. pomocí MKP) stanovit rozložení mechanického napětí v okolí vrcholu koncentrátoru napětí pro konkrétní geometrii, zatížení a materiálové vlastnosti a určit hodnoty sledovaných lomových parametrů úlohy [3], [31].
- Poslední úloha je zaměřena na stanovení limitních hodnot lomových parametrů a tedy samotné predikování podmínek selhání struktury z důvodu iniciace trhliny ve vrcholu koncentrátoru napětí a dalšího (nestabilního) šíření trhliny. To vyžaduje formulaci kriterií stability pro odpovídající typ obecného singulárního koncentrátoru napětí a jejich aplikaci na určení kritického zatížení. V odborné literatuře je opět možno nalézt několik prací zaměřených na toto téma ([19], [36]). Lze konstatovat, že tato úloha je v literatuře nejméně rozpracována.

Cíl této práce je v souladu s těmito problémy tedy formulován následovně: za předpokladů zobecněné lineární elastické lomové mechaniky stanovit na základě numericko-analytických postupů povolené namáhání struktury obsahující materiálovou a

geometrickou nespojitost s defekty typu trhlin nebo vrubů. Dále pak aplikovat tyto výpočty na konkrétní tělesa a porovnat vypočtené hodnoty s hodnotami experimentálně změřenými. Vzhledem k tomu, že primární charakter sledovaných úloh vede k smíšenému módu namáhání, je této problematice věnována zvláštní pozornost.

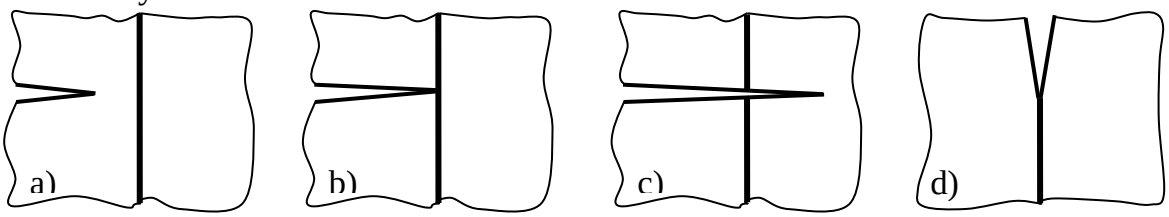
4. Přehled publikací vztahujících se k dané problematice

V této kapitole jsou uvedeny a komentovány práce, na jejichž základě byl navržen postup a metodika řešení studované problematiky. Tyto poznatky jsou pak využity při řešení konkrétních úloh a konstrukcí (kapitola 6).

4.1. Trhlina v nehomogenním prostředí

Základní klasifikace trhlin v nehomogenním prostředí by se obvykle rozděluje podle topologického popisu (Obrázek 1) na:

- trhliny blížící se k rozhraní,
- trhliny končící na rozhraní,
- trhliny prošlé rozhraním,
- trhliny v rozhraní.



Obrázek 1 – Topologické rozdělení trhlin v nehomogenním prostředí

Trhlina kolmá na rozhraní s vrcholem ležícím na rozhraní (Obrázek 1 b) je numericky podstatně jednodušší než trhlina libovolně orientována k rozhraní. V literatuře již tento problém byl řešen [21], [24], [26], [31] a je charakteristický přítomností pouze jedné singularity, tj. mechanické napětí je popsáno pouze jedním zobecněným součinitelem intenzity napětí. Napětí v blízkosti trhliny je popsáno následující rovnicí:

$$\sigma_{ij} = \frac{H_I}{\sqrt{2\pi}} F_{ij}(\theta,\alpha,\beta) r^{-p} \tag{1}$$

kde p je exponent singularity napětí [30], [39]. V tomto specifickém případě jej lze vyjádřit charakteristickou rovnicí:

$$\lambda^2(-4\alpha^2 + 4\alpha\beta) + 2\alpha^2 - 2\alpha\beta + 2\alpha - \beta + 1 + (-2\alpha^2 + 2\alpha\beta - 2\alpha + 2\beta)\cos(\lambda\pi) = 0 \tag{2}$$

kde α, β jsou kompozitní parametry. Poznamenejme, že jejich definice není shodná s Dundursovými parametry [9]. V tomto specifickém případě jsou tyto parametry vyjádřeny následovně:

$$\begin{aligned} &\alpha = \frac{\frac{E_1}{E_2}(1+\nu_2) - (1+\nu_1)}{4}, \quad \beta = \frac{E_1}{E_2} \quad \text{pro rovinnou napjatost a} \\ &\alpha = \frac{\frac{E_1}{E_2}\frac{1+\nu_1}{1+\nu_2} - 1}{4(1-\nu_1)}, \quad \beta = \frac{E_1}{E_2}\cdot\frac{1-\nu_2^{\,2}}{1-\nu_1^{\,2}} \quad \text{pro rovinnou deformaci} \end{aligned} \tag{3}$$

Stanovení kalibrační tvarové funkce F_{ij} lze také najít v literatuře [26].

Pro trhliny ležící v rozhraní je situace podstatně jiná než v předešlém případě. Hodnota exponentu singularity napětí má komplexní tvar $p = ½ - i\varepsilon_c$. Napětí kolem trhliny má oscilační charakter, což bylo dokázáno Williamsem [38] a je popsáno následující rovnicí:

$$\sigma_{ij} = \mathrm{Re}\left\{\frac{Kr^{i\varepsilon_c}}{\sqrt{2\pi r}}\right\}\tilde{\sigma}_{ij}^{I}(\theta,\varepsilon) + \mathrm{Im}\left\{\frac{Kr^{i\varepsilon_c}}{\sqrt{2\pi r}}\right\}\tilde{\sigma}_{ij}^{II}(\theta,\varepsilon) \tag{4}$$

kde r a θ jsou polární souřadnice, Re a Im značí reálnou a imaginární část, K je součinitel intenzity napětí, $\tilde{\sigma}_{ij}^{I}$ a $\tilde{\sigma}_{ij}^{II}$ jsou bezrozměrné úhlové funkce úhlu θ a ε_c je bi-materiálová konstanta, která je definována následovně:

$$\varepsilon_c = \frac{1}{2\pi}\ln\left[\frac{\mu_1 + \mu_2(3-4\nu_1)}{\mu_2 + \mu_1(3-4\nu_2)}\right] \tag{5}$$

kde μ je smykový modul a ν je Poissonovo číslo. Řešení dvojrozměrných úloh bi-materiálů je zde vyjádřené pomocí Dundursových parametrů [9]:

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{\Gamma(\kappa_2+1)-(\kappa_1+1)}{\Gamma(\kappa_2+1)+(\kappa_1+1)} \\ \beta &= \frac{\Gamma(\kappa_2-1)-(\kappa_1-1)}{\Gamma(\kappa_2+1)+(\kappa_1+1)} \end{aligned} \tag{6}$$

kde $\kappa = 3-4\nu$ pro rovinnou deformaci a $\kappa = (3-\nu)/(1+\nu)$ pro rovinnou napjatost a $\Gamma = \mu_1/\mu_2$. Tedy parametr ε_c může být následovně zjednodušen:

$$\varepsilon_c = \frac{1}{2\pi}\ln\left[\frac{1-\beta}{1+\beta}\right] \tag{7}$$

Součinitel intenzity napětí v komplexním tvaru $K = K_1 + iK_2$ byl publikován autory Rice [35] a Hutchinson et al. [15] tak, že součinitel je popsán napětím v rozhraní ve vzdálenosti r od kořene trhliny:

$$\sigma_{22} + i\sigma_{12} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}}r^{i\varepsilon_c} \tag{8}$$

kde $i = \sqrt{-1}$ a posuvy na čele trhliny v závislosti na vzdálenosti od kořene trhliny r jsou popsány následovně:

$$v + iu = \frac{c_1 + c_2}{2\sqrt{2\pi}(1+2i\varepsilon)\cosh(\pi\varepsilon)}K\sqrt{r}r^{i\varepsilon_c} \tag{9}$$

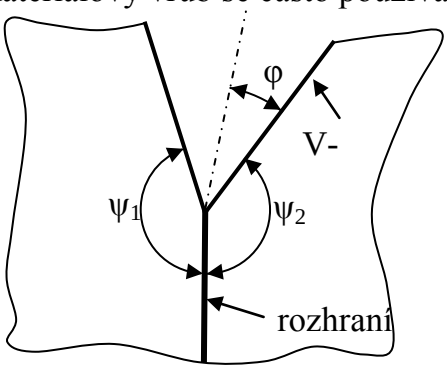
Autoři Naik et al. [28] separovali reálnou a imaginární složku součinitele intenzity napětí a aplikovali výpočty hodnot K_1 a K_2 za pomocí MKP pro smíšené zatížení bi-materiálového rozhraní s trhlinou pro materiálové kombinace ocel/hliník, hliník/epoxid a ocel/epoxid:

$$\begin{aligned} \sigma_{yy} &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\{K_1\cos[\varepsilon\ln(r)] - K_2\sin[\varepsilon\ln(r)]\} \\ \sigma_{xz} &= \frac{1}{\sqrt{2\pi r}}\{K_1\sin[\varepsilon\ln(r)] + K_2\cos[\varepsilon\ln(r)]\} \end{aligned} \tag{10}$$

V tomto případě součinitele intenzity napětí K_1 a K_2 nejsou shodné s se součiniteli napětí K_I a K_{II} pro homogenní těleso a nevyjadřují normálový a smykový mód zatížení.

4.2. Bi-materiálový vrub

Jiným příkladem obecného singulárního koncentrátoru napětí je ostrý bi-materiálový vrub, viz Obrázek 2. Tato problematika je řešena v celé řadě prací (např. [18], [20]) a bi-materiálový vrub se často používá jako model řady singulárních koncentrátorů napětí.



Obrázek 2 –Bi-materiálový vrub

V tomto případě je situace podstatně složitější než v případě trhliny s vrcholem na rozhraní. Pro většinu geometrických konfigurací bi-materiálových vrubů (daných úhly líců vrubu vzhledem k rozhraní) se nevyskytuje pouze jedna singularita, ale dvě. Pro popis napětí v blízkosti kořene vrubu je tedy nutno stanovit dva exponenty singularity napětí p_1, p_2 a dva zobecněné součinitele intenzity napětí H_1, H_2. Pro tento případ singulární komponenty napětí mohou být napsány v polárním souřadném systému následovně:

$$\begin{aligned}
\sigma_{mrr} &= \sum_{k=1}^{2} \frac{H_k}{\sqrt{2\pi}} \cdot r^{-pk} F_{rrkm} \\
\sigma_{m\theta\theta} &= \sum_{k=1}^{2} \frac{H_k}{\sqrt{2\pi}} \cdot r^{-pk} F_{\theta\theta km} \\
\sigma_{mr\theta} &= \sum_{k=1}^{2} \frac{H_k}{\sqrt{2\pi}} \cdot r^{-pk} F_{r\theta km}
\end{aligned} \tag{11}$$

kde r, θ jsou polární souřadnice s počátkem souřadnic v kořeni vrubu, F_{rrkm}, $F_{\theta\theta km}$ a $F_{r\theta km}$ jsou známé tvarové funkce:

$$\begin{aligned}
F_{rrkm} &= (2-p_k)[-a_{mk}\sin((2-p_k)\theta) - b_{mk}\cos((2-p_k)\theta) + \\
&\qquad + 3c_{mk}\sin(-p_k\theta) + 3d_{mk}\cos(-p_k\theta)], \\
F_{\theta\theta km} &= (p_k^2 - 3p_k + 2)[a_{mk}\sin((2-p_k)\theta) + b_{mk}\cos((2-p_k)\theta) + \\
&\qquad + c_{mk}\sin(-p_k\theta) + d_{mk}\cos(-p_k\theta)], \\
F_{r\theta km} &= (2-p_k)[-a_{mk}\cos((2-p_k)\theta) + b_{mk}\sin((2-p_k)\theta) + \\
&\qquad + c_{mk}\cos(-p_k\theta) - d_{mk}\sin(-p_k\theta)],
\end{aligned} \tag{12}$$

kde a_{mk}, b_{mk}, c_{mk} a d_{mk} jsou kalibrační funkce, index m značí materiál a index k vyjadřuje číslo singulárního členu. Stanovení kalibračních funkcí je velmi komplikované a není cílem této práce, nicméně lze najít v literatuře postupy pro jejich stanovení [19], [26] a [33].

4.2.1. Metody pro stanovení lomových parametrů

Jak již bylo uvedeno, tato práce se zabývá stanovením lomových parametrů těles s materiálovou nespojitostí a obsahujících defekt typu trhlina nebo vrub. V literatuře lze najít několik metod zabývajících se stanovením těchto parametrů, např. [3] nebo [31].

4.2.1.1. Přímá metoda

Ke stanovení lomových parametrů, konkrétně zobecněného součinitele intenzity napětí, lze použít přímou metodu. Ta je založena na porovnání hodnot numerického výpočtu mechanického napětí modelu (složek tenzoru napětí) se semi-analytickými výrazy pro stanovení zobecněného SIN z definičních vztahů. Metoda je použitelná pro 2D i 3D modelování. Například pro určení SIN pro homogenní případ a zatěžovací mód I, lze aplikovat znalost posunutí v těsné blízkosti kořene trhliny:

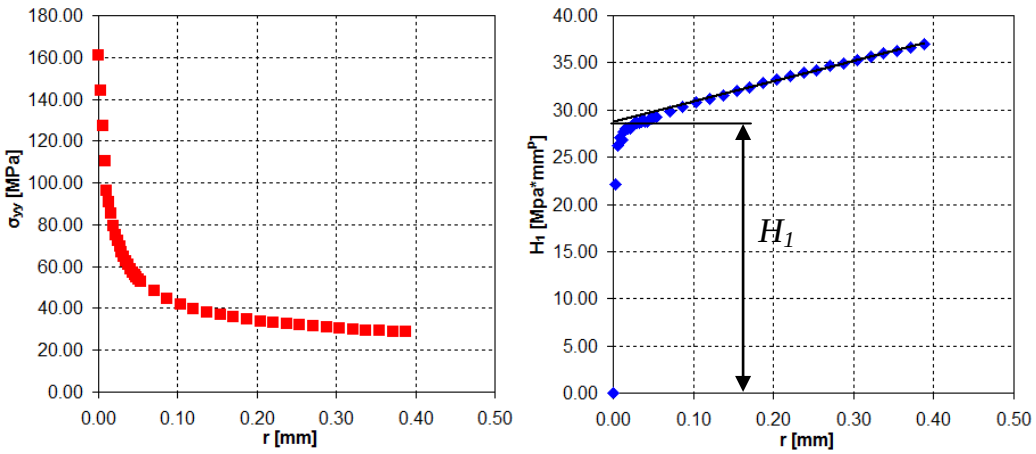
$$u_y = \frac{K_I}{2\mu}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\sin\left(\frac{\theta}{2}\right)\left[\kappa + 1 - 2\cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right)\right] \tag{13}$$

Nebo analytickou formulaci pro rozložení napětí v blízkosti kořene trhliny:

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}}\cos\left(\frac{\theta}{2}\right)\left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right)\sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \tag{14}$$

Numerickým výpočtem se stanoví hodnota napětí σ_{yy} a dosazením do rovnice (14) získáme hodnoty K_I v blízkosti trhliny. V případě, že $r = 0$ (kořen trhliny), hodnota $K_I = 0$, proto se hodnota SIN pro kořen trhliny stanoví extrapolací vypočtených hodnot z tělesa do kořene trhliny.

Obdobně lze postupovat pro stanovení zobecněného SIN pro tělesa s materiálovou nespojitostí a defektem typu trhliny nebo vrubu (Obrázek 3). Mechanické napětí pro případ trhliny kolmé k rozhraní je vyjádřeno rovnicí (1), pro případ trhliny ležící v rozhraní rovnicí (10) a pro ostrý bi-materiálový vrub rovnicí (11). Pro první dva případy se zvolí jedna cesta směřující do kořene trhliny, zpravidla rovnoběžná s trhlinou, na které se numericky vypočte napětí. Pro případ existence dvou singularit se musí zvolit dvě cesty a posléze řešit dvě rovnice o dvou neznámých pro dvě vypočtená napětí ve stejné vzdálenosti od kořene trhliny nebo vrubu. První cesta by měla být volena ve směru nejvyššího tečného napětí kolem kořene trhliny. Volba druhé cesty je libovolná, je však vhodné neumísťovat cestu v blízkosti možných numerických nepřesností, jako např. volné povrchy, rozhraní materiálů apod.



Obrázek 3 – Příklad určení zobecněného součinitele intenzity napětí extrapolací přímou metodou

4.3. Kritéria stability

Pro klasickou lineární elastickou lomovou mechaniku a defekty typu trhlin je kritérium stability velmi dobře známo a obvykle se srovnává hodnota lomového parametru s jeho

kritickou hodnotou. Např. u K_{IC} kriteria je podmínka stability trhliny v případě křehkého porušení vyjádřena nerovností

$$K_I < K_{IC} \tag{15}$$

kde K_{IC} je lomová houževnatost, která je materiálový parametr a musí být změřena experimentálně. Podobně můžeme postupovat pro stanovení kritéria stability pro tělesa s materiálovou nespojitostí obsahující defekt typu trhlina nebo vrub:

$$H_k < H_{kC}(K_{IC}) \tag{16}$$

kde H_{kC} je zobecněná lomová houževnatost.

V literatuře lze nalézt několik metod pro stanovení zobecněné lomové houževnatosti H_{1C}, například na základě kritéria maxima středních tečných napětí [19] (maximum mean tangential stress MMTS). Pokud se v tělese s materiálovou nespojitostí a defektem typu vrub nebo trhlina nachází pouze jedna singularita (trhlina kolmá na rozhraní, některé typy bi-materiálových vrubů apod.), kritická hodnota zobecněného součinitele intenzity napětí je pak definována následující rovnicí:

$$H_{1C} = \frac{2K_{IC}(1-p_1)}{d^{\frac{1}{2}-p_1} F_{\theta\theta 1m}(\theta_0)} \tag{17}$$

Pokud se však v tělese nacházejí dvě singularity (obecné bi-materiálové vruby), hodnota zobecněné lomové houževnatosti se pro normálový mód zatížení stanoví následovně:

$$H_{1C} = \frac{2K_{IC}}{\frac{d^{\frac{1}{2}-p_1}}{1-p_1} F_{\theta\theta 1m}(\theta_0) + \Gamma_{21} \frac{d^{\frac{1}{2}-p_2}}{1-p_2} F_{\theta\theta 2m}(\theta_0)} \tag{18}$$

kde $\Gamma_{21} = H_2/H_1$, $F_{\theta\theta km}$ jsou známé kalibrační funkce a d je mikro-mechanický parametr, který bude uveden níže. Kalibrační funkce se stanoví z rovnice (12). Pro smykový mód zatížení je nutno kritérium modifikovat:

$$H_{1C} = \frac{2K_{IIC}\left(-\frac{3}{4}\sin\left(\frac{\theta_1}{2}\right) - \frac{3}{4}\sin\left(\frac{3\theta_1}{2}\right)\right)}{\frac{d^{\frac{1}{2}-p_1}}{1-p_1} F_{\theta\theta 1m}(\theta_0) + \Gamma_{21} \frac{d^{\frac{1}{2}-p_2}}{1-p_2} F_{\theta\theta 2m}(\theta_0)} \tag{19}$$

kde θ_1 je úhel šíření trhliny pro homogenní těleso zatížené čistě smykovým módem, který se stanoví z Poissonova čísla materiálu:

$$\theta_1 = \arccos\left(\frac{1-2\nu}{3}\right) \tag{20}$$

Další metoda pro stanovení kritické hodnoty zobecněného součinitele intenzity napětí je založena na součiniteli hustoty deformační energie [36] pro homogenní těleso. Pro aplikaci na bi-materiálové vruby byla tato metoda upravena autory Klusák et al. [19]:

$$H_{1C} = 2K_{IC,m} \sqrt{\frac{k_m}{\frac{d^{1-2p_1}}{2-2p_1} U_{1m} + \frac{d^{1-2p_2}}{2-2p_2} \Gamma_{21}^2 U_{2m} + \frac{d^{1-p_1-p_2}}{2-p_2-p_2} 2\Gamma_{21} U_{12m}}} \tag{21}$$

kde $k_m = (1-\nu_m)/(1+\nu_m)$ pro rovinnou napjatost nebo $k_m = (1 - 2\nu_m)$ pro rovinnou deformaci, ν_m je Poissonovo číslo materiálu, m = 1, 2 a U_{1m}, U_{2m}, U_{12m} jsou známé funkce, které se stanoví následovně:

$$\begin{aligned} U_{1m} &= \left(F_{rr1m}^2 + F_{\theta\theta1m}^2\right)\left(k_m + 1\right) + 4F_{r\theta1m}^2 + 2F_{\theta\theta1m}F_{rr1m}\left(k_m - 1\right) \\ U_{2m} &= \left(F_{rr2m}^2 + F_{\theta\theta2m}^2\right)\left(k_m + 1\right) + 4F_{r\theta2m}^2 + 2F_{\theta\theta2m}F_{rr2m}\left(k_m - 1\right) \\ U_{2m} &= \left(F_{rr1m}F_{rr2m} + F_{\theta\theta1m}F_{\theta\theta2m}\right)\left(k_m + 1\right) + 4F_{r\theta1m}F_{r\theta2m} + \\ &\quad + \left(F_{\theta\theta1m}F_{rr2m} + F_{\theta\theta2m}F_{rr1m}\right)\left(k_m - 1\right) \end{aligned} \tag{22}$$

Obdobně jak pro modifikované kritérium středních tečných napětí, je potřeba pro smykový mód kritérium upravit:

$$H_{1C} = 2K_{IIC,m}\left(-\frac{3}{4}\sin\left(\frac{\theta_1}{2}\right) - \frac{3}{4}\sin\left(\frac{3\theta_1}{2}\right)\right) \cdot \sqrt{\frac{k_m}{\frac{d^{1-2p_1}}{2-2p_1}U_{1m} + \frac{d^{1-2p_2}}{2-2p_2}\Gamma_{21}^2 U_{2m} + \frac{d^{1-p_1-p_2}}{2-p_2-p_2}2\Gamma_{21}U_{12m}}} \tag{23}$$

Nedílnou součástí obou kritérií je mikro-mechanický parametr d. Ten se obvykle stanoví podle mechanizmu porušení materiálu. V některých publikacích [27] se hodnota parametru d vztahuje k mikrostruktuře, např. u polykrystalických materiálů k velikosti zrn, nebo u kompozitních materiálů ke vzdálenosti mezi vyztužujícími prvky, vzdálenosti mezi inkluzemi apod. Nicméně jiné zdroje [37] nepoužívají pro stanovení parametru d délkové parametry mikrostruktury, ale spíše mechanické vlastnosti materiálu a to i v případě, že se jedná o složený materiál. Parametr d se stanoví z výrazu:

$$d = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{K_C}{Rm}\right)^2 \tag{24}$$

kde K_C je lomová houževnatost a Rm je mez pevnosti v tahu. V práci [40] bylo srovnáno osm různých formulací pro stanovení parametrů d publikovaných v odborné literatuře. Ve všech případech však byla hodnota d stanovena z lomové houževnatosti K_{IC} a meze pevnosti Rm. Všechny publikované přístupy udávají řádově podobné výsledky, proto pro následující výpočty stability bude pro výpočet parametru d použit vztah z rovnice (24). Předkládaná práce je zaměřena na určení stability trhlin nebo vrubů na rozhraní kov-polymer, konkrétně hliník-epoxidová pryskyřice. Trhlina se v těchto případech vždy šíří do epoxidové pryskyřice kvůli podstatně nižší lomové houževnatosti. Ta nabývá hodnot od 1 do 2,5 MPa·m^{0,5} v závislosti na použité epoxidové pryskyřici. Protože se jedná o velmi křehký materiál, mez pevnosti je rovna mezi kluzu a nabývá hodnot od 20 do 100 MPa. Pro tyto mechanické vlastnosti leží parametr d v intervalu od 200 do 800 μm.

Trhliny ležící v rozhraní (Obrázek 1 d) jsou specifickým případem defektu ve složených tělesech. Exponent singularity napětí nabývá hodnot $p = ½ - i\varepsilon_c$ a pro tento případ lze stanovit hodnoty součinitelů intenzity napětí (SIN) K_1 a K_2 (viz kapitola 4.1). Ty však nejsou shodné s normálovým a smykovým módem klasických SIN K_I a K_{II} pro homogenní těleso. V tomto konkrétním případě nelze použít kritérium pro smíšený mód. Je tedy vhodnější použít kritérium hnací síly trhliny G. Absolutní hodnota SIN $|K| = \sqrt{K_1^{\,2} + K_2^{\,2}}$ může být přepočítána na hnací sílu trhliny G podle vztahu publikovaného autory Malyshev et al. [29] následovně:

$$G = \frac{1-\beta^2}{E^*}|K|^2 \tag{25}$$

kde β je Dundursův parametr [9] a efektivní Youngův modul lze vypočítat z elastických konstant materiálů:

$$E^* = \frac{2E'_1E'_2}{(E'_1+E'_2)} \tag{26}$$

ve kterém $E' = E/(1-\nu^2)$ pro rovinnou deformaci a $E' = E$ pro rovinnou napjatost. Kritérium nestabilního šíření trhliny má tvar:

$$G_I < G_C \tag{27}$$

Trhlina se nebude šířit, když hnací síla trhliny G bude nižší než její kritická hodnota G_c.

5. Dosažené výsledky řešení

V následujících kapitolách budou shrnuty vlastní aktivity zaměřené na predikci porušení těles s materiálovou nespojitostí a defektem typu trhlina nebo vrub.

5.1. Metodika řešení

Práce obsahuje tři základní kroky. Jako první jsou vypočteny numericky (pomocí MKP) napětí a posunutí kolem materiálové nespojitosti pro danou geometrii, zatížení a okrajové podmínky. Druhý krok je zaměřen na výpočet lomových parametrů - tj. v tomto případě zobecněných součinitelů intenzity napětí, výběr a modifikaci kriteria stability s následnou predikcí nestabilního šíření trhliny z defektu. Třetí krok spočívá v porovnání teoretické hodnoty selhání konstrukce nebo tělesa s experimentálně změřenými hodnotami.

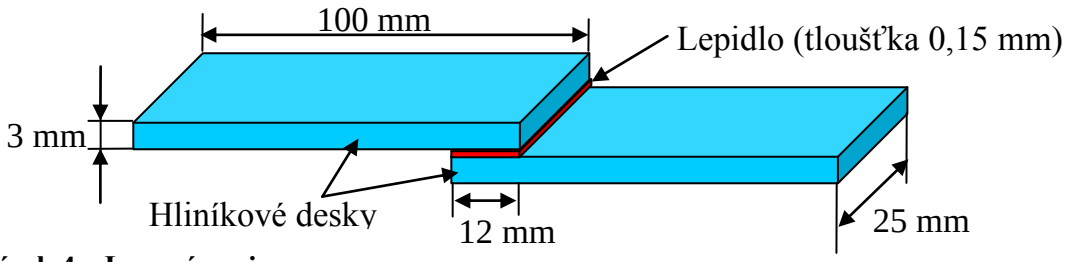
5.2. Jednotlivé aplikace predikce porušení bi-materiálových těles

V této části jsou uvedeny základní typy řešených úloh. Všechny vycházejí z praktických aplikací.

5.2.1. Lepené spoje - „lap-shear“ vzorek

Lepené spoje se v inženýrské praxi využívají velmi často. Oproti klasickým spojovacím metodám (nýtování, šroubové spoje) mají lepené spoje spoustu výhod, ale i některé nevýhody. Mezi největší výhody patří rovnoměrné rozložení napětí po délce lepeného spoje na rozdíl od koncentrace napětí v případě šroubových nebo nýtových spojů. K nevýhodám se řadí nemožnost nedestruktivního rozdělení spoje, nutnost přípravy povrchů před lepením, rozdílná tepelná roztažnost lepidla a adherentů, nižší teplotní zatížení (většinu lepidel není možno použít za teplot vyšších jak 177 °C).

Aby bylo možno porovnat mechanické vlastnosti jednotlivých lepidel, potažmo vliv povrchové úpravy adherentů, byla navržena norma DIN EN 1465 pro experimentální stanovení pevnosti lepených spojů. Ta spočívá ve slepení dvou hliníkových destiček lepidlem (Obrázek 4) a následném roztržení tahem. Geometrie, rozměry vzorku (Obrázek 4) a způsob zatěžování jsou stanoveny normou. Při testování se vyhodnocuje maximální síla, při které dojde k roztržení vzorku. Dále pak způsob šíření trhliny. V případě, že rozhraní má vyšší lomovou houževnatost než samotné lepidlo, trhlina se šíří v lepidle. V opačném případě se trhlina šíří po rozhraní. Tímto způsobem lze stanovit vliv technologií přípravy povrchů adherentů (pískování, eloxování, vliv drsnosti povrchů apod.).

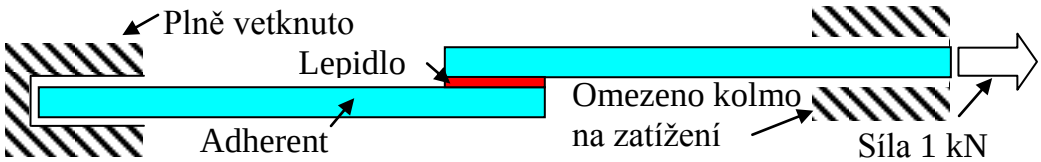


Obrázek 4 – Lepený spoj

Lepené spoje jsou v odborné literatuře velmi často řešeny. Detailní numerická analýza byla provedena autory Li et al. [23], kteří studovali rozložení napětí v lepeném spoji. V této publikaci bylo konstatováno, že maximální napětí leží v protilehlých rozích rozhraní mezi lepidlem a adherenty. V další práci [8], autoři Campilho et al. použili kohesivní modely a rozšířenou metodu konečných prvků (eXtended Finite Element Method - XFEM) ke stanovení směru šíření trhliny. XFEM však nebyla schopna stanovit správně směr šíření trhliny, kvůli základnímu předpokladu XFEM, že trhlina se bude šířit kolmým směrem k maximálnímu tečnému napětí. To se v tomto případě nachází v hliníkových deskách, a tedy metoda předpokládá, že trhlina se bude šířit do hliníkových adherentů. Ve skutečnosti se trhlina šíří buďto lepidlem nebo po rozhraní, protože hliník má podstatně vyšší lomovou houževnatost než lepidlo. Smíšený mód zatěžování byl experimentálně studován v pracích [11], [32] a [16]. Pro měření smíšeného módu se nejčastěji využíval Arcanův vzorek. Rozhraní bylo chápáno jako trhlina v homogenním prostředí a hlavním cílem bylo stanovení lomových houževnatostí pro mód I a II. Změřené kritické hodnoty hnací síly trhliny pro mód II byly přibližně třikrát vyšší než pro mód I, tedy $3G_{IC} \approx G_{IIC}$. Asi nejčastěji je však v literatuře zmiňován postup pro stanovení kritického zatížení lepených spojů založený na výpočtu hnací síly trhliny G [2], [6] a [12]. Lepený spoj je v těchto pracích chápán jako soustava prutů, a protože se tedy jedná o velmi jednoduchou geometrii, napětí může být vypočteno analyticky nebo numericky. Pro stanovení hnací síly trhliny se většinou použije J-integrál. Nevýhodou tohoto přístupu je, že se nepoužívá lomová houževnatost lepidla, ale lomová houževnatost celého spoje, která se musí stanovit experimentálně.

Jelikož bylo možno využít experimentálně změřených hodnot pevnosti lepených spojů, bylo provedeno několik výpočtů teoretické pevnosti na základě zobecněné lomové mechaniky a výsledky byly porovnány s experimentálně změřenými. Lepené spoje byly chápány jako bi-materiálové vruby a pro predikci lomu byly vypočteny zobecněné součinitele intenzity napětí H_1 a H_2, které byly srovnány s jejich kritickými hodnotami.

Jelikož se jedná o velmi jednoduchou geometrii, numerický model byl zjednodušen na 2D objekt za podmínek rovinné deformace (Obrázek 5). Rozměry tělesa jsou dány normou DIN EN 1465 (Obrázek 4). Model vzorku byl plně vetknut na jedné straně, zatímco na druhé straně byly omezeny stupně volnosti kolmé k zatížení. Uvedené okrajové podmínky plně odpovídají reálným podmínkám, kdy je vzorek uchycen do čelistí a následně roztrhnut tahovým strojem.



Obrázek 5 – Zatížení a okrajové podmínky numerického modelu

Síť numerického modelu byla tvořena 13521 isoparametrickými, osmiuzlovými čtyřhrany s kvadratickými tvarovými funkcemi. V předpokládaném místě iniciace trhliny byla síť formována do tvaru pavoučí sítě a silně zjemněna.

Materiály (Tabulka 1) byly uvažovány jako isotropní a homogenní. Bylo použito komerčně dostupné, často v praxi užívané, dvousložkové epoxidové lepidlo Huntsman Araldite XD 4815 / XB 5323.

Tabulka 1 – Mechanické vlastnosti použitých materiálů

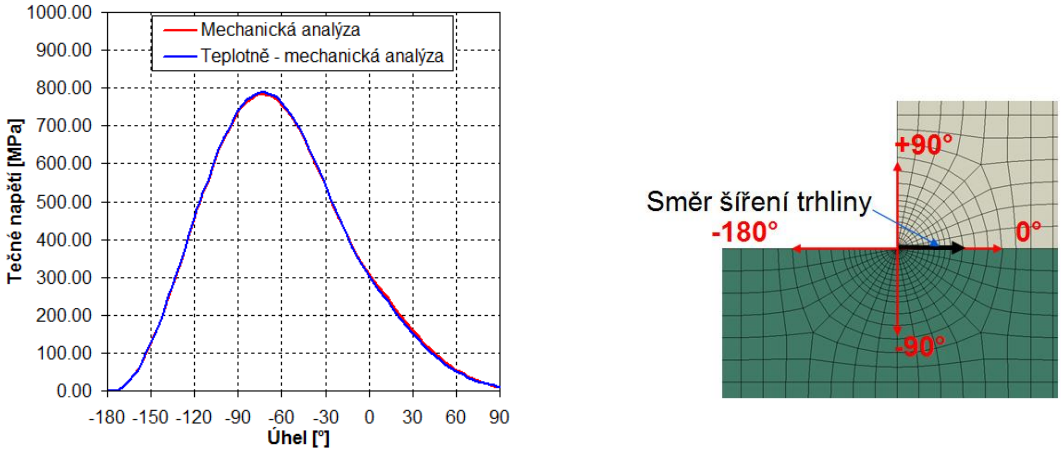
Mechanické vlastnosti	Hliník	Lepidlo
Youngův modul, E, [GPa]	70	3
Poissonovo číslo, ν, [-]	0,33	0,39
Teplotní roztažnost α_t, [K^{-1}]	23,8 e^{-6}	67 e^{-6}
Teplota skelného přechodu [°C]		83
Mez pevnosti [MPa]		26
Lomová houževnatost, K_{IC}, [MPa·$m^{0.5}$]	24	1
Lomová houževnatost, K_{IIC}, [MPa·$m^{0.5}$]		1,5*
Kritická hnací síla trhliny G_C, [J/m^2]		303

*Lomová houževnatost pro smykový mód zatížení není standardní materiálová charakteristika poskytována dodavatelem lepidla. Nicméně z prací autorů Liu et al. [25] a Araki et al. [4] je zřejmé, že pro epoxidové pryskyřice je hodnota K_{IIC} 1,5krát vyšší než hodnota K_{IC}.

Numerická (MKP) analýza byla provedena komerčním programem Abaqus [1]. Po zatížení se vzorek deformuje, tedy nedochází k čistě smykovému zatížení, ale i k ohybu. Zatížení vzorku je sice rovnoběžné s vetknutím, ale není kolineární a proto na vzorek působí ohybový moment.

Technologie přípravy vzorku spočívá v nanesení lepidla a slepení adherentů za pokojové teploty a následném vytvrzení při teplotě 120 °C. Následující teplotní skok z vysokých teplot na pokojovou teplotu může vést ke vzniku reziduálních napětí, způsobených rozdílnými koeficienty teplotní roztažnosti reaktoplastového lepidla a hliníku. Charakteristická vlastnost reaktoplastů je, že mají teplotu skelného přechodu *Tg*. Pod touto teplotou jsou reaktoplasty křehké, ale nad touto teplotou jsou reaktoplasty charakteristické visko-elastickým a visko-plastickým chováním, což vede k relaxaci napětí vygenerovaného nad touto teplotou. Pro výpočet reziduálního napětí ve vzorku bylo předpokládáno, že napětí které vzniklo nad touto teplotou je zanedbatelné. Tento předpoklad velmi zjednodušil analýzu, protože veškeré visko-elastické a visko-plastické chování materiálu je zanedbáno. Byly provedeny dvě odlišné analýzy. V první analýze byla reziduální napětí zanedbána a bylo uvažováno pouze tahové zatížení. Druhá analýza - spojená teplotně-deformační - uvažovala teplotní skok z teploty *Tg* (83 °C) na pokojovou (23 °C) a následné tahové zatížení. Výsledky (tečné napětí kolem kořene vrubu ve vzdálenosti 10 μm) mechanické a teplotně-mechanické analýzy byly porovnány (Obrázek 6). Vodorovná osa grafu značí úhel θ polárního souřadného systému kolem kořene vrubu. Záporná hodnota znamená, že tečné napětí se nachází v hliníku, kladná naopak v lepidle. Vliv reziduálních napětí pro tento specifický případ je zanedbatelný. Rozdíl maximálního tečného napětí se pro tyto dva případy liší pouze jedním procentem a tedy lomové chování vzorku není výrazně ovlivněno reziduálními napětími, tj. mohou být zanedbána. Tečné napětí kolem kořene vrubu také stanovuje směr šíření trhliny. Maximální hodnota tečného napětí v tomto případě leží v hliníku, konkrétně v úhlu θ_0 = –72,1°. Pro homogenní těleso by tento úhel

znamenal směr šíření trhliny. Nicméně když srovnáme lomovou houževnatost hliníku a lepidla (Tabulka 1) zjistíme, že hliník má lomovou houževnatost 24krát vyšší. Trhlina se tedy v lepeném spoji bude šířit do lepidla a to pod úhlem θ_0 = 0°, to znamená ve směru rozhraní (Obrázek 6).



Obrázek 6 – Porovnání tečných napětí kolem kořene vrubu

Pro výpočet lomových parametrů (zobecněných součinitelů intenzity napětí) je nutné stanovit počet singularit a hodnoty exponentů singularit napětí. V tomto konkrétním případě existují dvě hodnoty exponentů singularit napětí (p_1 = 0,29913 a p_2 = 0,0009). Tyto exponenty byly stanoveny podle práce Qiana [33] řešením vlastních hodnot úlohy. Zobecněné součinitele intenzity napětí H_1 a H_2 byly stanoveny přímou metodou (kap. 4.2.1.1). Byly zvoleny dvě cesty orientované do kořene trhliny s úhly –90° a –45° (Obrázek 6), tyto testy podle polárního souřadného systému leží ve spodním hliníkovém adherentu). Tečné napětí na těchto cestách bylo extrahováno z numerického modelu. Tato tečná napětí byla dosazena do rovnice (11) a řešením dvou rovnic o dvou neznámých byly vypočteny zobecněné součinitele intenzity napětí pro každý bod cesty. Tyto hodnoty byly dále extrapolovány do kořene vrubu a tímto byly stanoveny hodnoty H_1 a H_2.

Pro výpočet kritického zatížení byla použita dvě kritéria. Konkrétně kritérium maxima středních tečných napětí (MMTS) a kritérium faktoru hustoty deformační energie (SEDF) (kap. 4.3). Protože se jedná o smykové zatížení, zobecněná lomová houževnatost H_{1C} se musí stanovit z lomové houževnatosti pro smykový mód K_{IIC}. Pro kritérium MMTS se hodnota H_{1C} stanoví ze vztahu (19) a kritérium SEDF se hodnota H_{1C} stanoví ze vztahu (23). Z důvodů zjednodušení interpretace výsledků lomové analýzy je kritické zatížení vyjádřeno vztahem:

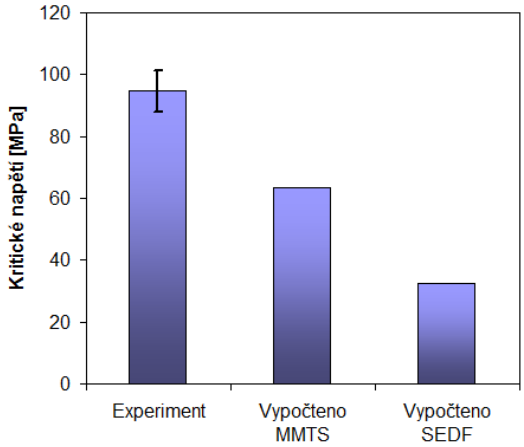
$$\sigma_{krit} = \sigma_{apl} \frac{H_{1C}}{H_1(\sigma_{apl})} \tag{28}$$

kde σ_{apl} je aplikované napětí použité v numerické analýze pro výpočty hodnot H_1 a H_2 ($\sigma_{apl} = 13,\overline{3}$ MPa). Nestabilní šíření trhliny nenastane, když aplikované napětí bude menší než jeho kritická hodnota.

$$\sigma_{apl} < \sigma_{krit} \tag{29}$$

Kritické napětí bylo vypočteno pro interval parametru d. Mikro-mechanický parametr d byl stanoven z mechanických vlastností lepidla (Tabulka 1) a pro dané lepidlo má hodnotu d = 471 μm. Této hodnotě odpovídá kritické zatížení pro MMTS kritérium σ_{krit} = 63,4 MPa a pro SEDF kritérium σ_{krit} = 32,6 MPa.

Experimentální měření bylo provedeno celkem na 40 vzorcích. Průměrná změřená pevnost lepených spojů byla 94,7 MPa s rozptylem 42,7 MPa^2 a směrodatnou odchylkou 6,62 MPa. Obrázek 7 ukazuje srovnání změřených a vypočtených hodnot kritického zatížení (chybové úsečky značí směrodatnou odchylku). Vypočtené hodnoty jsou podstatně nižší než minimální změřené hodnoty. MMTS kritérium udává o 33 % a kritérium SEDF dokonce o 65,5 % nižší hodnotu kritického zatížení než byla průměrná změřená hodnota. Je však nutno poznamenat, že numerická analýza uvažovala dokonale ostrý vrub, tedy nejhorší možný případ, který může nastat. Ve skutečnosti při tuhnutí lepidla se může v kořeni vrubu vytvořit rádius a tím pádem napětí bude v kořeni vrubu méně koncentrováno, což vede k vyšší pevnosti spoje. Dále pak hodnota lomové houževnatosti pro smykový mód není plně známa. Je tedy nutno vycházet z publikovaných měření a stanovit hodnotu K_{IIC} z hodnot K_{IC}, což může vnést podstatné chyby do výpočtů.

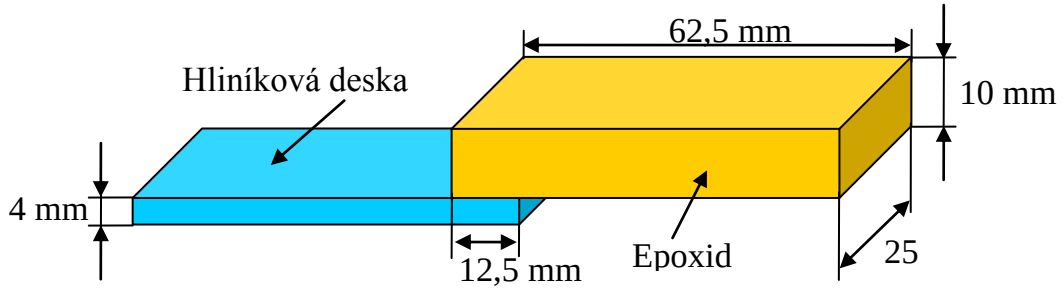


Obrázek 7 – Srovnání změřených a vypočtených hodnot kritického zatížení lepených spojů

5.2.2. Bi-materiálové vruby

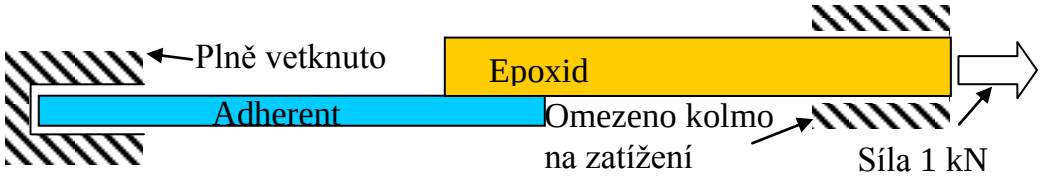
V elektrotechnickém průmyslu se běžně setkáváme s interakcemi mezi vodiči (kovy, především hliník a měď) a izolátory (polymery, keramiky) a to především z důvodů vodivosti (nevodivosti) těchto materiálů. Kvůli přítomnosti singulárních koncentrátorů napětí (vruby, trhliny apod.) není zcela triviální stanovit mezní stavy takovýchto konstrukcí. Cílem této aktivity bylo navržení jednoduchého zkušebního tělesa obsahujícího bi-materiálový vrub, které by bylo možné levně a snadno připravit v dostatečném množství kvůli statistickému vyhodnocení výsledků. Tento vzorek byl původně určen pro studování adheze mezi hliníkem a epoxidem a sledování vlivů povrchových úprav hliníku [13]. Zkušební těleso (Obrázek 8) se skládá z hliníkové destičky, na kterou byla nalita a následně vytvrzena epoxidová pryskyřice. Destičky byly vyrobeny z hliníkové slitiny Anticorrodal 100 (AlMgSi1 DIN 3.2315 / AW6082). Vzorky byly vyřezány z desek o tloušťce 4 mm vodním paprskem na rozměry 100 × 25 mm. Povrch hliníkových destiček byl před odléváním pískován podle ABB specifikací u místního dodavatele (Femec AG). Podle interních ABB norem bylo dosaženo střední hloubky drsnosti R_a 6,5 µm. Pískované destičky byly následně odmaštěny v perchlorethylenu při 110 °C po dobu dvou minut a následně očištěny v ultrazvukové lázni v methylethylketonu při 40 °C po dobu minimálně 3 minut. Odmaštění a očištění bylo provedeno z důvodů zvýšení kvality adheze mezi hliníkovou destičkou a epoxidovou pryskyřicí. Před odléváním byly destičky a forma předehřány na 75 °C. Epoxidová pryskyřice EP1463 byla tvořena komerčními komponenty, konkrétně pryskyřicí DER331, tvrdidlem Bisphenol A a 60 hmotnostními

procenty plniva - oxidem hlinitým (Al_2O_3). Ingredience (pryskyřice, tvrdidlo a plnivo) byly smíchány za zvýšených teplot ve vakuu. Epoxidová pryskyřice byla následně nalita do předehřáté formy s destičkou a vytvrzena při 135 °C po dobu deseti hodin.



Obrázek 8 – Rozměry zkušebního vzorku

Numerický model byl zjednodušen na 2D úlohu za podmínek rovinné deformace (Obrázek 9) a byl tvořen 2275 osmiuzlovými čtyřhrany s kvadratickými tvarovými funkcemi. Síť byla silně zjemněna v předpokládaném místě iniciace trhliny (spodní strana vzorku) a v tomto místě byla formována do tvaru pavoučí sítě. Model vzorku byl plně vetknut na konci hliníkové destičky a na druhé straně modelu byly omezeny stupně volnosti kolmé na směr zatížení. Zatížení 1 kN bylo předepsáno do uzlu, který byl spojen se všemi uzly na pravé stěně epoxidové pryskyřice. Mezi epoxidem a hliníkovou destičkou byla předepsána dokonalá adheze. Materiálové vlastnosti adherentu a epoxidu (Tabulka 2) byly přiřazeny k jednotlivým dílům modelu. Oba materiály byly chápány jako homogenní, lineární a elastické.



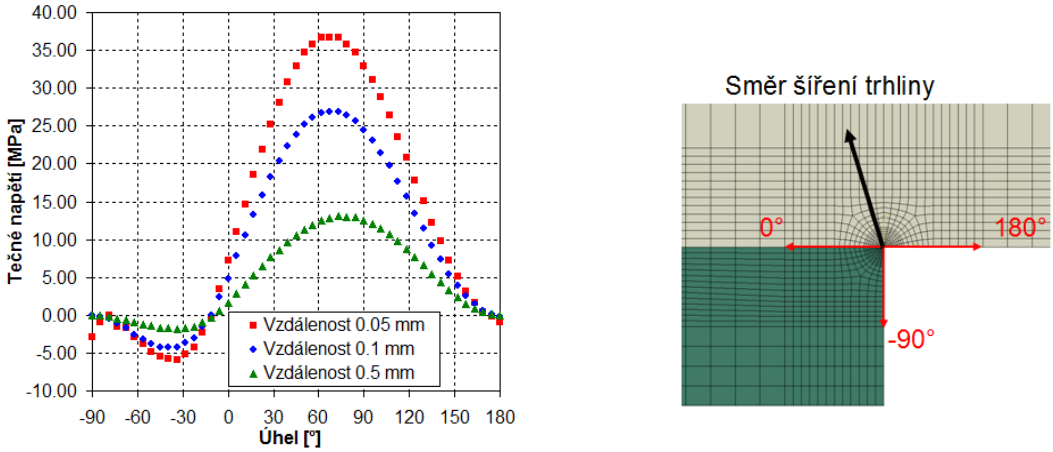
Obrázek 9 – Okrajové podmínky úlohy

Výsledky numerické analýzy (Obrázek 10) ukazují, že maximální tečné napětí kolem bi-materiálového vrubu leží v úhlu 67,5°. V tomto úhlu dojde k iniciaci trhliny, nicméně se vzrůstající vzdáleností od kořene trhliny úhel roste, což znamená, že již počáteční napjatost vyvolaná přítomností vrubu předpokládá postupné stáčení trhliny do směru kolmého na zatížení, tj. 90°. Skutečný směr šíření existující trhliny je samozřejmě dán aktuálním stavem napjatosti pro konfiguraci vrubu a trhliny.

Tabulka 2 – Mechanické vlastnosti materiálů

Mechanické vlastnosti	Hliník	Epoxid
Youngův modul, E, [GPa]	70	7,46
Poissonovo číslo, ν, [-]	0,33	0,39
Teplotní roztažnost α_t, [K^{-1}]	23,8 e^{-6}	37 e^{-6}
Teplota skelného přechodu [°C]		122
Mez pevnosti [MPa]	205	77,3
Lomová houževnatost, K_{IC}, [MPa·$m^{0.5}$]	24	1,82
Lomová houževnatost, K_{IIC}, [MPa·$m^{0.5}$]		2,73*
Kritická hnací síla trhliny G_C, [J/m^2]		405,8

*Lomová houževnatost pro smykový mód zatížení byla opět stanovena z lomové houževnatosti pro normálový mód zatížení podle měření autorů Liu et al. [25] a Araki et al. [4].



Obrázek 10 – Tečné napětí kolem vrubu a vypočtený směr šíření trhliny

Daná geometrie vrubu (180° epoxid, 90° hliník - Obrázek 10) má dvě singularity a tedy dva exponenty singularity napětí. Řešením vlastních hodnot úlohy byly tyto exponenty stanoveny a nabývají hodnot $p_1 = 0{,}478$ a $p_2 = 0{,}396$. Lomové parametry - zobecněné součinitele intenzity napětí H_1 a H_2 - byly stanoveny přímou metodou (kap. 4.2.1.1). Byly zvoleny dvě cesty orientované do kořene trhliny s úhly 67,5° (úhel maximálního tečného napětí) a 112,5°. Obě tyto cesty podle polárního souřadného systému (Obrázek 10) leží v epoxidu. Z numerického modelu byla extrahována tečná napětí na těchto cestách a byla dosazena do následující rovnice:

$$\sigma_{ij} = \frac{H_1}{\sqrt{2\pi}} f_{ij1}(\phi,\alpha,\beta,\lambda_1,\theta)\cdot r^{-p1} + \frac{H_2}{\sqrt{2\pi}} f_{ij2}(\phi,\alpha,\beta,\lambda_2,\theta)\cdot r^{-p2} \tag{30}$$

Řešením dvou rovnic o dvou neznámých byly vypočteny zobecněné součinitele intenzity napětí pro každý bod cesty. Tyto hodnoty byly dále extrapolovány do kořene vrubu a tímto byly stanoveny hodnoty H_1 a H_2. Pro tuto konkrétní geometrii, zatížení a okrajové hodnoty nabývají následující hodnoty: $H_1 = 2{,}6021\,\mathrm{MPa}\cdot\mathrm{m}^{0{,}478}$, $H_2 = 0{,}4048\,\mathrm{MPa}\cdot\mathrm{m}^{0{,}396}$.

Pro výpočet kritického zatížení bylo použito kritérium maximálních středních tečných napětí MMTS a kritérium faktoru hustoty deformační energie SEDF (kap. 4.3). Tento vrub je zatížen normálovým módem (maximum středního tečného napětí kolem kořene vrubu je shodné se směrem šíření trhliny), a proto se zobecněná lomová houževnatost H_{1C} pro MMTS kritérium stanoví z lomové houževnatosti pro normálový mód K_{IC} (18). Pro kritérium SEDF se hodnota H_{1C} stanoví z rovnice (21). Z důvodů zjednodušení interpretace výsledků lomové analýzy, je kritické zatížení vyjádřeno tentokrát pomocí kritické aplikované síly vztahem:

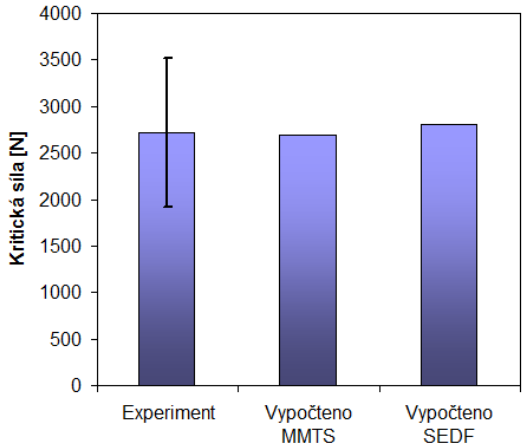
$$F_{krit} = F_{apl}\frac{H_{1C}}{H_1(\sigma_{apl})} \tag{31}$$

kde F_{apl} je aplikovaná síla použitá v numerické analýze (1 kN) pro výpočty hodnot H_1 a H_2. Nestabilní šíření trhliny nenastane, když aplikovaná síla bude menší než její kritická hodnota.

$$F_{apl} < F_{krit} \tag{32}$$

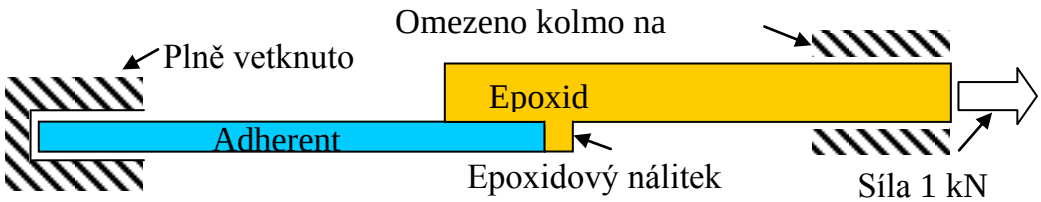
Kritická síla byla vypočtena pro interval parametru *d*. V tomto případě kritická síla není tak silně závislá na parametru *d* jako v případě lepených spojů, což je pravděpodobně způsobeno rozdílností mezi normálovým a smykovým módem zatížení a iniciací trhliny. Mikro-mechanický parametr *d* byl stanoven z mechanických vlastností lepidla (Tabulka 2) a pro danou epoxidovou pryskyřici má hodnotu d = 180 μm. Této hodnotě odpovídá kritická síla F_{krit} = 2697 N pro MMTS kritérium a F_{krit} = 2808 N pro SEDF kritérium.

Pevnost bi-materiálového tělesa byla stanovena experimentálním měřením na 7 vzorcích. Průměrná změřená pevnost bi-materiálového tělesa byla 2717,48 N s rozptylem 645401,5 N^2 a směrodatnou odchylkou 803,37 N. Obrázek 11 ukazuje srovnání změřených a vypočtených hodnot kritického zatížení (chybové úsečky změřených dat znázorňují směrodatnou odchylku). V tomto případě obě kritéria udávají podobné hodnoty a ve srovnání s experimenty se podařilo předpovědět průměrnou hodnotu selhání vzorku s rozdílem menším než 4 %.



Obrázek 11 – Srovnání experimentálně a numericky stanovené pevnosti bi-materiálového tělesa

Další práce byla zaměřena na jisté modifikace vzorku tak, aby byl nucen selhat smykovým módem. To bylo dosáhnuto drobnou změnou odlévací formy tak. V původním místě iniciace trhliny byl vytvořen nálitek epoxidové pryskyřice o rozměrech 4 × 4 mm (Obrázek 12). Ostatní rozměry vzorku jsou shodné s předcházejícím případem (Obrázek 8). Místo iniciace trhliny se však změnilo, což muselo být zahrnuto do tvaru sítě numerického modelu.

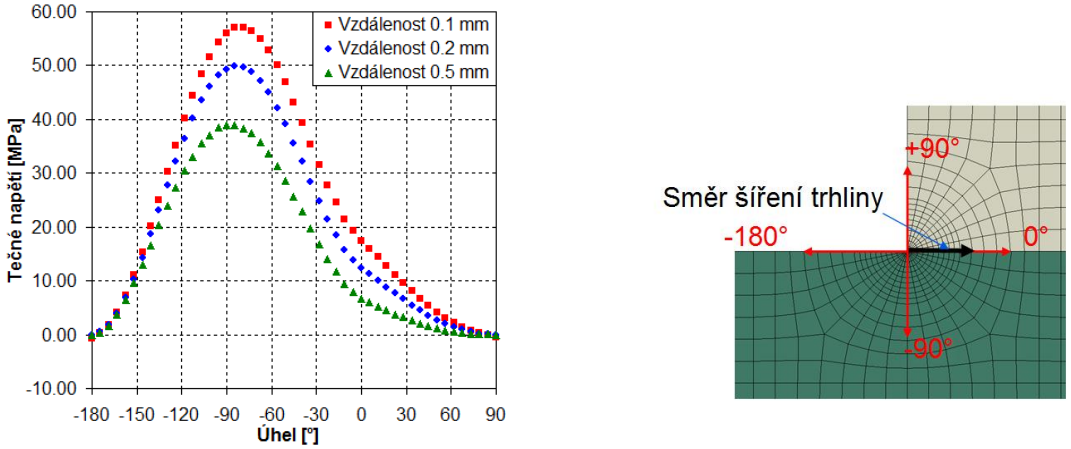


Obrázek 12 – Modifikovaný bi-materiálový vzorek, okrajové podmínky a zatížení MKP modelu

Numerický model opět uvažoval zjednodušení ve formě 2D modelu za podmínek rovinné deformace a byl tvořen 2739 osmiuzlovými, isoparametrickými čtyřhrany. Okrajové podmínky a zatížení (Obrázek 12) jsou opět shodné s předcházejícím případem.

Tečné napětí kolem kořene horního vrubu charakterizuje smykový mód zatížení. Ačkoli maximální hodnoty (Obrázek 13) leží v hliníku v úhlu –79°, trhlina se bude šířit podél

rozhraní, tj. v úhlu 0°, protože lomová houževnatost hliníku je přibližně 13krát vyšší než epoxidu.



Obrázek 13 – Tečné napětí kolem kořene vrubu pro různé vzdálenosti od kořene

Pro stanovení zobecněných součinitelů intenzity napětí byla opět použita přímá metoda, tentokrát měly extrapolační cesty úhly –78,25° a –45°. Pro tento případ hodnota H_2 je podstatně vyšší než hodnota H_1 a zobecněné součinitele intenzity napětí mají následující hodnoty: $H_1 = 5{,}7822\ \mathrm{MPa}\cdot\mathrm{m}^{0.32665}, H_2 = 32{,}794\ \mathrm{MPa}\cdot\mathrm{m}^{0.40546}$.

Pro výpočet kritického zatížení byla opět použita kritéria maxima středních tečných napětí MMTS a faktoru hustoty deformační energie SEDF (viz kap. 4.3). Jelikož se jedná o převažující zatížení smykovým módem (maximální tečné napětí kolem kořene vrubu není shodné se směrem šíření trhliny), zobecněná lomová houževnatost H_{1C} se stanoví z lomové houževnatosti pro normálový mód K_{IIC} (viz rovnice (19) a (23)). Z důvodů zjednodušení interpretace výsledků lomové analýzy je kritické zatížení vyjádřeno vztahem:

$$F_{krit} = F_{apl}\frac{H_{1C}}{H_1(\sigma_{apl})} \tag{33}$$

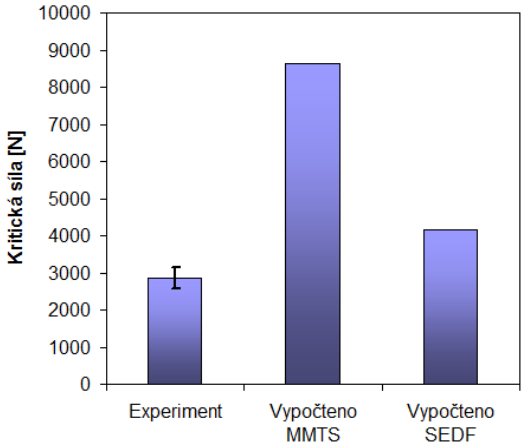
kde F_{apl} je aplikovaná síla použitá v numerické analýze (1 kN) pro výpočty hodnot H_1 a H_2. Nestabilní šíření trhliny nenastane, když aplikovaná síla bude menší než její kritická hodnota.

$$F_{apl} < F_{krit} \tag{34}$$

Kritická síla byla vypočtena pro interval parametru *d*. Podobně jako v případě lepených spojů je kritická síla silně závislá na parametru *d*. Mikro-mechanický parametr *d* byl stanoven z mechanických vlastností lepidla (Tabulka 2) a pro danou epoxidovou pryskyřici má hodnotu $d = 180$ µm. Tato hodnota parametru *d* odpovídá kritické síle $F_{krit} = 8700$ N pro MMTS kritérium a $F_{krit} = 4165$ N pro SEDF kritérium.

Příprava vzorků byla shodná s předchozím případem. Tekutý (vakuovaný) epoxid byl nalit do připravené a předehřáté formy na pískované a důkladně očištěné hliníkové destičky. Následně byl epoxid vytvrzen při zvýšené teplotě. Průměrná experimentálně změřená pevnost měla hodnotu 2868,2 N s rozptylem 83314,7 N^2 a směrodatnou odchylkou 288,6 N. Je zcela jasné, že změřená hodnota musí být vyšší než pro předchozí případ normálového zatížení vrubu, protože vzorek byl zesílen v místě iniciace původní trhliny. Nicméně zajímavé je, že oba tyto vzorky (původní i s nálitkem) mají velmi podobnou experimentálně změřenou pevnost (rozdíl je menší než 6 %). Vypočtené hodnoty však udávají zcela odlišnou teoretickou pevnost tohoto vzorku (Obrázek 14).

V tomto případě jsou vypočtené hodnoty až trojnásobně vyšší pro MMTS kritérium a 1,5 násobně vyšší pro SEFD kritérium než experimentálně stanovené. To může být způsobeno také tím, že teoretický přístup počítá s šířením trhliny sice ve směru rovnoběžném s rozhraním, ale v epoxidu. Ve skutečnosti ale může hrát v těchto případech větší roli lomová houževnatost rozhraní. V každém případě se jedná o smíšený mód zatížení s převažující smykovou složkou (stejně jako v případě lepených spojů) a maximální tečné napětí není shodné se směrem šíření trhliny. Pro tyto specifické případy zobecněný lomově mechanický přístup vycházející pouze z lomové houževnatosti určené pro jednotlivé materiály v módu I, nebo v módu II selhává.



Obrázek 14 – Srovnání experimentálně změřené pevnosti s vypočtenou

5.2.3. Optimalizace tvaru příruby

Další experimentálně ověřený výpočet byl proveden na jednoduché zkušební konstrukci hliníkové příruby, ke které byla přilepena epoxidová tyč. Tato aktivita byla motivována potřebami inženýrské praxe, protože v portfoliu ABB výrobků se nachází spousta průchodek, pro které je potřeba stanovit mezní stavy křehkého porušení. Zcela nejběžnější způsob uchycení těchto průchodek je přilepení ke kovové přírubě, která je dále přišroubována na rám konstrukce. Tyto průchodky musí splňovat pevnostní požadavky definované interními normami. Nejčastější mechanické zatížení, kterému jsou tyto konstrukce vystaveny, je zatížení ohybem. V tomto případě je příruba plně vetknutá a síla se aplikuje na protilehlý konec průchodky. Protože největší průchodky mohou mít délku až několik metrů, aplikovaná síla se pohybuje v řádu až několika desítek kN. Průchodky jsou často vyrobeny z křehkých materiálů (keramiky, epoxidová pryskyřice) a proto vede mechanické selhání k rozlomení tělesa, což má za následek nefunkčnost celého výrobku (transformátoru, vypínače apod.). Je tedy nezbytně nutné zjistit prahové zatížení tělesa a zabezpečit, že toto namáhání se v praxi nikdy nevyskytne. V praxi se nejběžněji stanovují meze křehké pevnosti průchodek experimentálně, což je velmi nákladný proces a je tedy zájem pro nová zařízení tyto mezní stavy stanovit na základě výpočtů. Možnost stanovit kritické zatížení není v tomto případě zcela triviální, protože na rozhraní mezi kovovou přírubou a průchodkou se nachází singulární koncentrátor napětí a tudíž napětí má singulární charakter, tedy mezní stav křehké pevnosti nemůže být použit jako kritérium selhání. Přístup vyžaduje aplikaci zobecněné lomové mechaniky, a tudíž je nutné stanovit selhání spíše na základě lomové houževnatosti než na základě napětí. Bohužel nebylo možno využít experimentálně změřenou pevnost reálných výrobků, proto byl navržen zkušební vzorek, který má podobnou geometrii, stejné okrajové podmínky a zatížení.

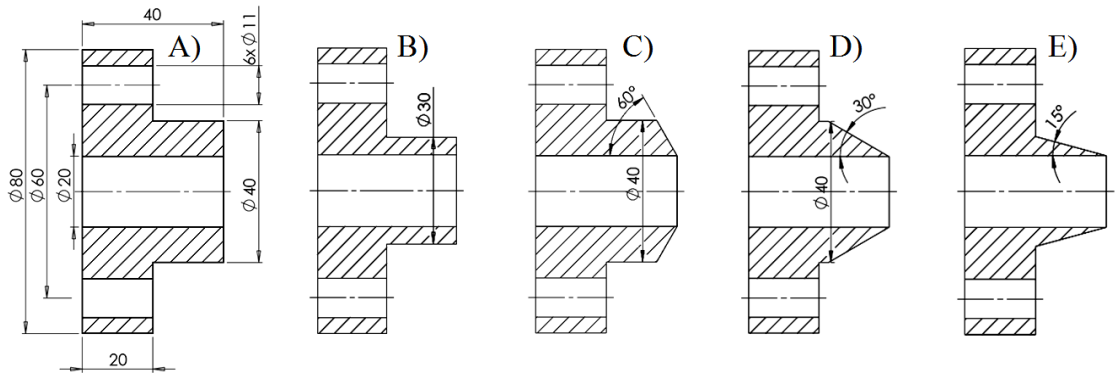
Vzorek byl tvořen z epoxidové tyče a hliníkové příruby, která byla k tyči přilepena lepidlem. Cílem této aktivity bylo navržení tvaru příruby tak, aby epoxidová tyč snesla co nejvyšší ohybové zatížení.

Použitým materiálem k výrobě tyče byla komerční epoxidová pryskyřice často používána jako venkovní (materiál je možno vystavit mrazu, UV záření apod.) izolační materiál. Tento materiál se skládá z pryskyřice, tvrdidla, katalyzátoru a plniva (viz Tabulka 3). Komponenty pryskyřice byly předehřáty na 65 °C před smícháním. Nejprve byly smíchány tekuté komponenty a následně bylo přidáno sypké plnivo. Tekutá směs byla vakuována při tlaku 5 milibar a odlita do předehřáté (90 °C) formy ve tvaru trubky. Aby bylo možno vytvrzenou tyč vyjmout z formy, byl před odléváním nanesen na stěny formy separátor (silikonový sprej). Odlitek i s formou byl vložen do konvekční pece na dvě hodiny při 90 °C na vytvrzení a následně 10 hodin při 140 °C trvalo post-vytvrzení. Epoxidové tyče byly vyjmuty z formy a povrchy, které byly lepeny k přírubám, musely být obrobeny z důvodů odstranění vrchní vrstvy epoxidu, která obsahuje separátor. Tento krok je nutný k zajištění dobré adheze mezi tyčí a přírubou. Pro přilepení tyče k přírubě bylo použito dvousložkové lepidlo AV138M-HV998 od dodavatele Huntsman.

Tabulka 3 – Komponenty použité epoxidové pryskyřice

Komponent	Komerční název	Dodavatel	Hm. podíl
Epoxidová pryskyřice	CY184	Huntsman	100
Anhydridové tvrdidlo	HY1235	Huntsman	90
Katalyzátor	DY062	Huntsman	0,5
Křemíkové plnivo	Silbond W12 EST	Quarzwerke	354

Kritické ohybové zatížení bylo změřeno pro pět různých typů přírub (Obrázek 15). Všechny příruby měly vnější průměr 80 mm a celkovou délku 40 mm. Hlavní rozdíl v návrhu přírub je ve způsobu vetknutí tyče. Cílem bylo vytvořit různé tuhosti vetknutí, což by mělo ovlivnit koncentraci napětí v místě, kde tyč praskne a tak by mělo být pozorováno odlišné kritické zatížení. Nejtužší je varianta A), která má průměr vetknutí 40 mm, varianta B) má průměr vetknutí 30 mm a u variant C), D) a E) byl volen úhel od počátku vetknutí 60°, 30° respektive 15°. Celková délka tyče byla 250 mm s průměrem 20 mm.



Obrázek 15 – Průřez jednotlivými typy přírub

Tuto úlohu lze řešit i analyticky, kdy tyč je chápána jako prut vetknutý na jedné straně s aplikovanou sílou na straně druhé. Ohybové napětí se stanoví z následující rovnice:

$$\sigma_o = \frac{M_y \cdot z}{I_y} \tag{35}$$

kde M_y je ohybový moment, z je vzdálenost od neutrální osy, což je v tomto případě poloměr prutu R = 10 mm a I_y je kvadratický moment průřezu. Ohybový moment se stanoví následovně:

$$M_y = F \cdot l \tag{36}$$

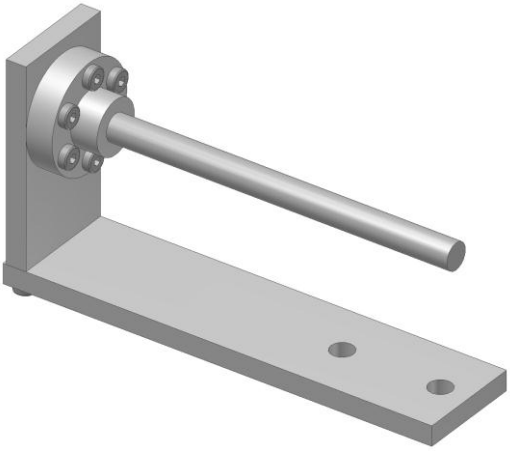
kde F je aplikovaná síla a l je vzdálenost aplikované síly od vetknutí. Celková délka prutu je 250 mm, ale pokud budeme uvažovat vetknutí v místě prvního kontaktu s přírubou, délka prutu se zkrátí o délku příruby na 210 mm. Kvadratický moment průřezu se stanoví následovně:

$$I_y = \frac{\pi \cdot R^4}{4} \tag{37}$$

Pokud známe pevnost materiálu (Tabulka 4), můžeme stanovit kritickou sílu, při které se prut rozlomí:

$$F_{krit} = \frac{\sigma_o \pi \cdot R^3}{4 \cdot l} = 344 \text{ N} \tag{38}$$

Při experimentálním stanovení pevnosti epoxidové tyče byla hliníková příruba přichycena šesti šrouby se závity M10 k přípravku (Obrázek 16), který byl uchycen dvěma šrouby M20 (Obrázek 16) k testovacímu zařízení Zwik. Síla byla aplikována na konec tyče univerzálním testovacím zařízením Zwik a křivka síla-posunutí byla zaznamenána až do selhání vzorku.



Obrázek 16 – Hliníková příruba spojená s epoxidovou tyčí

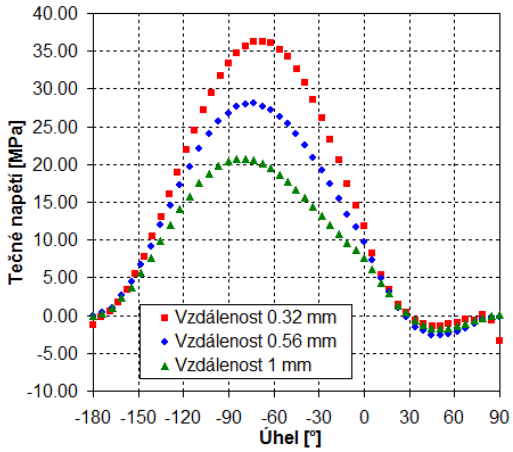
Napětí bylo vypočteno numericky – komerčním MKP programem Abaqus [1]. Tento případ bohužel nejde zjednodušit na 2D nebo osově symetrickou úlohu a proto byl uvažován 3D model s jednou rovinou symetrie. Síť byla tvořena přibližně 20 tisíci dvacetiuzlovými isoparametrickými elementy se silným zjemněním sítě v místě singularity ve tvaru pavoučí sítě. Do numerického modelu bylo zahrnuto lepidlo o tloušťce 100 μm. Dokonalá adheze byla předepsána mezi povrchy lepidlo-příruba a lepidlo-tyč. Všechny stupně volnosti povrchů děr příruby byly omezeny, což představuje vetknutí příruby šrouby k přípravku. Model byl zatížen koncentrovanou silou (100 N) předepsanou na jeden referenční uzel, který byl spojen se všemi uzly na konci epoxidové tyče.

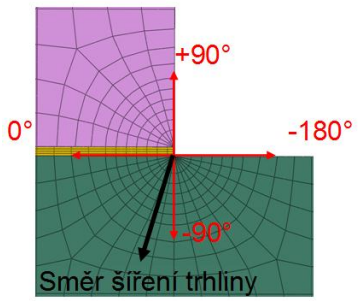
Byly uvažovány následující materiálové parametry:

Tabulka 4 – Vlastnosti použitých materiálů

Materiálové vlastnosti	Hliník	Lepidlo	Epoxid
Youngův modul, E, [GPa]	70	4,7	12
Poissonovo číslo, ν, [-]	0,33	0,39	0,39
Teplotní roztažnost α_t, [K^{-1}]	23,8 e^{-6}	70 e^{-6}	37 e^{-6}
Teplota skelného přechodu [°C]		92	122
Mez pevnosti [MPa]	205	27	77,3
Lomová houževnatost, K_{IC}, [MPa·$m^{0.5}$]	24	1	1,82
Kritická hnací síla trhliny G_C, [J/m^2]		303	405,8

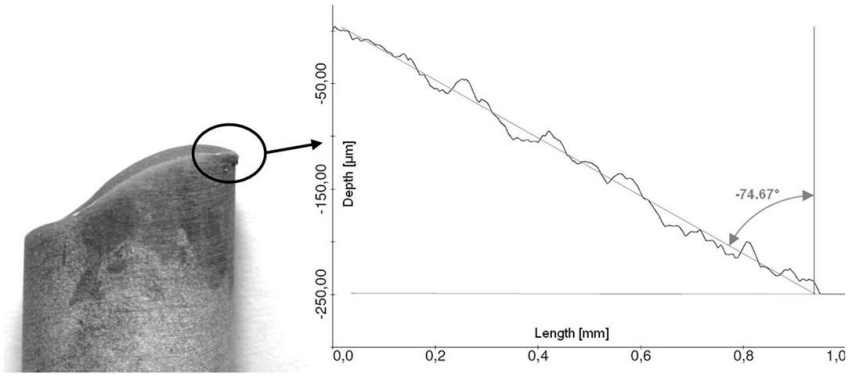
Tečné napětí kolem kořene vrubu (Obrázek 17) stanovené pro polární souřadný systém s počátkem v kořeni vrubu udává směr šíření trhliny. V tomto případě maximální hodnota leží v epoxidu, v úhlu –73°. Ze statického rozložení napětí je také patrné, že se vzrůstající vzdáleností od kořene vrubu se úhel mění z –73° k –90°. To znamená, že trhlina změní úhel šíření, což bylo ověřeno experimenty.





Obrázek 17 – Tečné napětí kolem kořene vrubu

Skutečný úhel šíření trhliny při rozlomení tyče byl změřen zařízením původně určeným k měření drsnosti povrchů - Mahr Perthometer Concept PGK (Obrázek 18). Profil lomového povrchu byl zaznamenán do vzdálenosti 1 mm od místa iniciace trhliny. Byla nalezena přijatelná shoda mezi experimentem (–74,67°) a vypočtenou hodnotou (–73°).



Obrázek 18 – Změřený úhel šíření trhliny

Rozhraní mezi epoxidovým kompozitem a lepidlem bylo opět chápáno jako bi-materiálový vrub a ke stanovení lomových parametrů byla použita přímá metoda. Exponenty singularit napětí byly stanoveny před numerickou analýzou a pro tento konkrétní případ (materiálové vlastnosti a geometrii vrubu) mají hodnoty p_1 = 0,39607 a p_2 = 0,02997. Na rovině symetrie směřující do kořene trhliny byly definovány dvě nezávislé

cesty. Obě tyto cesty ležely v epoxidové pryskyřici. První cesta byla volena v přibližném úhlu maximálního tečného napětí, konkrétně svírala s rozhraním úhel –67,5°. Druhá cesta svírala s rozhraním –135°. Z numerického modelu byla extrahována tečná napětí na daných cestách a byla dosazena do rovnice popisující napětí kolem kořene vrubu jako funkce zobecněných lomových parametrů a známých funkcí:

$$\sigma_{ij} = \frac{H_1}{\sqrt{2\pi}} f_{ij1}(\phi,\alpha,\beta,\lambda_1,\theta)\cdot r^{-p1} + \frac{H_2}{\sqrt{2\pi}} f_{ij2}(\phi,\alpha,\beta,\lambda_2,\theta)\cdot r^{-p2} \tag{39}$$

Řešením dvou rovnic o dvou neznámých byly vypočteny zobecněné součinitele intenzity napětí pro každý bod cesty. Tyto hodnoty byly dále extrapolovány do kořene vrubu a tímto byly stanoveny hodnoty H_1 a H_2. Pro přírubu typu A) nabývají následující hodnoty: $H_1 = 6{,}5745\ \mathrm{MPa}\cdot\mathrm{m}^{0.39607}$, $H_2 = 2{,}2067\ \mathrm{MPa}\cdot\mathrm{m}^{0.029971}$.

Stejně jako v předešlých případech bylo i zde použito kritérium maxima středních tečných napětí a faktoru hustoty deformační energie pro výpočet kritického ohybového zatížení (kap. 4.3). Tento bi-materiálový vrub je zatížen normálovým módem (maximální tečné napětí kolem kořene vrubu je shodné se směrem šíření trhliny - Obrázek 17), a proto se zobecněná lomová houževnatost H_{1C} stanoví z lomové houževnatosti pro normálový mód K_{IC} (viz rovnice (18) a (21)). Z důvodů zjednodušení interpretace výsledků lomové analýzy je kritické zatížení vyjádřeno vztahem:

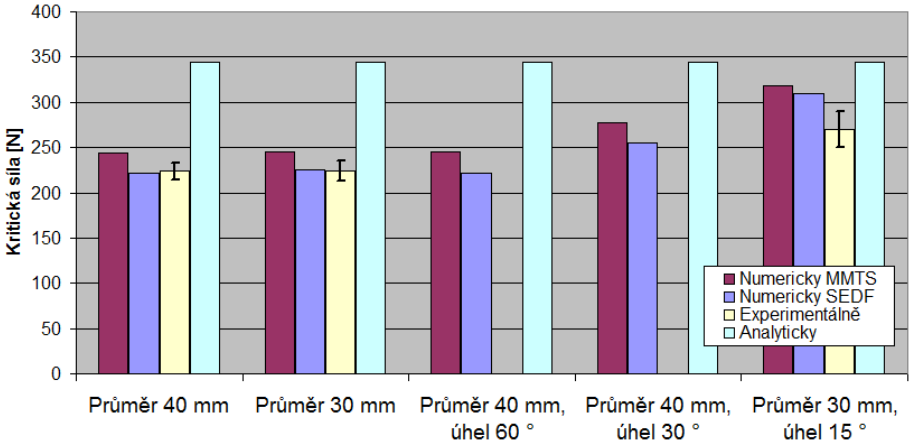
$$F_{krit} = F_{apl}\frac{H_{1C}}{H_1(\sigma_{apl})} \tag{40}$$

kde F_{apl} je aplikovaná síla použitá v numerické analýze (100 N) pro výpočty hodnot H_1 a H_2. Nestabilní šíření trhliny nenastane, když aplikovaná síla bude menší než její kritická hodnota.

$$F_{apl} < F_{krit} \tag{41}$$

Kritická síla (Obrázek 19) byla stanovena analyticky, numericky a experimentálně. Analytický přístup nezohledňuje tvar příruby a uvažuje dokonale tuhé vetknutí tyče. Proto analytický výpočet uvádí stejnou hodnotu kritické síly (F_{krit} = 344 N) pro všechny typy přírub. Experimentálně byla stanovena pevnost pro 3 typy přírub (typ A, B a E). Pro první typ příruby (A typ, průměr 40 mm) byla stanovena průměrná pevnost F_{krit} = 223,8 N se směrodatnou odchylkou 9,31 N. Pro druhý typ příruby (B typ průměr 30 mm) měla kritická síla hodnotu F_{krit} = 224,1 N se směrodatnou odchylkou 11,0 N a pro poslední typ příruby (E typ, úhel 15°) byla hodnota kritické síly F_{krit} = 270,2 N se směrodatnou odchylkou 20,0 N. Základní předpoklad, že poslední typ příruby selže při nejvyšší síle, byl tedy ověřen. Poslední typ příruby má o 21 % vyšší pevnost než první. Srovnání analytického a numerického výpočtu s experimentálním měřením (Obrázek 19) ukazuje, že pro první dva typy přírub analytický přístup není schopen předpovědět křehký lom tyče s dostatečnou přesností, zatímco numerický přístup založený na zobecněné lomové mechanice předpověděl selhání tyče s dostatečnou přesností (rozdíl 9 % pro kritérium MMTS a 1 % pro kritérium SEDF). Srovnání experimentálně stanovených a numericky vypočtených pevností pro poslední typ příruby (úhel 15°) vykazuje již větší rozdíl – 17,8 % MMTS kritérium, 15 % SEDF kritérium. Tento rozdíl může být způsoben několika faktory. Numerický přístup uvažoval konstantní tloušťku lepidla 100 μm. Ve skutečnosti mohl nastat případ, že na jedné straně je tloušťka lepidla jen 50 μm a na straně druhé 150 μm. Další důvod proč experimentálně zjištěná kritická síla je nižší než numericky stanovená

může být zapříčiněn samotným způsobem přípravy tyče. Jak již bylo uvedeno, povrch tyče musel být obroben na soustruhu, aby byla odstraněna vrstva epoxidu obsahující separátor (silikonový sprej). Kdyby tato vrstva nebyla odstraněna, adheze mezi lepidlem a tyčí by neměla požadované vlastnosti. Epoxidová pryskyřice je plněna křemíkovým pískem (hmotnostní podíl 65 %) a při obrábění mohou vzniknout na povrchu tyče vrypy způsobené interakcí mezi nožem soustruhu a zrnky písku. Tyto vrypy – koncentrátory napětí - mohou ovlivnit lomové chování tyče a tím pádem experimentálně stanovená kritická síla byla nižší než hodnota vypočtená na základě zobecněného lomového přístupu.



Obrázek 19 – Srovnání numerické, experimentální a analytické pevnosti epoxidové tyče

Obrázek 20 – Typ příruby A po zatížení

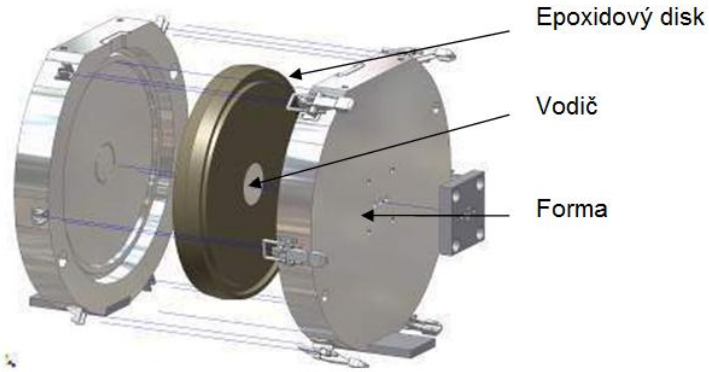
5.2.4. Epoxidové distanční disky

Další část práce byla zaměřena na predikci nestabilního šíření trhlin pro složitější bi-materiálová tělesa namáhána podstatně komplikovaněji než v předešlých případech. Pozornost byla zaměřena na reálný ABB výrobek - distanční epoxidový disk s hliníkovým jádrem, který je zatížen tlakem z jedné strany. Trhlina o různé délce leží na rozhraní mezi jádrem a epoxidovým diskem. Přítomnost této trhliny může vést k selhání disku a je proto nutno zahrnout existenci trhliny do konstrukčního návrhu disku.

Epoxidové distanční disky se používají v plynem izolovaných rozvaděčích pro vysoké a velmi vysoké napětí. Tyto disky vymezují vzdálenost mezi vodiči, které přenáší elektrickou energii, a stínícími trubkami, které jsou uzemněny. Celkové rozměry disku jsou předem dány dielektrickými požadavky, nicméně epoxidové disky musí splňovat také mechanické požadavky. Hlavní a nejkritičtější zatížení epoxidových disků představuje rozdílnost tlaků působících na protilehlé stěny epoxidového disku. Tento tlakový rozdíl je způsoben hořením elektrického oblouku z důvodů chyby v elektrické síti uvnitř vypínače, který je nedílnou součástí všech plynem izolovaných rozvaděčů. Elektrický oblouk je uhašen za 10 až 50 ms, avšak při tomto procesu je spotřebována spousta energie, což vede

k šíření tlakové vlny uvnitř rozvaděče. Distanční disky musí zabránit šíření této tlakové vlny, a proto jsou utěsněné a tuze vetknuty mezi stínící trubky. Jak již bylo uvedeno v předchozích kapitolách, epoxidová pryskyřice je velmi křehký materiál (tažnost se pohybuje od 0,7 % do 1,5 %) a jakékoli mechanické selhání vede k celkovému rozlomení součásti. Je tedy nezbytně nutné zabránit jakémukoli selhání disku po celou dobu jeho životnosti.

Způsob výroby epoxidového distančního disku je založen na technologii vakuového odlévání. Tato technologie využívá odlévání tekutého epoxidu do vyhřátých kovových forem. Aby se zabránilo adhezi epoxidu na stěny formy, nanáší se před samotným odléváním separátor (silikonový sprej) na vnitřní stěny formy. Tato procedura má také negativní vliv, protože separátor se může dostat na stěny vodičů (Obrázek 21), které jsou vloženy do formy před odléváním. Pokud se separátor dostane na stěny vodiče, nevznikne na rozhraní mezi epoxidovou pryskyřicí a vodičem dokonalá adheze, ale naopak vznikne trhlina na rozhraní. Tato trhlina představuje singulární koncentrátor napětí, a pokud disk selže, bude to způsobeno touto trhlinou. Podmínky iniciace trhliny byly zkoumány zobecněným lomově mechanickým přístupem jako bi-materiálový vrub a jako trhlina na rozhraní dvou různých materiálů.



Obrázek 21 – Forma pro vakuové odlévání epoxidových distančních disků

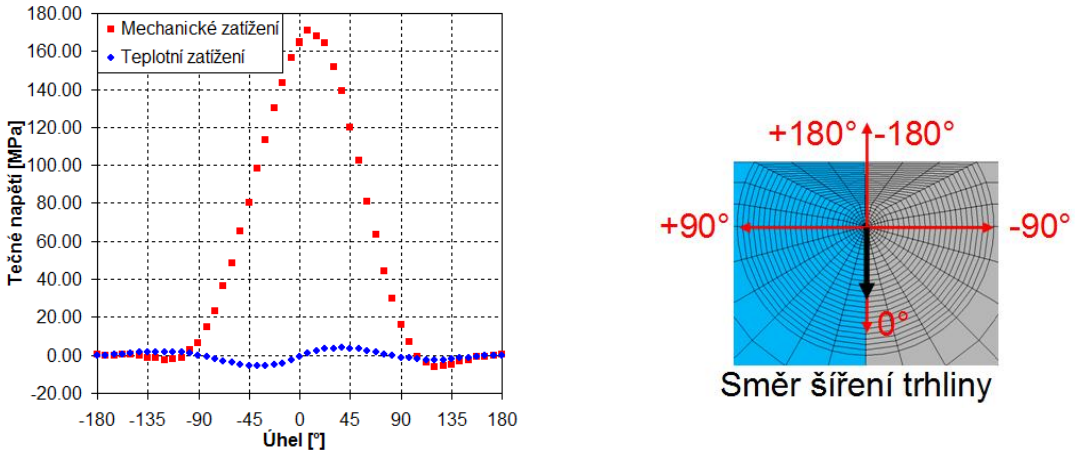
Aby bylo možné stanovit kritické zatížení, je nutno nejprve vypočítat napětí numericky. Proto byla použita metoda konečných prvků, konkrétně komerčně dostupný program Abaqus. Numerický model byl zjednodušen za podmínek osové symetrie. Rozměry modelu odpovídaly rozměrům již existujícího disku. Tloušťka modelu byla 35 mm, vnější průměr byl 276 mm a průměr hliníkového vodiče byl 50 mm. Hlavní zatížení představuje tlak, který byl předepsán na jednu stranu disku po drážku na o-kroužek. Na druhé straně byly všechny uzly drážky spojené s referenčním uzlem, kterému byly omezeny osové stupně volnosti. Síť obsahovala přibližně 5200 isoparametrických osmiuzlových elementů s kvadratickými bázovými funkcemi. Síť v místě singulárního koncentrátoru napětí byla formována do tvaru pavoučí sítě a silně zjemněna.

Před samotnou lomovou analýzou je nutno odhadnout vliv reziduálních napětí vygenerovaných v tělese z důvodů technologie přípravy tělesa. Tekutá epoxidová pryskyřice je smíchána a vakuována za pokojové teploty. Následně je nalita při vakuu do předehřáté formy (90 °C). K urychlení vytvrzení se forma vloží do konvekční pece předehřáté na 120 °C na dobu 10 hodin. Následně se může již hotový disk vyjmout z formy. Teplotní skok ze zvýšených teplot (120 °C) na pokojovou teplotu (20 °C) může vést ke vzniku reziduálních napětí způsobených rozdílnou teplotní roztažností epoxidové pryskyřice a hliníku. Proto byla provedena spojená teplotně-mechanická analýza. Materiálové charakteristiky použité pro tuto analýzu jsou uvedeny v Tabulce 5:

Tabulka 5 – Vlastnosti použitých materiálů

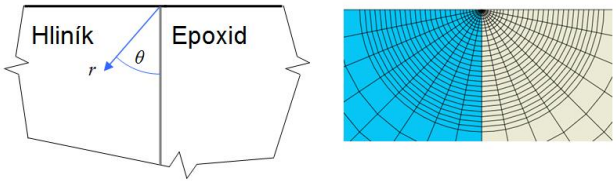
Vlastnosti materiálů	Hliník	Epoxid
Youngův modul, E, [GPa]	70	8
Poissonovo číslo, ν, [-]	0,33	0,39
Teplotní roztažnost α_t, [K^{-1}]	23,8 e^{-6}	37 e^{-6}
Teplota skelného přechodu [°C]		122
Mez pevnosti [MPa]	205	77,3
Lomová houževnatost, K_{IC}, [MPa·$m^{0.5}$]	24	2
Kritická hnací síla trhliny G_C, [J/m^2]		455

Stejně jako v případě lepených spojů bylo předpokládáno, že reziduální napětí vzniklá nad teplotou skelného přechodu (*Tg*) jsou minimální díky visko-elastickému a visko-plastickému chování materiálů, a proto byla zanedbána. V prvním kroku byl vypočítán teplotní skok z teploty skelného přechodu na pokojovou. Ve druhém kroku bylo předepsáno tlakové zatížení 5 MPa na jednu stranu disku. Byl uvažován disk s trhlinou na rozhraní mezi epoxidem a hliníkem o délce 1 mm. Srovnání těchto dvou analýz (Obrázek 22), konkrétně tečného napětí ve vzdálenosti 0,35 mm od kořene koncentrátoru napětí nám ukazuje, že reziduální napětí má minimální vliv a může být tedy pro další analýzu zanedbáno. Tento výpočet nám také ukazuje směr šíření trhliny. Pozitivní úhel v tomto případě značí, že tečné napětí se nachází v hliníku, negativní v epoxidu. Maximální tečné napětí se tedy nachází v hliníku, ale jen minimálně odkloněné od rozhraní (7°), což znamená, že trhlina se bude napřed šířit po rozhraní, protože hliník má podstatně vyšší lomovou houževnatost než epoxid. Když budeme předpokládat, že rozhraní má vyšší lomovou houževnatost než epoxidová pryskyřice, trhlina se tím pádem následně stočí do epoxidu.



Obrázek 22 – Tečné napětí kolem koncentrátoru napětí

Nejlepší možný případ, který může nastat, je případ, kdy se separátor nedostane na povrch vodiče a dokonalá adheze mezi vodičem a epoxidem bude formována po celé délce rozhraní. Napětí v počátku interakce mezi hliníkem a epoxidem má singulární charakter a proto nemůže být použito jako kritérium selhání tělesa. Je tedy nutno pro tento případ použít zobecněnou lomovou mechaniku a chápat rozhraní jako bi-materiálový vrub.



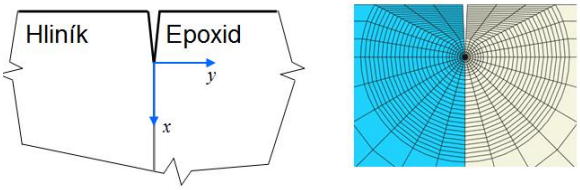
Obrázek 23 – Bi-materiálový vrub a detail zjemněné sítě numerického modelu

V tomto případě má úloha pouze jednu singularitu a napětí je popsáno pouze jedním zobecněným součinitelem intenzity napětí. Exponent singularity napětí má pro danou geometrii a materiálové parametry hodnotu p_1 = 0,23516.

$$\sigma_{ij} = \frac{H_1}{\sqrt{2\pi}} f_{ij1}(\phi, \alpha, \beta, \lambda_1, \theta) \cdot r^{-p1} \tag{42}$$

Napětí bylo vypočteno numericky a dosazeno do předešlé rovnice. Zobecněný součinitel intenzity napětí byl stanoven opět přímou metodou. Jelikož má charakteristická rovnice jen jednu singularitu, kritérium maximálních tečných napětí je popsáno rovnicí (17).

V případě, že se separátor dostane na povrch hliníkového vodiče, epoxidová pryskyřice nepřilne ke hliníku. Což vede ke vzniku trhliny na rozhraní mezi odlišnými materiály.



Obrázek 24 – Trhlina na rozhraní odlišných materiálů a detail zjemnění sítě numerického modelu

Napětí v blízkosti trhliny na rozhraní mezi dvěma odlišnými materiály bylo analyticky vyjádřeno autory Rice a Sih [34]. Pro danou konfiguraci (Obrázek 24) s počátkem kartézského souřadného systému v kořeni trhliny, libovolně zatíženou, má napětí na rozhraní komplexní tvar:

$$\sigma_{22} + i\sigma_{12} = \frac{K_1 + iK_2}{\sqrt{2\pi r}} r^{i\varepsilon} \tag{43}$$

kde K_1 a K_2 jsou bi-materiálové součinitele intenzity napětí (SIN), ε je bi-materiálová konstanta, která se stanoví z Dundursových parametrů a pro tento případ má hodnotu ε = 0,04284. Separováním reálné a imaginární části autoři Naik a Crews [28] přepsali rovnici (43) a tím získali dvě rovnice vyjadřující SIN jako funkce normálového a smykového napětí na rozhraní.

$$K_1 = \sqrt{2\pi r}\{\sigma_{22}\cos[\varepsilon \cdot \ln(r)] + \sigma_{12}\sin[\varepsilon \cdot \ln(r)]\} \tag{44}$$

$$K_2 = \sqrt{2\pi r}\{-\sigma_{22}\sin[\varepsilon \cdot \ln(r)] + \sigma_{12}\cos[\varepsilon \cdot \ln(r)]\} \tag{45}$$

Pro vypočtení SIN byla opět použita přímá metoda. V tomto případě obě cesty leží na rozhraní a z numerického modelu byla extrahována normálová (kolmá na rozhraní) a smyková napětí. Ta byla dosazena do rovnic (44) a (45) a tím byly stanoveny SIN pro každý bod obou cest. Následně vypočtené hodnoty byly extrapolovány do kořene trhliny.

Hodnoty SIN K_1 a K_2 nejsou shodné s normálovým a smykovým módem klasických SIN K_I a K_{II} pro homogenní těleso a proto nelze použít kritérium pro smíšený mód. Je tedy vhodnější použít kritérium hnací síly trhliny G. Absolutní hodnota SIN $|K| = \sqrt{K_1^{\,2} + K_2^{\,2}}$

může být přepočítána na hnací sílu trhliny G podle vztahu publikovaného autory Malyshev et al. [29] následovně:

$$G = \frac{1-\beta^2}{E^*}|K|^2 \tag{46}$$

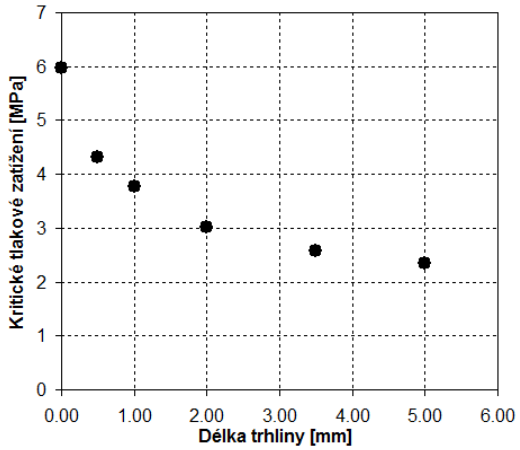
kde efektivní Youngův modul $E^* = 2E'_1E'_2/(E'_1+E'_2)$, ve kterém $E' = E/(1-\nu^2)$ pro rovinnou deformaci a $E' = E$ pro rovinnou napjatost.

Pří výrobě distančních disků je povrch vodiče odmaštěn a pískován, což zaručuje dobrou adhezi mezi epoxidem a vodičem. Pokud budeme uvažovat, že lomová houževnatost rozhraní je vyšší než lomová houževnatost epoxidu, můžeme stanovit kritérium stability ve formě:

$$G = G_c \tag{47}$$

Tedy trhlina se stane nestabilní, když hodnota hnací síly trhliny nabude kritické hodnoty, což je materiálová vlastnost G_c.

Délka trhliny byla systematicky měněna a pro každou délku trhliny bylo stanoveno kritické tlakové zatížení. Výsledky (Obrázek 25) zobrazují kritické zatížení jako funkci délky trhliny. Délka trhliny 0 odpovídá případu bi-materiálového vrubu a pro tento případ bylo vypočteno kritické zatížení 6 MPa. Se vzrůstající délkou trhliny kritické zatížení prudce klesá a saturuje kolem hodnoty 2 MPa. Tento efekt je způsoben charakterem zatížení. Pokud je disk chápán jako kruhová deska zatížená tlakem, deformace způsobí průhyb desky, který má za následek tlaková napětí na straně zatížení a tahová na opačné straně. Když délka trhliny poroste, bude se její kořen blížit k neutrální ose a tím pádem kritické zatížení saturuje na hodnotě 2 MPa.



Obrázek 25 – Kritické tlakové zatížení jako funkce délky trhliny

Z časových a kapacitních důvodů nebyly v době sepisování této dizertační práce hotovy experimentální měření kritického zatížení epoxidových distančních disků. První testovaná série vykazovala velký rozptyl a změřené hodnoty oscilovaly mezi 2,5 až 5 MPa kritického tlakového zatížení. Cílem těchto experimentů bylo vytvoření konstantní délky trhliny 1 mm obrobením pískovaného povrchu vodiče. Pravděpodobně se v některých případech separátor dostal dále než na obrobenou část vodiče a tím pádem disk selhal většinou podstatně dříve, než bylo predikováno. Interval 2–6 MPa byl stanoven na základě použití zobecněné lomové mechaniky pro různé délky trhlin.

Toto téma je v ABB stále aktuální a v současnosti jsou nové distanční disky ve fázi příprav. Tentokrát trhlina bude uměle vytvořena nalepením fluorouhlíkové lepící pásky různé šířky (šířka pásky bude představovat délku trhliny) na strany vodiče. Tento způsob

vytvoření trhliny na rozhraní epoxid-kov již byl úspěšně použit autory Ikeda a Miyazaki [17]. Dále pak drobné modifikace odlévací formy zabrání separátoru dostat se na stěny vodiče.

6. Diskuse

V předkládané dizertační práci je navržen a realizován postup predikce iniciace nestabilního šíření trhliny vyvolané existencí materiálových nespojitostí. Tento postup je aplikován na řešení porušování konstrukcí složených ze dvou či více materiálů. Tuto problematiku nelze řešit standardními postupy LELM. V práci je využita metodika a postup založené na zobecněné lineární elastické lomové mechanice, které umožňují stanovení lomových parametrů v případě těles s obecnými singulárními koncentrátory napětí. Následné aplikace na reálná tělesa pak potvrzují platnost a užitečnost postupů zobecněné LELM v konstrukční praxi, a ukazují limity použitelnosti těchto metod v některých případech. Pozornost byla zaměřena především na složená tělesa vyrobená z kovových a polymerových materiálů. Vzhledem k tomu, že ve studovaných tělesech se vždy jednalo o smíšený mód namáhání, byla pozornost věnována i problematice stanovení směru šíření trhliny z defektu a odpovídající modifikaci používaných kriterií stability. Obecně lze konstatovat, že existence kombinovaného namáhání výrazně komplikuje jak numerické výpočty, tak i fyzikální interpretaci získaných výsledků. V tomto směru není dosud v literatuře dostatečně vypracována metodika a postupy stanovování kritických lomových napětí. Druhým problémem je absence spolehlivých dat umožňujících relevantní odhady vlivu stupně mixity namáhání na kvantifikaci porušování takových těles. Toto platí do jisté míry dokonce i v případě klasických trhlin v homogenních tělesech, což lze doložit sporadickým výskytem hodnot K_{IIC} v literatuře. Z rozboru literatury a z vlastních zkušeností autora práce vyplývá, že matematický semi-analytický popis (včetně numerického řešení) má stále náskok před „fyzikálním řešením“. Např. přes intenzivní úsilí věnované těmto problémům nejsou dosud ani základní kriteria stability pro obecné koncentrátory napětí plně objasněna. Předkládaná práce přináší i v tomto směru celou řadu nových poznatků. Velmi cenné je rovněž srovnání teoreticky stanovených kritických hodnot lomových parametrů s experimentálními hodnotami. Takové srovnání vyžaduje mj. celou řadu zkušebních testů a měření jak na laboratorních vzorcích, tak i na navržených konstrukcích. Za tuto možnost bych chtěl poděkovat svému zaměstnavateli – firmě ABB – a stejně tak svým kolegům Nikolausovi Zantovi Ph.D., Emilii Gustafsson, Larsi Schmidtovi Ph.D. a Bandeepovi Signovi Ph.D., kteří se podíleli na experimentálním měření.

V této práci byly lomové parametry (klasické i zobecněné součinitele intenzity napětí) stanoveny přímou metodou, která je založena na numerickém výpočtu napětí tělesa a dosazením do analytických vztahů popisujících napětí kolem kořene trhliny jako funkce lomových parametrů. Extrapolací vypočtených hodnot z těsné blízkosti do kořene defektu byly stanoveny lomové parametry pro specifický defekt.

Byla použita dvě různá lomová kritéria pro bi-materiálové vruby. Konkrétně kritérium maxima středních tečných napětí (MMTS) a kritérium založené na faktoru hustoty deformační energie (SEDF). Pro trhlinu ležící v rozhraní bylo použito kritérium založené na hnací síle trhliny.

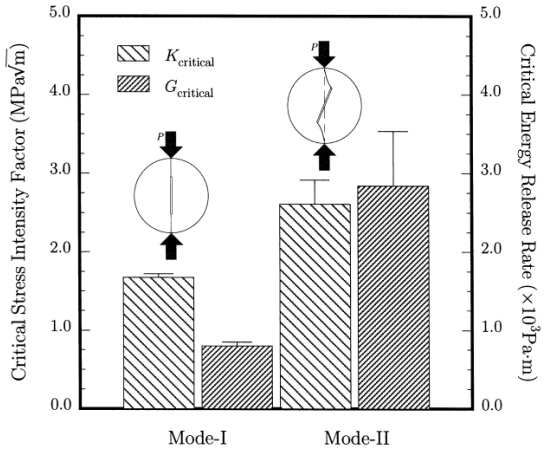
Srovnání vypočtených a experimentálně stanovených hodnot kritického zatížení bylo provedeno na následujících tělesech:

- Lepené spoje – v tomto případě byla pozornost zaměřena na stanovení selhání zkušebních vzorků (lap-shear sample), jelikož bylo možno využít experimentálně změřených hodnot. Pro danou geometrii a zatížení vzorku v tělese nastal smykový mód zatížení, tedy směr maximálního tečného napětí nebyl shodný se směrem šíření trhliny. V tomto případě se bohužel nepodařilo předpovědět selhání vzorku uspokojivě. Hodnoty kritického zatížení stanovené oběma kritérii byly podstatně nižší než experimentálně změřené.
- Bi-materiálové vruby realizované jako jednoduchý vzorek skládající se z epoxidové pryskyřice nalité a vytvrzené na hliníkovém podkladu byly podrobeny zkoumáním jak z experimentálního, tak i teoretického hlediska. Byly připraveny dvě verze vzorku. V první variantě byl vzorek zatížen normálovým módem, kdy maximální tečné napětí bylo shodně orientované se směrem šíření trhlin. Pro tento případ obě kritéria udávala podobné hodnoty a shodovala se s experimentálně změřenými. Ve druhé variantě byl vzorek modifikován tak, aby k poškození došlo smykovým módem (tj. tečné napětí bylo různé od směru šíření trhliny). V tomto případě se nepodařilo pevnost vzorku stanovit přesně a obě kritéria udávala podstatně vyšší hodnoty kritického zatížení než experimentálně změřené. Kritérium SEDF udávalo podstatně nižší hodnoty kritického zatížení než kritérium MMTS.
- Epoxidová tyč lepená k hliníkové přírubě. Tato aktivita vycházela z reálných ABB výrobků. Cílem bylo optimalizovat tvar hliníkové příruby tak, aby přilepená epoxidová tyč snesla co nejvyšší ohybové zatížení. Teoretická pevnost byla stanovena pro pět typů přírub, z nichž tři typy byly experimentálně ověřeny. Podařilo se předpovědět rozdílnost jednotlivých typů přírub i celkovou pevnost epoxidové tyče s dostatečnou přesností. Obě kritéria pro tento případ udávala podobné hodnoty – nejvyšší rozdíl byl menší než 10 %.
- Epoxidové distanční disky – opět se vycházelo z reálných ABB výrobků. Singulární koncentrátor byl chápán buď jako bi-materiálový vrub nebo jako trhlina ležící v rozhraní. Délka trhliny byla systematicky měněna, což silně ovlivňovalo vypočtené hodnoty kritického zatížení. Pro tento případ však dosud chybí kvalitativní srovnání teoreticky stanovené pevnosti tělesa s experimentálně změřenou.

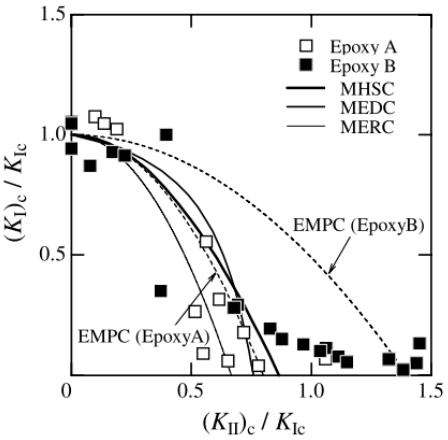
Pokud srovnáme jednotlivé případy, může být konstatováno, že pokud jsou složená tělesa obsahující defekty typů vrubů nebo trhlin zatěžována převážně normálovým módem - tj. maximální tečné napětí je shodně orientované se směrem šíření trhlin - může zobecněná lomová mechanika stanovit nestabilní chování těles s dostatečnou přesností. Nicméně když jsou tyto tělesa zatížena smykovým módem, zobecněná lomová mechanika a její doposud formulovaná kritéria stability nejsou postačující, a je nutno použít jiné metody pro stanovení stability defektů složených těles. V některých případech byly vypočteny konzervativní hodnoty, tedy podstatně nižší než experimentálně stanovené (lepené spoje), zatímco v jiném případě byly vypočteny vyšší hodnoty než změřené (bi-materiálové vruby zatížené smykovým módem). Je nutno poznamenat, že hodnota lomové houževnatosti pro smykový mód K_{IIC} nebyla změřena ani poskytnuta dodavatelem materiálu, protože měření této vlastnosti není definováno normami. V předkládané práci se vycházelo z poměru mezi lomovými houževnatostmi K_{IIC}/K_{IC}, který byl uvažován konstantní pro všechny typy epoxidů a má hodnotu 1,5. Tento poměr byl převzat

z literatury, například autoři Liu, Huang a Stout [25] stanovili tento poměr použitím brazilských disků (Obrázek 26). Další experimentální stanovení lomové houževnatosti epoxidové pryskyřice pro smíšený mód publikovali autoři Araki et al. [4]. Je zajímavé, že pro smíšený mód nelze aplikovat běžně používaná kritéria pro smíšený mód ve formě elipsy, protože pokud v epoxidové pryskyřici začne převládat mód II, lomová houževnatost prudce vzroste (Obrázek 27). V obou publikacích měl poměr lomových houževnatostí K_{IIC}/ K_{IC} hodnotu 1,5 a proto byl také použit v předkládané práci.

Další faktor, který mohl ovlivnit experimentálně stanovenou pevnost byla samotná příprava vzorků. Bi-materiálové vruby byly vždy chápány jako ideálně ostré, avšak při přípravě vzorků mohl vzniknout určitý rádius na rozhraní způsobený viskozitou nevytvrzeného polymeru.



Obrázek 26 – Lomová houževnatost a kritická hnací síla trhliny stanovená pro mód I a II [25]



Obrázek 27 – Obálka pro smíšený mód zatížení epoxidové pryskyřice [4]

Odhad hodnoty K_{IIC} a geometrické tolerance však nemůže jednoznačně vysvětlit, že v některých případech vypočtené hodnoty byly podstatně nižší (lepené spoje) a v jiných případech podstatně vyšší (bi-materiálové vruby zatížené smykovým módem) než experimentálně změřené. Je tedy možné konstatovat, že pokud je složené těleso zatížené složeným módem, tj. tečné napětí není shodně orientováno se směrem šíření trhliny, použitá kritéria stability (kritérium maxima středních tečných napětí a faktoru hustoty deformační energie) nejsou schopny předpovědět nestabilní síření trhliny z defektu.

Díky jasnému vymezení platnosti a obstojným výsledkům predikce mezních stavů složených těles obsahujících defekty, bude dizertační práce sloužit k návrhu a optimalizaci reálných konstrukcí. Před samotnou aplikací zobecněné lomové mechaniky na konkrétní složená tělesa je však nutno numericky vyřešit tečné napětí kolem kořene defektu. Pokud

bude ležet maximální hodnota v materiálu s nižší lomovou houževnatostí (obvykle polymery), zobecněná lomová mechanika je schopná předpovědět stabilitu defektu s dostatečnou přesností.

7. Závěr

Cílem předkládané dizertační práce byla aplikace zobecněné lomové mechaniky na odhad životnosti konstrukcí se skokovou změnou materiálových parametrů.

V práci je navržena a realizována metodika a postup predikce iniciace nestabilního šíření trhliny vyvolané existencí materiálové nespojitosti. Postup je aplikován na řešení porušování konstrukcí složených z více materiálů. Tuto problematiku nelze řešit standardními postupy lineární elastické lomové mechaniky (LELM). V práci je využit modifikovaný a zobecněný postup, který umožňuje stanovení kritických hodnot lomových parametrů nezbytných pro určení podmínek porušení. Vzhledem k tomu, že primární charakter sledovaných úloh vede k smíšenému módu namáhání, byla této problematice věnována zvláštní pozornost. Navržené numericko-analytické postupy byly aplikovány na konkrétní tělesa a výsledky porovnány s experimentálně změřenými hodnotami. Závěry těchto studií konkrétních těles pak potvrzují platnost a užitečnost postupů zobecněné LELM v konstrukční praxi, a ukazují limity použitelnosti těchto metod v některých případech s výraznou mixitou namáhání.

Lze konstatovat, že formulované cíle práce byly splněny. Pozornost byla převážně zaměřena na tělesa vyrobená z polymerů a kovů. Prediktivní modely byly řešeny numericky metodou konečných prvků, lomové parametry byly stanoveny na základě numerických hodnot analyticky a výsledky byly v celé řadě případů porovnány vzájemně i s experimenty.

Experimentálně bylo dokázáno, že v některých případech zobecněná lomová mechanika dokáže predikovat mezní stavy složených těles velmi přesně. Nicméně v některých specifických případech kombinovaného namáhání aplikovaná metodika dosud nedává dostatečně přesné výsledky. Úspěšně se podařilo předpovědět porušení u těles, ve kterých maximální tečné napětí kolem bi-materiálového defektu bylo shodně orientované se směrem šíření trhliny. V praxi mohou nastat i případy, kdy maximální tečné napětí není shodně orientované se směrem šíření trhliny. V předkládané práci se takovýchto případů vyskytlo několik. Například v analýze lepených spojů pro danou geometrii a zatížení bylo maximální tečné napětí orientováno do hliníkového adherentu. Trhlina se však šířila v lepidle, tj. v úhlu o více než 70° různém od úhlu maximálního tečného napětí, což bylo způsobeno podstatně nižší lomovou houževnatostí lepidla.

Závěrem lze konstatovat, že zobecněná lomová mechanika je vhodným nástrojem pro řešení úloh porušování materiálově složených těles a to zejména v případě, kdy dochází k iniciaci lomu z vrcholu zobecnělého koncentrátoru napětí s převládajícím normálovým módem namáhání. V takovém případě lze stanovit na základě numericko-analytických postupů povolené namáhání sledované struktury spolehlivě a výsledky použít pro odhad životnosti konstrukcí obsahujících materiálovou příp. geometrickou nespojitost. V případě popisu porušení složených těles s výraznou mixitou namáhání navržené postupy dosud neposkytují uspokojivé výsledky a je nutno věnovat jim pozornost v dalším výzkumu.

8. Literatura

[1] ABAQUS/Standard Version 6.7, User's manual.

[2] Alfredsson, K.S., Högberg, J.L. Energy release rate and mode-mixity of adhesive joint specimens. International Journal of Fracture, Vol. 144 (2007) pp. 267-283

[3] Anderson, T.L. Fracture Mechanics: fundamentals and applications. 3rd ed. CRC Press, Tailor & Francis Group (2005)

[4] Araki, W., Nemoto, K., Adachi, T., Yamaji, A. Fracture toughness for mixed mode I/II of epoxy resin. Acta Materialia, Vol. 53 (2005) pp. 869-875

[5] Benthem, J.P., Koiter, W.T. Asymptotic approximations to crack problems. In: G.S. Sih, Editor, Methods of analysis and solutions of crack problems, Mechanics of fracture, Vol.1, (1973) pp. 131-178

[6] Bigwood, D.A., Crocombe A.D. Elastic analysis and engineering design formulae for bonded joints. International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 9 (1989) pp. 229-242

[7] Broek, D. Elementary Engineering Fracture Mechanics. Fourth Edition. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers. (1988)

[8] Campilho, R.D.S.G., Banea, M.D., Pinto, A.M.G., da Silva, L.F.M., de Jesus, A.M.P. Strength prediction of single- and double-lap joints by standard and extended finite element modeling. International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol 31, (2011) pp. 363-372

[9] Dundurs, J. Elastic interaction of dislocation with inhomogeneities. Mathematical theory of dislocations. The American Society of Mechanical Engineers, New York, (1969)

[10] Fenner, D.N. Stress singularities in composite materials with an arbitrarily oriented crack meeting an interface. International Journal of Fracture, Vol. 12, No. 5, (1976) pp. 705-721

[11] Frenlund, G., Spelt, J.K. Mixed-mode fracture characterization of adhesive joints. Composites Science and Technology, Vol. 50, (1994) pp. 441-449

[12] Frenlund, G., Papini, M., McCammond, D., Spelt, J.K. Fracture load predictions for adhesive joints. Composites Science and Technology, Vol. 51 (1994) pp. 587-600

[13] Gustafsson, E. Diploma thesis, Influence of aluminum surface treatment on the adhesion properties of aluminum-epoxy bonds, Materials Engineering Program, Uppsala University (2009)

[14] He, M.Y., Hutchinson, J.W. Crack deflection at an interface between dissimilar elastic materials. International Journal of Solids Structures, Vol. 25, No. 9, (1989) pp. 1053-1067

[15] Hutchinson, J.W., Mear, M.E., Rice, J.R. Crack Paralleling an Interface Between Dissimilar Material. Journal of Applied Mechanics, Vol. 54, (1987) pp. 828-832

[16] Choupani, N. Mixed-mode cohesive fracture of adhesive joints: Experimental and numerical studies. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 75, (2008) pp. 4363-4382

[17] Ikeda, T., Miyazaki N. Mixed mode fracture criterion of interface crack between dissimilar materials. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 59 (1998) pp. 725-735

[18] Klusák, J. Lineární elastická lomová mechanika V-vrubu: dizertační práce. Brno: VUT Brno, Fakulta strojního inženýrství,

[19] Klusák, J., Knésl, Z., Náhlík, L. Crack initiation criteria for singular stress concentrations. Part II: Stability of sharp and bi-material notches. Engineering MECHANICS, Vol. 14, No. 6, (2007) pp. 409-422

[20] Knésl, Z. A criterion of V-notch stability. International Journal of Fracture, Vol. 48, (1991) pp. 79-83

[21] Knésl, Z., Knápek, A., Bednář, K. Evaluation of the Critical Stress in Bonded Materials with a Crack Perpendicular to the Interface. Surface Modification Technologies, Vol. 11, (1998) pp. 153-159

[22] Knésl, Z., Klusák, J., Náhlík, L. Crack initiation criteria for singular stress concentrations. Part I: A universal assessment of singular stress concentrations. Engineering MECHANICS, Vol. 14, No. 6, (2007) pp. 399-408
[23] Li, G., Lee-Sullivan, P., Thring, R.W. Nonlinear finite element analysis of stress and strain distributions across the adhesive thickness in composite single-lap joints. Composite Structures, Vol. 46, (1999) pp. 395-403
[24] Lin, K. Y., Mar, J. W. Finite element analysis of stress intenzity factors for cracks at bi-material interface. International Journal of Fracture, Vol. 12, No. 4, (1976) pp. 521-531
[25] Liu, C., Huang, Y., Stout, M.G. Enhanced mode-II fracture toughness of an epoxy resin due to shear banding. Acta mater. Vol. 45, No. 16, (1998) pp. 5647-5661
[26] Náhlík, L. Šíření únavových trhlin v okolí rozhraní dvou elastických materiálů: dizertační práce. Brno: VUT Brno, Fakulta strojního inženýrství, (2002)
[27] Náhlík, L., Knésl, Z., Klusák, J. Crack initiation criteria for singular stress concentrations. Part III: An Application to a Crack Touching Bimaterial Interface. Engineering MECHANICS, Vol. 15, No. 2, (2008) pp. 99-114
[28] Naik, R.A., Crews, J.H. Calculation of stress intenzity factors for interface cracks under mixed-mode loading. Fracture Mechanics: Twenty-Fourth Volume, ASTM STP 1207, (1994) pp. 778-792
[29] Malyshev, B.M., Salganik, R.L.: The strength of adhesive joints using the theory of cracks. International Journal of Fracture, (1965) vol. 1, pp. 114-128
[30] Meguid, S.A., Tan, M., Zhu, Z.H. Analysis of cracks perpendicular to bimaterial interfaces using a novel finite element. International Journal of Fracture, Vol. 73, (1995) pp.1-23
[31] Owen, D.R.J., Fawkes, A.J. Numerical Methods and Applications. Engineering Fracture Mechanics: Pineridge Press Ltd, Swansea. (1983)
[32] Pang, H.L.J., Seetoh, C.W. A compact mixed mode (CMM) fracture specimen for adhesive bonded joints. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 57. No. 1, (1997) pp. 57-65
[33] Qian, Z.Q. On the evaluation of wedge corner stress intenzity factors of bi-materials joints with surface tractions. Computers and Structures, Vol. 79, (2001) pp. 53-64
[34] Rice, J. R., Sih, G. C.: Plane problems of Cracks in Dissimilar Media, Journal of Applied Mechanics, (1965), pp. 418-423
[35] Rice, J.R. Elastic fracture mechanics concepts for interfacial cracks. Journal of Applied Mechanics, Vol. 55, (1988) pp. 98-108
[36] Sih, G.C. A special theory of crack propagation, Mechanics of Fracture – Methods of Analysis and Solutions of Crack Problems, Noordhoff International Publishing, Leyden, The Netherlands, (1977)
[37] Taylor, D. The theory of critical distances. Engineering Fracture Mechanics, Vol. 75, (2008) 1696-1705
[38] Williams, M.L. The stresses around a fault or crack in dissimilar media. Bulletin of the seismological Society of America, Vol. 46, (1959) pp. 199-204
[39] Zak, A.R., Williams, M.L. Crack point stress singularities at a bi-material interface. Journal of Applied Mechanics, Vol. 30, (1963) pp.142-143
[40] Zouhar, M., Hutař, P., Náhlík, L., Ševčík, M., Knésl, Z. Crack stability condition at the interface between two polymer materials, In Applied mechanics 2011, Velké Bílovice, ISBN 978-80-87434-03-1, (2011) pp. 247-250

Curriculum vitae

Jméno:	Jakub Korbel, Ing.
Datum narození:	7. května 1979
Telefon:	+41 58 588 26 20
Email:	jakub.korbel@ch.abb.com
Rodinný stav:	ženatý
Národnost:	česká

Vzdělání:

2005 – 2012	Doktorské studium na Ústavu mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky FSI VUT v Brně a Ústavu fyziky materiálů Akademie věd ČR v. v. i., téma dizertační práce: Porušování složených těles vyvolané materiálovou nespojitostí
2004 - 2005	Studentský výměnný pobyt Dublin City University in Ireland
2000 - 2005	FSI VUT v Brně, obor: Aplikovaná mechanika, téma diplomové práce: Vliv inkluzí na mechanické vlastnosti tenkých měděných drátů
1993 – 1997	Obchodní akademie Kroměříž

Odborná praxe:

2009 – 2011	Vývojový inženýr ABB Switzerland Ltd, High Voltage Products, PTH-T, Baden
2007 – 2009	Vědec ABB Switzerland Ltd, Corporate research, Baden-Dättwil
2005 – 2007	Vývojový konstruktér ABB s.r.o. Technology centre Brno, Power Products Medium Voltage

Jazykové znalosti:

Jazyky:	Český (mateřský jazyk) Anglický (plynule - C1) Německý (pokročilý - B2)

Abstrakt

Předkládaná dizertační práce se zabývá modelováním složených těles obsahující defekt typů trhlin a vrubů. Pozornost byla především zaměřena na složená tělesa vyrobená z polymerů a kovů. Prezentované výsledky byly získány experimentálním stanovením podmínek porušení jednotlivých těles a porovnány s teoreticky vypočtenými hodnotami. Výsledky těchto studií byly získány aplikací zobecněné lomové mechaniky, přičemž jejich nedílnou součástí jsou numerická řešení provedená metodou konečných prvků.

Výsledky předkládané práce mají dvojí využití. Jednak předvídají limitní děje složených těles, ale také přispívají k ověření platnosti zobecněné lomové mechaniky.

Abstract

This Ph.D. thesis deals with the modeling of compound structures containing defects such as cracks or notches. Attention was mainly focused on structures manufactured out of metals and polymers. The presented results were obtained from experimental measurements, which were compared with theoretical estimations of the ultimate states of compound structures. The theoretical estimations were obtained by the application of the generalized fracture mechanics, whose integral part is based on numerical solution provided by the finite element method.

The results of the Ph.D. thesis contribute both to prediction of the limit states of compound objects, and to verification of the validity of the generalized fracture mechanics.