



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV MECHANIKY TĚLES, MECHATRONIKY A BIOMECHANIKY

INSTITUTE OF SOLID MECHANICS, MECHATRONICS AND BIOMECHANICS

ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÝCH TRHLIN PŘI KOMBINOVANÉM NAMÁHÁNÍ VE VYBRANÝCH POLYMERNÍCH A KOVOVÝCH MATERIÁLECH

FATIGUE CRACK PROPAGATION UNDER COMBINED LOAD IN SELECTED POLYMER AND METAL
MATERIALS

DIZERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Ondrej Slávik

ŠKOLITEL

SUPERVISOR

doc. Ing. Luboš Náhlík, Ph.D.

BRNO 2022

Abstrakt

Únava materiálu hrá klúčovú rolu v rámci životnosti mnohých priemyselných súčastí. Štúdium únavového chovania materiálov prebieha už od minulého storočia. Do veľkej miery je však kladený dôraz na štúdium únavového šírenia trhlín pri jednoosom namáhaní, respektíve pri šírení únavových trhlín v tzv. otváracom móde. V praxi sa však často vyskytujú aj multiaxiálne namáhané súčasti, u ktorých sa v niektorých prípadoch môžu vyskytovať trhliny, šíriace sa za podmienok zmiešaného módu zaťaženia. O týchto problematikách nie je v súčasnosti dostatok poznatkov. Predložená dizertačná práca sa tak zameriava na niektoré aspekty šírenia únavových trhlín pri kombinovanom namáhaní. Cieľom je zamerať sa na nájdenie vhodných experimentálnych telies pre štúdium zvolenej problematiky a s ich pomocou získať potrebné experimentálne dáta. Získané výsledky boli použité pre zjednodušenie stanovenia zvyškovej únavovej životnosti súčastí vyrobených z polymérnych a kovových materiálov. V práci je tiež upozornené na odlišnosti v únavovom porušovaní polymérnych a kovových materiálov zaťažených kombináciou ťahového a šmykového namáhania. Získané výsledky prispievajú k pochopeniu procesov únavového porušovania súčastí zaťažovaných kombinovaným namáhaním. Preto je uvedená dizertačná práca zameraná na štúdium únavového chovania kovových a polymérnych materiálov pri multiaxiálnom namáhaní.

Kľúčové slová

únava materiálu, zvyšková únavová životnosť, šírenie únavových trhlín, multiaxiálne namáhanie, zmiešaný mód zaťaženia, numerické simulácie, MKP, lineárne-elastická lomová mechanika, elasto-plastická lomová mechanika

© Ondrej Slávik, 2022

Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky
Fakulta strojního inženýrství
Vysoké učení technické v Brně

a

Ústav fyziky materiálů
Akademie věd České republiky, v. v. i.
Brno
slavik@ipm.cz

Abstract

Material fatigue plays key role in terms of lifetimes of many service parts. Study of fatigue behavior of materials is ongoing from the previous century. To a large degree, the focus is put on studies of fatigue crack growth under uniaxial loading, or the so-called opening mode crack growth. However, in practice there are multiple cases of multiaxially loaded service parts, in which cracks loaded under mixed-mode loading conditions may be present. There is currently not enough knowledge with regards to this topic. This thesis is focused on some of the aspects of fatigue crack growth under combined loading. The aim is to find appropriate experimental specimens for studies regarding these issues and with their help to acquire necessary experimental data. Obtained results were used for simplification of residual fatigue lifetime estimation of parts made of polymer and metal materials. In the thesis it is also noticed about the differences in fatigue fractures between polymer and metal materials loaded by combination of tension and shear loading. These results contribute to better understanding of the processes of fatigue fractures of parts loaded by combined loading. Therefore, the submitted thesis is focused on the studies of fatigue behavior of metal and polymer materials under multiaxial loading.

Key words

fatigue, residual fatigue lifetime, fatigue crack growth, multiaxial loading, mixed-mode loading, numerical simulations, FEM, linear-elastic fracture mechanics, elastic-plastic fracture mechanics

Bibliografická citácia

SLÁVIK, Ondrej. *Šíření únavových trhlin při kombinovaném namáhání ve vybraných polymerních a kovových materiálech*. Brno, 2022. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/137881>. Dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky. Vedoucí práce Luboš Náhlík.

Čestné prehlásenie

Prehlasujem, že som túto dizertačnú prácu spracoval samostatne na základe konzultácií so svojím školiteľom doc. Ing. Lubošem Náhlíkem, Ph.D. a školiteľom špecialistom doc. Ing. Pavlem Hutařem, Ph.D. a s použitím uvedených zdrojov.

V Brne, dňa

Ondrej Slávik

Pod'akovanie

Týmto by som sa rád poďakoval svojmu školiteľovi doc. Ing. Lubošovi Náhlíkovi, Ph.D. za veľmi trpezlivé a svedomité vedenie, čas strávený konzultáciami, cennými konzultáciami a možnosťou zúčastniť sa na medzinárodných konferenciách. Veľká vďaka patrí taktiež školiteľovi špecialistovi doc. Ing. Pavlu Hutařovi, Ph.D. a celému tímu zo skupiny vysokocyklovej únavy na ÚFM za ich rady, inšpiráciu a priateľské pracovné prostredie. Ďalej by som sa chcel poďakovať rodičom a súrodencom za trpezlivosť a podporu po celú dobu môjho štúdia.

Obsah

1	Úvod.....	11
2	Únava materiálu.....	13
2.1	Únavové šírenie trhliny.....	13
2.2	Súčiniteľ intenzity napätia.....	16
2.3	Zmiešaný mód zaťaženia.....	17
2.4	Kritérium maximálneho tangenciálneho napätia (MTS).....	20
2.5	Kritérium minima hustoty deformačnej energie (S-kritérium).....	21
2.6	J-kritérium.....	21
2.7	Efektívny súčiniteľ intenzity napätia.....	22
2.8	Testovacie vzorky.....	23
2.9	Numerické simulácie.....	26
3	Ciele práce.....	28
4	Voľba použiteľných experimentálnych telies.....	29
4.1	Numerické modelovanie cylindrickej vzorky pri podmienkach zmiešaného módu zaťaženia.....	31
4.2	Súčinitele intenzity napätia pre nové vzorky pri šírení trhliny za podmienok zmiešaného módu II+III v polyméroch.....	36
5	Popis šírenia únavových trhlín v polymérnych materiáloch pri kombinovanom zaťažení.....	42
5.1	Šírenie trhlín zaťažených v zmiešanom móde I a III v polyoxymetylénovom homopolymére.....	42
5.2	Charakterizácia únavového lomu polyoxymetylénu pri zmiešanom móde I + III.....	48
6	Popis šírenia únavových trhlín v kovových materiáloch pri kombinovanom zaťažení.....	61
6.1	Popis nízkokyckového únavového chovania austenitickej nerezovej oceli AISI 316L pri axiálnom, torznom a kombinovanom namáhaní s použitím J-integrálu.....	61
7	Záver.....	82
	Zoznam použitej literatúry.....	85
	Vlastné publikácie autora.....	92
	Vedecké projekty.....	93
	Curriculum vitae.....	94

1. Úvod

S pojmom únava materiálu sa z historického hľadiska prvý krát stretávame už okolo roku 1850 pri popise porúch, spôsobených opakovaným namáhaním [1]. Od tej doby bolo publikovaných mnoho vedeckých článkov a štúdií zameraných na danú problematiku. Prvá oficiálna definícia únavy materiálu bola prezentovaná medzinárodnou organizáciou pre standardizáciu v roku 1964 v Ženeve nasledujúcim spôsobom: „Únava materiálu je proces vyvíjajúcich sa lokalizovaných permanentných zmien, ktoré sa objavujú v materiáli vystavenom takým podmienkam, ktoré produkujú cyklické napätia v niektorom bode, alebo bodoch, a môžu vyústiť do trhlin, prípadne do úplného lomu materiálu po dosiahnutí dostatočného počtu cyklov“ [2]. Azda najväčší rozmach zažil tento obor počas priemyselnej revolúcie a vo vojnovom období, kde sa jeho význam dramaticky zvýšil s príchodom veľkých priemyselných zariadení a mechanizmov [3]. Pokrok so sebou nevyhnutne prináša aj celú radu omylov, v tomto prípade nehôd, súvisiacich s únavou materiálu. Medzi tie najznámejšie patria napríklad prasknutie mohutnej nádrže v Bostone (1919), pri ktorej vyteklo až 7,5 milióna litrov melasy do ulíc, pričom prišlo o život 12 ľudí a ďalších 40 bolo zranených [3, 4]. Nechválene známe sú aj poruchy prvých komerčných lietadiel „de Havilland comet“, u ktorých vďaka nevhodne navrhnutým hranatým oknám dochádzalo ku koncentrácii napätia v rohoch týchto okien, odkiaľ sa šírili únavové trhliny. V dôsledku toho došlo k pádu dvoch lietadiel, ktoré boli prakticky roztrhnuté počas letu [5-7]. V druhej polovici 20. storočia sa začali realizovať náhrady kĺbov v medicíne, odkiaľ je známy ďalší prípad poruchy v dôsledku únavy materiálu. Jedným z prvých typov náhrad bedrového kĺbu bol tzv. T-28, u ktorého dochádzalo k únavovým lomom, pričom sú známe prípady najmenej 21 pacientov, u ktorých bolo potrebné vykonať operáciu na odstránenie prasknutej náhrady v dôsledku únavy [3,8]. V Portugalsku bolo v minulosti postavených mnoho oceľových nitovaných mostov, na ktorých údržbu musia byť každoročne vynakladané nemalé finančné prostriedky. Ako sa totiž ukázalo aj v iných prípadoch, nitové spoje vnášajú do materiálu koncentrácie napätia čo je živná pôda pre šírenie únavových trhlín [9]. Dá sa povedať, že v súčasnosti je problematika únavy materiálu oveľa hlbšie preštudovaná v porovnaní s predchádzajúcim storočím. Avšak s neustálym pokrokom prichádzajú stále novšie výzvy. Jednou z nich je aj únava polymérnych materiálov, ktoré sa stále viac a viac objavujú v prakticky všetkých odvetviach priemyslu, dokonca sa pre svoje mnohé výhody dostávajú aj do odvetví ako je automobilový priemysel, stavebníctvo a iné. Oproti kovom, ktoré sú využívané a študované už desiatky rokov, sú polyméry na scéne relatívne krátko ako konštrukčný materiál a ich odlišná vnútorná štruktúra vedie k iným mechanizmom poškodenia ako v prípade samotných kovov. Aj preto v súčasnosti vzniká veľké množstvo výskumných centier zameraných na štúdium týchto materiálov. Ďalšou významnou zmenou oproti minulosti je veľký progres v oblasti výpočtovej techniky. Vďaka tomu je možné vo väčšej miere využívať numerické simulácie a modely pri štúdiu únavy. Tie môžu slúžiť ako teoretický náhľad na výsledky namáhania potenciálnych testovacích vzoriek, alebo tiež pre porovnávanie experimentálnych a numerických výsledkov. Jednou z výhod týchto simulácií je aj možnosť modelovať zložitejšie geometrické tvary testovacích telies pomerne jednoduchým spôsobom a taktiež využitie takých typov namáhania, ktoré sú v praxi často-krát technicky náročné, ako napríklad multiaxiálne namáhania a kombinované namáhania. Numerické simulácie sú tiež veľkou súčasťou tejto dizertačnej práce, ktorá je zameraná na štúdium únavového šírenia trhlín vo vybraných kovových a polymérnych materiáloch pri multiaxiálnom a kombinovanom namáhaní. Prvým cieľom práce je na základe literárnej rešerše, dostupných experimentálnych zariadení a numerických simulácií predpokladaného chovania únavovej

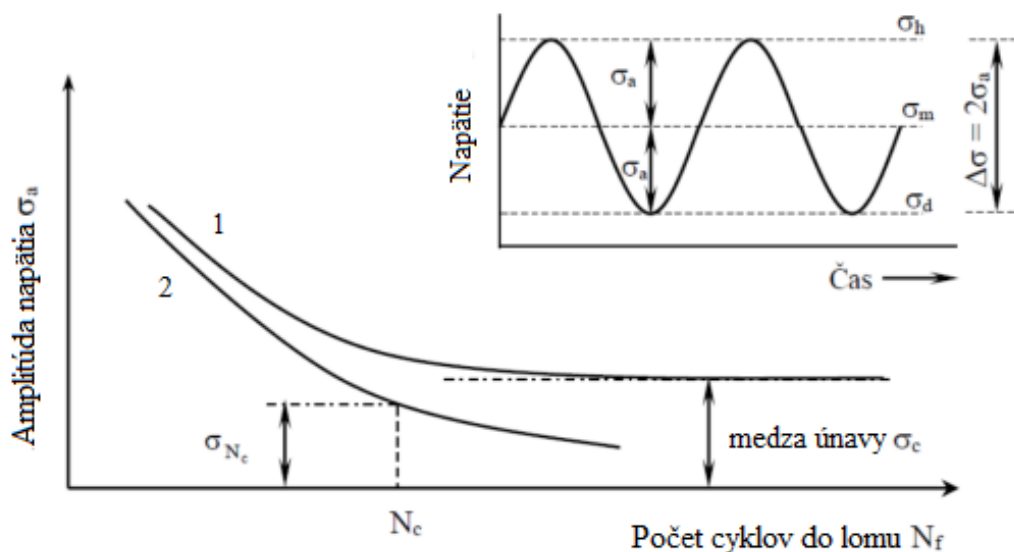
trhliny, navrhnuť testovacie vzorky pre únavové experimenty, ktoré by umožnili popis únavového chovania pri kombinovanom namáhaní. Štúdiu únavy pri kombinovanom namáhaní zatiaľ nebolo ani zďaleka venovaného toľko priestoru ako štúdiu jedného typu namáhania. Je to najmä preto, že tieto experimenty sú z technického hľadiska náročnejšie na prevedenie a meranie veličín. Ďalšími cieľmi je samotné štúdium únavového chovania na daných testovacích vzorkách ale aj iných bežne štandardizovaných vzorkách pre vybrané kovové, ale aj polymérne materiály.

2. Únava materiálu

V prípade, že je súčasť vystavená vonkajšiemu časovo premennému zaťaženiu, môže dôjsť k jej lomu, a to aj za predpokladu, že zaťaženie je natoľko malé, že súčasť pri jeho statickom pôsobení nebude porušená. Tento jav, označovaný ako únavový lom, je spôsobený procesmi, ktoré prebiehajú v materiálovej štruktúre na mikroskopickej úrovni. Jeho vzniku predchádza hromadenie plastickej deformácie, ktorá vo výsledku ovplyvní vlastnosti materiálu do takej miery, že spôsobí rast makroskopickej trhliny a následný lom. Proces únavového poškodenia je oproti elastickej deformácii nevratný. Je však treba zdôrazniť, že v niektorých prípadoch môže byť jednosmerná a neopakovaná plastická deformácia natoľko malá, že jej pôsobenie nespôsobuje v súčasti žiadne závažné zmeny štruktúry materiálu a táto deformácia sa teda javí ako elastická [10].

2.1 Únavové šírenie trhliny

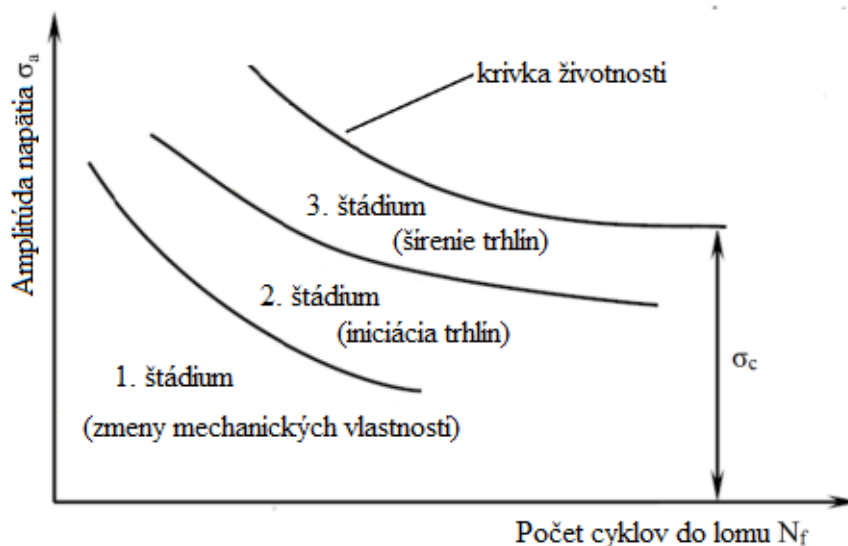
Z historického hľadiska boli únavové lomy prvý krát pozorované na súčastiach vystavených ohybovému a krutovému namáhaniu, spravidla sa jednalo najmä o vlakové nápravy. To samozrejme iniciovalo motiváciu k zavedeniu takých fyzikálnych charakteristík, na základe ktorých by bolo možné odhadnúť prínosné zaťaženie. Medzi najvýznamnejšie takéto charakteristiky v rámci únavy materiálu patria bezpochyby S-N krivky, ktorých výskumom sa v rokoch 1852-1870 intenzívne zaoberal nemecký inžinier August Wöhler a sú po ňom často krát označované ako Wöhlerove krivky [11]. Na obrázku 1 sú znázornené dve typické Wöhlerove krivky. Krivka 1, ktorej tvar je typický pre oceli, sa približne pri počte cyklov do lomu $N_f > 10^6$ asymptoticky blíži k medzi únavy σ_c . Tá vyjadruje napätie, pri ktorom nedôjde k poškodeniu ani v prípade rádovo vysokého počtu cyklov (všeobecne sa udáva hodnota 10^7 cyklov). Naproti tomu je vidieť, že krivka 2 sa asymptoticky nepribližuje k žiadnej medznej hodnote, ale neustále klesá. V takom prípade sa životnosť určuje zmluvne a odpovedajúca amplitúda napätia sa nazýva časovaná medza únavy σ_{N_c} . Tento priebeh životnosti je charakteristický pre kovy a zliatiny s fcc mriežkou [10].



Obr. 1: Wöhlerova krivka [11]

Proces únavy sa na základe nevratných zmien rozdeľuje na tri časovo nadväzujúce štádiá, ktoré sa do istej miery vzájomne prekrývajú [12]. Ich dĺžka je pritom závislá na geometrii súčasti, materiáli a type zaťažovacieho prostredia. Je vhodné podotknúť, že ako sa uvádza v [13, 14], tak neexistuje žiadna presná definícia rozhraní medzi jednotlivými štádiami. Poloha jednotlivých kriviek daných štádií je významne závislá na celej rade prevádzkových, metalurgických a technologických procesov. Stručné rozdelenie únavového života, ktoré je zároveň znázornené na obrázku 2 sa dá popísať nasledovne:

1. štádium zmien mechanických a fyzikálnych vlastností – dochádza k zmene hustoty a konfigurácie mriežkových porúch, najmä dislokácií
2. štádium iniciácie trhlín – nukleácia trhlín vždy spôsobená kumuláciou plastickej deformácie
3. štádium šírenia trhlín – dochádza k rastu mikrotrhlín a ich vzájomnému prepájaniu a natáčaniu do smeru kolmého voči maximálnemu hlavnému napätiu [11]

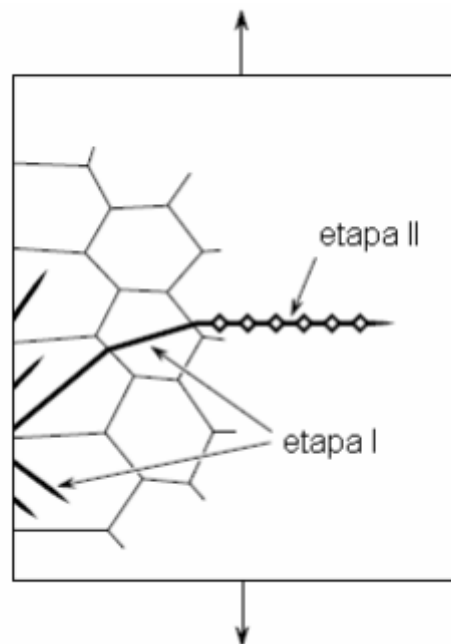


Obr. 2: Štádiá únavového života [11]

Únavu materiálu je z hľadiska počtu cyklov do lomu možné deliť nasledovne:

1. bezpečné namáhanie – z hľadiska počtu cyklov do lomu sú za medzné stavy do lomu považované ťahová skúška, pri ktorej dochádza k lomu pri prvom štvrtcykle napätí rovných medzi klzu a bezpečné namáhanie s napätím nižším ako je medza únavy, pri ktorom nedochádza k lomu ani po uplynutí zmluvného počtu cyklov (zvyčajne sa používa hodnota 10^7 cyklov, pre komplikovanejšie aplikácie je to 10^7 až 10^9 cyklov). Vonkajšie zaťaženie dosahuje pri bezpečnom namáhaní až medze únavy.
2. vysokocyklová únav – pre vysokocyklovú únavu je charakteristické namáhanie materiálu pri nízkom napätí, pričom k porušeniu dochádza po vysokom počte cyklov. Amplitúda napätia je dostatočne nízka, a preto plastická deformácia nehrá dominantnú úlohu pri chovaní materiálu. Pre popis vysokocyklovej únavy je preto dostačujúca Wöhlerova křivka.
3. nízkokycklová únav – pre nízkokycklovú únavu sú naopak oproti vysokocyklovej únave charakteristické vyššie napätia, ktoré vyvolávajú významnú plastickú deformáciu. Hranica medzi nízkokycklovou a vysokocykloou únavou sa pre väčšinu materiálov pohybuje na úrovni 10^4 až 10^5 cyklov [15].

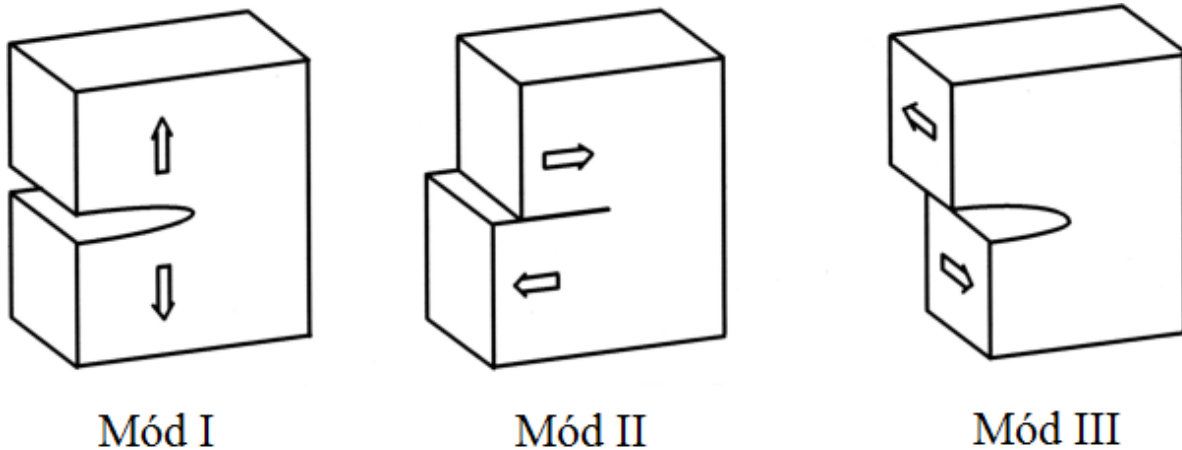
Vzhľadom na to, že štruktúra väčšiny konštrukčných materiálov je zložená z veľkého množstva malých anizotropných kryštálov, tak sa dá konštatovať, že prístup lomovej mechaniky nie je vyhovujúci za predpokladu, že je dĺžka trhliny približne rovnaká veľkosti štruktúrnej jednotky, ako je napríklad veľkosť zrna. Forsyth v [16] uvádza, že šírenie trhlín je možné rozdeliť na dve etapy. Trhliny vzniknuté v perzistentných sklzových pásmach (PSP) sa šíria smerom primárnych sklzových systémov, v ktorých nadobúda pôsobiacie šmykové napätie najvyššej hodnoty. Takýto rast trhliny je potom označovaný prvou etapou rastu a je pre neho charakteristické, že trhliny zvierajú so smerom hlavného napätia uhol približne 45° (viď obr. 3). Samotné šírenie trhliny je riadené šmykovou zložkou napätia, ležiacou v rovine trhliny. Táto etapa sa taktiež vyznačuje nízkou rýchlosťou šírenia trhliny, čo má za následok, že množstvo cyklov nevyhnutné pre rozvoj trhliny môže byť pomerne veľké v porovnaní s množstvom cyklov v druhej etape. Amplitúda zaťažovania v prvej etape súvisí s dĺžkou trhliny nepriamo, tzn. čím nižšia amplitúda – tým väčšia dĺžka trhliny [17]. Pri ďalšom cyklickom namáhaní dochádza k vzájomnému prepájaniu trhlín. Tie ďalej rastú do hĺbky pozdĺž aktívnych sklzových rovín. Mnoho z nich sa však zastaví a do hĺbky väčšej ako desiatky mikrometrov preniká iba zlomok trhlín. S rastúcou dĺžkou trhlín dochádza k ich vychýľovaniu z aktívnych sklzových rovín a následnému stáčeniu do smeru kolmého voči pôsobiacemu hlavnému napätiu. Dĺžka trhliny, ktorá odpovedá prechodu medzi týmito dvomi etapami je závislá na type materiálu a výške amplitúdy zaťažovania. V druhej etape sa potom zvykne šíriť už iba jediná trhlina, ktorá sa označuje ako magistrálna [14].



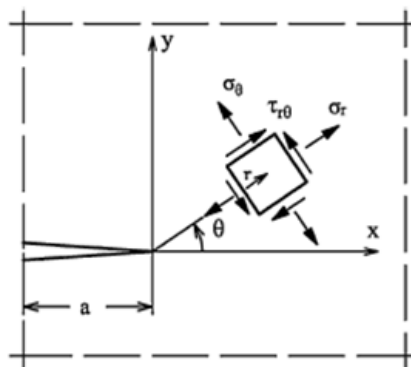
Obr. 3: Etapy šírenia únavového života [14]

2.2 Súčiniteľ intenzity napätia

Súčiniteľ intenzity napätia K (v angličtine známy pod skratkou SIF – stress intensity factor) zaviedol v roku 1957 George R. Irwin. Tento parameter je jedným z najčastejšie používaných veličín v obore lomovej mechaniky. Slúži k popisu poľa napätia v okolí čela trhliny a k predikcii porušenia materiálu lomom [18]. Podľa troch zaťažovacích módov čela trhliny rozlišujeme súčinitele intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} (viď obr. 4).



Obr. 4: Jednotlivé módy zaťažovania [19]



Obr. 5: Polárny súradný systém v okolí čela trhliny [20]

Irwin pri jeho definícii vychádzal z Westergaardovho riešenia pre pole napätia v okolí trhliny [21]. Pre nekonečné teleso z elastického izotropného materiálu v rámci polárneho súradného systému na obrázku 5 je súčiniteľ intenzity napätia pre jednotlivé zaťažovacie módy definovaný na základe nasledujúcich vzťahov [22]:

$$K_I = \lim_{r \rightarrow 0} (2\pi \cdot r)^{\frac{1}{2}} \cdot \sigma_y(r, 0) \rightarrow K_I = \sigma(\pi \cdot a)^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

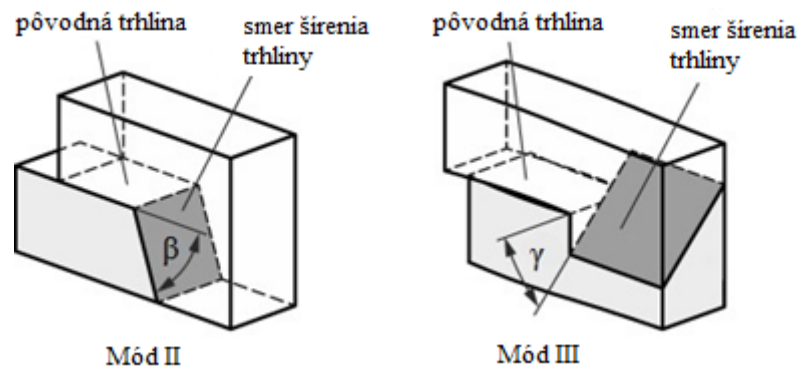
$$K_{II} = \lim_{r \rightarrow 0} (2\pi \cdot r)^{\frac{1}{2}} \cdot \tau_{xy}(r, 0) \rightarrow K_{II} = \tau(\pi \cdot a)^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

$$K_{III} = \lim_{r \rightarrow 0} (2\pi \cdot r)^{\frac{1}{2}} \cdot \tau_{yz}(r, 0) \rightarrow K_{III} = \tau(\pi \cdot a)^{\frac{1}{2}} \quad (3)$$

Súčiniteľ intenzity napätia popisuje singulárne pole napätia v okolí čela trhliny. To znamená, že napätia v okolí čela trhliny sa zvyšujú v závislosti na tomto parametri. Navyše platí, že súčiniteľ intenzity napätia jednoznačne definuje podmienky na čele trhliny – ak je známe K , je možné stanoviť riešenie pre všetky komponenty napätia, pretvorenia a posuvov ako funkcie r a θ .

2.3 Zmiešaný mód zaťaženia

Spolu so zmenou šírenia trhliny sa u kombinovaného a multiaxiálneho namáhania môže na čele trhliny objaviť aj tzv. zmiešaný mód zaťaženia. Ako bolo uvedené v predchádzajúcej kapitole, v rámci lomovej mechaniky rozlišujeme tri zaťažovacie módy (viď obr. 4), pričom o zmiešanom móde zaťaženia hovoríme v prípade, kedy je čelo trhliny namáhané aspoň dvomi zaťažovacími módmi. O niečo vzácnejšie bývajú v praxi prípady, kedy dochádza ku kombinácii všetkých troch zaťažovacích módov [20]. Pre popis napätia v okolí čela trhliny sa najčastejšie používajú súčinitele intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} v rámci daného zaťažovacieho módu [23]. Dosiachnutie šírenia trhliny za podmienok zmiešaného módu zaťaženia na experimentálnych testovacích telesách býva často problematické z viacerých dôvodov. Asi najvýznamnejším je skutočnosť, že aj u testovacích telies, majúcich vytvorený počiatkový ostrý vrub, ktorý je prakticky zaťažený zmiešaným módom, často-krát dochádza k natočeniu čela trhliny takým spôsobom, aby sa ďalej šírila v lokálnom móde I. Tento jav je dôsledkom toho, že trhlina zväčša preferuje ťahový mechanizmus poškodenia, ktorý je energeticky najvýhodnejší. Prípady kedy sa trhlina šíri v zmiešanom móde celý čas sú skôr ojedinelé. Spôsob, akým majú jednotlivé zaťažovacie módy tendenciu natočiť čelo trhliny je znázornený na obrázku 6. Múd II natáča čelo trhliny o tzv. „crack kinking – β “ uhol, zatiaľ čo mód III natáča čelo trhliny o tzv. „crack twisting – γ “ uhol [24].



Obr. 6: „Crack kinking – β “ uhol (mód II) a „crack twisting – γ “ uhol (mód III) [25]

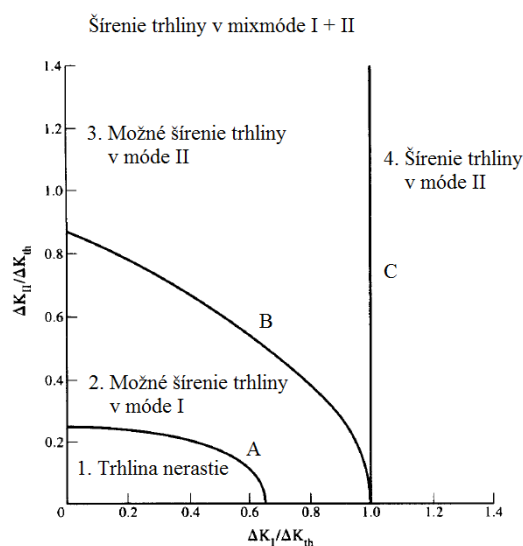
Prvá štúdia na problematiku zmiešaného módu zaťaženia pochádzala od Iida a Kobayashiho v práci [26]. Pri únavovom šírení trhliny za podmienok zmiešaného módu rozlišujeme dva hlavné aspekty – smer šírenia únavovej trhliny a rýchlosť jej rastu [24]. V prípade smere šírenia trhliny existujú dve možnosti. Prvá, častejšia, vedie k spomínanému natočeniu čela trhliny pod určitým uhlom. Za účelom stanovenia tohto uhlu je následne možné využitie niektorého z kritérií predikcie smeru šírenia, uvedených ďalej v práci. Naproti tomu v niektorých prípadoch sa trhlina skutočne môže šíriť aj koplanárne:

1. U krátkych trhlín v tvárných materiáloch, kde sú často lomové plochy drsnejšie môže dochádzať k oslabeniu K_{II} a K_{III} a naopak zvýšeniu K_I na čele trhliny.

2. U valivých kontaktov môže dochádzať ku kombinácii tlaku a šmyku, ktoré sú vzájomne mimo fázy.
3. U kovov vystavených vyšším zaťažovacím amplitúdam, kde môže dochádzať k tzv. large-scale yieldingu.
4. U kovov s ľahším pohybom dislokácii.

Dá sa povedať, že pomerne väčšina článkov pojednávajúcich o problematike zmiešaného módu je zameraná najmä na kombináciu zaťažovacích módov I a II. Je to najmä preto, že takáto kombinácia je v praxi bežnejšia. Pre experimentálne merania sa najčastejšie používajú ploché vzorky s naklonenými trhlinami zaťaženými v ťahu (viď kapitola 2.8). Základné kritéria predikcie šírenia trhliny ponúkajú pre tento typ zaťaženia uspokojivé výsledky [24]. Williams a Ewing naproti tomu vo svojej práci [27] pozorovali významný nesúlad v prípade monotónneho zaťažovania a línia naklonenej trhliny bola blízko osi ťahového zaťažovania (prevažoval mód II). Autor Wu s kolektívom pozoroval v [28] nezrovnalosti medzi experimentálnymi meraniami a teóriou pri tlakovom zaťažení. Na krížových vzorkách zaťažených biaxiálne robili experimenty Liu a Allison, ktorých výsledky boli publikované v práci [29]. U týchto vzoriek bola pôvodná trhlina vždy kolmá k jednej zo zaťažovacích osí. Ukázalo sa, že v prípade kedy bola trhlina orientovaná kolmo na os nižšieho ťahového napätia, sa vždy obrátila kolmo na smer osi vyššieho ťahového napätia. Pri šmykovom napätí bolo zistené, že trhlina mala tendenciu sa obrátiť smerom do maxima hlavného napätia. Z uvedených záverov teda vyplýva, že trhlina zaťažovaná monotónne kombináciou zaťažovacích módov I a II má tendenciu natočiť sa a rásť v lokálnom móde I. Naproti tomu u cyklického zaťažovania to nevyhnutne nemusí platiť. Tanaka sa v práci [30] zaoberal plochou vzorkou s centrálnou natočenou trhlinou, ktorá bola cyklicky jednoosovo namáhaná. Pozorovaný smer šírenia trhliny bol približne kolmý na smer aplikovaného zaťaženia v rozsahoch napätia tesne nad úrovňou prahových hodnôt. Ak však bolo napätie zvýšené približne o 60% nad prahové hodnoty, smer šírenia bol totožný s orientáciou pôvodnej natočenej trhliny. Z výsledkov je teda možné usúdiť, že v tom, či sa bude trhlina šíriť v zmiešanom móde alebo v lokálnom móde I, zohráva veľmi podstatnú úlohu aj úroveň zaťaženia. Vplyv miery zaťaženia na výsledný mód šírenia popísal aj Pook v [31], kde uvádza tzv. mapu mechanizmu poškodenia, ktorá je znázornená na obrázku 7. Ako je vidieť z tohto obrázka, táto mapa popisuje vzťah medzi mierou zaťaženia a možnosťami šírenia trhliny. Ďalším významným parametrom ovplyvňujúcim to, či sa bude trhlina šíriť v zmiešanom móde alebo v lokálnom móde I je samotný materiál. Táto skutočnosť bola demonštrovaná v publikácii [32], kde boli na experimenty použité vzorky z dvoch hliníkových zliatin 7075 – T6 a 2017 – T3. Pre materiál 7075 – T6 platilo, že za podmienok $\Delta K_{II} > 3 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ a $K_{II}/K_I > 1,6$ rástla trhlina v lokálnom móde I, zatiaľ čo u materiálu 2017 – T3 sa za rovnakých podmienok trhlina šírila v zmiešanom móde. Štúdiu kombinácie zaťažovacích módov I a III sa venoval Pook v práci [33]. Ako experimentálne teleso bola použitá vzorka pre trojbodový ohyb. Z výsledkov bolo pozorované, že trhlina sa vždy obracia do lokálneho módu I na dvoch rôznych úrovniach. Na prvej, jemnejšej úrovni – zhruba 0,1 mm bol rast trhliny iniciovaný vedľajšími trhlinami módu I, ktoré sa v neskorších fázach vyvíjali do skrúteného lomového povrchu, ktorý pozostával z úzkych schodovitých fazií módu I. Tie potom postupne prerástli navonok a samotná lomová plocha ostala hladká. Na druhej, hrubšej úrovni – približne 1 mm prebehol prechod do módu I ako počiatočná smerová diskontinuita. Následne na to sa čelo trhliny začalo hladko natáčať, čo viedlo až k tomu, že sa trhlina šírila v čistom móde I. Hourlier a Pineau v [34] priniesli zaujímavé výsledky z experimentálnych meraní na CRB vzorkách. Tie zaťažovali cyklicky v móde I a staticky v móde III. Merania

ukázali zaujímavý efekt statického módu III na rýchlosť šírenia trhliny, kedy v porovnaní s prípadmi čistého módu I dochádzalo v dôsledku prítomnosti módu III k významnému spomaleniu rýchlosti šírenia únavovej trhliny. Ukázalo sa, že príčina tohto efektu spočíva v uzavieraní trhliny v móde I vďaka pôsobeniu statického módu III. Podobný prístup zvolil aj Tschegg a kolektív v práci [35], kde boli pre experimenty opäť použité CRB vzorky. Tie boli podľa spôsobu namáhania rozdelené do dvoch skupín. Skupina A zahŕňala vzorky zaťažované staticky v móde I a cyklicky v móde III. V skupine B boli naopak vzorky namáhané cyklicky v móde I a staticky v móde III. U skupiny A bolo pozorované zvyšovanie rýchlosti šírenia únavovej trhliny so zvyšovaním statického zaťaženia v móde I. Autori túto vlastnosť pripísali zníženiu počtu interakcií na čele trhliny. V prípade vzoriek B dochádzalo k zníženiu rýchlosti šírenia únavovej trhliny so zvýšením zaťaženia statickým módom III. To znamená, že zvyšovanie statického K_{III} malo na svedomí nárast hodnoty ΔK_{Ith} . Všetky z predchádzajúcich uvedených štúdií sa zaoberali pozorovaním šírenia únavových trhlín v kovových materiáloch, ale Davenport a Smith sa v práci [36] zaoberali pozorovaním šírenia únavových trhlín v polymérnom materiáli. Konkrétne sa jednalo o CRB vzorky, ktoré boli zaťažované kombináciou módov I a III a vyrobené z PMMA (polymetylmetakrylát). V rámci experimentálnych meraní boli použité tri rôzne spôsoby monotónneho zaťažovania. Prvý spôsob spočíval v tom, že bolo najskôr aplikované ťahové napätie (mód I) a následne nato krut (mód III). V druhom spôsobe boli tieto dve sekvencie vzájomne vymenené, tzn. prvý bol aplikovaný krut a až potom ťah. U posledného typu namáhania boli obe formy zaťaženia aplikované naraz. Z pozorovaní výsledkov vyplynulo, že zaťaženie oboma módmi naraz viedlo k najnižšej húževnatosti, naopak v prípade kedy bol najskôr aplikovaný krut a následne ťah bola zdanlivá húževnatosť najvyššia. Autori túto skutočnosť argumentovali tak, že pri zaťažení torziou je plastický tok relatívne neobmedzený, čo vedie k formácii väčšej plastickej zóny na čele trhliny tesne pred lomom. To je dôvodom prečo je lomová húževnatosť výrazne vyššia ako pre čistý mód I. Naopak pri zaťažení vzorky oboma módmi naraz dochádza k väčšiemu obmedzeniu plastického toku, a preto zvykne skôr dochádzať ku krehkým lomom ako k postupnému rastu únavovej trhliny. Nízke hodnoty húževnatosti sú potom dôsledkom vysokých hodnôt hydrostatického tlaku, ktorý je prítomný pri pôsobení oboch módov naraz.



Obr. 7: Pookova „mapa mechanizmu poškodenia [31]

V nasledujúcej časti práce bude popísaných niekoľko kritérií pre predikciu smeru šírenia trhliny, pričom všetky odvodené vzťahy budú vychádzať z polárneho súradného systému na obrázku 5. Je treba podotknúť, že okrajová podmienka trhliny bez šmyku a tlaku neplatí pred jej natočením z módu II do I, taktiež neplatí v aplikácií pre valivý kontakt a ani pre zaťažovanie v móde III. Všetky zápisy súčiniteľov intenzity napätia K a ΔK pri experimentálnych meraniach znamenajú súčet poľa napätí, ktorými je trhlina zaťažovaná a poľa napätí odpovedajúceho tieneniu čela trhliny, ktoré vzniká vďaka kontaktu lomových plôch.

2.4 Kritérium maximálneho tangenciálneho napätia (MTS)

MTS kritérium je jedno z najčastejšie používaných kritérií pri predikcii smeru šírenia trhliny pre svoju jednoduchosť a praktickosť. Prvý krát bolo predstavené dvojicou autorov Erdogan a Sih v roku 1963 v ich publikácii [37]. Prakticky toto kritérium vychádza z dvoch základných predpokladov:

1. Trhlina sa šíri zo svojho čela v radiálnom smere ($\theta = \theta_c$), kde je tangenciálne napätie σ_θ v maxime:

$$\frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} = 0 \quad a \quad \frac{\partial^2 \sigma_\theta}{\partial \theta^2} < 0. \quad (4)$$

2. Lom nastáva vo chvíli kedy maximálne tangenciálne napätie dosiahne kritickej hodnoty v jednoosom ťahu:

$$\sigma_{\theta, max} = \sigma_c. \quad (5)$$

Ak sú pre popis poľa napätia v okolí čela trhliny použité Williamsove vzťahy, tak podmienky (4) a (5) sú riešením nasledujúcej rovnice pre prípady 2D úloh [38]:

$$K_I \sin \theta + K_{II} (3 \cos \theta - 1) = 0. \quad (6)$$

Tian a kolektív rozšírili pôvodnú verziu tohoto kritéria aj pre zložitejšie 3D úlohy vo svojej publikácii [39]. Toto rozšírenie je vyjadrené vo vzťahu (7). Vďaka svojej jednoduchosťi je veľmi často používaným nástrojom k popisu poľa napätia pred čelom trhliny v publikáciách, zaoberajúcich sa problematikou zmiešaného módu zaťaženia, ako napríklad [40-42].

$$\begin{aligned} & -K_I \sin \frac{\theta}{2} \left(3 \cos^2 \frac{\theta}{2} + 2\mu \right) - K_{II} \cos \frac{\theta}{2} \left(9 \cos^2 \frac{\theta}{2} - 6 + 2\mu \right) \\ & - \left\{ \left[K_I \cos \frac{\theta}{2} \left(\cos^2 \frac{\theta}{2} - 2\mu \right) - K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \left(3 \cos^2 \frac{\theta}{2} - 2\mu \right) \right] \right. \\ & \left. + 4K_{III}^2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \right\}^{-\frac{1}{2}} \\ & \times \left\{ \left[K_I \cos \frac{\theta}{2} \left(\cos^2 \frac{\theta}{2} - 2\mu \right) - K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \left(3 \cos^2 \frac{\theta}{2} - 2\mu \right) \right] \right. \\ & \times \left[K_I \sin \frac{\theta}{2} \left(3 \cos^2 \frac{\theta}{2} - 2\mu \right) + K_{II} \cos \frac{\theta}{2} \left(9 \cos^2 \frac{\theta}{2} - 6 - 2\mu \right) \right] \\ & \left. + 4K_{III}^2 \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \right\} = 0, \end{aligned} \quad (7)$$

kde μ je Poissonov pomer.

2.5 Kritérium minima hustoty deformačnej energie (S - kritérium)

Toto kritérium bolo popísané Sihom v prácach [43, 44] a je založené na lokálnej hustote energetického poľa v okolí čela trhliny. Zavádza sa nový parameter, tzv. faktor hustoty deformačnej energie „S“ a samotné kritérium je založené na predpoklade, že trhlina sa začne šíriť v smere, v ktorom tento faktor nadobúda minimálnu hodnotu. Jeho vyjadrenie je možné pomocou nasledovného vzťahu [24]:

$$S = a_{11}k_1^2 + 2a_{12}k_1k_2 + a_{22}k_2^2 + a_{33}k_3^2, \quad (8)$$

kde a_{ij} sú koeficienty, ktoré súvisia s polárnym uhlom θ (viď obr. 4), Poissonovým pomerom μ a modulom pružnosti v ťahu E . Koeficienty k sú potom definované nasledovne:

$$k_i = K_i/\sqrt{\pi} \quad (i = I, II, III), \quad (9)$$

kde K_i sú súčinitele intenzity napätia korešpondujúcich módov zaťaženia. Podmienky pre stanovenie smeru šírenia trhliny je potom možné vyjadriť nasledovnou rovnicou:

$$\frac{\partial S}{\partial \theta} = 0 \quad a \quad \frac{\partial^2 S}{\partial \theta^2} > 0. \quad (10)$$

S – kritérium bolo experimentálne overené v celej rade vedeckých prác, ako napríklad [45-47]. Jeho výhodou je podobne ako v prípade MTS kritéria pomerne jednoduchá aplikácia a taktiež je možné ho použiť pre rôzne kombinácie zaťažovacích módov. Je však treba podotknúť, že boli pozorované aj protichodné výsledky, ako napríklad v práci [48].

2.6 J-kritérium

J-kritérium predstavila dvojica Hellen a Blackburn v [49]. Hlavnou myšlienkou bolo využitie krivkových integrálov, ktoré neboli závislé na integračnej ceste za účelom štúdia šírenia únavových trhlín pri zmiešanom móde zaťaženia. Jeho nevýhodou je, že je obmedzené iba pre riešenie 2D úloh, takže pracuje iba so zaťažovacími módmi I a II. Vektor J je definovaný nasledovne:

$$J = J_I \bar{i} + J_{II} \bar{j}, \quad (11)$$

a

$$J_k = \int_{\Gamma} (wn_k - u_{i,k}T_i)dl \quad k = I, II \quad (12)$$

kde Γ je integračná krivka, w je hustota deformačnej energie, n_k je k – komponent jednotky normály, ktorá smeruje von z integračnej krivky, u^i je posunutie, T_i je ťahové napätie a dl je element integračnej krivky. Kritérium je odvodené na základe dvoch predpokladov:

1. Trhlina rastie pozdĺž smeru vektoru J
2. Lom nastáva vo chvíli, kedy vektor J dosiahne kritickú hodnotu J_c .

V práci [50] boli potvrdené predikcie šírenia trhliny založené na tomto kritériu. Konkrétne sa v nej jednalo o doskovú vzorku, ktorá bola zaťažená jednoosým ťahom s naklonenou trhlinou, umiestnenou v strede vzorky. Zaťažovacie podmienky mali pritom charakter módu I. Gdoutos

naproti tomu v [51] naznačil, že v prípadoch, kde dominuje mód II sa predikcie šírenia založené na J – kritériu významne odlišujú od experimentálnych dát.

V kapitolách 2.4 – 2.6 boli predstavené tri kritériá predikcie šírenia únavových trhlín za podmienok zmiešaného módu zaťaženia, ktoré patria medzi tie najčastejšie používané. V praxi samozrejme existuje celá rada ďalších kritérií, odvodených za týmito účelmi, ktoré však v rámci tejto práce nebudú detailne popísané. Patria sem napríklad dilatačné kritérium hustoty deformačnej energie, odvodené dvojicou Theocaris a Andrianopoulos v [52, 53], kritérium vektoru posuvu čela trhliny, tiež známe pod skratkou CTD (crack tip displacement), ktoré autor Li predstavil v práci [54], kritérium maximálneho tangenciálneho pretvorenia, ktoré popísal Chambers v [55] a iné. V praxi sú najčastejšie používanými kritériami MTS a S – kritérium. Tie boli v pôvodných publikáciách predstavené iba pre rovinné úlohy (kombinácia módov I a II), ale Chen s kolektívom tieto kritéria v práci [56] rozšírili pre všetky tri zaťažovacie módy. V závere bolo dokonca diskutované o presnejších výsledkoch S – kritéria oproti MTS kritériu. Napriek tomu však nie je možné povedať, že by v praxi bolo jedno kritérium univerzálne presnejšie ako druhé pre všetky druhy aplikácií a materiálov.

2.7 Efektívny súčiniteľ intenzity napätia

Súčiniteľ intenzity napätia K sa štandardne používa pre popis poľa napätia v tesnom okolí čela trhliny. Výhoda tohto parametra je skutočnosť, že pracuje so singularitou napätia v okolí čela trhliny a taktiež je pomerne jednoduché ho stanoviť, pretože väčšina testovacích telies je normovaná pre analytický výpočet tejto veličiny. Naopak jeho nevýhoda spočíva v tom, že platí iba v oblasti lineárne elastickej lomovej mechaniky. Pri vyššej miere plasticity v okolí čela trhliny je nutné pre popis poľa napätia použiť iný parameter, ako napríklad J-integrál, alebo CTOD (crack tip opening displacement). Ako bolo vysvetlené v kapitole 2.2, súčiniteľ intenzity napätia sa indexuje rímskymi číslicami I, II a III podľa príslušného zaťažovacieho módu [10] (viď obr. 4). Odlišná situácia ale nastáva v prípade zmiešaného módu zaťaženia, kedy je možné na čele trhliny pozorovať súčinitele intenzity napätia od rôznych zaťažovacích módov. Za predpokladu, že sa s týmito parametrami bude ďalej prakticky pracovať je vhodné tieto súčinitele intenzity napätia pre jednotlivé zaťažovacie módy zjednotiť do jedného parametra – tzv. efektívneho súčiniteľa intenzity napätia. S touto myšlienkou bolo odvodených niekoľko rôznych vzťahov.

Tanaka odvodil kritérium pre zmiešaný mód I a II vo svojej práci [48]:

$$\Delta K_{eff} \approx (\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4)^{\frac{1}{4}}, \quad (13)$$

kde ΔK_{eff} je rozkmit efektívneho súčiniteľa intenzity napätia a ΔK_I , ΔK_{II} sú rozkmity súčiniteľov intenzity napätia jednotlivých zaťažovacích módov. Tento vzťah bol pritom založený na predpoklade, že únavová trhlina sa bude šíriť v prípade, kedy suma absolútnych hodnôt posuvov v plastickej zóne dosiahne kritickú hodnotu [57, 58]. Tanaka toto kritérium rozvil aj pre mód III:

$$K_{eff} \approx [K_I^4 + 8K_{II}^4 + 8K_{III}^4/(1 - \mu)]^{1/4}. \quad (14)$$

Ďalšie kritérium pre podmienky zmiešaného módu zaťaženia I a II uviedol Yan vo svojej publikácii [59]:

$$K_{eff} \approx \frac{1}{2} \cos \frac{\theta_0}{2} [K_I(1 + \cos \theta_0) - 3K_{II} \sin \theta_0], \quad (15)$$

kde θ je uhol v rámci polárneho súradného systému (vid' obr. 5) a zvyšné veličiny sú podobne ako v predchádzajúcom prípade rozkmity súčiniteľov intenzity napätia. Tento vzťah je založený na modifikovanom kritériu maximálneho tangenciálneho napätia, ktoré popísala dvojica autorov Wang a Du v [60].

Rhee a Salama odvodili v [61] nasledovný vzťah pre efektívny súčiniteľ intenzity napätia pre všetky tri zaťažovacie módy na základe princípu uvoľňovania energie:

$$K_{eff} \approx [K_I^2 + K_{II}^2 + K_{III}^2 / (1 - \mu)]^{1/2}. \quad (16)$$

Podobne Schölmann s kolektívom v [62-64] odvodili kritérium pre 3D úlohy:

$$K_{eff} \approx \frac{K_I}{2} + \frac{1}{2} [K_I^2 + 4(\alpha_1 K_{II})^2 + 4(\alpha_2 K_{III})^2]^{1/2}, \quad (17)$$

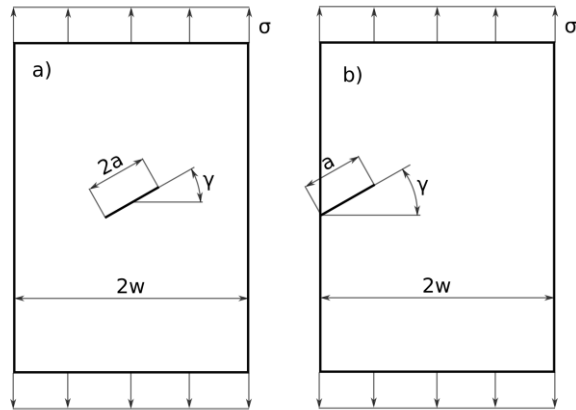
kde podľa [65] sú koeficienty $\alpha_1 = 1,155$ a $\alpha_2 = 1$.

Vyššie uvedené vzťahy pre efektívne súčinitele intenzity napätia odpovedajú praktickej aplikácii u kovových materiálov. Pre kovy totiž platí, že trenie významným spôsobom spomaľuje šírenie únavovej trhliny [66]. U iných materiálov môže byť tento efekt iný.

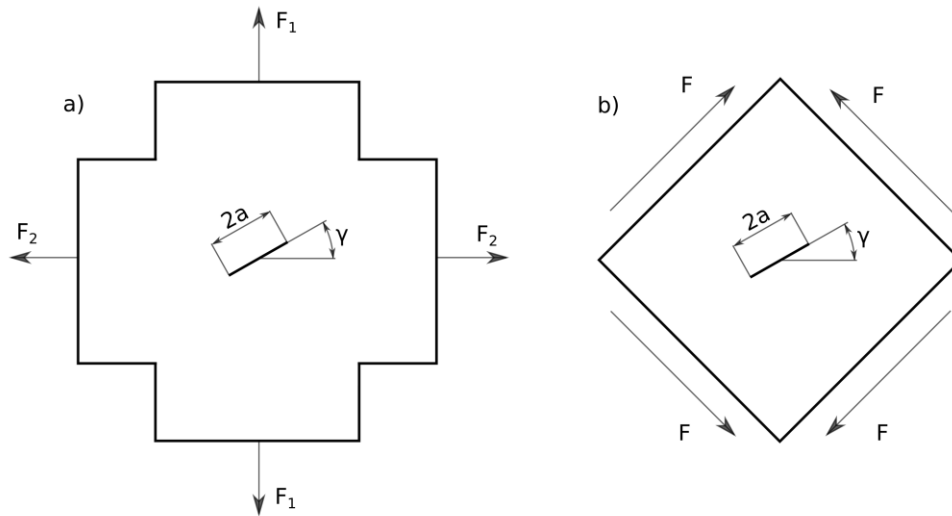
2.8 Testovacie vzorky

V rámci experimentálnych meraní bolo doposiaľ použité množstvo rôznych testovacích telies, u ktorých bolo možné dosiahnuť rôzne formy zmiešaného módu. Neexistujú však žiadne štandardizované geometrie testovacích vzoriek, a preto je náročné porovnávať výsledky experimentálnych meraní pre rôzne typy testovacích vzoriek [24]. Richard sa v publikácii [67] venuje rôznym typom testovacích vzoriek, ktoré sú často využívané práve v rámci problematiky zmiešaných módov. Patrí sem napríklad plochá vzorka s natočenou centrálnou trhlinou zaťažená v ťahu (vid' obr. 8a), plochá vzorka s natočenou okrajovou trhlinou (vid' obr. 8b), krížová vzorka s natočenou centrálnou trhlinou zaťažená biaxiálne (vid' obr. 9a), štvorcová vzorka s natočenou centrálnou trhlinou zaťažená v šmyku (vid' obr. 9b), trúbková vzorka s natočenou trhlinou zaťažená v torzii (vid' obr. 10a) a trúbková vzorka s priečnou trhlinou zaťažená kombináciou ťahu a torzie (vid' obr. 10b). Medzi ďalšie typy testovacích vzoriek, používaných pri štúdiách zmiešaného módu patrí plochá vzorka s dvomi natočenými okrajovými trhlínami (vid' obr. 11a), ktorú použil Lal vo svojej práci [68] pre štúdium kombinácie módov I + II pri rôznych úrovniach zaťaženia. Mahanty a Maiti použili v práci [69] modifikovanú CT (compact tension) vzorku s natočeným zaťažením (vid' obr. 11b), ktorá slúžila podobne ako v predchádzajúcom prípade k štúdiu rastu trhliny pri kombinácii zaťažovacích módov I a II. Takzvaná CCT (center cracked tension) vzorka zaťažená ťahovým a šmykovým napätím (vid' obr. 12a) bola použitá pre štúdium rastu únavovej trhliny za podmienok statického módu I a cyklického módu II autormi Otsuka a Tohgo v [70] a Otsuka a kolektív v [71]. Pre danú aplikáciu bolo nutné použitie špeciálne navrhnutého uchytenia. Tá istá skupina autorov publikovala článok [72], v ktorom bola použitá testovacia vzorka na štvorbodový ohyb a šmyk s predpripravenou trhlinou peniažkového tvaru na povrchu (vid' obr. 12b), na ktorej dochádzalo ku kombinácii zaťažovacích módov II a III. Pook predstavil v práci [73] vzorku na trojbodový ohyb s predpripravenou natočenou trhlinou skrz celú hrúbku na bočnom povrchu (vid' obr. 13a), u ktorej dochádzalo ku kombinácii zaťažovacích módov I a III. Pook

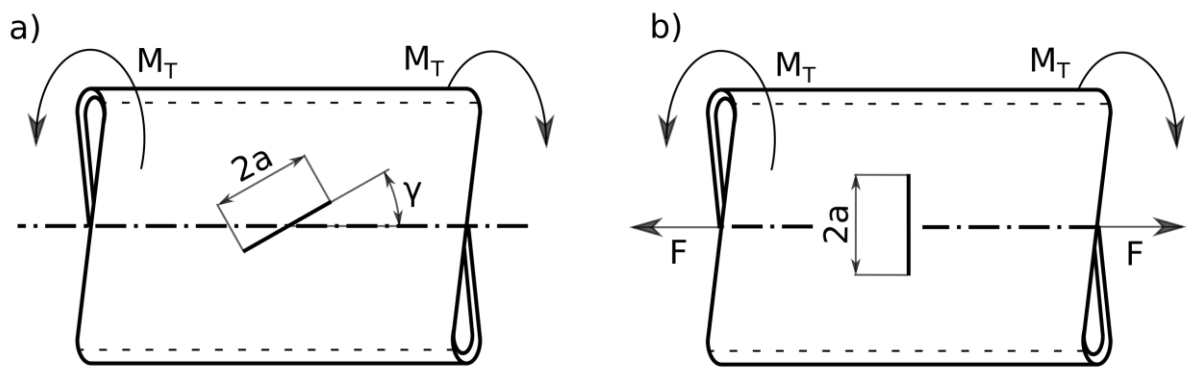
sa potom touto istou kombináciou zaťažovacích módov zaoberal aj vo svojej ďalšej publikácii [74], kde navyše porovnával výsledky s experimentami na takzvanej CRB (cracked round bar) vzorke (vid' obr. 13b) zaťaženej v torzii, pričom takáto konfigurácia je prakticky jedinou možnosťou na dosiahnutie čistého módu III s výnimkou špeciálne navrhnutých prípravkov. U tejto vzorky je taktiež možné dosiahnutie kombinácie zaťažovacích módov I a III pri zaťažení kombináciou ťahu a torzie. Ďalšou z možností je zaťaženie kombináciou tlaku a torzie, čo je dôležitou súčasťou štúdií v rámci kontaktnej únavy.



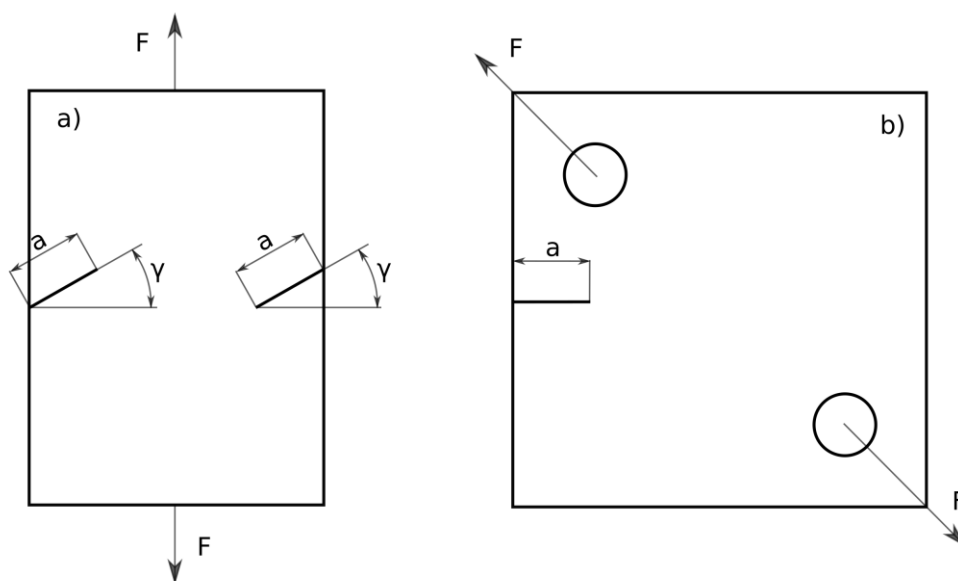
Obr. 8: Testovacie vzorky – a) plochá vzorka s natočenou centrálnou trhlinou zaťažená v ťahu, b) plochá vzorka s natočenou okrajovou trhlinou [67]



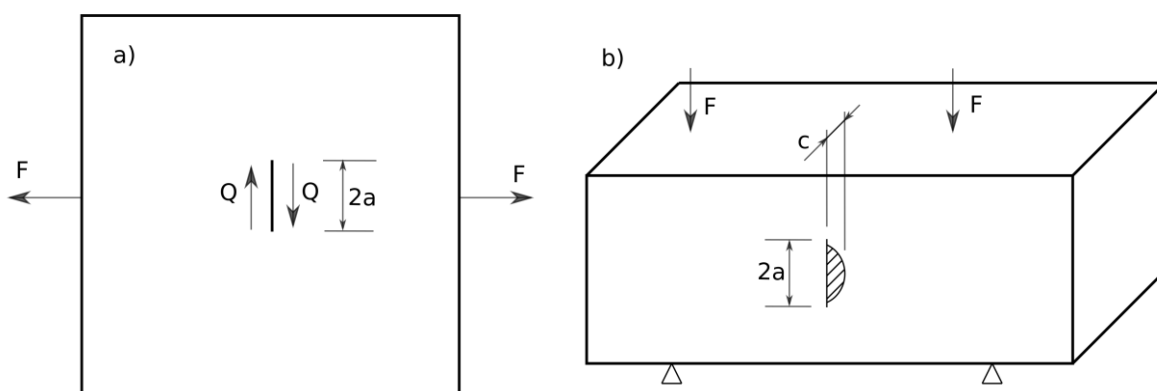
Obr. 9: Testovacie vzorky – a) vzorka v tvare kríža s natočenou centrálnou trhlinou zaťažená biaxiálne, b) štvorcová vzorka s natočenou centrálnou trhlinou zaťažená v šmyku [67]



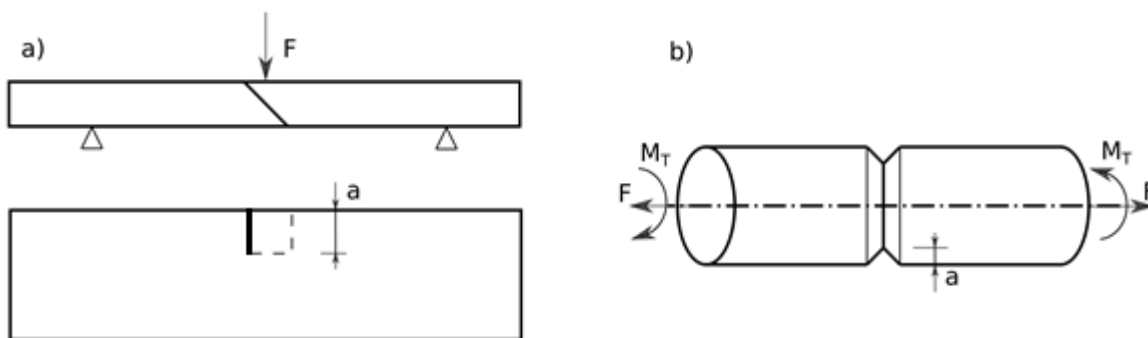
Obr. 10: Testovacie vzorky – a) trúbková vzorka s natočenou trhlinou zaťažená v torzii, b) trúbková vzorka s priechnou trhlinou zaťažená kombináciou ťahu a torzie [67]



Obr. 11: Testovacie vzorky – a) plochá vzorka s dvomi natočenými okrajovými trhlinami, b) modifikovaná CT (compact tension) vzorka s posunutým zaťažením [68, 69]



Obr. 12: Testovacie vzorky – a) CCT (central cracked tension) vzorka zaťažená ťahovým a šmykovým napätím, b) Vzorka na štvor-bodový ohyb a šmyk s predpripravenou trhlinou peniažkového tvaru na povrchu [70-72]



Obr. 13: Testovacie vzorky – a) vzorka na trojbodový ohyb s predpripravenou natočenou trhlinou skrz celú hrúbku na bočnom povrchu, b) CRB (cracked round bar) vzorka [73, 74]

2.9 Numerické simulácie

V úvodných kapitolách bolo načrtnuté, že v rámci tejto dizertačnej práce budú do veľkej miery využité aj numerické simulácie. Konkrétne sa jedná o numerické simulácie pomocou metódy konečných prvkov (MKP) s využitím softvéru ANSYS Mechanical APDL. Numerické modely založené na MKP sú v dnešnej dobe stále viac a viac využívanou pomôckou jednak v dôsledku zlepšenia výpočtovej techniky, a jednak v dôsledku vývoja užívateľských rozhraní jednotlivých riešičov. Tieto simulácie je samozrejme možné implementovať aj na problémy súvisiace s lomovou mechanikou. Najčastejším cieľom numerických modelov v tejto oblasti je stanovenie niektorého z lomových parametrov, ako je napríklad súčiniteľ intenzity napätia K , J -integrál a otvorenie čela trhliny – CTOD. Ďalšou z možností je simulácia šírenia trhliny v reálne navrhnutom testovacom telese. Takto získané lomové parametre sa potom spravidla používajú v ďalších analýzach, ako je napríklad stanovenie zvyškovej únavovej životnosti, prípadne určenie rýchlosti šírenia trhliny [75]. Výhoda týchto simulácií spočíva najmä v tom, že je možné získať určitý náhľad na daný problém ešte pred tým ako sa uskutoční samotný experiment. Vďaka tomu je častokrát možné daný experiment vhodne optimalizovať. V niektorých prípadoch je navyše bez väčších problémov možné stanovenie takých lomových parametrov, ktoré sa na základe experimentálnych meraní určujú naozaj náročne. V tomto prípade sa jedná najmä o J -integrál, ktorý býva často používaný najmä pri problémoch s významnou mierou plasticity [76]. S podobnými problémami sa stretávajú aj štúdie nových experimentálnych telies, ktoré doposiaľ neboli normované a neexistujú pre ne žiadne analytické odvodenia [24]. Jednou z nevýhod tejto metódy je napríklad homogénosť materiálu v numerickom modeli. Modelovanie presnej mikroštruktúry daného materiálu je totiž takmer nemožné. Vo väčšine prípadov je však táto skutočnosť kvalitatívne bezvýznamná z hľadiska dosiahnutých výsledkov. Ďalšou nevýhodou je problematické modelovanie komplikovaných tvarov trhlín. V praxi je totiž možné pomocou fraktografických snímok vidieť rôznym spôsobom orientované a natočené čelá trhlín. Tieto efekty bývajú častým sprievodným javom práve trhlín zaťažených v zmiešanom móde, prípadne u multiaxiálneho namáhania. V týchto prípadoch sa zvyčajne zakrivené čelo trhliny substituuje rovným čelom trhliny, pretože pri komplikovaných tvaroch je väčšinou čas potrebný na vytvorenie takéhoto modelu neadekvátny voči kvalite dosiahnutých výsledkov v porovnaní s modelom s rovným čelom trhliny [77]. Tento problém nie je ani tak zviazaný s tvorbou komplikovanej geometrie ako s tvorbou veľmi

jemnej siete v okolí čela trhliny. Kvalita siete v tejto oblasti totiž v rámci numerických simulácií šírenia trhliny zohráva veľmi dôležitú úlohu. Na špici trhliny musí byť veľmi jemná sieť, pretože v tomto mieste dochádza k vysokej koncentrácii napätia [76]. Napriek spomínaným komplikáciám pri simuláciách trhlín s natočeným alebo zakriveným čelom trhliny sú tieto 3D modely veľmi často využívané. Rozdiely v dosiahnutých výsledkoch za predpokladu zjednodušenia tvaru čela trhliny vo väčšine prípadov nebývajú významné, a je preto možné odhadovať lomové parametre, ktoré sú za bežných okolností len ťažko dostupné. Sem patria najmä lomové parametre využívané pri vyššej miere plasticity, ako napríklad J -integrál, alebo CTOD a zároveň sa nejedná o normované teleso, ale o špeciálne navrhnutú vzorku, pre ktorú doposiaľ neboli odvodené analytické vzťahy [24]. Toto je veľmi častou skutočnosťou práve v prípadoch trhlín zaťažených v zmiešanom móde a pri multiaxiálnom namáhaní. Na danú tému numerických simulácií šírenia únavových trhlín za podmienok zmiešaného módu, respektíve pri multiaxiálnom namáhaní bolo doposiaľ publikované množstvo odbornej literatúry, ako napríklad [78-82], pričom v niektorých z nich je možné sa stretnúť aj s komplexnejšími zakrivenými čelami trhliny v 3D, respektíve predikciou šírenia trhliny, ktorá odpovedá experimentálnym výsledkom. To je zatiaľ tá najvyššia úroveň numerických modelov, s ktorou sa môžeme v rámci štúdia šírenia únavových trhlín v dnešnej dobe stretnúť.

3 Ciele dizertačnej práce

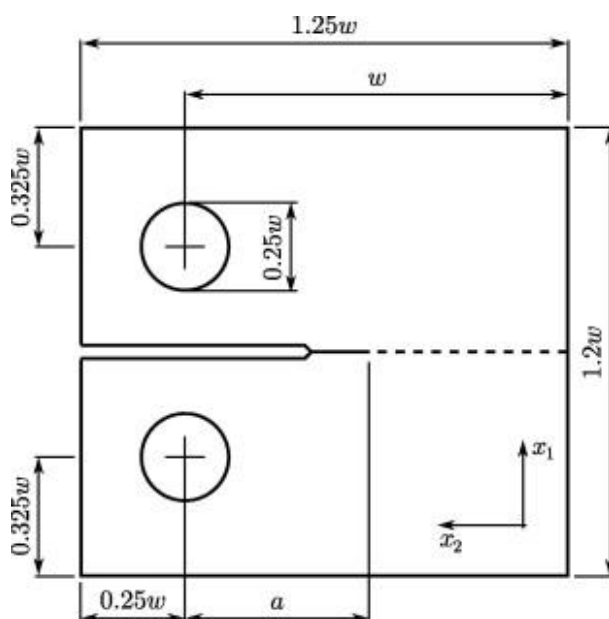
Cieľom dizertačnej práce je zamerať sa na šírenie krátkych únavových trhlin v často používaných konštrukčných materiáloch, na postupy stanovenia relevantných experimentálnych dát, spôsob predikcie zvyškovej únavovej životnosti telies namáhaných zmiešaným módom zaťažovania a na špecifiká šírenia únavových trhlin v polymérnych materiáloch. Výsledkom dizertačnej práce by mali byť odporúčenia, akým spôsobom získať relevantné experimentálne dáta, napríklad pre vysoko namáhané kovové i polymérne komponenty.

Konkrétne ciele dizertačnej práce je možné zhrnúť v nasledujúcich bodoch:

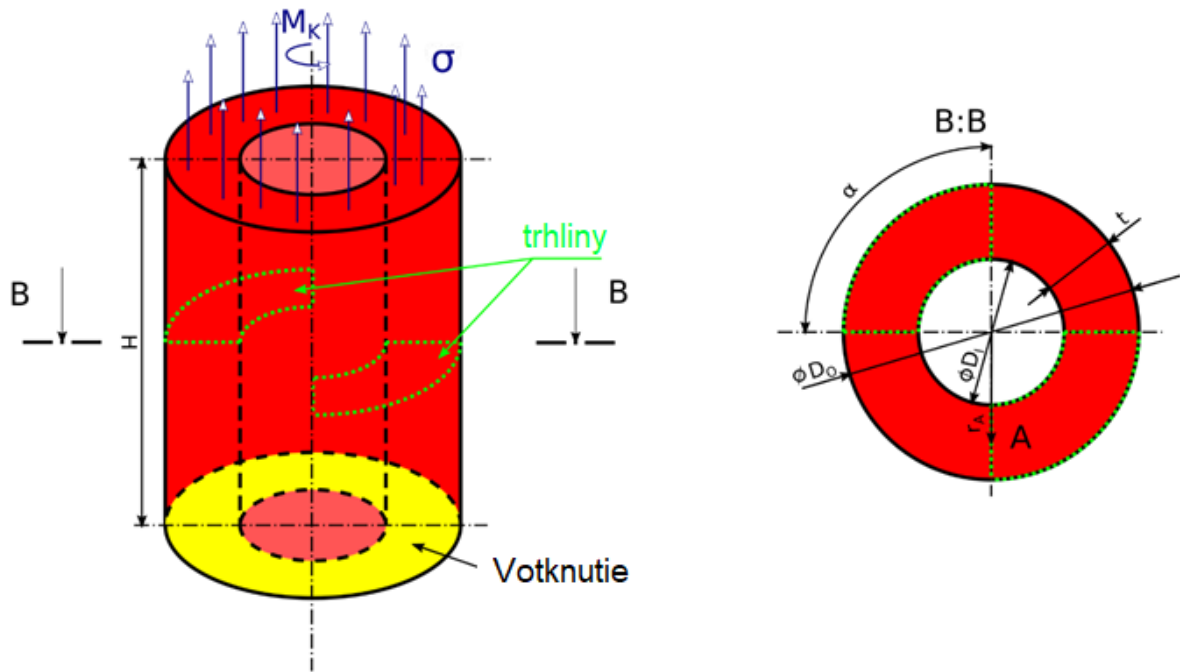
1. *Voľba použiteľných experimentálnych telies*
2. *Popis šírenia únavových trhlin v polymérnych materiáloch pri kombinovanom zaťažení*
3. *Popis šírenia únavových trhlin v kovových materiáloch pri kombinovanom zaťažení*

4. Voľba použiteľných experimentálnych telies

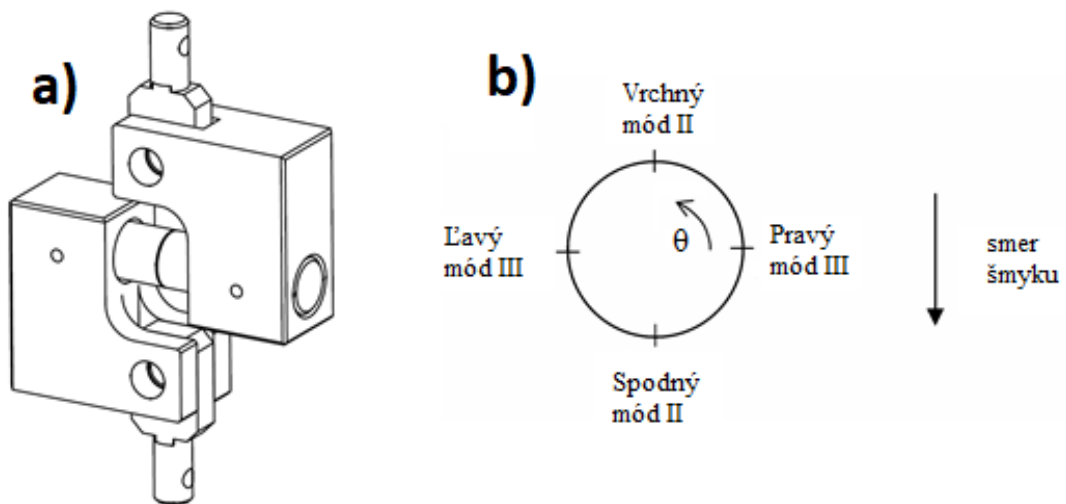
Táto kapitola je zameraná na prehľad a popis experimentálnych telies, s ktorými bolo pracované v rámci tejto dizertačnej práce. Pri štúdiu polymérnych materiálov boli do veľkej miery využívané normalizované telesá ako CRB a CT vzorky, ktoré sú schematicky znázornené na obrázkoch 13 b) a 14 v uvedenom poradí. Okrem toho prebiehali experimenty aj na nenormalizovaných telesách. Konkrétne bola v spolupráci s rakúskym centrom PCCL navrhnutá nová testovacia vzorka na zmiešaný mód – takzvaný CRB prsteň, znázornený na obrázku 15. Jednalo sa o trúbkovú vzorku, v ktorej boli vyrezané dva obvodové vruby skrz celú stenu. Tieto vruby vo výsledku sformovali štyri čelá trhlín (viď obr. 15). Vzorka bola namáhaná kombináciou ťahu a krutu, čo na čelách trhlín viedlo ku kombinácii všetkých troch zaťažovacích módov. Detailnejšie je táto vzorka popísaná v kapitole 4.1. Ďalej bol výskum vedený na CRB vzorke v špeciálne navrhnutej testovacej sústave, znázornenej na obrázku 16. Konkrétne sa jednalo o vzorku upnutú v špeciálne navrhnutých svorkách, vďaka čomu bol pôvodný obvodový vrub namáhaný zmiešaným módom II+III (viď obr. 16). To viedlo k iniciácii eliptickej únavovej trhliny v mieste maxima módu II pod určitým uhlom, ktorá sa ďalej šírila v lokálnom móde I. Podrobnejšie je táto problematika spracovaná v sekcii 4.2. V rámci výskumu kovových materiálov boli používané dva typy vzoriek – valcová vzorka s vybrúsenou ploškou na povrchu, znázornená na obrázku 17, a trúbková vzorka s vyvrtanou dierou, znázornená na obrázku 18. Obe spomenuté povrchové úpravy (vybrúsená ploška a vyvrtaná diera) slúžili ako koncentrátoři napätia k tomu, aby sa z nich iniciovali únavové trhliny. Valcová vzorka bola použitá v publikácii [121], ktorá pojednávala o popise únavového chovania krátkych trhlín na týchto vzorkách pomocou plastickej časti J -integrálu v rôznych kovových materiáloch pri axiálnom namáhaní. Uvedená práca bola použitá ako predloha pre štúdiu v rámci tejto dizertačnej práce, kde bola podobná problematika študovaná na trúbkových vzorkách (obr. 18), vyrobených z austenitickej nerezovej ocele AISI 316L (ČSN 17349) a namáhaných axiálne, torzne a kombináciou uvedených – viď kapitola 6.



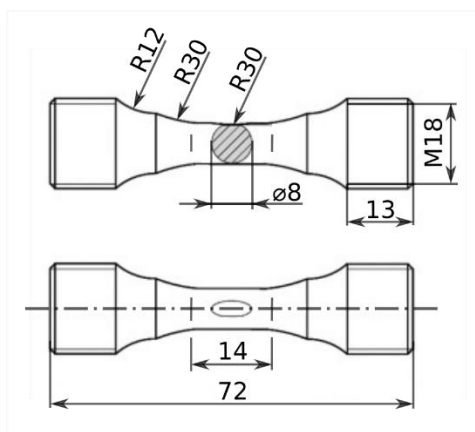
Obr. 14: Schematické znázornenie CT vzorky



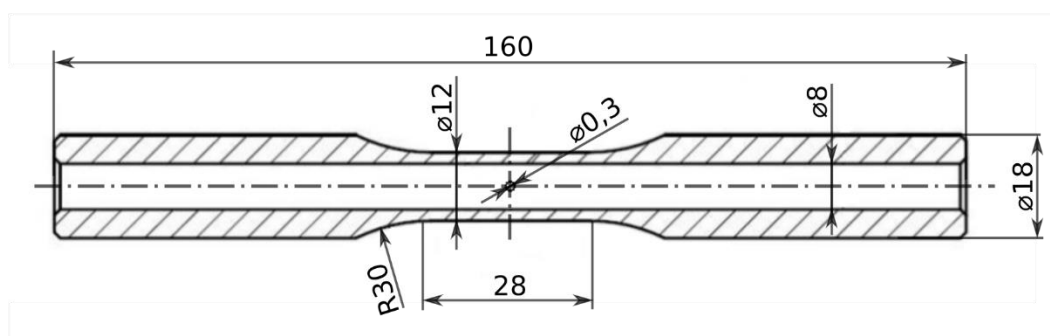
Obr. 15: Schematické znázornenie „CRB prsteňa“



Obr. 16: Schematické znázornenie CRB vzorky v špeciálne navrhnutej testovacej sústave



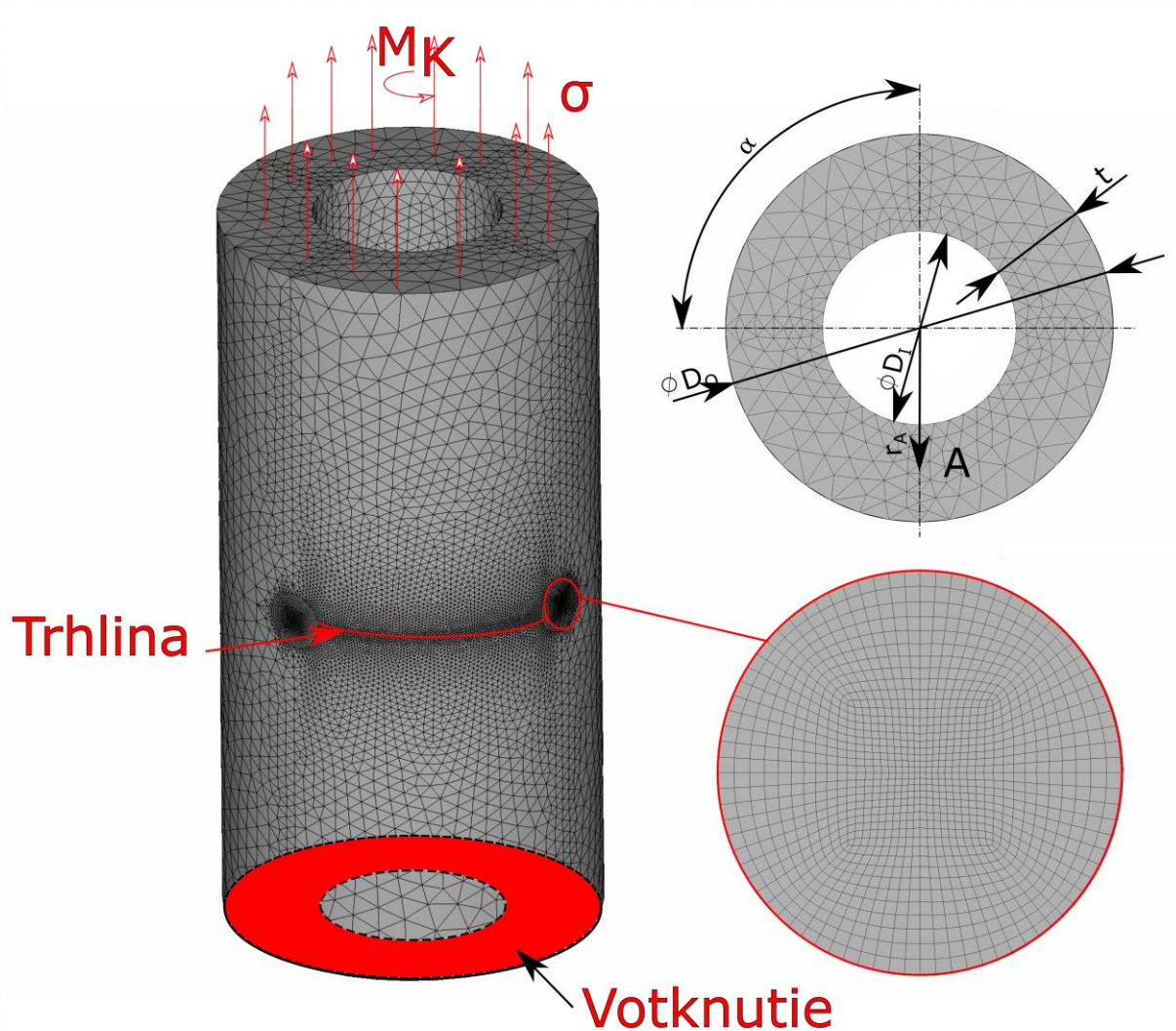
Obr. 17: Schematický náčrt valcovej vzorky s vybrúsenou ploškou [121]



Obr. 18: Schematický náčrt trúbkovej vzorky s vnútorným otvorom

4.1 Numerické modelovanie cylindrickej vzorky pri podmienkach zmiešaného módu zaťaženia

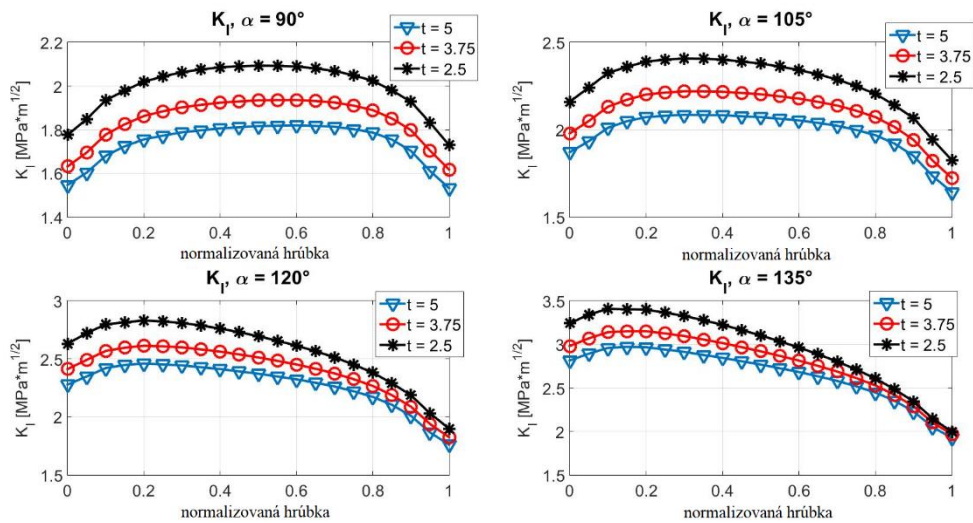
Cieľom tejto štúdie bolo vytvorenie parametrického numerického modelu experimentálneho testovacieho telesa, vďaka ktorému by bolo možné získanie akéhosi náhľadu na potenciálne výsledky únavového chovania tohto telesa pri experimente, prípadne ak by to bolo vhodné, úprava niektorých parametrov. Motivácia pritom pramenila z únavových lomov, ktoré boli pozorované na rade elementov valivých ložisiek z polymérnych materiálov. U tých pri výrobnom procese vstrekovania dochádza ku vzniku vnútorných dutinových vád, z ktorých sa často iniciujú únavové trhliny. Tie potom vďaka rotácii samotných elementov bývajú zaťažené zmiešaným módom. Vďaka tomu bola snaha navrhnúť experiment, ktorý by pomohol pochopiť únavové chovanie polymérnych materiálov za podmienok zmiešaného módu zaťaženia. Rakúske centrum PCCL preto prišlo s návrhom experimentálneho telesa s názvom „CRB prsteň“, ktoré malo tvar trúbky, do ktorej boli vyrezané dva obvodové vruby po celej hrúbke steny. Tie tak sformovali celkovo 4 čelá trhlín. Toto teleso bolo potom zaťažované kombináciou ťahu/tlaku a krutu, čo viedlo ku kombinácii všetkých troch zaťažovacích módov na čelách trhlín (viď obr. 15).



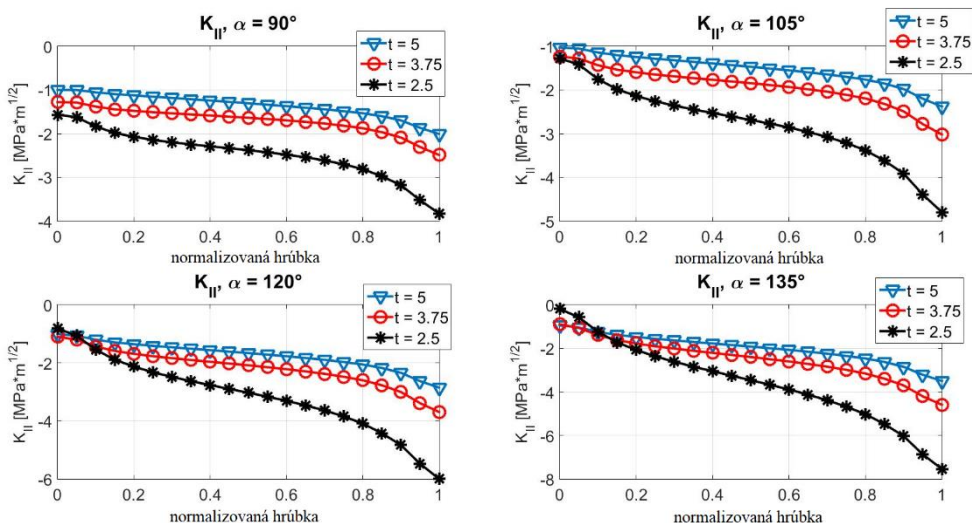
Obr. 19: Diskretizovaný numerický model s detailom na veľmi jemnú sieť v okolí čela trhliny

Parametrický numerický model bol vytvorený v prostredí ANSYS APDL. Ako už bolo spomenuté, geometria modelu podobne ako tvar testovacej vzorky mala tvar trúbky, v ktorej strede boli vytvorené dve obvodové trhliny. Okrajové podmienky boli nastavené takým spôsobom, aby korešpondovali s podmienkami pri experimente, tzn. spodná časť trúbky bola votknutá a vrchná časť trúbky bola zaťažená ťahovým napätím a krutovým momentom. Objemové prvky *SOLID186*, ktoré boli použité pre tvorbu modelu obsahujú len tri stupne voľnosti – posuvy v osiach x , y a z . To znamená, že v týchto prvkoch nie je možné predpísať okrajovú podmienku krutového momentu. Preto bol vytvorený špeciálny uzol – takzvaný „master node“ nad úrovňou vrchnej hrany, ktorý obsahoval všetkých 6 stupňov voľnosti v 3D úlohe a bol prepojený so všetkými uzlami vrchnej hrany geometrie trúbky pomocou tuhých prútových telies. Do tohto uzlu bolo potom možné aplikovať krutový moment, ktorý sa skrz prútové telesá preniesol na vrchnú hranu modelu [83]. Pri numerických simuláciách šírenia trhlín je kvalita siete dôležitá obzvlášť v okolí čela trhliny, kde dochádza k singularite napätia. Aj preto bola v tejto oblasti vytvorená veľmi jemná sieť, ktorej detail je vidieť na obrázku 19. Samotný výpočet bol lineárny, pričom boli použité materiálové charakteristiky POM-u (Polyoxymetylén) s hodnotami modulu pružnosti v ťahu 3600 MPa a Poissonovho pomeru 0,45. Tieto hodnoty boli prevzaté z [84]. Cieľom numerického modelu bolo vypočítanie súčiniteľov intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} po čele trhliny. Za týmto účelom bola použitá

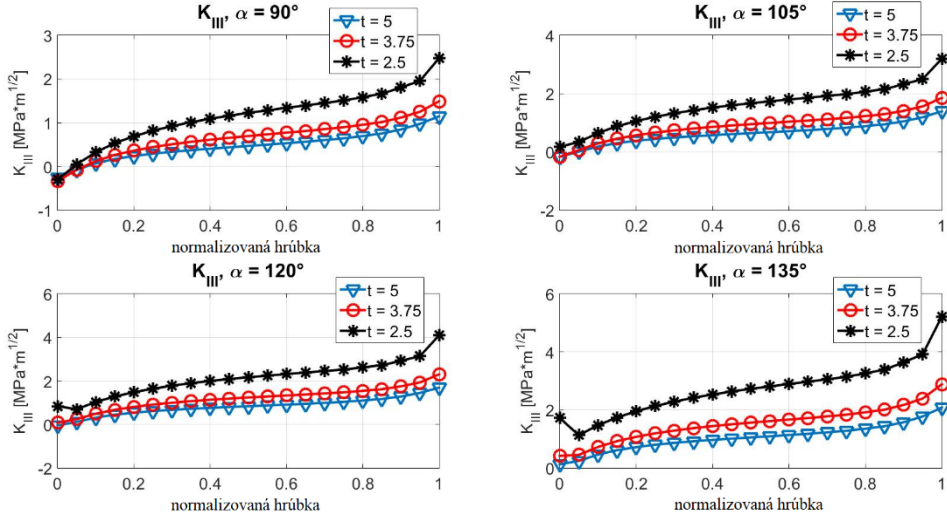
integrálna metóda pomocou zabudovaného príkazu *CINT* [83]. Hodnoty súčiniteľov intenzity napätia boli počítané pre rôzne hrúbky steny trúbkovej vzorky t a navyše pre rôzne uhly rozsahu počiatočného vrubu α (viď obr. 19). Aby bolo možné porovnať výsledky súčiniteľov intenzity napätia pre rôzne hrúbky steny v jednom grafe, bol zavedený parameter takzvanej normalizovanej hrúbky. Tento parameter vyjadruje vektor s hodnotami od 0 do 1, pričom tieto hodnoty vyjadrujú pozície jednotlivých uzlov čela trhliny - hodnota 0 je priradená uzlu na vnútornej stene a hodnota 1 je priradená uzlu na vonkajšej stene. Samotné výsledky priebehov súčiniteľov intenzity napätia v závislosti na normalizovanej hrúbke sú znázornené na obrázkoch 20-22. Z týchto obrázkov je zrejmé, že tvar funkcií súčiniteľov napätia po dĺžke čela trhliny je pre dané K vždy podobný, bez ohľadu na hrúbku steny vzorky. To viedlo k myšlienke normalizácie týchto funkcií.



Obr. 20: Závislosť súčiniteľa intenzity napätia K_I na normalizovanej hrúbke



Obr. 21: Závislosť súčiniteľa intenzity napätia K_{II} na normalizovanej hrúbke



Obr. 22: Závislosť súčiniteľa intenzity napätia K_{III} na normalizovanej hrúbke

K_I normalizácia:

$$K_I^A = \sigma \cdot \sqrt{a} \cdot (0,0111 \cdot t^2 - 0,1283 \cdot t + 2,0368), \quad (18)$$

kde

$$a = \pi \cdot r \cdot \frac{\alpha}{180}, \quad (19)$$

$$r = \frac{D_o + D_I}{4}, \quad (20)$$

$$t = \frac{D_o - D_I}{2}. \quad (21)$$

K_{II} normalizácia:

$$K_{II}^A = \tau_A \cdot \sqrt{a} \cdot (-0,0221 \cdot t^2 + 0,2005 \cdot t - 2,023), \quad (22)$$

kde a , r a t sú vyjadrené zo vzťahov (19-21).

$$\tau_A = \frac{D_o + D_I}{2 \cdot D_o} \cdot \tau_{max}, \quad (23)$$

$$\tau_{max} = \frac{M_k}{W_k}, \quad (24)$$

$$W_k = \frac{\pi}{16} \cdot D_o^3 \cdot \left(1 - \left(\frac{D_I}{D_o}\right)^4\right). \quad (25)$$

K_{III} normalizácia:

$$K_{III}^A = \tau_A \cdot \sqrt{a} \cdot (0,0240 \cdot t^2 - 0,2963 \cdot t + 1,4450), \quad (26)$$

kde a , r , t , τ_A , τ_{max} a W_k sú vyjadrené zo vzťahov (19-21) a (23-25).

Konkrétne hodnoty normalizovaných súčiniteľov intenzity napätia pre rôzne hrúbky steny sú spolu s hodnotami z numerického modelu zosumarizované a porovnané v tabuľke 1. U normalizovaných súčiniteľov intenzity napätia boli tieto hodnoty stanovené na základe vzťahov uvedených vyššie, zatiaľ čo výsledok numerického modelu bol stanovený ako aritmetický priemer hodnôt odpovedajúcim rozsahu vektoru normalizovanej hrúbky v rozsahu 0,2 – 0,8 (viď obr. 15-17).

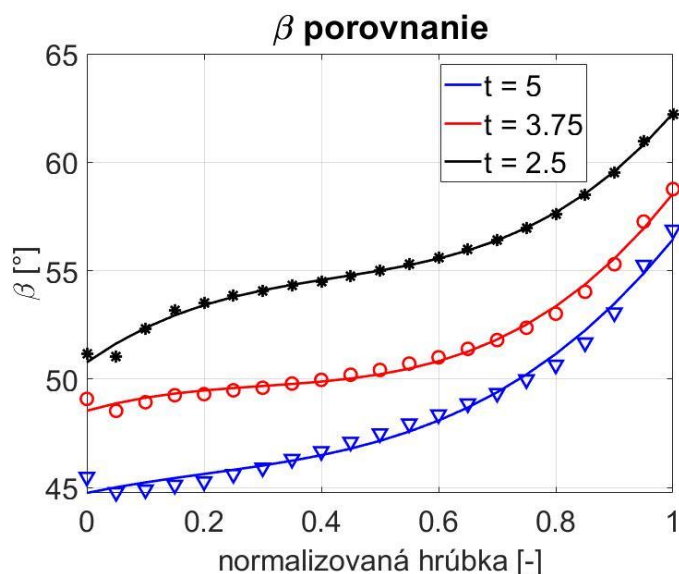
Tab. 1: Porovnanie normalizovaných a vypočítaných hodnôt súčiniteľov intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III}

K_I	t = 2,5	t = 3,75	t = 5
K_I normalizované [MPa*m ^{1/2}]	2,07137	1,92812	1,81800
K_I J – integrál [MPa*m ^{1/2}]	2,09336	1,93421	1,81629
(K_I normalizované - K_I J-integrál/ K_I normalizované)*100 [%]	1,06205	0,31551	0,09410
K_{II}			
K_{II} normalizované [MPa*m ^{1/2}]	-2,37497	-1,63590	-1,30488
K_{II} J – integrál [MPa*m ^{1/2}]	-2,37885	-1,63607	-1,30374
(K_{II} normalizované - K_{II} J- integrál / K_{II} normalizované)*100 [%]	0,16351	0,01001	0,08740
K_{III}			
K_{III} normalizované [MPa*m ^{1/2}]	1,21421	0,69209	0,46645
K_{III} J – integrál [MPa*m ^{1/2}]	1,22393	0,69406	0,46666
(K_{III} normalizované - K_{III} J-int/ K_{III} normalizované)*100 [%]	0,80006	0,28477	0,04476

Ako bolo spomenuté v kapitole 2.3, pri zmiešanom móde zaťaženia zvyčajne dochádza k zmene trajektórie šírenia trhliny. To akým spôsobom ovplyvňujú smer a tvar šírenia trhliny jednotlivé zaťažovacie módy je zároveň demonštrované na obrázku 6, kde rozlišujeme takzvaný „crack kinking – β “ uhol, spôsobený zaťažením trhliny v móde II a „crack twisting – γ “ uhol, spôsobený zaťažením trhliny v móde III. Tu sa otvára možnosť modelovania šírenia trhliny v testovacím telese, pričom takéto numerické modely sú veľmi technicky náročné. V takom prípade by však bolo nevyhnutné poznať tvar a orientáciu čela trhliny, tzn. ako sa bude chovať čelo trhliny pri zaťažení v zmiešanom móde. V kapitole 2 bolo popísaných niekoľko rôznych kritérií, na základe ktorých je možná predikcia tvaru, respektíve smeru šírenia trhliny. U tejto úlohy bolo pre tento účel použité MTS kritérium podľa [37] zo vzťahu:

$$\beta = \arccos \left(\frac{3K_{II}^2 + K_I \sqrt{K_I^2 + 8K_{II}^2}}{K_I^2 + 9K_{II}^2} \right), \quad (27)$$

V uvedenom vzťahu pritom vystupujú iba členy K_I a K_{II} , pretože bolo dané kritérium odvodené pre 2D úlohy. To sa môže javiť ako chyba, nakoľko do vzťahu nie je zakomponovaný súčiniteľ intenzity napätia K_{III} , ktorý je v čele trhliny prítomný (viď obr. 22). Súčinitele intenzity napätia K_{II} a K_{III} sú však v tomto prípade vzájomne prepojené, keďže majú oba pôvod v krutovom momente, ktorým je zaťažovaná vrchná časť telesa. Aj preto sa dá konštatovať, že keď na základe vzťahu (27) bude vypočítaný „crack kinking“ uhol β pre každý uzol pozdĺž celého čela trhliny, tak jeho priebeh po hrúbke steny bude vyjadrovať „crack twisting“ uhol. Tieto výpočty prebehli pre všetky tri uvažované hrúbky steny a ich priebehy v závislosti na normalizovanej hrúbke sú vzájomne porovnané na obrázku 23.



Obr. 23: Závislosť uhlu β na normalizovanej hrúbke pre rôzne hrúbky steny vzorky

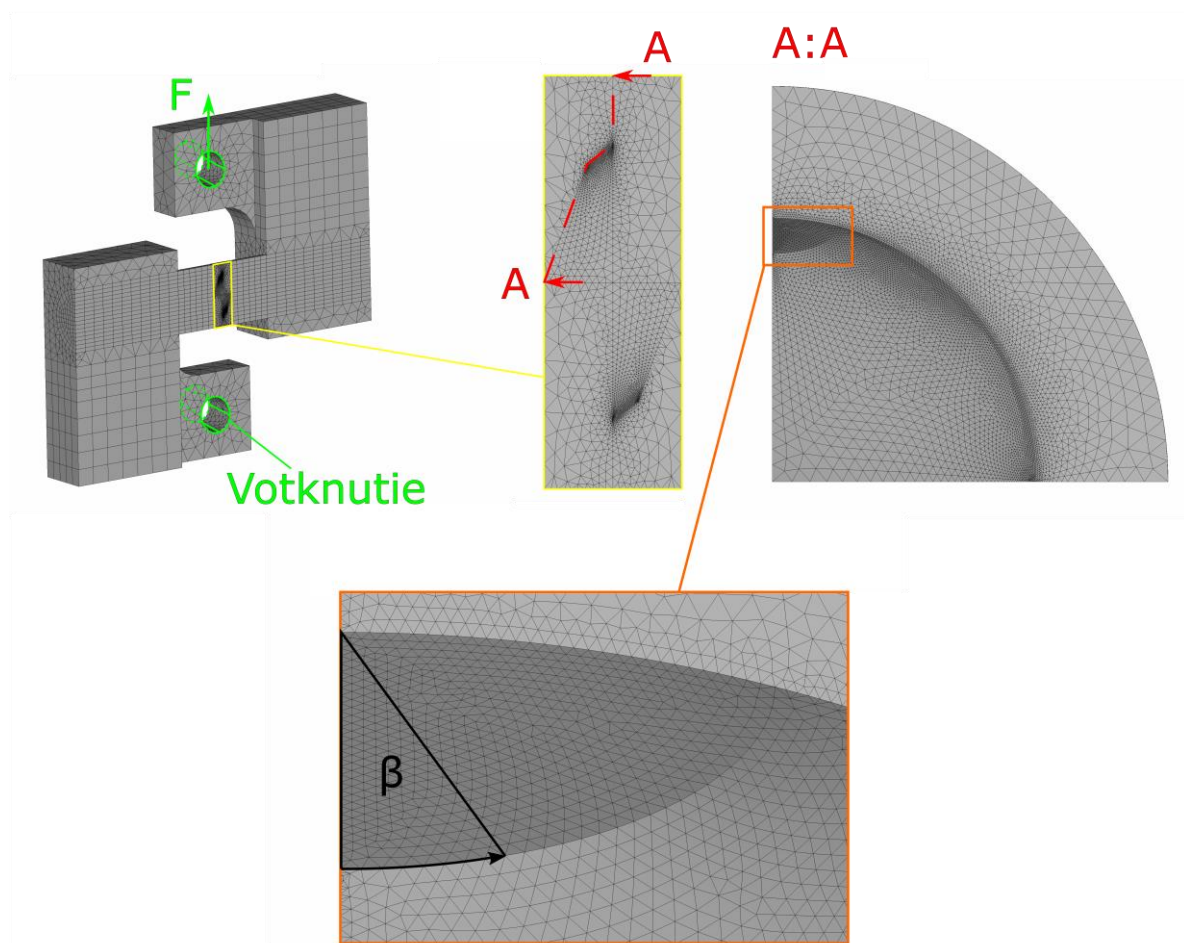
Táto štúdia teda prezentuje výsledky parametrického numerického modelu experimentálneho testovacieho telesa s trhlinami, ktoré boli vystavené podmienkam zmiešaného módu zaťaženia. Vďaka uvedenému modelu bolo možné dosiahnuť výsledky pre rôzne vstupné údaje. Hlavným cieľom bol pritom výpočet súčiniteľov intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} , vďaka ktorým bolo možné lepšie pochopiť únavové chovanie danej konfigurácie. Na základe podobností medzi jednotlivými priebehmi súčiniteľov intenzity napätia pre rôzne hrúbky steny vzorky boli zavedené normalizačné vzťahy pre daný zaťažovací mód a geometrické usporiadanie. Pri stanovení uhlov β a γ (viď obr. 6) bolo použité MTS kritérium. Vďaka nim je možné pozorovať vzťah medzi zaťažovacími módmii II a III. Takéto stanovenie trajektórie a tvaru čela trhliny navyše udáva potenciál do budúcnosti modelovať šírenie únavovej trhliny v týchto experimentálnych telesách. Uvedené výsledky boli použité ako predloha pre ďalšie experimentálne merania, ktoré boli robené v rakúskom centre PCCL.

4.2 Súčinitele intenzity napätia pre nové vzorky pri šírení trhliny za podmienok zmiešaného módu II+III v polyméroch

Zatiaľ čo šírenie únavovej trhliny v móde I je v rámci lomovej mechaniky pomerne dobre preskúmanou problematikou, u zmiešaného módu naopak chýba mnoho poznatkov. Jednou z najväčších výziev pri šírení únavovej trhliny v zmiešanom móde je dosiahnutie šmykového zaťaženia trhlín, ktoré sa v týchto podmienkach často natáčajú do lokálneho módu I, v ktorom sa ďalej šíria. Preto je bežnou praxou navrhnutie špeciálnych testovacích telies, v ktorých

skutočne dochádza k šíreniu trhlín šmykovým mechanizmom. Podobný princíp bol aplikovaný aj v tejto práci, kde bola pre experimentálne účely využitá CRB vzorka v špeciálne navrhnutej testovacej sústave (viď obr. 16). Ako už bolo spomenuté, vďaka upnutiu vzorky v špeciálne navrhnutých čelustiach bol pôvodný obvodový vrub zaťažený kombináciou módov II+III. Tieto vzorky boli vyrobené z polyoxymetylénu, ale štúdie na podobnom type vzoriek, vyrobených z kovového materiálu, boli prezentované v práci [128]. Cieľom tejto práce bolo prezentovať výsledky numerických simulácií, ktoré sú nevyhnutné pre experimentálnu analýzu takýchto testov. V ďalšej časti štúdie sú uvažované aj reiniciované eliptické únavové trhliny z pôvodného obvodového vrubu. Pre ideálne orientovanú trhlinu budú lokálne súčinitele intenzity napätia K_{II} a K_{III} minimalizované, zatiaľ čo súčiniteľ intenzity napätia K_I má konštantnú nenulovú hodnotu pozdĺž celého čela trhliny

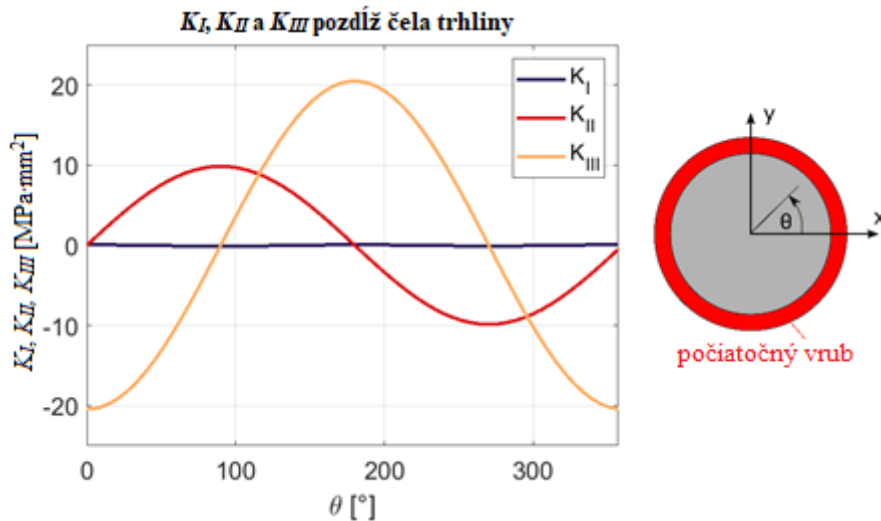
Numerický model



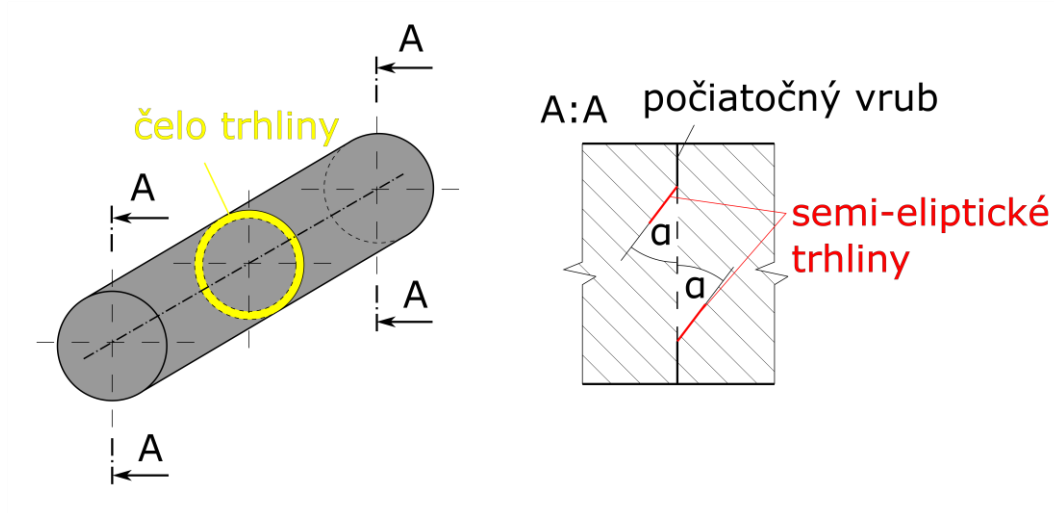
Obr. 24: Diskretizovaná vzorka s detailmi semi-eliptickej trhliny

Všetky numerické simulácie v rámci tejto štúdie boli prevedené v softvéri ANSYS Mechanical APDL. Šírenie trhliny bolo v tomto prípade charakterizované podmienkami „small scale yielding“, čo znamená, že mohol byť použitý prístup lineárne elastickej lomovej mechaniky. Hlavným cieľom numerických simulácií bol výpočet súčiniteľov intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} po celej dĺžke čela trhliny. Vzhľadom na to, že to umožňuje geometria vzorky bola použitá rovinná symetria. To viedlo k významnému zníženiu počtu elementov a tým pádom aj výpočtového času. Bol použitý lineárne elastický materiálový model s hodnotami modulu pružnosti v ťahu 4600 MPa pre polymérnu vzorku a $2,1 \cdot 10^5$ MPa pre kovové čeluste

a Poissonovho pomeru 0,45 a 0,3 v tom istom poradí. Diskretizovaná geometria modelu je znázornená na obrázku 24. V tomto ohľade bol kladený dôraz najmä na vytvorenie veľmi jemnej siete v blízkosti pôvodného obvodového vrubu a taktiež v okolí semi-eliptickej trhliny (viď obr. 24). Veľmi jemná sieť v okolí čela trhliny je nevyhnutnou súčasťou každého numerického modelu s trhlínami, pretože pre túto oblasť je charakteristická singularita napätia. Okrajové podmienky boli zadané takým spôsobom, aby odpovedali experimentom. To znamená, že diera vo vrchnej čeľusti bola zaťažená silou, zatiaľ čo diera v spodnej čeľusti bola votknutá (viď obr. 24). Výpočet súčiniteľov intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} bol prevedený pomocou príkazu CINT [83], ktorý využíva metódu krivkového integrálu.



Obr. 25: Priebek súčiniteľov intenzity napätia po celej dĺžke počiatočného obvodového vrubu



Obr. 26: Znáznornenie uhlu α , ktorý reprezentuje sklon roviny semi-eliptickej trhliny voči rovine pôvodného obvodového vrubu

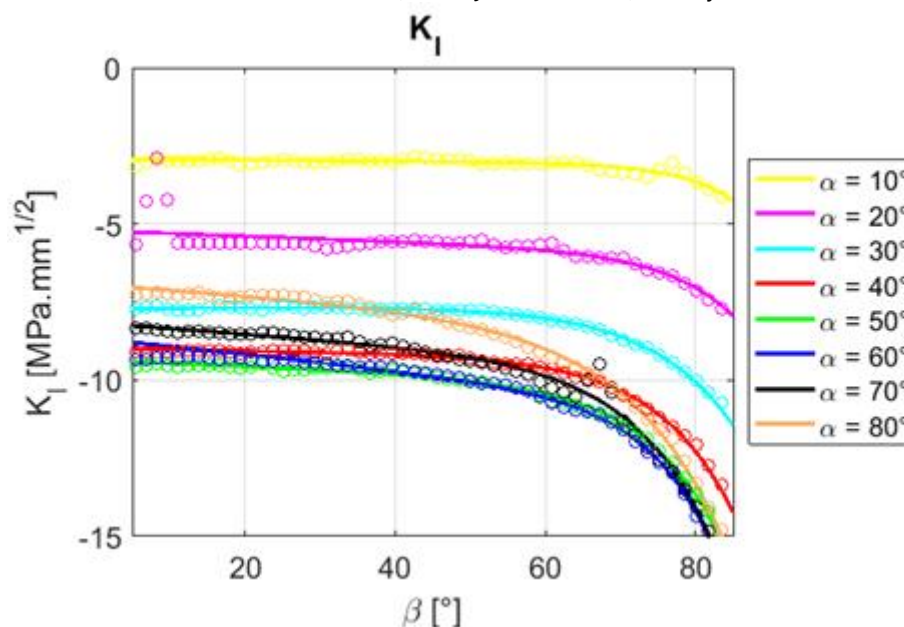
Výsledky

V prvej časti štúdie boli stanovené súčinitele intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} po celej dĺžke pôvodného obvodového vrubu. Tieto výsledky sú znázornené na obrázku 25, ktorý vyjadruje závislosť súčiniteľov intenzity napätia ako funkcie tangenciálneho uhla θ . Z uvedeného grafu je zjavné, že pôvodná obvodová trhlina bola skutočne zaťažená v podmienkach zmiešaného

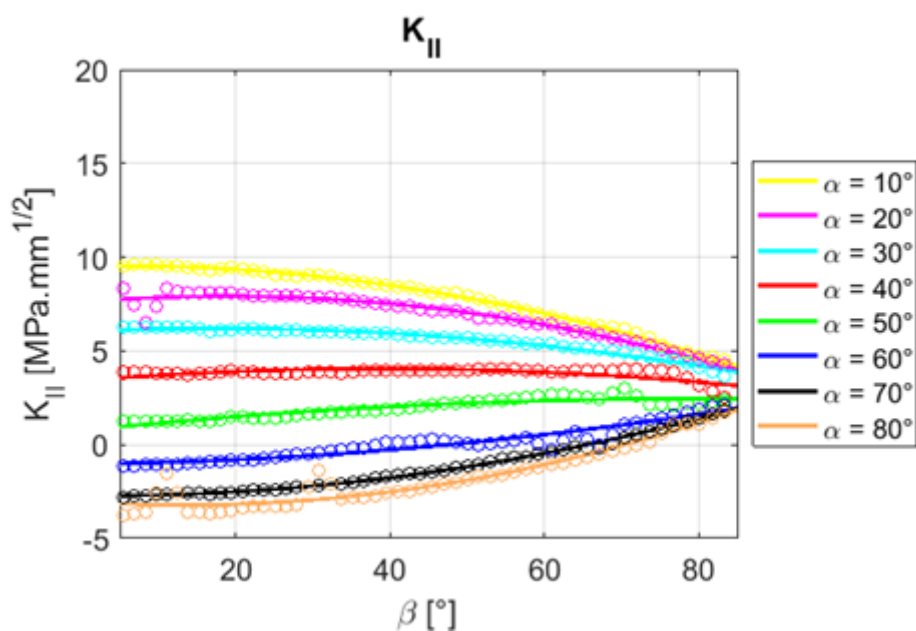
módu II+III. Hodnoty súčiniteľa intenzity napätia K_I sú pritom po celej dĺžke čela trhliny zanedbateľné. Druhá časť štúdie je zameraná na trhliny, ktoré sa iniciovali v miestach maximálnych hodnôt módu II ($\theta = 90^\circ, 270^\circ$) a natočené voči pôvodnému vrubu o uhol α . Tento uhol je meraný medzi natočenou a originálnou rovinou trhliny, ako je zobrazené na obrázku 26. Takéto natočenie je typické pre zmiešané módy a vedie k tomu, že trhlina sa začína lokálne šíriť v móde I. V tejto fáze boli vypočítané všetky tri súčinitele intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} pre rôzne uhly α . Všetky tieto výpočty boli prevedené pre semi-eliptickú trhlinu dĺžky 1,5 mm. Dĺžka trhliny je reprezentovaná vedľajšou poloosou b elipsy, zatiaľ čo pomer medzi hlavnou poloosou a a vedľajšou poloosou b je 3/2. Priebiehy súčiniteľov intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} v závislosti na pozícii na semi-eliptickom čele trhliny pre rôzne uhly sklonu trhliny α sú znázornené na obrázkoch 27-29. Pozície jednotlivých uzlov pozdĺž čela semi-eliptickej trhliny, v ktorých boli vyhodnocované súčinitele intenzity napätia sú vyjadrené uhlom β (viď obr. 24). Závislosť súčiniteľov intenzity napätia na uhle β je kľúčovým nástrojom pri vyhodnocovaní smeru šírenia trhliny (uhol sklonu α). Vzhľadom na to, že trhliny sa šíria v lokálnom móde I by mali súčinitele intenzity napätia K_{II} a K_{III} nadobúdať zanedbateľne malé hodnoty. To znamená, že cieľom bolo nájsť také konfigurácie uhlov α , pre ktoré nadobúdali súčinitele intenzity napätia K_{II} a K_{III} hodnoty najbližších k nule, zatiaľ čo súčiniteľ intenzity napätia K_I nadobúdal maximálnej absolútnej hodnoty. Uvedená skutočnosť platila pre uhly sklonu α medzi hodnotami 50° a 60° , čo je mierna odchýlka oproti klasickej teórii natočenia pri lokálnom móde I, predikovanou kritériami od Bilbyho a Cotterella v prácach [133, 134]. Hodnoty lokálneho módu I pre tieto uhly s ohľadom na odľahlý mód II sú nasledovné:

$$\alpha = 50^\circ \rightarrow K_{I,lokálny} = 0,91K_{II,odľahlý} \quad (28)$$

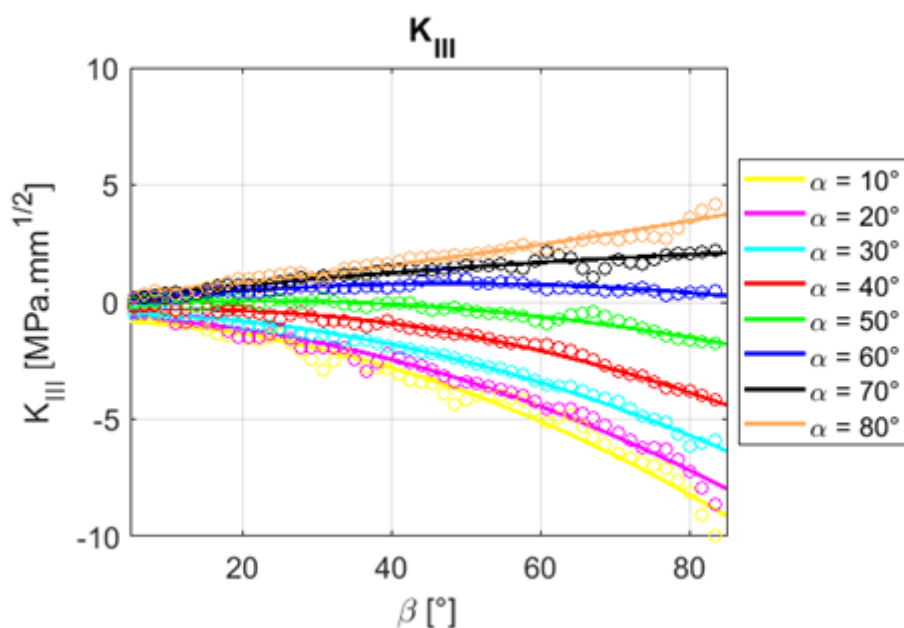
$$\alpha = 60^\circ \rightarrow K_{I,lokálny} = 0,87K_{II,odľahlý} \quad (29)$$



Obr. 27: Priebeh súčiniteľa intenzity napätia K_I pozdĺž pozícií β na semi-eliptickej trhlíne pre rôzne uhly sklonu α



Obr. 28: Priebeh súčiniteľa intenzity napätia K_{II} pozdĺž pozícií β na semi-eliptickej trhline pre rôzne uhly sklonu α



Obr. 29: Priebeh súčiniteľa intenzity napätia K_{III} pozdĺž pozícií β na semi-eliptickej trhline pre rôzne uhly sklonu α

Táto štúdia bola zameraná na numerické simulácie trhlín, zaťažených v podmienkach zmiešaného módu na polymernom materiáli. Cieľom bolo stanovenie súčiniteľov intenzity napätia K_I , K_{II} a K_{III} pozdĺž čela trhliny pôvodného obvodového vrubu a rovnako tak aj pozdĺž reiniciovanej semi-eliptickej trhliny pre rôzne uhly sklonu trhliny α . Podobné natočenia čela trhliny sú typickým fenoménom v rámci zmiešaných módov. Čelo reiniciovanej trhliny zmenilo orientáciu oproti pôvodnému vrubu a došlo tak k zmene zaťaženia čela trhliny z módov II a III do lokálneho módu I. V takom prípade sú hodnoty súčiniteľov intenzity napätia K_{II} a K_{III} nulové pozdĺž čela trhliny. Za účelom nájdenia uhlu sklonu boli stanovené závislosti súčiniteľov intenzity napätia na pozícii β pre rôzne uhly sklonu čela trhliny α . Vo všetkých prípadoch

vykazovali uvedené závislosti pomerne konštantný priebeh. Výnimkami boli pozície β v blízkosti pôvodného vrubu ($\beta = 90^\circ$), kde sa čelo semi-eliptickej trhliny napájalo na pôvodný obvodový vrub. Tieto odchýlky sú spôsobené numerickou chybou, súvisiacou s lokálnymi súradnicovými systémami v čele trhliny, podľa ktorých softvér vyhodnocuje krivkový J -integrál. Pozícia $\beta = 0^\circ$ pritom vyjadruje povrch vzorky, v ktorej bola zadávaná okrajová podmienka rovinnej symetrie a dochádzalo k ovplyvneniu poľa napätia. Preto boli obe pozície ($\beta = 0^\circ$ a $\beta = 90^\circ$) z grafov na obrázkoch 27-29 vyňaté a tie teda zobrazujú iba pozície v rozmedzí $5^\circ - 85^\circ$. Z obrázkov 28 a 29 je zrejmé, že priebehy súčiniteľov intenzity napätia K_{II} a K_{III} sa najviac blížia k nulovým hodnotám medzi uhlami sklonu 50° a 60° , zatiaľ čo súčiniteľ intenzity napätia K_I nadobúda v tomto rozsahu absolútne maximum (vid' obr. 27). Preto je možné uvedený rozsah $50^\circ - 60^\circ$ pokladať za výsledný smer šírenia. Tieto výsledky sú dôležité pre ďalšie experimentálne analýzy a štúdium únavového chovania trhlín za podmienok zmiešaného módu zaťaženia v polymérnych materiáloch.

5. Popis šírenia únavových trhlín v polymérnych materiáloch pri kombinovanom zaťažení

Nasledujúca kapitola pojednáva o štúdiu šírenia únavových trhlín v polymérnych materiáloch pri kombinovanom namáhaní. Jedná sa o kombináciu ťahu a krutu, s ktorou sa pracovalo na CRB vzorkách (viď obr. 13 b). Pri tejto kombinácii navyše dochádza k podmienkam zmiešaného módu I+III na čele trhliny. Experimentálne merania pritom prebiehali v rakúskom centre PCCL.

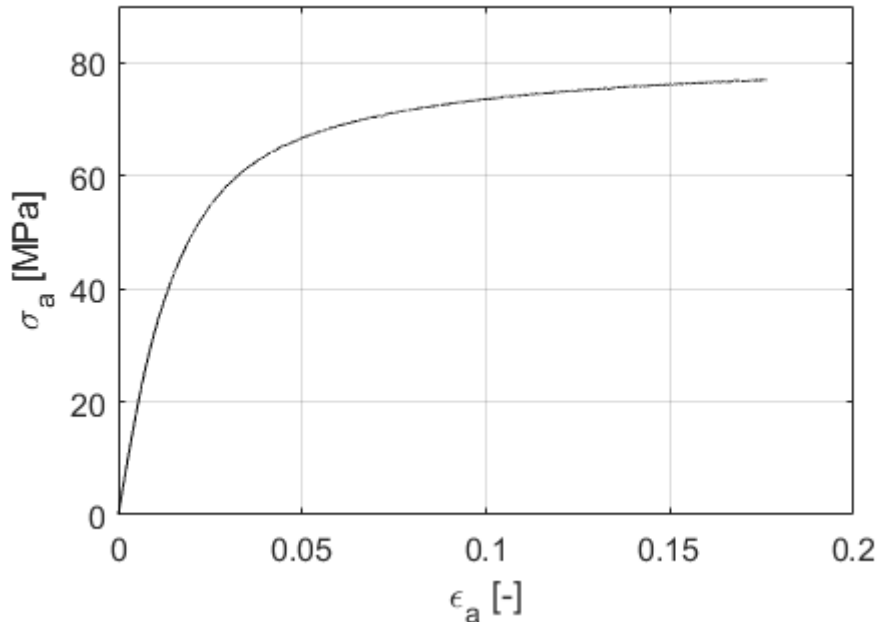
5.1 Šírenie trhlín zaťažených v zmiešanom móde I a III v polyoxymetylénovom homopolymére

Ako bolo načrtnuté v úvode, polymérne materiály sa stávajú čoraz viac používaným konštrukčným materiálom v technickej praxi. Jedným z mnohých príkladov takýchto aplikácií sú elementy valivých ložísk, ktoré boli zároveň motiváciou k tejto štúdií. Polymérne valivé ložiská majú oproti kovom niekoľko výhod, ako napríklad redukcia hluku vďaka lepšej vlastnosti tlmenia, vhodnosť pre výrobu u menších servisných zariadení a samozrejme nižšia cena. Naproti tomu sú samozrejme oproti kovom limitované pevnosťou a životnosťou [84-87]. Typickým znakom polymérnych elementov valivých ložísk je výskyt dutín a s tým súvisiacich vnútorných napätí. Tie sú najčastejšie dôsledkom výrobného procesu (vstrekovanie). Konkrétne dochádza k významnému zmršteniu materiálu počas procesu ochladzovania. Takéto dutiny sú potom živnou pôdou pre únavové trhliny, ktoré v drvivej väčšine iniciujú práve z týchto defektov. Tu je dôležité podotknúť, že charakter zaťažovania hrá významnú úlohu pri vplyve na šírenie únavovej trhliny. Je to z toho dôvodu, že trhliny v týchto elementoch sú v dôsledku ich neustálej rotácie namáhané v zmiešanom móde. Tento problém bol tiež motiváciou pre numerické simulácie trhlín zaťažených v zmiešanom móde, o ktorých sa pojednáva v práci [88]. Jedným z hlavných cieľov v rámci problematiky únavy materiálu býva odhadnutie zvyškovej životnosti súčasti. To však v prípade zmiešaného módu môže byť oveľa náročnejšie ako pri čistom móde I. Dôležitými faktormi sú aj typ použitého testovacieho telesa a spôsob namáhania (jednoosé vs. viacosé). Životnosť bola taktiež hlavnou témou tejto štúdie, ktorej cieľom bolo porovnanie zvyškových únavových životností u troch rôznych konfigurácií. U prvej konfigurácie boli životnosti experimentálne namerané na CRB vzorke, zaťaženej kombináciou ťahu a krutu čo viedlo k zaťaženiu čela trhliny v módach I a III (viď kapitola 2.8). Ďalšie dve konfigurácie spočívali v numerickej predikcii zvyškovej únavovej životnosti na základe dát rýchlosti šírenia trhliny nameraných na CRB vzorkách zaťažených v čistom móde I (druhá konfigurácia) a CT vzorkách zaťažených v čistom móde I (tretia konfigurácia). CT vzorky boli použité z toho dôvodu, že meranie rýchlosti šírenia trhliny na CT vzorkách je oveľa jednoduchšie ako na CRB vzorkách. Miera zaťaženia, ktorá takisto vstupuje do výpočtu životnosti bola implementovaná cez K-kalibráciu na základe numerického modelu CRB vzorky zaťaženej v zmiešanom móde I+III.

Experiment

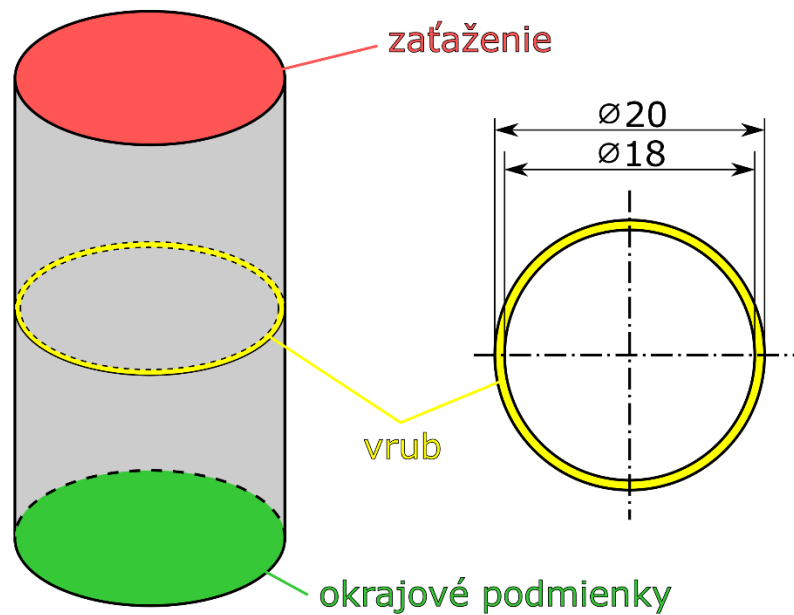
Experimentálne merania boli vykonané na vzorkách z polyoxymetylénu (POM). Tento polymér, tiež známy pod názvami ako acetál, Delrin, polyacetál a polyformaldehyd je inžinierskym termoplastom, ktorý je v praxi využívaný pre súčasti vyžadujúce vysokú pevnosť a nízku mieru trenia. POM bol objavený nemeckým vedcom Hermannom Staudingerom, ktorý za tento objav v roku 1953 dostal aj Nobelovu cenu za chémiu. Do komerčného použitia sa však

dostal až o niekoľko rokov neskôr, keď bol vyriešený jeho problém s termálnou stabilitou. Má relatívne vysokú hodnotu hustoty – približne 1415 kg/m^3 . Pevnosti v ťahu a tlaku sú $48,5 \text{ MPa}$ a $60,5 \text{ MPa}$ pri maximálnej a minimálnej prevádzkovej teplote 140° C a -60° C v uvedenom poradí [135]. Ťahová skúška je znázornená na obrázku 30.

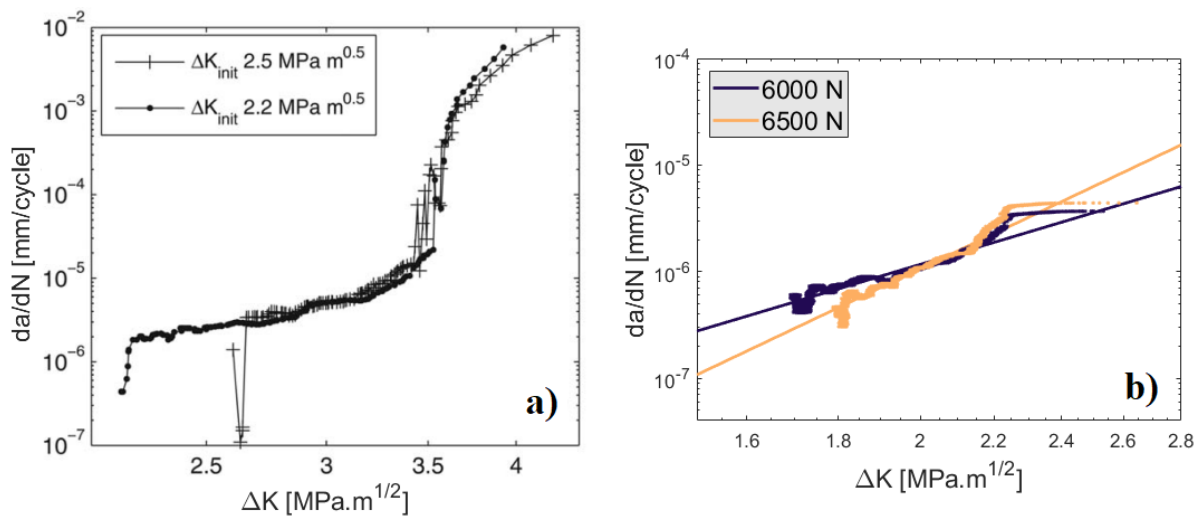


Obr. 30: Záznam ťahovej skúšky POM-u

Ako experimentálne telesá boli použité CRB vzorky zaťažené jednak v čistom móde I, na ktorých boli vyhodnocované rýchlosti šírenia trhliny, a jednak v zmiešanom móde I+III, na ktorých boli vyhodnocované životnosti. Rýchlosti šírenia trhlín, nameraných na CT vzorkách, sú známe na základe štúdie [89]. Hĺbka iniciálneho vrubu na CRB vzorkách bola 1 mm . Zaťaženie vzoriek bolo realizované buď čistým ťahovým únavovým namáhaním, alebo kombináciou ťahového a krutového únavového namáhania. Merania boli vykonané na servo hydraulickom testovacom stroji MTS 858 Axial Torsional pri frekvencii 5 Hz a R-pomere $0,1$. Rozsah skúmaných zaťažení bol $5000 - 12000 \text{ N}$ a $25 - 50 \text{ Nm}$ v prípade zaťažovacej sily a krutového momentu v uvedenom poradí. Experimenty prebiehali až do lomu pri izbovej teplote. Geometrický model CRB vzorky s počiatočným vrubom a okrajovými podmienkami je vyznačený na obrázku 31. Typický priebeh rýchlosti šírenia trhliny nameraný na CRB a CT vzorkách zaťažených v ťahu je znázornený na obrázku 32. Z týchto priebehov je možné určiť materiálové konštanty C a m , ktoré vstupujú do vzťahu (30) pre výpočet životnosti. Tieto konštanty sú popísané lineárnou časťou priebehu rýchlosti šírenia trhliny. Na obrázku 32 je pritom vidieť významný rozdiel z tohoto hľadiska medzi experimentom na CRB a CT vzorke, pričom táto lineárna oblasť grafu je oveľa jednoznačnejšie určená v prípade CT vzorky.



Obr. 31: Geometrický model CRB vzorky s okrajovými podmienkami

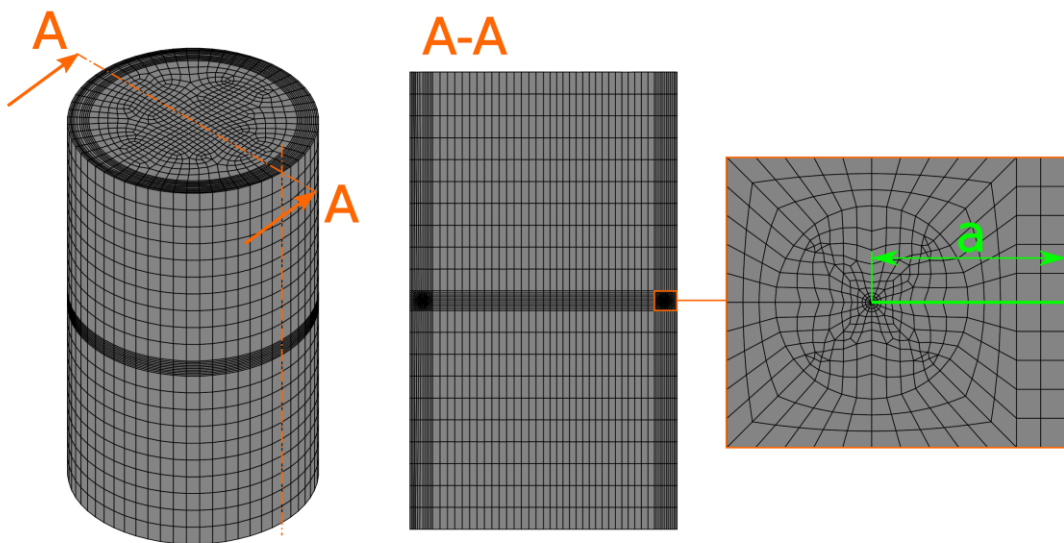


Obr. 32: Priebehy rýchlostí šírenia trhliny nameraných na a) CT vzorkách zaťažených v ťahu [89], b) CRB vzorkách zaťažených v ťahu

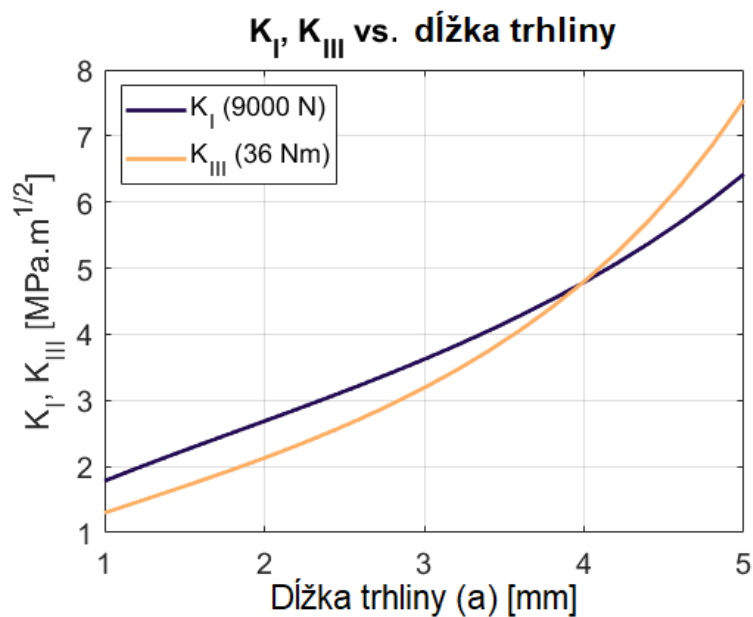
Numerický model

Cieľom numerického modelu bol výpočet súčiniteľov intenzity napätia K_I a K_{III} za účelom K -kalibrácie, ktorá je nevyhnutná k výpočtu zvyškovej životnosti. Jednalo sa o lineárny výpočet s lineárne elastickým materiálovým modelom, ktorý odpovedal použitému polymérmu materiálu v rámci experimentov s použitými materiálovými konštantami modulu pružnosti v ťahu a Poissonového pomeru 4600 MPa a 0,45 v uvedenom poradí. Model geometrie a okrajové podmienky vychádzali z obrázku 31 tak, aby čo najlepšie odpovedali reálnym experimentom. V rámci okrajových podmienok to znamenalo, že spodná hrana vzorky bola votknutá a vrchná hrana bola namáhaná kombináciou ťahu a krutu. Pri tejto úlohe dochádzalo

k rovnakému problému ako kapitole 4.1 s nemožnosťou predpísania rotačného namáhania do prvkov typu *SOLID186* [83], a preto bol podobným spôsobom využitý tzv. „master node“ s tuhými prútovými prvkami. Na obrázku 33 je znázornená diskretizácia numerického modelu spolu s prierezom telesa pre lepšiu vizualizáciu vnútorných elementov a detailom na jemnú sieť v blízkom okolí čela trhliny. V tomto prípade geometria umožňovala aj použitie príkazu *KSCON* [83], ktorý posúva stredové uzly elementov na čele trhliny bližšie smerom k čelu trhliny. Súčinitele intenzity napätia K_I a K_{III} boli vypočítané pomocou príkazu *CINT* [83], podobne ako v predchádzajúcej kapitole. Následne bola vykonaná *K*-kalibrácia, ktorá vyjadruje závislosť daného súčiniteľa intenzity napätia na dĺžke trhliny. Príklad takejto závislosti pre konkrétnu úroveň zaťaženia je znázornený na obrázku 34. Vďaka tomu, že sa jednalo o lineárnu úlohu bolo postačujúce urobiť *K*-kalibráciu pre jednu úroveň zaťaženia a zvyšok dopočítať.



Obr. 33: Diskretizovaná vzorka s pričným prierezom a detailom na jemnú sieť v okolí čela trhliny



Obr. 34: Príklad priebehov súčiniteľov intenzity napätia K_I a K_{III} v závislosti na dĺžke trhliny pre konkrétne zaťaženie

Predikcia zvyškovej únavovej životnosti

Rozkmit súčiniteľa intenzity napätia ΔK je štandardne vo vzťahu pre výpočet zvyškovej únavovej životnosti reprezentovaný módom I, pretože sa drvivá väčšina výpočtov sústreďuje práve na zaťaženia v čistom móde I. V tomto prípade však treba vziať do úvahy aj mód III, a preto bol zavedený takzvaný efektívny rozkmit súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{eff} podľa vzťahu (30) [24], v ktorom je zahrnutý vplyv zaťaženia od oboch módov I aj III.

$$\Delta K_{ef} = \sqrt{\Delta K_I^2 + \Delta K_{III}^2}. \quad (30)$$

Samotný výpočet životnosti je založený na Paris-Erdoganovom vzťahu:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K_{ef}^m \approx C \cdot \Delta K_I^m, \quad (31)$$

kde materiálové konštanty C a m boli získané z experimentálnych meraní rýchlosti šírenia trhliny na CT a CRB vzorkách zaťažených v čistom móde I. Celkový počet cyklov do lomu je potom stanovený z integrácie rovnice (31) nasledovne:

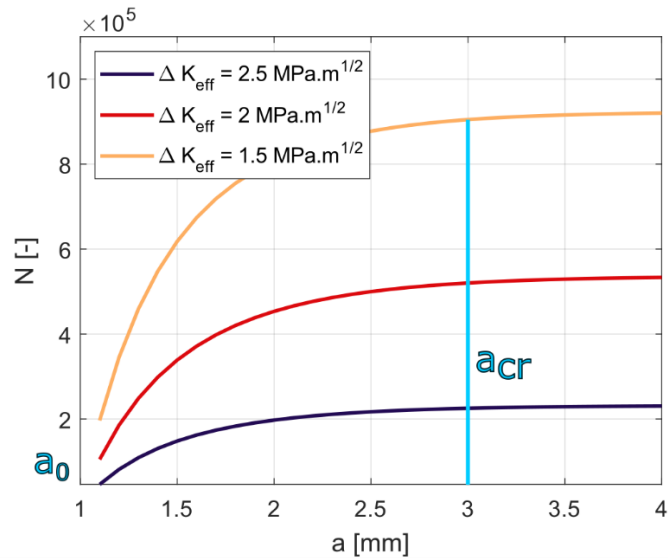
$$N = \int_{a_0}^{a_{cr}} \frac{1}{C \cdot \Delta K_{ef}^m} \cdot da. \quad (32)$$

Parameter a_0 dolnej integračnej medze vyjadruje dĺžku počiatočného vrubu (viď obr. 31) a parameter a_{cr} hornej integračnej medze vyjadruje takzvanú kritickú dĺžku trhliny. Táto veličina udáva hodnotu dĺžky trhliny, pri ktorej prekročení dôjde k nestabilnému šíreniu trhliny. Táto skutočnosť je demonštrovaná na obrázku 35, ktorý znázorňuje závislosť počtu cyklov do lomu pre rôzne úrovne zaťaženia. Aby bolo možné porovnanie experimentálne nameraných životností so životnosťami numericky predikovanými, bol zavedený parameter takzvaného iníciaľného efektívneho rozkmite súčiniteľa intenzity napätia $\Delta K_{ef,ini}$. Takáto veličina bola navrhnutá z toho dôvodu, že veľmi dobre odráža počiatočné zaťažovacie podmienky na čele trhliny a je možné ju pomerne jednoducho určiť pre všetky typy testovacích telies, viď vzťahy (33) a (34):

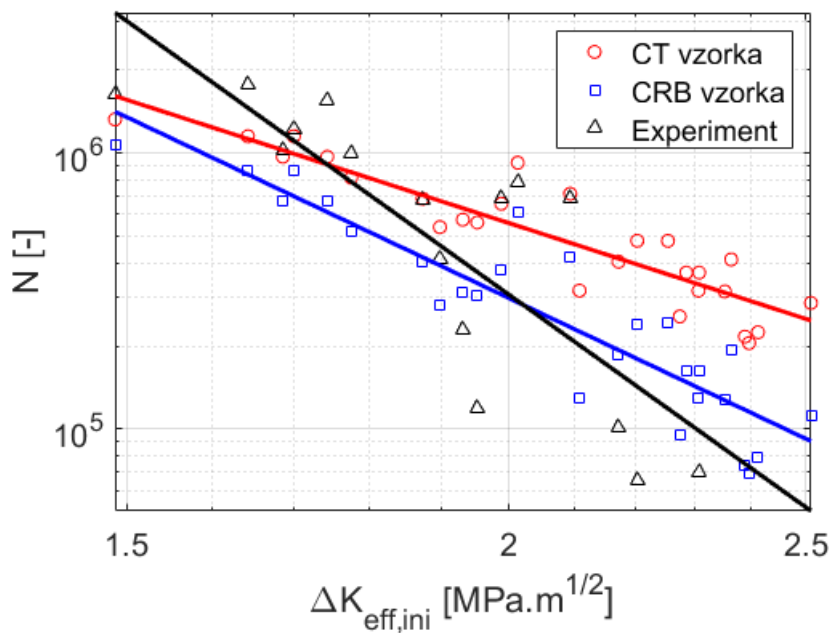
$$\Delta K_{ef,ini} = \Delta K_{I,ini}, \quad (33)$$

$$\Delta K_{ef,ini} = \sqrt{\Delta K_{I,ini}^2 + \Delta K_{III,ini}^2}. \quad (34)$$

Vzťah (33) pritom platí pre CT a CRB vzorky namáhané v čistom móde I a vzťah (34) platí pre CRB vzorky zaťažené v zmiešanom móde I + III. Samotné porovnanie životností v závislosti na iníciaľnom efektívnom rozkmite súčiniteľa intenzity napätia pre všetky tri konfigurácie je znázornené na obrázku 36.



Obr. 35: Závislosť výsledného počtu cyklov do lomu po integrácii na voľbe vrchnej integračnej medze pre rôznu úroveň zaťaženia



Obr. 36: Celkové porovnanie životností pre všetky tri konfigurácie v závislosti na iniciálnom efektívnom rozkmitení súčiniteľa intenzity napätia

Štúdia prezentuje výsledky porovnania životností troch rôznych konfigurácií. U prvej konfigurácie sa jednalo o životnosti namerané experimentálne na CRB vzorkách zaťažených v zmiešanom móde I + III. Životnosti ďalších dvoch konfigurácií boli predikované numericky. Tieto predikcie boli jednak založené na experimentálnych dátach rýchlostí šírenia trhliny nameraných na CT (1. konfigurácia) a CRB (2. konfigurácia) vzorkách, a jednak na dátach z numerického modelu, vďaka ktorému bolo možné získať K -kalibráciu pre efektívny súčiniteľ intenzity napätia u CRB vzorky zaťaženej v zmiešanom móde I + III. Takto určené životnosti oboch konfigurácií boli porovnané s experimentálne nameranými životnosťami u zmiešaného módu na obrázku 36, kde je zobrazená závislosť životnosti na iniciálnom efektívnom súčiniteli intenzity napätia. Z uvedeného grafu je zrejmé, že najmä pri vyššej miere zaťaženia sú znateľné

rozdiely medzi numericky predikovanými životnosťami na základe dát z CRB vzorky a korešpondujúcim experimentom. Tento rozdiel je navyše oveľa významnejší v prípade predikovaných životností na základe dát z CT vzoriek. Tento jav môže byť spôsobený odlišným constraintom a odlišnou formáciou plastickej zóny pre CT a CRB vzorky. Preto je možné konštatovať, že v tomto prípade aplikácia únavových dát z jedného typu vzorky na druhú nie je dostatočne presná.

5.2 Charakterizácia únavového lomu polyoxymetylénu pri zmiešanom móde I + III

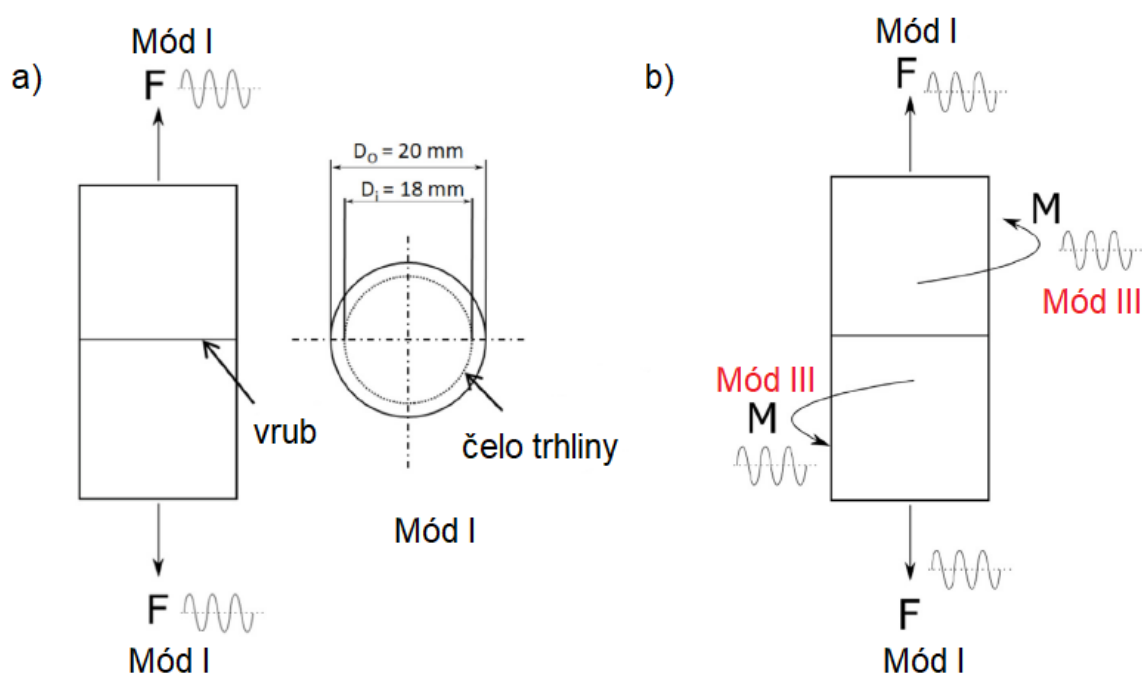
Podobne ako v predchádzajúcej štúdiu v kapitole 5.1 bolo v tomto prípade motiváciou pozorovanie únavového chovania a životnosti polymérnych materiálov pod vplyvom zmiešaného módu zaťaženia I + III, a to v súvislosti s únavovým chovaním elementov polymérnych valivých ložísk. Konkrétne sa jednalo o štúdium charakterizácie vplyvu zmiešaného módu na únavové lomové chovanie POM-H (polyoxymetylénový homopolymér) v porovnaní s čistým módom I. Aby bolo možné v plnej miere pochopiť únavový proces v elementoch valivých ložísk, je nutné študovať aj mód II, aj mód III. Na začiatok však táto práca pojednáva len o výsledkoch súvisiacich s módom III. V rámci experimentálnych meraní boli použité CRB vzorky pre dve rôzne zaťažovacie konfigurácie – prvá bola zaťažovaná v čistom ťahu a druhá bola zaťažovaná kombináciou ťahu a krutu. Boli pritom pozorované lomové plochy u oboch konfigurácií za účelom detailnejších informácií ohľadne toho, ako sa jednotlivé trhliny šíria počas experimentov.

Použitý materiál bol POM-H, dodaný vo forme pretláčaných tyčí o polomere 20 mm. Tento konkrétny polymér vykazuje dobré mechanické vlastnosti, ako je napríklad vysoká rezistencia voči abrázii, nízky koeficient trenia a pomerne vysoká ťažnosť až do 0° C. Z týchto polymérnych tyčí boli narezané vzorky pomocou kotúčovej píly. Následne bol žiletkou na vzorkách vyrezaný ostrý vrub (hrúbka ostria 0,1 mm a rádius špičky < 5 μm). Táto procedúra bola adaptovaná na základe nedávno zverejnenej normy [90], ktorá uvažuje rovnakú geometriu testovacích telies, ale pre testovanie polyetylénových trúbkových materiálov. Hĺbka vrubu bola približne 1 mm. Takýmto spôsobom bola dosiahnutá finálna podoba CRB vzoriek (viď obr. 13 b) s vonkajším priemerom 20 mm a vnútorným priemerom 18 mm.

Experimentálne merania prebiehali v rakúskom centre PCCL. Pre charakterizáciu únavového lomu za podmienok zmiešaného módu I + III boli CRB vzorky zaťažené dvomi rôznymi konfiguráciami. Najskôr bolo vykonaných niekoľko testov pri čistom móde I, aby bolo možné popísať charakteristiku módu I (viď obr. 37 a). Následne na to boli vykonané testy pri zmiešanom móde I + III aplikovaním kombinácie ťahu a krutu na testovacie telesá (viď obr. 37 b). CRB vzorky majú tú výhodu, že je na nich možné dosiahnuť podmienky čistého módu III bez vplyvu módu II, ktoré sú zvyčajne spoločne viazané šmykovým napätím v rôznych testovacích vzorkách štvorcových tvarov [91]. Experimentálne merania boli vykonané na servo hydraulickom stroji MTS 858 axial torsional pri frekvencii 1, 5 a 10 Hz v prípade čistého módu I a 5 Hz v prípade zmiešaného módu. R-pomer bol pre obe konfigurácie rovný 0,1. Rozsah silového zaťaženia bol u čistého módu I v rozmedzí 9000 – 13 500 N, čo viedlo k rozsahu súčiniteľov intenzity napätia K_I 1,3 – 2,5 MPa.m^{1/2}. U zmiešaného módu variovali sily medzi 5000 – 12 000 N a K_I 0,7 – 2,1 2,5 MPa.m^{1/2}. V tejto konfigurácii navyše figuroval aj krutový moment na úrovni 25 – 50 Nm, ktorý na čele trhliny spôsoboval súčinitele intenzity napätia K_{III} v rozsahu 0,9 – 1,8 MPa.m^{1/2}. Testy prebiehali pri izbovej teplote a 50% relatívnej vlhkosti v

záťažovo kontrolovanom móde. Priebehy sínusových funkcií módov I a III boli synchronizované do fázy. Teplota povrchu bola počas testov kontrolovaná infračervenou kamerou. Pre detailnejšie preskúmanie lomových povrchov bol použitý optický mikroskop Olympus SZX12 a elektrónový mikroskop Tescan Vega II. Pre lepšie porozumenie štruktúry lomových povrchov boli vytvorené optické 3D merania s využitím systému Alicona Infinite Focus System.

Aby bolo možné porovnanie rôznych zaťažovacích konfigurácií, bol stanovený parameter iniciálneho rozkmitu súčiniteľa intenzity napätia ΔK pre každý únavový test. Hodnoty týchto parametrov pre jednotlivé konfigurácie boli stanovené na základe vzťahov (35) – (40), pričom pre mód I to bolo podľa [90, 92] a pre mód III to bolo podľa [93].



Obr. 37: Zaťažovacie podmienky – a) čistý mód I, b) zmiešaný mód I + III

$$\Delta K_I = \frac{\Delta F}{\pi b^2} \sqrt{\frac{\pi a_0 b}{1000r}} f_1 \left(\frac{b}{r} \right), \quad (35)$$

$$b = r - a_0 \quad (36)$$

$$f_1 \left(\frac{b}{r} \right) = \frac{1}{2} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{b}{r} \right) + \frac{3}{8} \left(\frac{b}{r} \right)^2 - 0,363 \left(\frac{b}{r} \right)^3 + 0,731 \left(\frac{b}{r} \right)^4 \right], \quad (37)$$

$$\Delta K_{III} = \Delta \tau \sqrt{\pi b} f_3 \left(\frac{b}{r} \right), \quad (38)$$

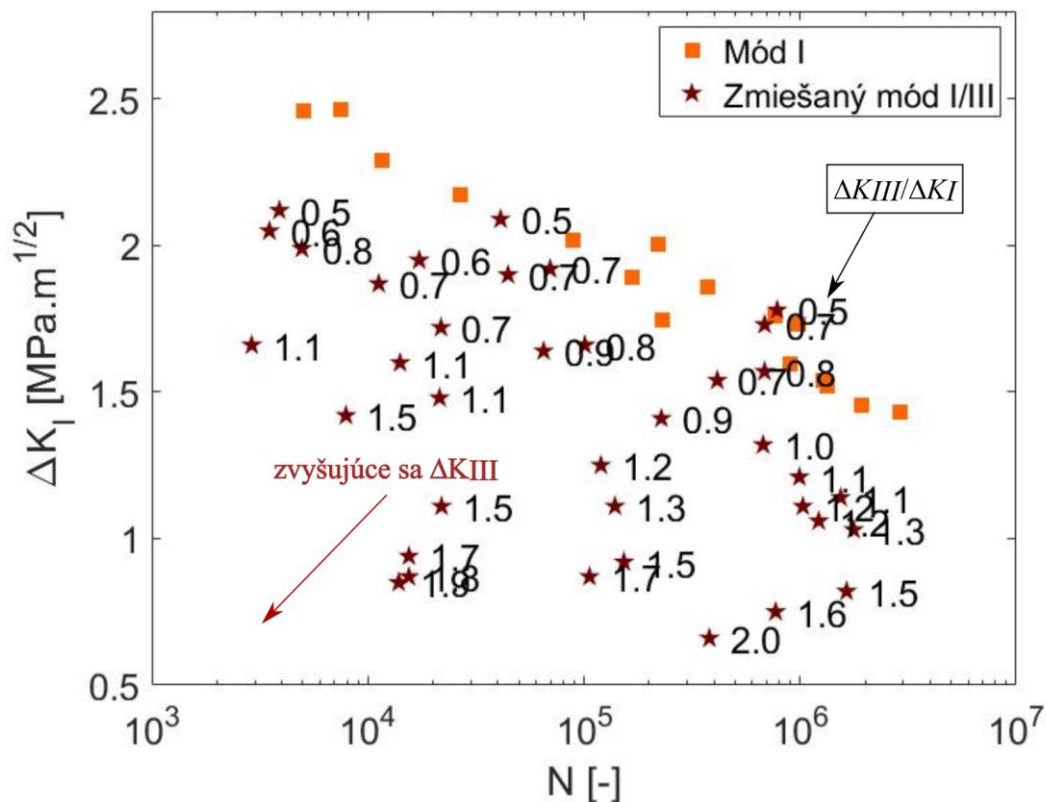
$$\tau = \frac{2M}{\pi b^3}, \quad (39)$$

$$f_3 \left(\frac{b}{r} \right) = \frac{3\sqrt{1-b/r}}{8} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{b}{r} \right) + \frac{3}{8} \left(\frac{b}{r} \right)^2 - \frac{5}{16} \left(\frac{b}{r} \right)^3 + \frac{35}{128} \left(\frac{b}{r} \right)^4 + 0,208 \left(\frac{b}{r} \right)^5 \right], \quad (40)$$

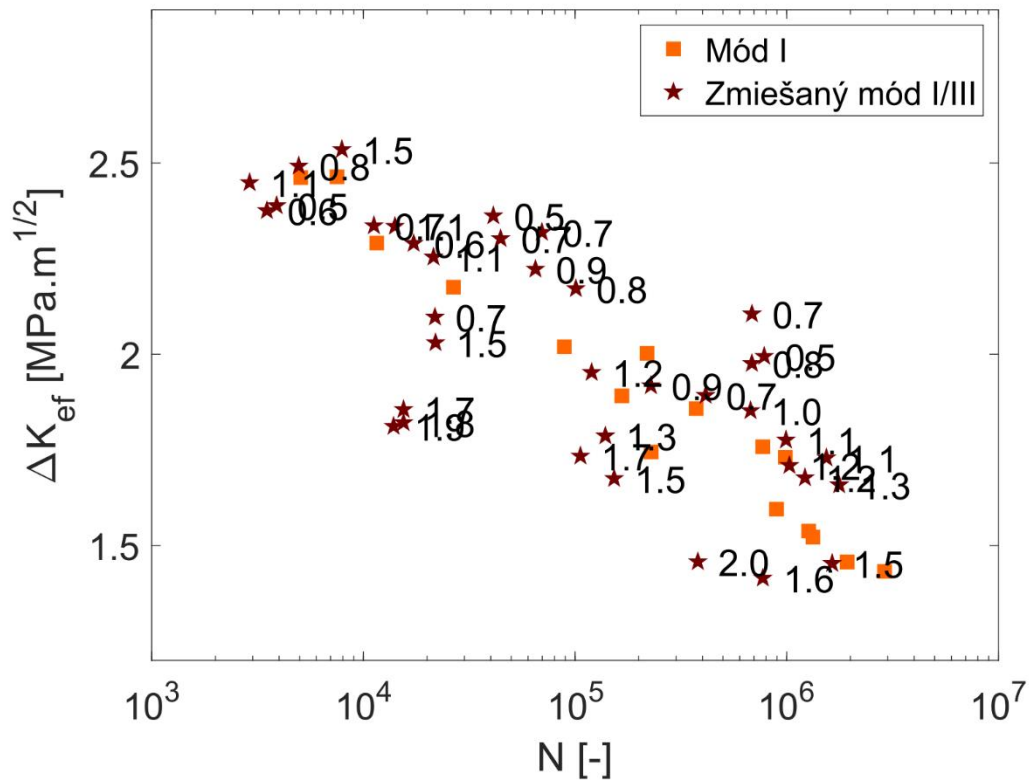
kde ΔF je rozdiel medzi minimom a maximom zaťaženia, r je vonkajší polomer vzorky, a_0 je počiatočná dĺžka trhliny, b je polomer ligamentu (vnútorný polomer vzorky), $f_I(b/r)$ je funkcia, závislá na geometrii CRB vzorky pre mód I, τ je šmykové napätie, M je zaťažujúci krutový moment, $\Delta\tau$ je rozdiel medzi minimom a maximom šmykového napätia a $f_3(b/r)$ je funkcia, závislá na geometrii CRB vzorky pre mód III.

Pre kvantifikáciu vplyvu módu III pre únavovú životnosť boli súčinitele intenzity napätia K_I a K_{III} skombinované do efektívneho súčiniteľa intenzity napätia K_{ef} , podobne ako v predchádzajúcej kapitole vo vzťahu (30).

Experimentálne merania na vzorkách zaťažených v čistom móde I slúžili ako orientačný bod pre porovnanie, k akým rozdielom dôjde v prípade zmiešaného módu. Na obrázku 38 je znázornená závislosť počtu cyklov do lomu N na miere zaťaženia vyjadrenej súčiniteľom intenzity napätia K_I pre obe zaťažovacie konfigurácie. V prípade zmiešaného módu je navyše zvýraznený pomer $\Delta K_{III}/\Delta K_I$. Z grafu je zrejmé, že u vzoriek zaťažených zmiešaným módom dochádzalo so zvyšujúcim sa súčiniteľom intenzity napätia K_{III} ku znižovaniu počtu cyklov do lomu. Pre kvantifikáciu tohto rozdielu bol využitý efektívny rozkmit súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef} zo vzťahu (30), ktorý zohľadňuje oba súčinitele intenzity napätia K_I aj K_{III} . Vďaka tomu je možné lepšie porovnanie oboch zaťažovacích konfigurácií v jednom grafe. V prípade čistého módu I je efektívny rozkmit súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef} rovný rozkmitu súčiniteľa intenzity napätia K_I . Preto sú únavové dáta z grafov na obrázkoch 38 a 39 pre čistý mód I identické.



Obr. 38: Závislosť počtu cyklov do lomu na rozkmitu súčiniteľa intenzity napätia ΔK_I



Obr. 39: Závislosť počtu cyklov do lomu na efektívnom rozkmitte súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef}

Z obrázku 39 je badateľný výrazný rozptyl pre únavové dáta zo zmiešaného módu. Preto vznikla myšlienka pre zavedenie nového vzťahu pre výpočet efektívneho súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef} , ktorý by zohľadnil mieru módu I voči módu III. Existuje mnoho prístupov pre odvodenie tejto veličiny, ale v tomto prípade bol použitý prístup na základe vzťahu medzi rýchlosťou uvoľňovania deformačnej energie G a súčiniteľom intenzity napätia K pre krehký lom, vid' vzťah (41). Keďže G má energetický charakter, hodnoty všetkých troch zaťažovacích módov môžu byť skombinované do celkovej hodnoty vo vzťahu (42).

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (41)$$

$$G = G_I + G_{II} + G_{III}, \quad (42)$$

kde G_I , G_{II} a G_{III} sú hodnoty rýchlosti uvoľňovania deformačnej energie pre jednotlivé zaťažovacie módy a E je modul pružnosti v ťahu. Kombinácia predchádzajúcich vzťahov vedie na vzťah (43) pre výpočet efektívneho súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef} pre podmienky rovinatej deformácie nasledovným spôsobom [20]:

$$\Delta K_{ef} = \sqrt{K_I^2 + K_{II}^2 + \frac{1}{1-\mu} K_{III}^2}. \quad (43)$$

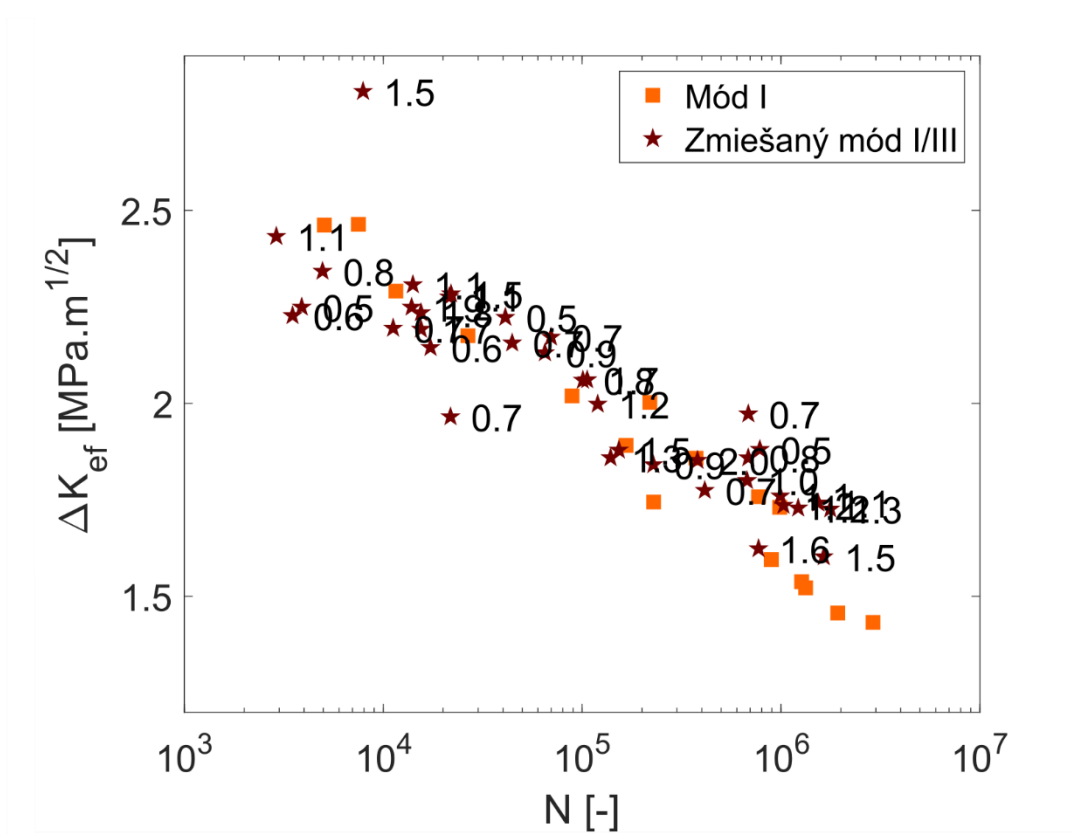
Po úprave koeficientu $1/(1-\mu)$ na λ a odstránení súčiniteľa intenzity napätia K_{II} , ktorý v CRB vzorke nepôsobí, dostaneme adaptovaný vzťah pre výpočet efektívneho súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef} :

$$\Delta K_{ef} = \sqrt{K_I^2 + \lambda K_{III}^2}. \quad (44)$$

V dôsledku abrázie musel byť koeficient λ upravený a navyše bolo treba zohľadniť pomer medzi módom III a módom I, ktorý sa ukázal byť významný v rámci vplyvu na životnosť. Po uvážení týchto vplyvov bol vzťah (44) pre výpočet efektívneho súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef} upravený do finálneho tvaru:

$$\Delta K_{ef} = \sqrt{K_I^2 + 0,9 \left(\frac{\Delta K_{III}}{\Delta K_I} \right) \Delta K_{III}^2} \quad \left(\text{platí pre } \frac{\Delta K_{III}}{\Delta K_I} < 2,0 \right). \quad (45)$$

Takto formulovaný vzťah bol následne použitý pre vytvorenie závislosti počtu cyklov do lomu na efektívnom rozkmitení súčiniteľa intenzity napätia pre obe zaťažovacie konfigurácie (viď obr. 40).

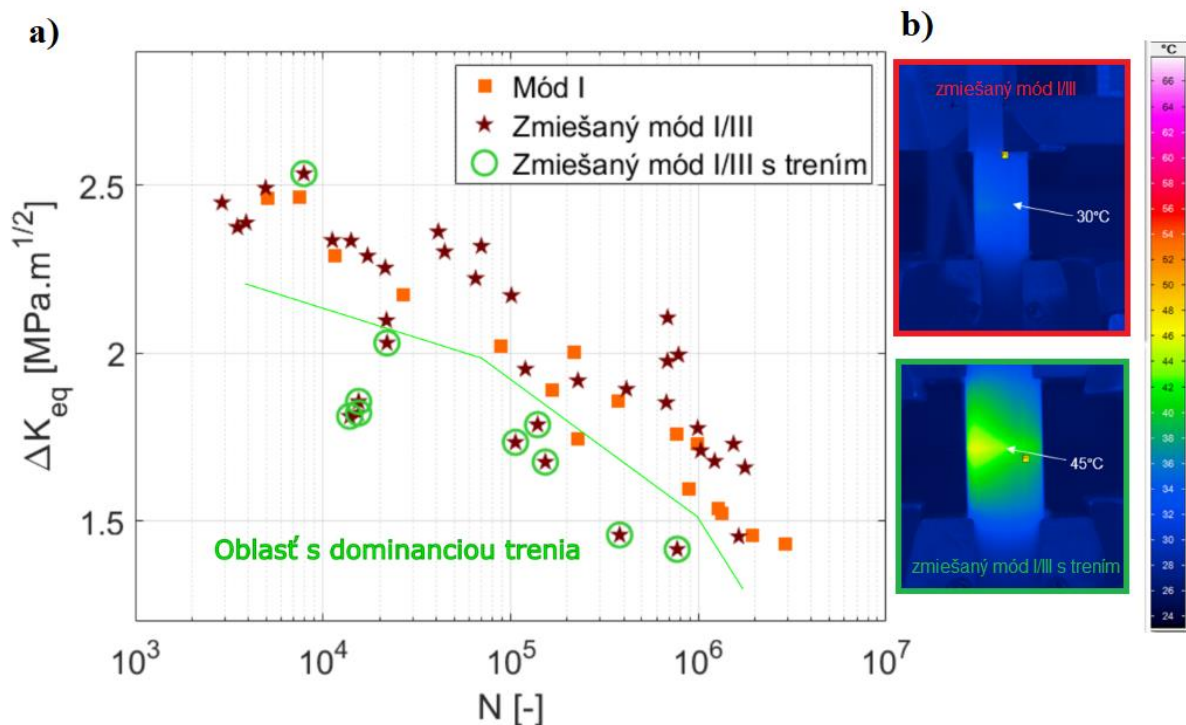


Obr. 40: Závislosť počtu cyklov do lomu na modifikovanom efektívnom rozkmitení súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef}

Z obrázku 40 je zjavné, že výsledky uvedenej závislosti majú veľmi podobný priebeh pre obe zaťažovacie konfigurácie s pomerne malým rozptylom, ktorý je však pre únavu materiálu typický. Dá sa konštatovať, že prevažná väčšina bodov u zmiešaného módu odpovedá bodom u čistého módu I. To znamená, že pre zmiešaný mód skutočne platí, že únavové chovanie je závislé na pomere medzi módom III a módom I. Rovnica (45) teda popisuje uvedené dáta s dostatočnou presnosťou, aby mohla byť použitá pre predikcie životnosti. Je však treba dodať, že tento vzťah bol odvodený pre konkrétny materiál (POM-H) a konkrétnu frekvenciu (5 Hz).

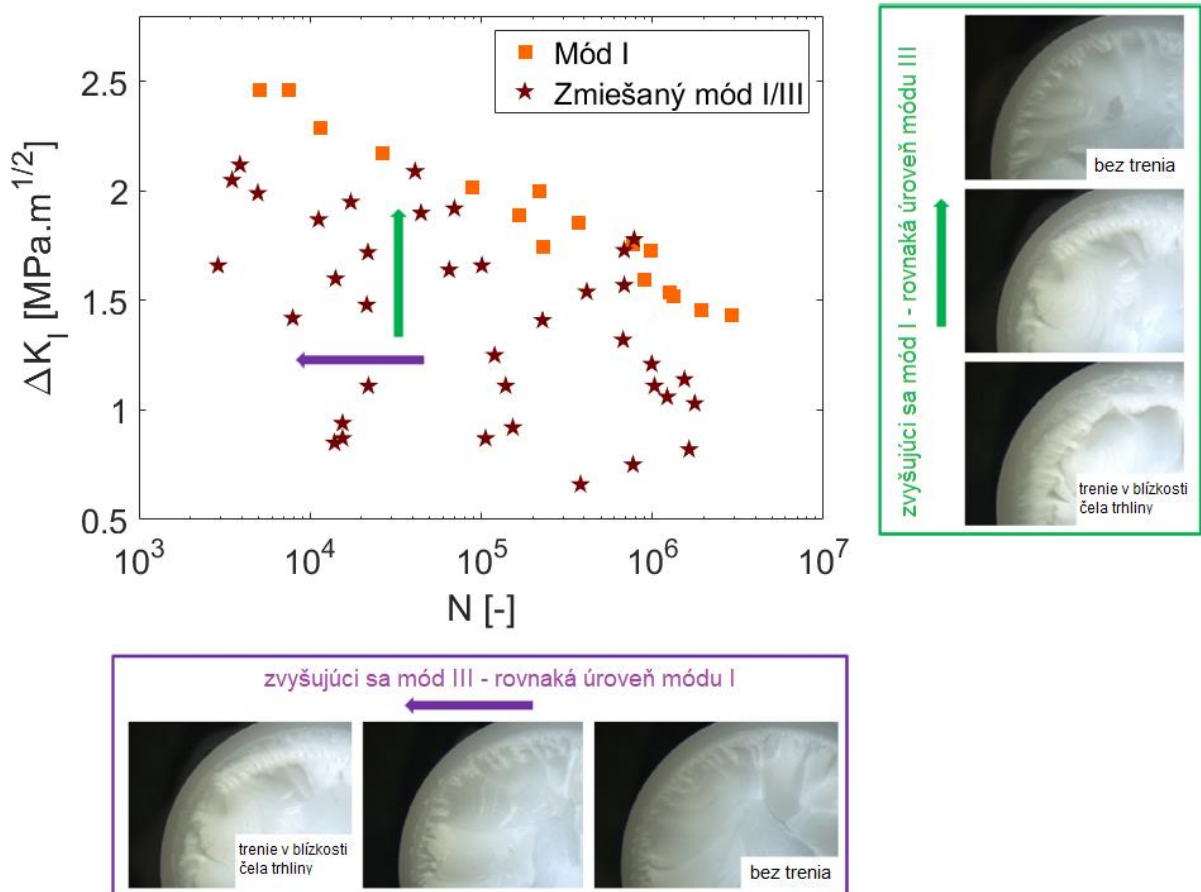
Niektoré body v grafe závislosti ΔK_{ef} na počte cyklov do lomu na obrázku 39 vykazujú vyššiu mieru rozptylu. Táto oblasť je farebne oddelená a zvýraznená na obrázku 41. Ide pritom o body,

u ktorých bolo počas únavových testov zaznamenané významné zvýšenie teploty na povrchu vzoriek, ktoré bolo merané infračervenou kamerou počas samotných experimentov. Na povrchu v tesnej blízkosti čela trhliny boli namerané teploty okolo 45° C, ako je vidieť aj na obrázku 41. Ako už bolo spomenuté, prípady zmiešaných módov I + III bývajú ovplyvnené trením a abráziou medzi zatvorenými lícami trhliny počas testovania [94]. Práve polymérne materiály sú veľmi citlivé na trenie, ktoré priamo súvisí so zvyšovaním teploty počas testovania. Za predpokladu, že šmykové sily dosiahnu vysokých hodnôt, výsledná vysoká teplota môže významným spôsobom znížiť celkovú životnosť vzorky [95]. Takéto testy potom nemôžu byť vyhodnotené ako platné, pretože redukcia životnosti je spôsobená testovacou zostavou a podmienkami počas experimentov, nie však samotným materiálom. Pre porovnanie je v obrázku 41 znázornený aj test, počas ktorého nedochádzalo k významnému treniu. Počas tohto testu mal povrch vzorky teplotu okolo 30° C. Je preto možné oddeliť experimenty, u ktorých sa vyskytovala vysoká miera trenia a nie sú tak považované za platné únavové testy od experimentov, v ktorých sa tento jav nevyskytol. Je navyše možné konštatovať, že aspoň pre daný materiál je nemodifikovaná rovnica (30) vhodným nástrojom pre identifikáciu takýchto neplatných experimentov.



Obr. 41: a) Závislosť počtu cyklov do lomu na efektívnom rozkmitení súčiniteľa intenzity napätia ΔK_{ef} s vyznačenou oblasťou s dominanciou trenia, b) zábery z infračervenej kamery sledujúce teplotu povrchu vzorky

Ďalšou možnosťou ako dokázať prítomnosť trenia medzi lícami trhliny boli detailne zábery lomových povrchov pomocou elektrónového mikroskopu. S takouto detailnou analýzou bolo možné preskúmať dva hlavné faktory ovplyvňujúce vznik abrázie, ktorá indikuje trenie počas únavových testov pri zmiešanom móde (viď obr. 42). So zvyšujúcim sa krutovým momentom dochádza k vyššej úrovni módu III na čele trhliny, čo má za následok väčšiu mieru trenia na lomovom povrchu. Naproti tomu so zvyšujúcim sa ťahovým napätím dochádza k vyššej úrovni módu I, a to naopak znižuje mieru trenia na lomovom povrchu. Rovnaké interakcie zaťažovania a trenia boli zaznamenané aj u kovových materiálov [96].

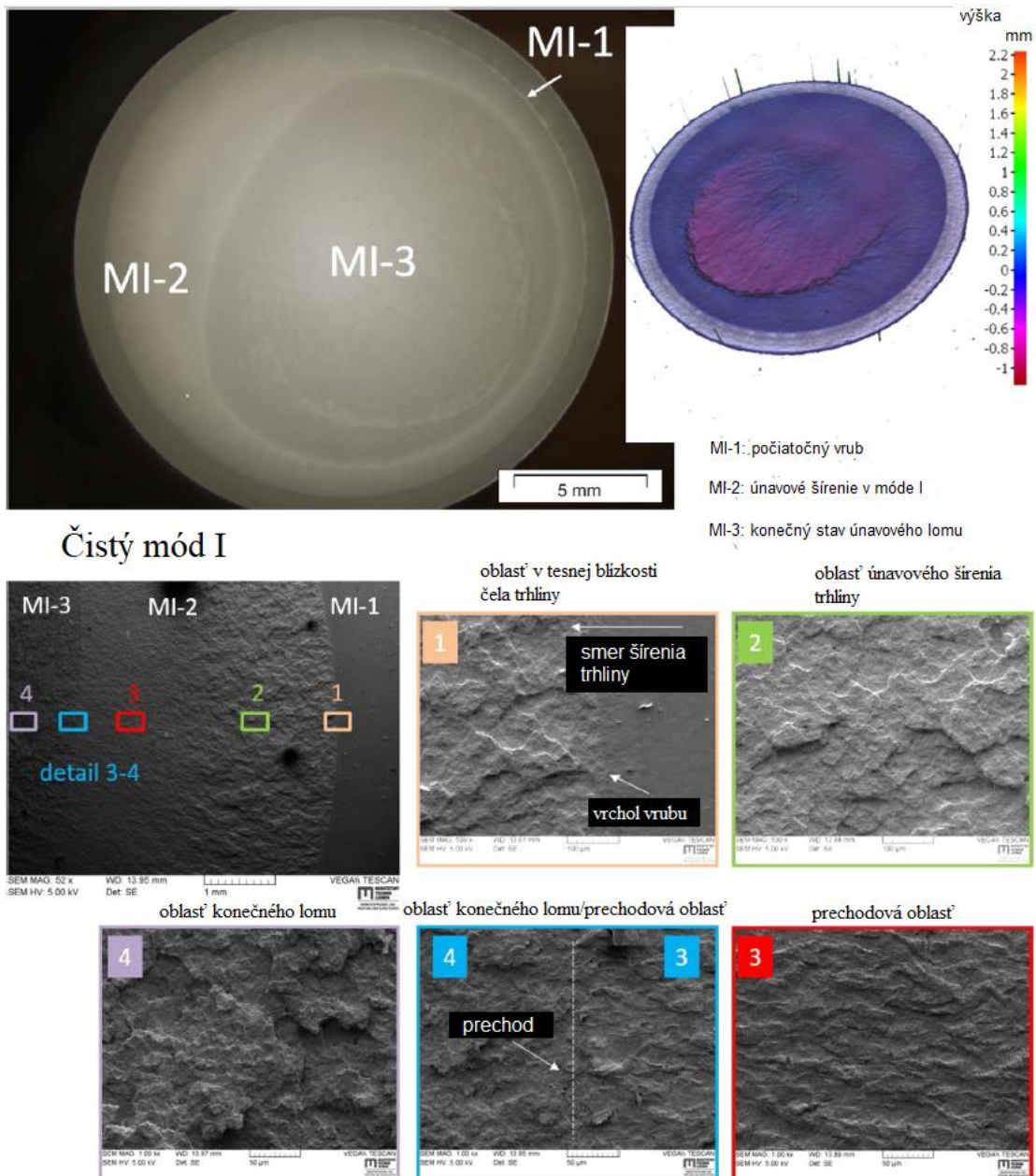


Obr. 42: Porovnanie lomových povrchov u zmiešaného módu I + III v závislosti na rôznych príspevkoch od módov I a III

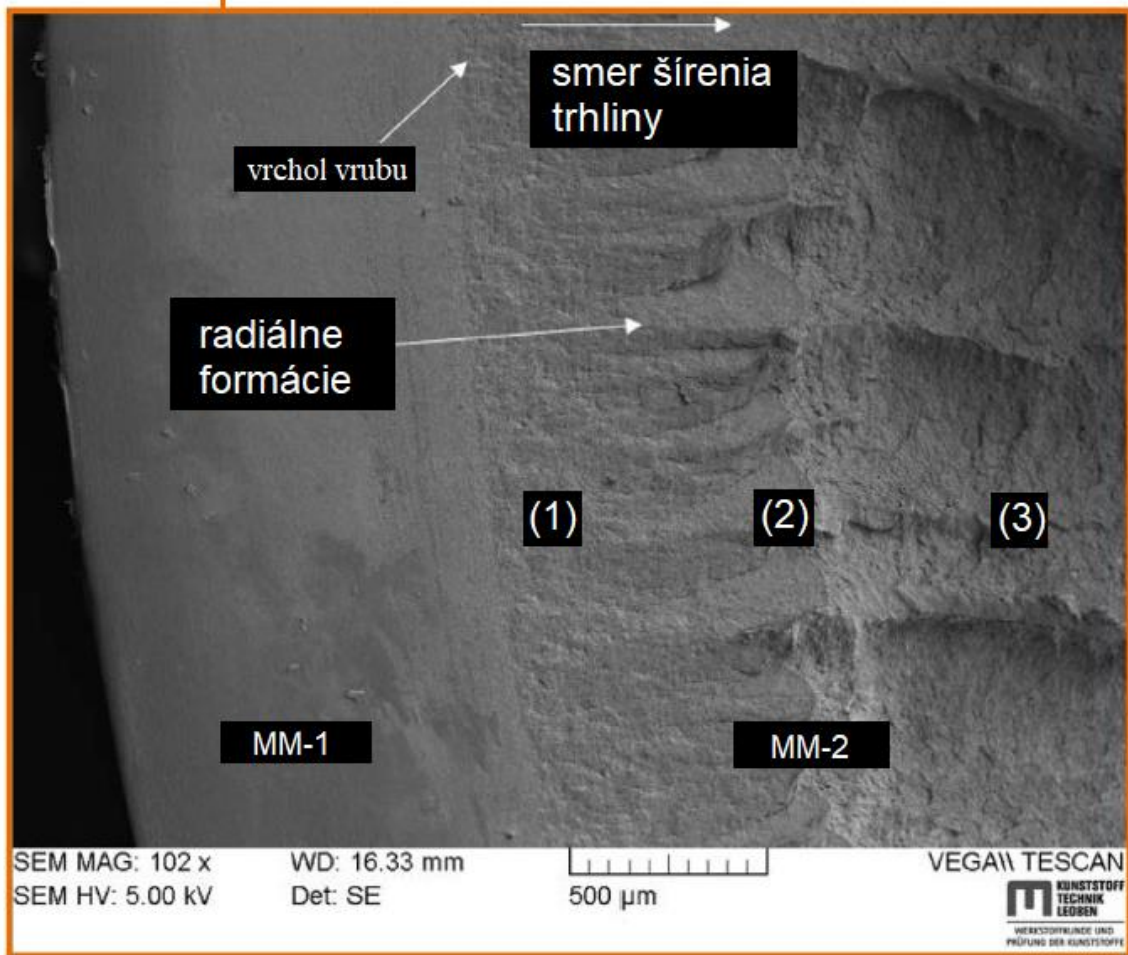
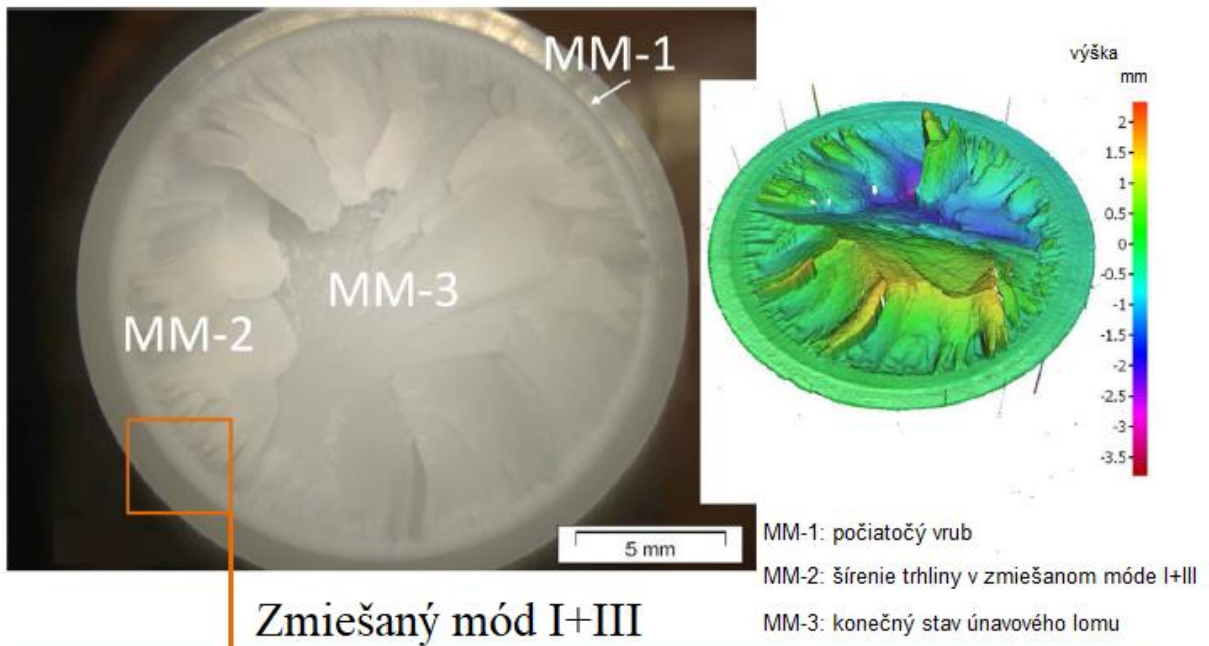
Detailné skúmanie lomového povrchu je v praxi bežnou metódou, vďaka ktorej je možné získať lepší prehľad nad samotným procesom lomu. Umožňuje to taktiež rozlíšiť rozdiely v testovacích vzorkách, ktoré sú spôsobené jednotlivými lomovými mechanizmami. Preto boli urobené mikroskopické snímky lomových povrchov u rôznych zaťažovacích konfiguráciách, a to pomocou svetelného mikroskopu a elektrónového mikroskopu (viď obr. 43, 44 a 45). O jednotlivých zaťažovacích konfiguráciách sa ďalej bude hovoriť ako o „čistom móde I“, „zmiešanom móde I/III s trením“ a „zmiešanom móde I/III bez trenia“. Pre všetky z uvedených testovacích konfigurácií na obrázkoch 43- 45 boli zistené odlišné mechanizmy šírenia trhliny na príslušných lomových povrchoch. Plochy s týmito mechanizmami sú vyznačené na obrázkoch číslom. Plochy označené číslami 1 (počiatočný vrub) a 3 (konečný stav únavového lomu) boli podobné pre všetky typy experimentov. Naopak mechanizmus prítomný na ploche 2 bol odlišný pre každý typ experimentu. Značky lomových plôch na uvedených obrázkoch znamenajú nasledovné: „MI“ pre mód I, „MM“ pre zmiešaný mód I/III bez trenia a „MF“ pre zmiešaný mód I/III s trením. Snímky na obrázku 43 ukazujú lomové povrchy vzorky zaťaženej v čistom móde I. Z makroskopického hľadiska je lomový povrch hladký, čo je vidieť aj na optickom 3D modeli a sú znázornené tri charakteristické mechanizmy šírenia trhliny. Prvá plocha (MI-1), reprezentujúca počiatočný vrub, je celkom hladká a rovinná. Druhá plocha (MI-2) ukazuje šírenie trhliny počas experimentu. MI-2 je podobne ako MI-1 plochá a hladká, ale obsahuje malé vzory, ktorých detail je znázornený na dolnej časti obrázka 43. Posledná plocha (MI-3) označuje koniec únavového testu, kde boli dosiahnuté kritické hodnoty súčiniteľa intenzity napätia a u vzoriek nakoniec dochádzalo k lomu. Podobné únavové

chovanie pri móde I bolo pre materiál POM zmienené v [89, 97, 98]. Zábery z elektrónového mikroskopu na obrázku 43, ukazujúce lomový povrch vzorky zaťaženej v čistom móde I, slúžia k štúdiu rôznych mechanizmov šírenia trhliny. Plocha 1 znázorňuje počiatočný vrub a oblasť odkiaľ sa začala šíriť únavová trhlina. V tesnej blízkosti vrcholu vrubu boli pozorované drobné vzory. Podobný vzhľad bol pozorovaný aj v [89, 98]. Plocha 2 znázorňuje oblasť šírenia únavovej trhliny. Povrch v tomto prípade vyzerá podobne ako oblasť v blízkosti čela trhliny so vzormi a bez indikácie plastického toku. Plocha 3 je oblasťou prechodu, kde je povrch pokrytý malými tvárnymi formáciami v smere šírenia trhliny. Tieto formácie sa dajú identifikovať ako fibrily, ktoré sa formujú pred konečným štádiom únavového lomu vzorky [98]. Poslednou zvýraznenou plochou na obrázku 43 je plocha 4, ktorá znázorňuje finálny lom testovacej vzorky. Povrch tejto plochy je podobný skalnatému reliéfu, čo odpovedá výsledkom zo štúdií [89, 98]. Navyše je na obrázku 43 znázornená aj prechodová oblasť medzi plochami 3-4, ktorá ukazuje zmenu mechanizmu šírenia trhliny z tvárne dominantnej oblasti 3 na oblasť konečného štádia únavového lomu. Pre všetky uvedené zaťažovacie konfigurácie je charakteristický makroskopicky rovinný lomový povrch, kde dochádza k šíreniu trhliny v rovnej rovine ako je rovina počiatočného vrubu. To je viditeľné najmä na 3D rekonštrukciách lomových povrchov pomocou systému Infinite Focus System, znázornených na obrázkoch 43- 45. Pre polymérne materiály je ohľadne problematiky súvisiacej so zmiešaným módom I+III publikované len malé množstvo literatúry. Pre ostatné materiály sú však charakteristické podobné makroskopicky rovinné lomové povrchy, o čom sa pojednáva napríklad v [99]. Ako už bolo uvedené, podobné lomové povrchy MM-1 a MM-3 v prípade módu I boli prítomné aj u zmiešaného módu I+III (viď obr. 44). Hlavným rozdielom bola oblasť označená v prípade zmiešaného módu MM-2. Na celom lomovom povrchu boli objavené formácie, ktoré sa tvorili v radiálnom smere, pričom najvýraznejšie boli práve na tejto druhej oblasti. Tieto formácie sú tiež prítomné na 3D rekonštrukcii lomového povrchu na obrázku 44. Detailná snímka elektrónového mikroskopu tej istej vzorky je znázornená na obrázku 45 a ukazuje prítomnosť trenia vo forme abrázie. Táto skutočnosť je dôsledkom kontaktu a relatívneho pohybu medzi lícami trhliny počas testovania a bude detailnejšie komentovaná v časti venovanej zmiešanému módu s trením. Napriek tomu neboli počas testov namerané zvýšené teploty na povrchu vzoriek. Úroveň aplikovaného krutu na vzorkách znázornených na obrázkoch 44 a 45 je príliš malá, aby ovplyvnila povrchovú teplotu a celkovú životnosť. Približne po 200 μm šírenia trhliny dochádza ku vzniku spomínaných radiálnych formácií. V literatúre bývajú tieto formácie často označované ako „factory roof“, pričom indikujú šírenie trhliny v lokálnom móde I [100]. Tieto formácie sú iniciované v zmiešanom móde I+III a pri určitej dĺžke trhliny dochádza k zmene mechanizmu zo zmiešaného módu na mód I. Snímky z elektrónového mikroskopu na vzorke zaťaženej v zmiešanom móde I+III s trením sú znázornené na obrázku 45. Z týchto snímok je zrejmé, že oblasti MF-2 dominuje abrázia. Tento jav bol popísaný aj v literatúre pre iné typy materiálov, viď [24, 96, 99 a 101]. Táto oblasť začína hneď za počiatočným vrubom. Pri móde III sa trenie môže oproti módu I vyskytovať preto, lebo líca trhliny nie sú od seba oddelené v súvislosti s namáhaním. Vďaka tomu môže dochádzať k ich vzájomnému otieraniu pri každom cykle. Pri zmiešanom móde I+III môže vyššia úroveň módu I prispievať k zníženiu tohto trenia. Naopak pri nižších úrovniach módu I nie je otvorenie trhliny skrz pôsobiacu silu dostatočné aby došlo k oddeleniu líc trhliny, a to vedie k treniu. V prípade tejto tretej konfigurácie namáhania (zmiešaný mód s trením) dochádza na lomových povrchoch k abrázii a ku zvýšeniu povrchovej teploty na vzorkách. Práve v dôsledku zvyšovania teploty je efekt trenia pri vyhodnocovaní životnosti na polymérnych materiáloch tak kritický. Tento jav dokazujú aj spomenuté snímky z elektrónového mikroskopu na obrázku 46. Na týchto snímkach je v blízkosti čela trhliny

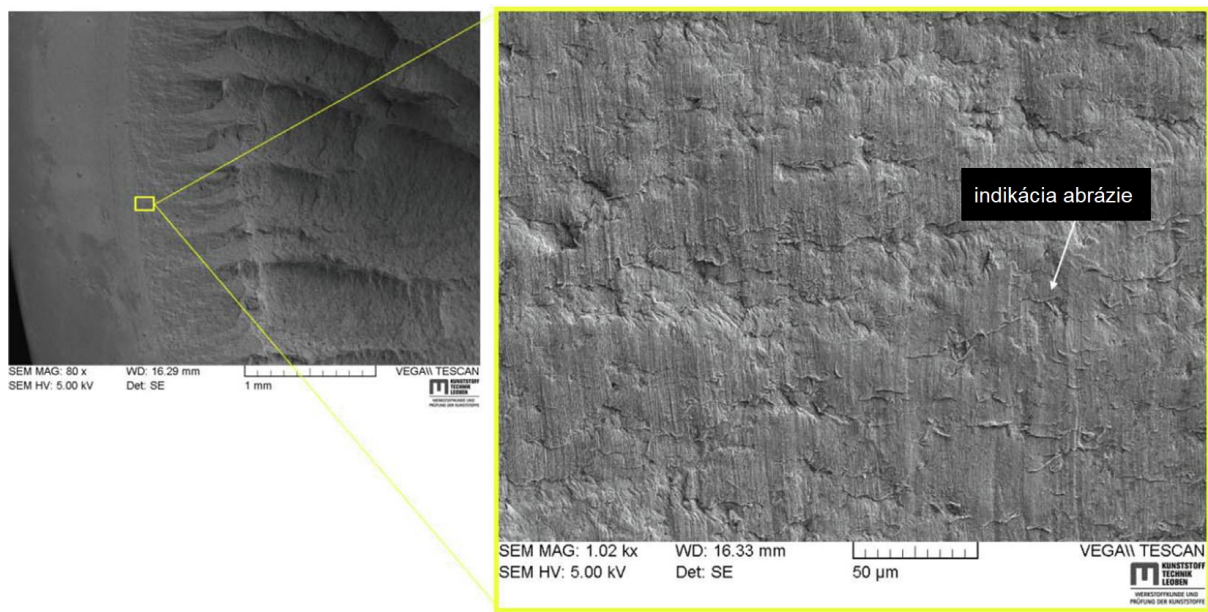
oblasť s rozmazaným vzhľadom označená ako (1). Táto oblasť je význačná štrukturálnymi líniami, ktoré sú rovnobežné s počiatočným obvodovým vrubom. Podobné štruktúry boli popísané v [96, 102, 103]. Daný efekt je typický pre abráziu medzi lícami trhliny na začiatku procesu šírenia trhliny. Na tento prvý povrch nadväzuje oblasť, u ktorej abrazívne línie miznú. Miesto toho dochádza k zviditeľneniu radiálnych povrchov vo vzdialenosti približne 500 μm od počiatočného vrubu. Pomer medzi mierou módu I a módu III ovplyvňuje úroveň trenia – čím vyšší je mód I, tým nižšia je úroveň trenia a naopak, čím vyšší je mód III, tým vyššia je úroveň trenia. Z toho je možné usúdiť, že mód I má významnejší efekt na oslabenie trenia so zväčšujúcou sa dĺžkou trhliny.



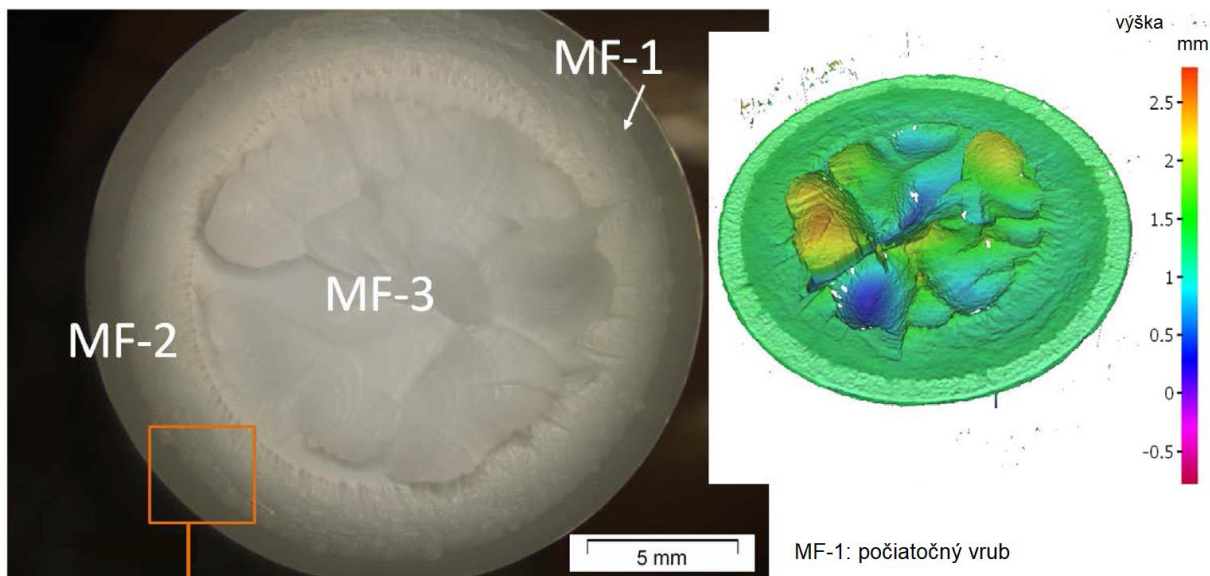
Obr. 43: Snímky lomových povrchov pre vzorku zaťaženú v čistom móde I, s využitím svetelnej mikroskopie, elektrónovej mikroskopie a 3D rekonštrukcie lomovej plochy, vyznačené oblasti – 1) oblasť v tesnej blízkosti čela trhliny, 2) oblasť únavového šírenia trhliny, 3) prechodová oblasť, 4) oblasť konečného lomu (snímky boli vytvorené v rakúskom centre PCCL)



Obr. 44: Snímky lomových povrchov pre vzorku zaťaženú v zmiešanom móde I+III, s využitím svetelnej mikroskopie, elektrónovej mikroskopie a 3D rekonštrukcie lomovej plochy, vyznačené oblasti – 1) začiatok šírenia trhliny, 2) prechodová oblasť, 3) oblasť konečného lomu (snímky boli vytvorené v rakúskom inštitúte centre)



Obr. 45: Detail lomového povrchu z oblasti v tesnej blízkosti čela trhliny pre zmiešaný mód I+III s indikáciou abrázie (snímky boli vytvorené v rakúskom centre PCCL)

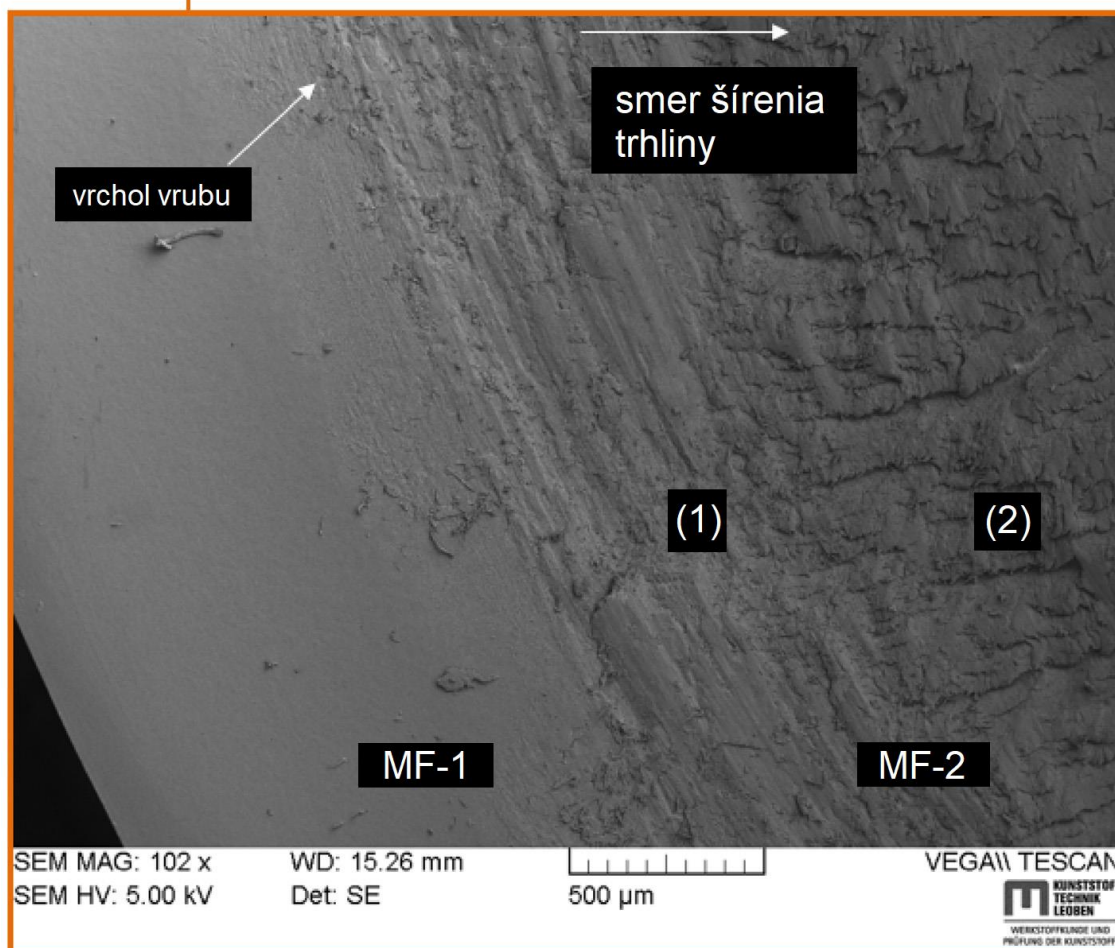


Zmiešaný mód I+III s trením

MF-1: počiatočný vrub

MF-2: oblasť trenia a abrázie

MF-3: konečný stav únavového lomu



Obr. 46: Snímky lomových povrchov pre vzorku zaťaženú v zmiešanom móde I+III s trením, s využitím svetelnej mikroskopie, elektrónovej mikroskopie a 3D rekonštrukcie lomovej plochy, vyznačené oblasti – 1) oblasť s obvodovými líniami, ktoré reprezentujú abráziu medzi lícami trhliny, 2) oblasť s radiálnymi povrchovými trhlinami, ktorá indikuje šírenie trhliny v zmiešanom móde I+III (snímky boli vytvorené v rakúskom centre PCCL)

Závery získané zo štúdie naznačujú, že efektívny návrh komponenty vyžaduje podrobné poznatky o správaní daného materiálu. Je to dôležité najmä z hľadiska predikcie únavovej životnosti zo simulácií. Simulácia šírenia trhlín z dutinových defektov, ktoré sa môžu vytvoriť v dôsledku výrobného procesu, je jednou z dôležitých úloh návrhu komponenty. V oblasti tejto problematiky spojenej s čistým módom I bolo doposiaľ pre polymérne materiály publikované množstvo literatúry. Ohľadne zmiešaného módu I+III je však informácií mnohonásobne menej. Preto bola táto práca zameraná na štúdium únavového chovania vybraného polymérneho materiálu pri čistom móde I a zmiešanom móde I+III, a to za účelom lepšieho pochopenia únavového chovania týchto komponent pri aplikácii. Z výsledkov štúdie je zrejmé, že zaťažovanie vzoriek v zmiešanom móde I+III vedie oproti čistému módu I k významnému poklesu životnosti. Pre vhodné zakomponovanie príspevku módu III do únavového chovania je navrhnutý vzťah pre výpočet efektívneho súčiniteľa intenzity napätia K_{eq} , v ktorom sú zahrnuté oba zaťažovacie módy. Pre výpočet tohto parametra a následné porovnanie výsledkov boli použité rôzne vzťahy. Zvyšujúca sa teplota počas jednotlivých testov zmiešaného módu I+III bola spôsobená trením medzi lícami trhliny a viedla k významnej redukcii únavovej životnosti u takýchto vzoriek. Úroveň trenia je pritom závislá na oboch zaťažovacích módoch. Vyššia miera módu I vedie k zníženiu trenia, a naopak vyššia miera módu III vedie k zvýšeniu trenia. Bola navyše prevedená analýza lomových povrchov u vzoriek zaťažených v čistom móde I, zmiešanom móde I+III bez trenia a zmiešanom móde I+III s trením. Výsledky pre čistý mód I boli v súlade s dostupnou literatúrou. Pre vzorky zaťažené v zmiešanom móde I+III boli prítomné takzvané „factory roof“ formácie na lomovom povrchu. V prípade vzoriek zaťažených zmiešaným módom I+III s trením bolo navyše možné na lomovom povrchu pozorovať abráziu bez prítomnosti „factory roof“ formácií, ale s radiálnymi povrchovými trhlínami.

6. Popis šírenia únavových trhlín v kovových materiáloch pri kombinovanom zaťažení

Nasledujúca kapitola pojednáva o štúdiu únavového chovania kovových materiálov pri kombinovanom namáhaní. Jedná sa o kombináciu ťahu a krutu, s ktorou sa pracovalo na valcových a trúbkových vzorkách (vid' obr. 17 a 18). K popisu únavového chovania bola využitá plastická časť J -integrálu, ktorá bola stanovená na základe numerických simulácií. Tento prístup sa ukázal ako vhodný v publikácii [121].

6.1 Popis nízkokyckového únavového chovania austenitickej nerezovej oceli AISI 316L pri axiálnom, torznom a kombinovanom namáhaní s použitím J -integrálu

Pre vysokocyklovú únavu (VCÚ) je charakteristické, že cyklická plastická deformácia je obmedzená iba na veľmi malý objem materiálu, ktorý je porovnateľný s veľkosťou zrna [3]. Miera cyklickej plastickej deformácie je závislá na elastickej deformácii vo zvyšku štruktúry, ktorá má oveľa väčší objem. Preto je možné použitie lineárne elastickej mechaniky kontinua pre popis chovania materiálu pri VCÚ, ktoré pomerne dobre koreluje s experimentami. Vďaka významnej linearite medzi deformáciou a napätím je možné použitie napäťových kvantít, čo je užitočné najmä z hľadiska aplikácie. Konkrétne je amplitúda napätia používaná pre popis medze únavy a súčiniteľ intenzity napätia je používaný pre únavové šírenie trhliny [104]. Pri nízkokyckovej únave (NCÚ) je objem plastickej deformovaného materiálu na počiatku rozťahnutý skrz celý prierez vzorky a neskôr sa cyklická plastická deformácia lokalizuje do sklzových rovín v jednotlivých zrnách. Preto bývajú v rámci NCÚ častejšie používané deformačné parametre pre popis únavového chovania. Vyjadrovanie namáhania telesa s využitím amplitúdy pretvorenia, prípadne amplitúdy plastickeho pretvorenia je pomerne bežné [105]. U VCÚ je etapa iniciácie trhliny oveľa dlhšia ako samotná etapa stabilného rastu trhliny. Naproti tomu u NCÚ sú tieto dve etapy porovnateľne dlhé, a navyše v prípade, že sa trhlina iniciuje z defektu, môže byť etapa šírenia trhliny ešte dlhšia [3, 104]. Životnosť pri NCÚ býva pre niektoré prístupy popísaná pomocou zákona šírenia trhliny, čo môže byť z matematického hľadiska príbuzné Manson-Coffinovu vzťahu, ako navrhol Polák a kolektív v [106, 107]. Z toho dôvodu je vhodné uvažovať parameter pre popis únavového chovania pri NCÚ, čo bolo zároveň náplňou tejto štúdie. Prehľad niektorých prístupov k danej problematike pomocou parametrov hnacej sily trhliny je uvedený napríklad v [108, 109]. Najrelevantnejším parametrom z hľadiska mechanizmu šírenia trhliny je otvorenie čela trhliny $\Delta CTOD$ [110]. V niektorých prípadoch výskumníci využili plastickú časť $\Delta CTOD$ za účelom dosiahnutia dobrej korelácie s rýchlosťami šírenia trhliny [111, 112]. Tieto výskumy sa ukázali byť vhodné v rámci použitia plastickej komponenty aj za podmienok „small-scale yielding“. Za podmienok „large-scale yielding“ (LSY) je dominantne používaným parametrom J -integrál. Jeho využitie pre cyklicky zaťažované aplikácie bolo rozšírené v neskorších prácach, ako je napríklad [113, 114]. Posledné štúdie [115-121] ukázali, že použitie amplitúdy plastickej časti J -integrálu ($J_{p,a}$) viedlo k presnejšiemu popisu kinetiky šírenia trhliny za podmienok LSY. Experimentálne dáta pre rôzne amplitúdy pretvorenia a rôzne materiály boli popísané pomocou jedine krivky s využitím $J_{p,a}$ v [121]. Cieľom tejto štúdie je popísanie nízkokyckovej únavovej životnosti oceli

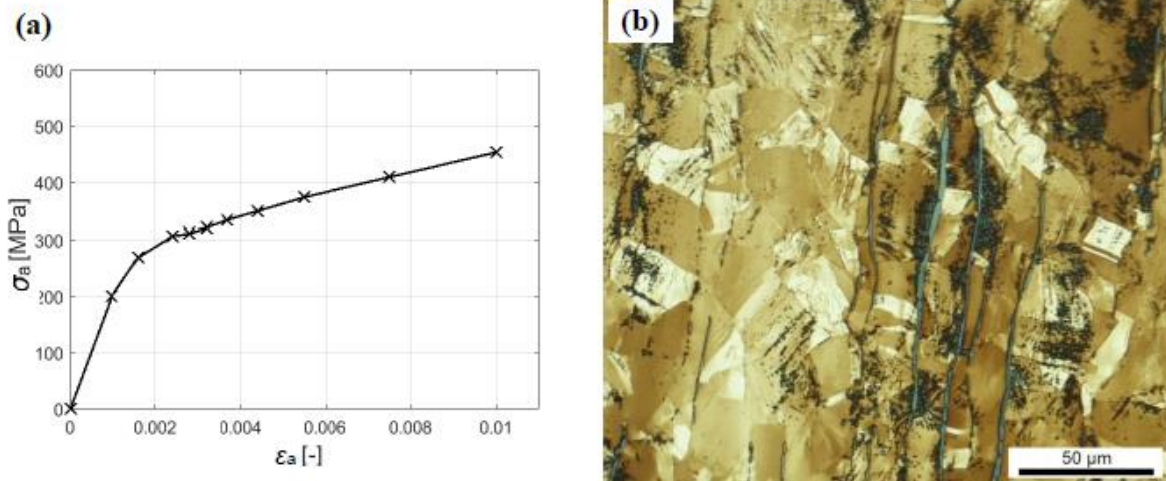
316L pri cyklickom axiálnom, torznom a kombinovanom axiálnom/torznom namáhaní vo fáze s využitím numerických simulácií. Problematika multiaxiálnych namáhaní a zmiešaných módov sa v poslednej dobe stáva stále viac a viac atraktívnou témou [122]. Jedným z problémov, typickým pre podobné štúdie, je vysoká náročnosť dosiahnutia stabilného šírenia trhliny pri šmykovom namáhaní. Za týmto účelom bolo v minulosti popísané množstvo špeciálne navrhnutých testovacích zariadení [24, 123]. Nie všetky sú však vhodné pri podmienkach „large scale yielding“. Jednou z možností je zaťaženie cylindrickej vzorky krutom, alebo kombináciou ťahu a krutu podobne ako v predchádzajúcich kapitolách, alebo napríklad v [124 - 126]. Aby bolo možné určiť pozíciu trhliny za účelom merania jej dĺžky, zvyčajne bývajú vytvorené počiatočné vruby, z ktorých sa potom trhliny šíria. Použitie takýchto vzoriek pri multiaxiálnom namáhaní vo fáze a mimo fáze bolo popísané napríklad v [125, 127]. Je treba zdôrazniť, že pre štúdium zmiešaného módu je charakteristických niekoľko problémov vzhľadom na to, že trhliny majú často tendenciu sa vychýliť zo svojho pôvodného smeru šírenia do lokálneho módu I. Pre stabilné šírenie trhliny v šmyku je dostupné veľmi obmedzené množstvo informácií. Jedna z týchto štúdií bola publikovaná v [128], kde boli počiatočné vruby vytvorené pomocou cyklického ťahového namáhania, a následne bola zmenená orientácia vzorky, aby boli tieto vruby zaťažené v šmyku. V prípade vzoriek, v ktorých boli predvrtané diery bez prítomnosti počiatočných vrubov, iniciujú trhliny z týchto dier pri cyklickom namáhaní hneď od začiatku šírenia do lokálneho módu I. Takáto situácia sa s najväčšou pravdepodobnosťou týka aj väčšiny prípadov v technických aplikáciách, kde trhliny iniciujú z defektov. Ohľadne danej terminológie panuje často zmätok, pretože mnohí autori nesprávne označujú multiaxiálne namáhanú vzorku zmiešaným módom. Ak je čelo trhliny zaťažené v lokálnom móde I, chovanie takejto trhliny nie je žiadnym spôsobom odlišné od módu I. Preto by takéto experimenty nemali byť považované za neznáme chovanie materiálu za podmienok zmiešaného módu. Namiesto toho by mali takéto štúdie overiť, že hnacia sila trhliny v lokálnom móde I je počítaná správne vzhľadom na geometrickú konfiguráciu, vonkajšie zaťaženie a smer šírenia trhliny. Ak sú tieto hnacie sily spočítané správne, mala by byť možná aplikácia takto dosiahnutých materiálových dát z axiálneho namáhania na prípady multiaxiálneho namáhania vo fáze. To by v konečnom dôsledku významným spôsobom zjednodušilo testovacie procedúry, pretože dáta z jednoosých namáhaní sú oveľa jednoduchšie dosiahnuteľné a nevyžadujú žiadne ďalšie experimenty. Jedným z cieľov tejto práce je teda vyskúšať daný postup na vzorkách zaťažených kombináciou ťahu a krutu vyrobených z austenitickej nerezovej oceli AISI 316L, ktorá je využívaná v technickej praxi v mnohých aplikáciách s vysokými požiadavkami na bezpečnosť a dlhodobé operácie v koróznom prostredí, ako je napríklad energetika a zdravotnícke implantáty [129, 130]. V tejto štúdií boli pozorované výrazne odlišné únavové životnosti medzi axiálne a torzne namáhanými vzorkami pre rovnakú mieru zaťaženia vyjadrenú ako ekvivalentná amplitúda pretvorenia. Preto bolo ďalšou časťou práce vysvetliť, prečo dochádza k danému chovaniu a zistiť, či dochádza k významným rozdielom v únavovom chovaní medzi ťahovým a torzným namáhaním, alebo je možné nájsť formuláciu, ktorá by zjednotila popis tohto chovania. Ako už bolo spomenuté, popis chovania, ktorý by bral do úvahy aj šírenie trhliny by bol výhodou, pretože problémy NCÚ sú pre mnohé aplikácie spojené s poškodením objemov komplexných geometrických tvarov s prítomnosťami koncentrátorov napätia, alebo iných defektov.

Experimentálne práce

Experimenty boli vykonané na austenitickej nerezovej oceli AISI 316L, ktorá je nízkouhlíkovou verziou oceli AISI 316. Obsahuje približne 2 – 3% molybdénu (viď tabuľka 2), ktorého obsah zvyšuje odolnosť voči korózii a stabilizuje štruktúru. Táto oceľ má široké využitie v mnohých aplikáciách, ako sú napríklad výmenníky tepla, súčasti pecí, fotografické a farmaceutické zariadenia, potravinársky priemysel a časti leteckých motorov [131]. Dodaný materiál bol vyrobený firmou Acerinox Europa so sídlom v Španielsku vo forme za horúca lisovaných pásov s hrúbkou 20 mm. Mikroštruktúra materiálu je znázornená na obrázku 47 b), pre ktorú boli charakteristické najmä rovnoosé zrná o strednej hodnote približne 40 μm . Chemické zloženie je uvedené v tabuľke 2. Nakoľko je obsah niklu na minimálnej úrovni, ktorú povoľuje norma, množstvo reziduálneho δ -feritu je nezanedbateľné. To vedie k nižšej stabilite austenitickej fáze martenzitickej transformácie indukovanej pretvorením. Výrobcom garantované materiálne vlastnosti sú nasledovné: 0,2% odchýlka medze klzu $\sigma_y = 336 \text{ MPa}$ a pevnosť v ťahu $\sigma_u = 586 \text{ MPa}$. Experimentálne nameraná napäťovo-deformačná krivka, určovaná pri symetrickom axiálnom cyklovaní, je znázornená na obrázku 47 a). Body z tohto merania sú na obrázku znázornené čiernymi krížikmi, zatiaľ čo uvedená krivka bola použitá pre účely numerického modelovania.

Tab. 2: Chemické zloženie oceli 316L v hmotnostných percentách

C	Cr	Mn	Mo	N	Ni	Si	Fe
0,02	16,63	1,25	2,04	0,04	10,00	0,38	Zvyšok



Obr. 47: a) cyklická napäťovo-deformačná krivka austenitickej nerezovej oceli AISI 316L, b) Metalografická snímka materiálu pomocou svetelného mikroskopu, znázorňujúca mikroštruktúru austenitickej nerezovej oceli AISI 316L

Experimenty prebiehali na dutej cylindrickej tyčovej vzorke (ďalej pre zjednodušenie nazývanej tubulárna) s malým kruhovým otvorom, ktorá je schematicky znázornená na obrázku 18. Vnútorý priemer vzorky bol 8 mm a vonkajší priemer bol 12 mm. Vrchná a spodná časť vzorky mali hrubšie steny za účelom bezpečnejšieho upnutia v stroji. V strede vzorky bol vyvrtaný kruhový otvor s priemerom 0,3 mm, aby bolo možné jednoznačne definovať miesto iniciácie trhliny. Na experimenty bol použitý servo-hydraulický stroj MTS

809, ktorý bol kontrolovaný počítačom a umožňoval axiálne a torzné namáhanie. Zaťažovanie bolo kontrolované pomocou amplitúdy pretvorenia s rýchlosťou deformácie $5 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$. Testy prebiehali pri symetrickom cykle pri izbovej teplote. Celkové pretvorenie bolo merané pomocou extenzometrov pripevnených na testovacích vzorkách. Šírenie malých trhlín bolo pozorované pomocou svetelného mikroskopu Navitar s dlhou ohniskovou vzdialenosťou, ktorý bol upevnený na rozhraní testovacieho stroja. Mikroskopické snímky boli analyzované po samotných experimentoch a z nich bola identifikovaná hlavná trhlinka, na základe ktorej bola odvodená závislosť dĺžky trhliny na počte cyklov. Po lome boli vzorky pozorované aj pomocou elektrónového mikroskopu Tescan Lyra. Navyiac prebehli aj experimenty na plných cylindrických tyčových vzorkách (ďalej pre zjednodušenie nazývanými plné), znázornených na obrázku 17. Dáta z uvedených testov boli staršie, zatiaľ čo dáta z tubulárnych vzoriek boli pridané až potom, aby bolo možné zhodnotiť rozdiely medzi jednotlivými experimentami. Plné vzorky poskytli dáta pre porovnanie výsledkov rôznych materiálov pri ťahovom/tlakovom namáhaní [121]. Na povrchu vzoriek boli vybrúsené plytké vruby, aby sa zvýšila pravdepodobnosť iniciácie únavových trhlín v danej oblasti, ktorú snímal svetelný mikroskop. Experimenty prebiehali na servo-hydraulickom stroji MTS 810 pri izbovej teplote. Trhliny iniciovali prirodzeným spôsobom na vybrúsenej oblasti pri zaťažení axiálnou silou. Detailnejší popis nukleácií trhlín a samotných experimentov je uvedený v [121].

Cyklické torzné a a kombinované axiálne/torzné namáhanie

Tubulárna vzorka na obrázku 18 bola namáhaná všetkými tromi spôsobmi – axiálne, torzne a kombináciou axiálneho a torzného zaťaženia. Pre všetky z uvedených spôsobov bol využitý systém MTS 809. Na vzorkách bol upevnený špeciálny extenzometer, ktorý bol schopný nezávisle merať ťahové aj šmykové pretvorenia. Použitá rýchlosť deformácie predstavovala $5 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$, čo odpovedá rýchlosti deformácie typicky používanej pri axiálnom namáhaní. V prípade viacosého namáhania majú tenzory napätia a pretvorenia viacero nenulových členov v porovnaní s jednoosým namáhaním. Z praktického hľadiska je však vhodné definovať skalárne veličiny určené k popisu stavov napätí a pretvorení, aby bolo možné ich porovnanie s ťahovými skúškami a definícia limitného kritéria. Najčastejšie používaná formulácia pre výpočet ekvivalentného napätia σ_{eq} a pretvorenia ε_{eq} je von Misesove kritérium, ktoré bolo pôvodne využívané pre plastickú poddajnosť a neskôr pre viacosú únavu [122]:

$$\varepsilon_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}(1 + \mu)} \sqrt{(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^2 + (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{zz})^2 + (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{xx})^2 + \frac{3(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2)}{2}}, \quad (46)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]}. \quad (47)$$

Počas plastickej deformácie kovov je objem materiálu zachovaný, preto bola uvažovaná hodnota $\mu = 0,5$. Pre kombinované namáhanie, ktoré je závislé na axiálnom plastickom pretvorení ε_p a šmykovom plastickom pretvorení γ_p , je typicky používané nasledovné kritérium (treba pripomenúť, že zaťaženie pretvorením ε_x vyvolá nenulové pretvorenie ε_y a ε_z , ktoré sú dané Poissonovou kontrakciou):

$$\varepsilon_{eq,p} = \sqrt{\varepsilon_p^2 + \frac{\gamma_p^2}{3}}. \quad (48)$$

Pre prípady zaťaženia čistým ťahom a čistým krutom sú kritériá pre ekvivalentné plastické pretvorenie nasledovné:

$$\varepsilon_{eq,p} = \varepsilon_p \quad \text{pre ťah}, \quad (49)$$

$$\varepsilon_{eq,p} = \frac{\gamma_p}{\sqrt{3}} \quad \text{pre krut}. \quad (50)$$

Rovnice (48) – (50) boli použité pre transformáciu axiálnej a šmykovej komponenty napätia a pretvorenia na ekvivalentné napätie a pretvorenie počas experimentálnych meraní vo fáze. Práve vďaka tomu, že tieto komponenty boli vo fáze, mohli byť použité amplitúdy napätia a pretvorenia. Ekvivalentná amplitúda napätia je vyjadrená nasledujúcim vzťahom:

$$\sigma_{eq,p} = \sqrt{\sigma_a^2 + 3\tau_a^2}, \quad (51)$$

kde τ_a je amplitúda nominálneho šmykového napätia vyvolaná krútiacim momentom a σ_a je amplitúda nominálneho ťahového napätia vyvolaná axiálnou silou. Vzhľadom na to, že napätie a pretvorenie počas krutového namáhania sa zvyšuje s rastúcou vzdialenosťou od osi vzorky, konečná hodnota ekvivalentného napätia a pretvorenia bola uvažovaná v mieste stredu steny vzorky. Plastické pretvorenie bolo určené ako rozdiel medzi celkovou ekvivalentnou amplitúdou pretvorenia a elastickou časťou na základe nasledujúceho vzťahu:

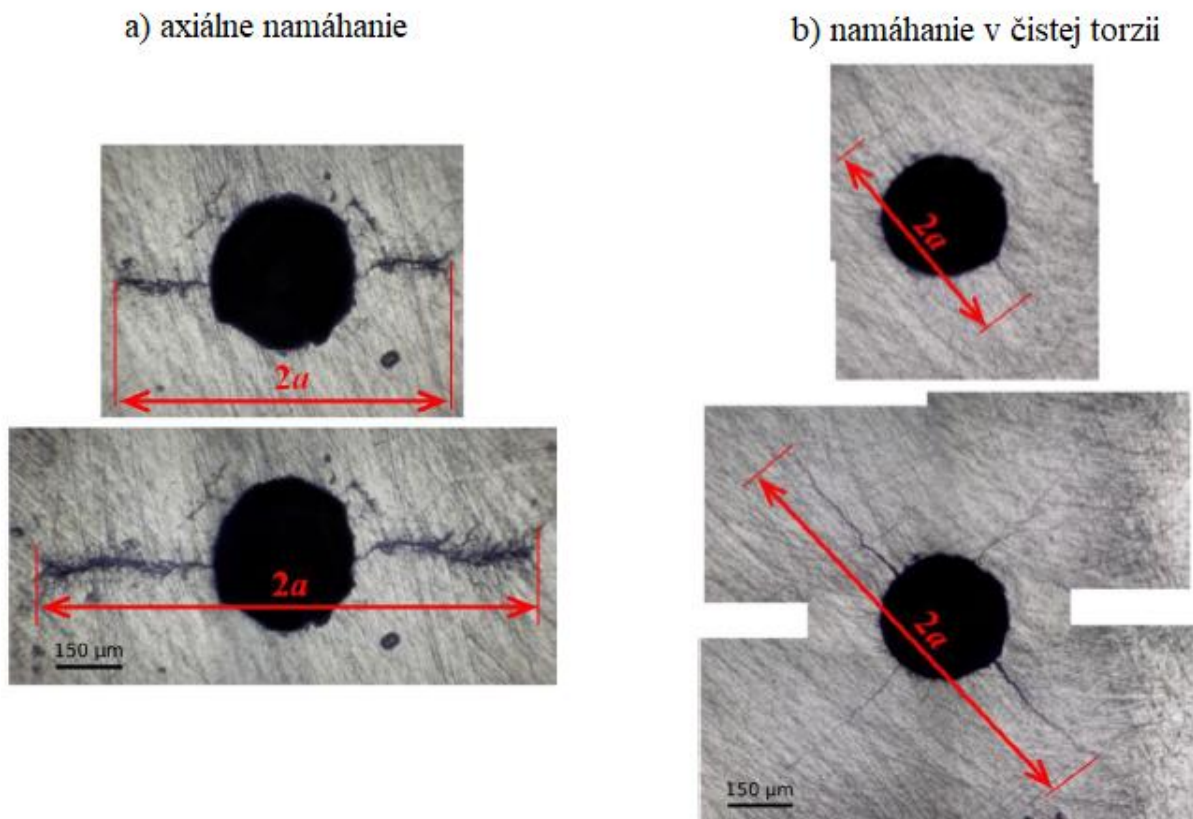
$$\varepsilon_{eq,p,a} = \varepsilon_{a,eq} - \frac{\sigma_{a,eq}}{E_{eff}}, \quad (52)$$

kde E_{eff} je elastický spád hysteréznej slučky vyneseny v ekvivalentných súradniciach.

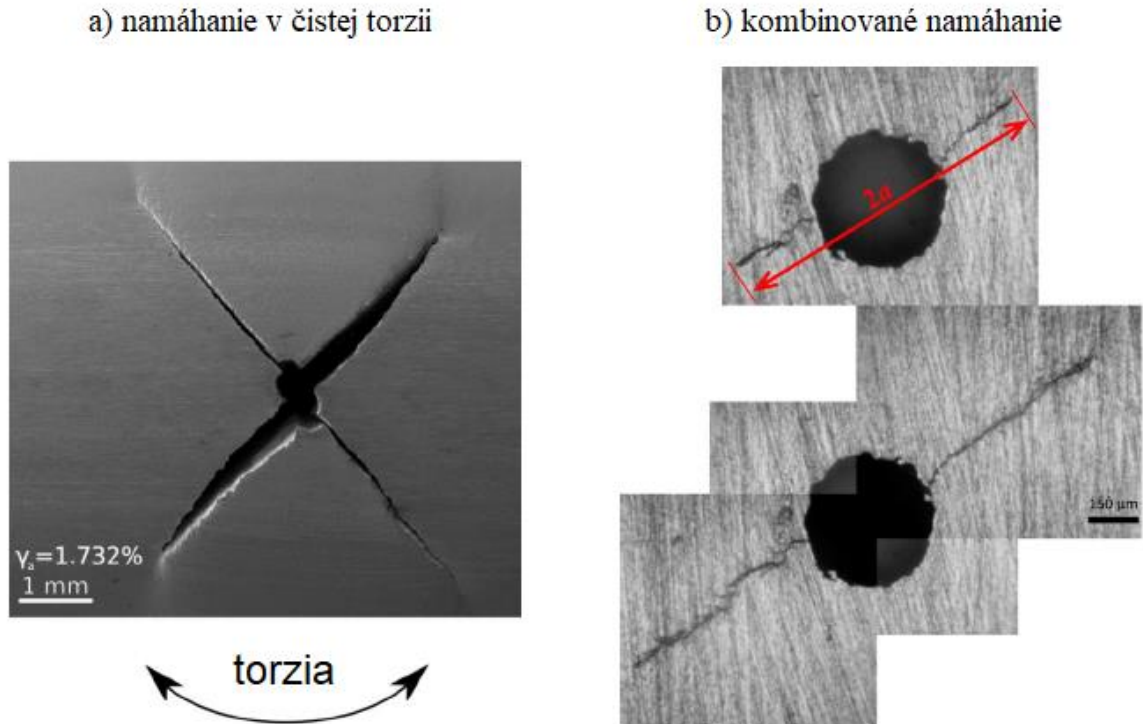
Šírenie trhliny a únavové životnosti

V tubulárnej vzorke vznikali trhliny v kruhovom otvore a šírili sa skrz celú hrúbku steny vzorky. Rozdiely medzi dĺžkami trhlín na vonkajšom a vnútornom povrchu boli zanedbané. Ako už bolo spomenuté, dĺžka trhliny bola pozorovaná optickým mikroskopom. Vzdialenosť medzi ľavým a pravým čelom trhliny bola určovaná ako $2a$, bez ohľadu na kruhovú dieru v strede vzorky. (viď obr. 48 a 49). Príslušná polovičná dĺžka trhliny a bola použitá k stanoveniu rýchlostí šírenia trhliny, ktoré sú uvedené v sekcii výsledkov. Príklady experimentálnych snímok svetelného mikroskopu zo všetkých troch typov namáhania sú znázornené na obrázkoch 48 a 49. Pri axiálnom namáhaní sa trhliny šírili v tangenciálnom smere (kolmo voči osi tubulárnej vzorky – viď obr. 48 a). Pri namáhaní čistým krutom došlo k vytvoreniu štyroch vetiev trhliny, ktoré tak sformovali dve vzájomne kolmé trhliny. Tie boli voči osi namáhania natočené o uhol približne 45° (viď obr. 48 b), 49 a). Výsledná dĺžka trhliny bola pritom určená ako priemer dvoch dĺžok prítomných trhlín. Záťažový cyklus bol symetrický, čo je ekvivalentné dvom namáhaniam typu ťah/tlak mimo fáze naraz, v smere

naklonenom o 45° voči zaťažovacej osi a o 90° jeden voči druhému. Iba jedna z dvoch trhlín bola otvorená počas daného cyklu, zatiaľ čo druhá bola zatvorená. To znamená, že ani jedna z trhlín neovplyvnila šírenie tej druhej. Na obrázku 49 a) je znázornená snímka trhliny z elektrónového mikroskopu, ktorá sa šírila pri torznom namáhaní s vysokou mierou šmykovej amplitúdy pretvorenia. Všetky snímky pritom odhalili, že trhliny sa šírili v lokálnom móde I celý čas už od iniciácie. Pri kombinovanom namáhaní sa na kruhovom otvore v prípade axiálne dominantnej komponenty vytvorili len dve vetvy (jedna trhlina) a štyri vetvy (dve trhliny, rovnako ako pri čistej torzii) v prípade torzne dominantnej komponenty. Príklad axiálne dominantnej komponenty u kombinovaného namáhania je znázornený na obrázku 49 b), kde boli vytvorené dve vetvy orientované pod uhlom približne 30° voči nomálovej rovine osi vzorky.

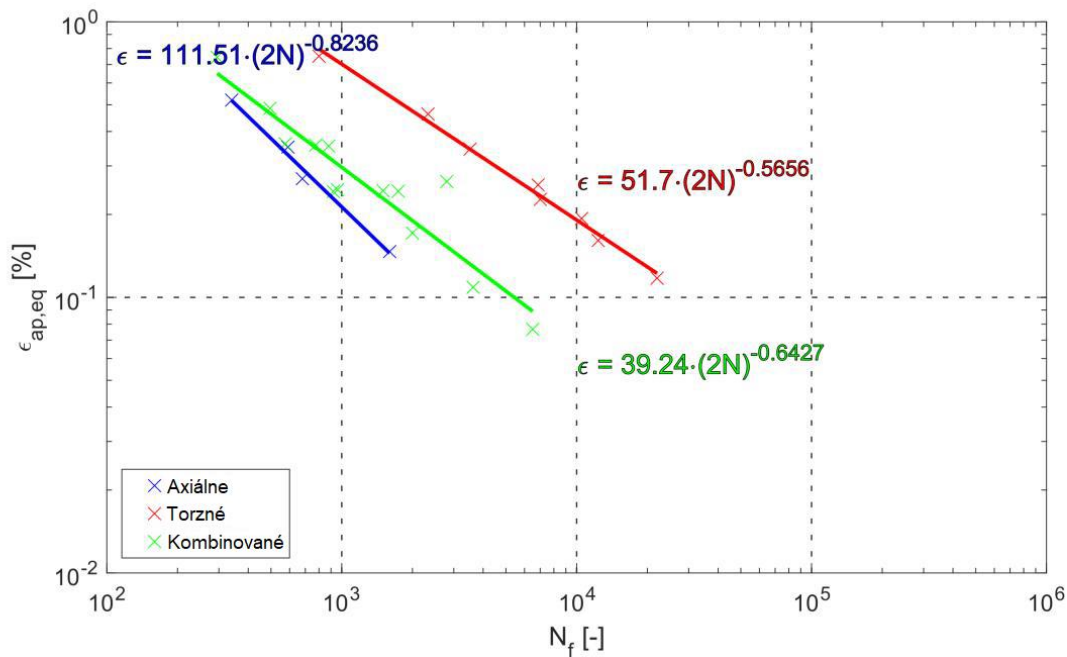


Obr. 48: Vývoj šírenia trhliny v tubulárnej vzorke, zaťaženej a) čistým ťahom pri amplitúde pretvorenia 0,44% a b) čistým krutom pri celkovej amplitúde šmykového pretvorenia 0,48%



Obr. 49: a) Snímka z elektrónového mikroskopu vzorky zaťaženej čistou torziou po 800 cykloch pri celkovej amplitúde šmykového pretvorenia 1,732% b) vývoj šírenia trhliny v tubulárnej vzorke, zaťaženej kombinovaným namáhaním pri celkovej ekvivalentnej amplitúde pretvorenia 0,44%

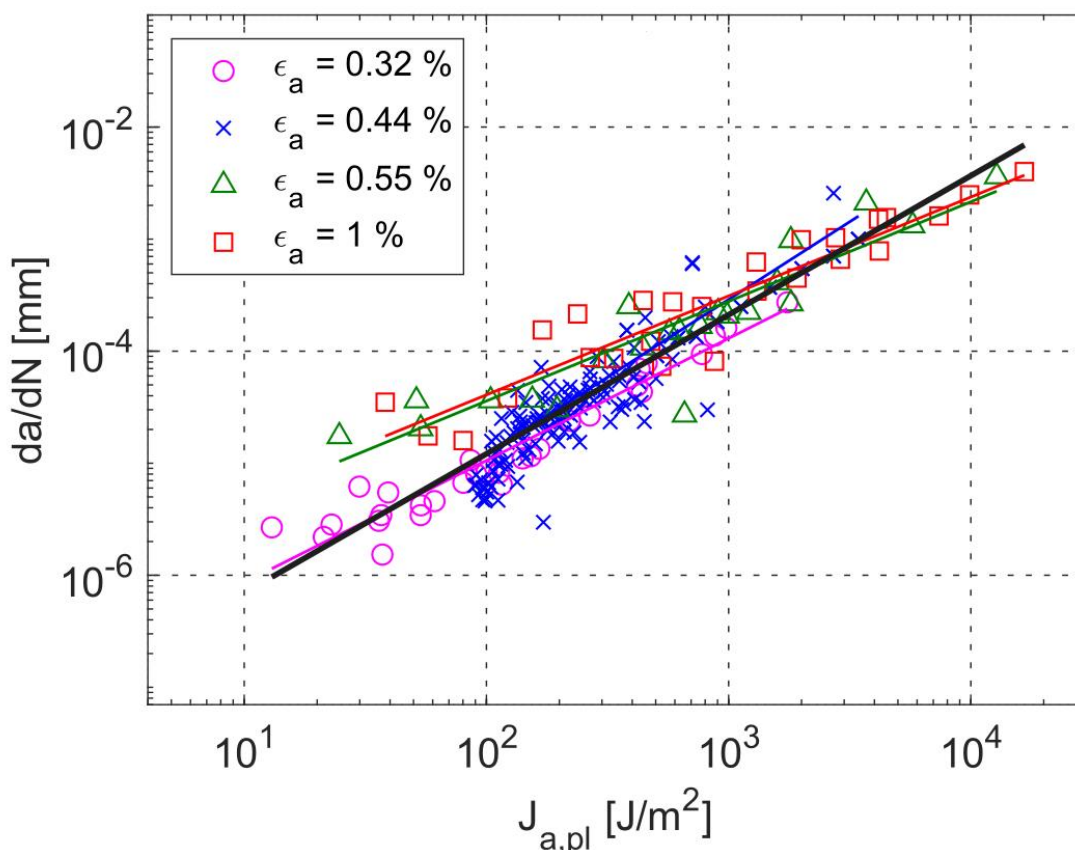
V prípadoch torzného a kombinovaného namáhania je obťažne presne špecifikovať lom vzorky, pretože trhliny sa šíria v natočenom smere. Posunutie z rotácie je príliš veľké, zatiaľ čo vzorka nie je celkom dolomená. Z toho dôvodu bol ako parameter pre porovnanie únavových životností zvolený počet cyklov N_f , pri ktorých trhlina narastie do určitej dĺžky. Podobný prístup bol zvolený napríklad aj v [108]. Konečná dĺžka trhlín a_f dosahovala od 2 do 3 mm, čo odpovedá rozsahu pozorovania optického mikroskopu. Vzhľadom na to, že rýchlosti šírenia trhliny na konci únavového života sú vysoké a počet cyklov pre rast makroskopicky veľkých trhlín je nízky nie sú rozdiely spôsobené odlišnými dĺžkami trhlín a_f významné vzhľadom na celkovú únavovú životnosť a pozorovaný počet cyklov pre všetky vzorky by mohol byť uvažovaný ako N_f pre všetky účely vynášania Manson-Coffinových kriviek. Dáta pre všetky tri typy zaťažovania v rámci $\varepsilon_{eq,p,a}$ sú znázornené na obrázku 50. Z toho je zrejmé, že zvyškové únavové životnosti boli dlhšie v prípade torzného namáhania oproti axiálnemu namáhaniu. Podobný efekt bol pozorovaný aj v [122]. Ak by boli trhliny zaťažované v zmiešanom móde, pravdepodobne by dochádzalo k spomaleniu ich rastu vplyvom trenia medzi lomovými povrchmi, ako bolo napríklad pozorované v [99]. Ale ako už bolo spomenuté, trhliny sa šírili v lokálnom móde I, kde nedochádzalo k žiadnym posuvom líc trhlín spôsobených šmykom. Preto rozdielne hodnoty v rýchlostiach šírenia trhlín nemožno vysvetliť týmto spôsobom a táto skutočnosť musí byť vysvetlená inými mechanizmami šírenia, ktoré budú analyzované v nasledujúcich sekciách.



Obr. 50: Závislosť ekvivalentnej amplitúdy plastického pretvorenia na únavových životnostiach N_f pre cyklické axiálne namáhanie (modrá), torzné namáhanie (červená) a kombinované axiálne/torzné namáhanie (zelená)

Numerická analýza

Ako bolo spomenuté v úvode, v práci [121] bolo zistené, že plastická časť J -integrálu J_p je vhodným parametrom pre popis rýchlostí šírenia trhliny pri cyklickom axiálnom namáhaní v režime „large scale yielding“ pre rôzne materiály. Dáta, ktoré boli v uvedenej práci získané pre oceľ 316L na plnej vzorke (viď obr. 17) sú znázornené na obrázku 51. Z výsledkov je zrejmé, že priebehy rýchlostí šírenia trhlín sú približne rovnaké pre rôzne amplitúdy namáhania, ak sú v grafe vynesené v závislosti na plastickej časti J -integrálu. Rovnaký prístup bol pre analýzu výsledkov použitý aj v tejto práci. Plastické časti J -integrálov boli stanovené pre konkrétne orientované trhliny v tubulárnej vzorke zaťaženej ťahom, krutom a kombináciou ťahu/krutu.



Obr. 51: Závislosť rýchlosti šírenia trhliny na plastickej časti J -integrálu $J_{p,a}$ pre ťahový únavový test na oceli 316L, publikovaný v [121]

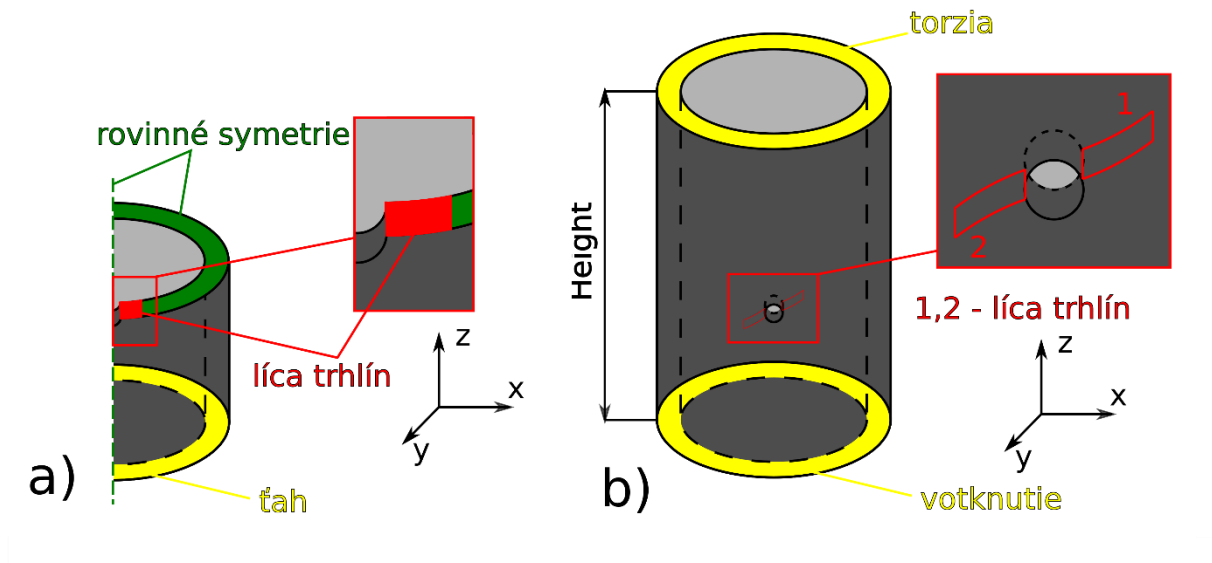
Stanovenie lomových parametrov za podmienok elasto-plastickeho zaťažovania

Pre popis chovania únavovej trhliny za vyšších zaťažovacích hladín bola použitá plastickej časť J -integrálu J_p . Stanovenie hodnôt J -integrálov prebiehalo na základe 3D numerického modelu vytvoreného v prostredí ANSYS mechanical APDL. Na analýzu bola použitá elasto-plastickej lomová mechanika s nelineárnym materiálovým modelom. Hodnoty J -integrálov na plných vzorkách boli predtým stanovené v [121]. Pre výpočet plastickej časti J -integrálu bolo nutné vyriešiť dva nezávislé problémy pre každú dĺžku trhliny a každú amplitúdu zaťaženia. V prvom prípade to bolo určenie elastickej časti J -integrálu s využitím lineárneho modelu s lineárne elastickej materiálovým modelom. V druhom prípade bol využitý elasto-plastickej model s multilineárnym materiálovým modelom, ktorého výsledkom bola hodnota celkového J -integrálu. Nakoľko ten je sumou elastickej a plastickej časti, J_p bol stanovený ako rozdiel v nasledujúcom vzťahu:

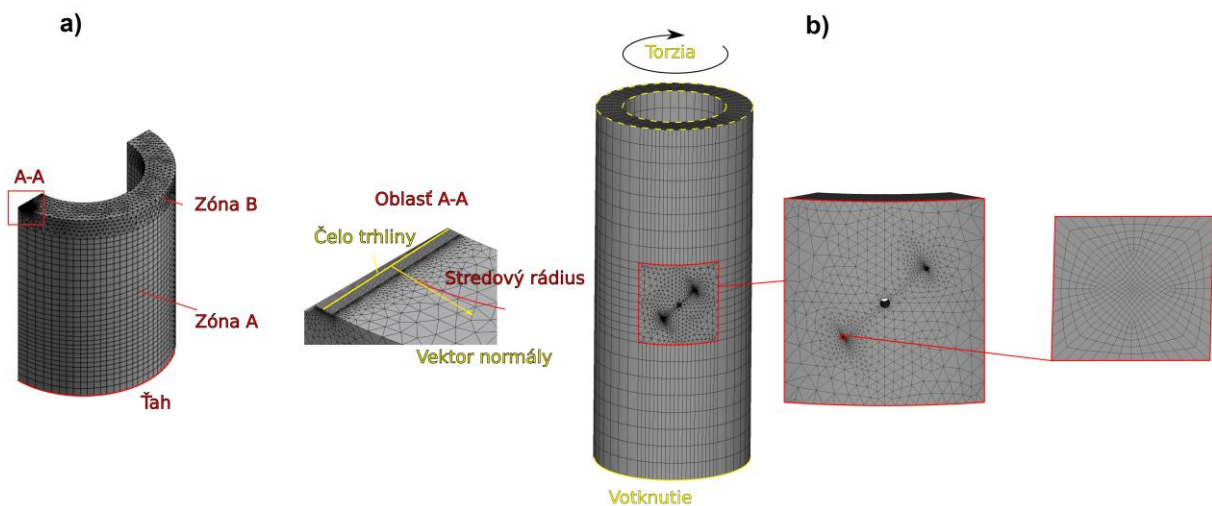
$$J_p = J_{\text{celkový}} - J_{el} \quad (53)$$

Mechanické vlastnosti lineárne elastickej materiálového modelu boli nasledovné: modul pružnosti v ťahu $E = 205\,000$ MPa a Poissonov pomer $\mu = 0,3$. V prípade nelineárnej úlohy bol multilineárny materiálový model vytvorený na základe cyklickej napäťovo-deformačnej krivky, znázornenej na obrázku 47 a). Tvorba siete bola prispôbená takým spôsobom, aby neboli

výpočtové časy príliš veľké, ale zároveň aby nebola ohrozená presnosť výsledkov. Tubulárna vzorka zaťažená axiálne umožňovala použitie rovinných symetrií, čo výrazným spôsobom znížilo čas výpočtov. Naopak torzné namáhanie tento princíp neumožňovalo. Geometrické modely oboch spomenutých prípadov zaťaženia tubulárnej vzorky sú znázornené na obrázku 52. V daných modeloch boli uvažované iba dve vetvy trhliny naraz, zatiaľ čo zvyšné dve boli uzavreté – ako bolo vysvetlené v predchádzajúcej sekcii. Tieto uzavreté vetvy boli považované za materiálové kontinuum (viď obr. 52 b). V prípade čistého krutu boli trhliny orientované pod uhlom 45° voči tangenciálnemu smeru, čo je taktiež teoretický uhol odpovedajúci maximálnemu ťahovému napätiu. Tento efekt bol pozorovaný aj na experimentoch. U kombinovaného namáhania závisel uhol sklonu trhliny na pomere medzi axiálnym a torzným namáhaním. Detailnejšie je tento problém rozobratý v ďalšej sekcii. Čelá trhlín mali v skutočnosti mierne zakrivenie pozdĺž hrúbky steny. Na základe simulácií však bolo zistené, že pri rotácii čela trhliny okolo os x a z (viď obr. 52 b) nedochádzalo k významným rozdielom v hodnotách J -integrálu oproti prípadom s priamym čelom trhliny. Vzhľadom na to, že modelovanie takýchto zakrivených čiel trhliny je z časového hľadiska náročnejšie, boli uvažované len prípady s priamym čelom trhliny, orientovaným v radiálnom smere (kolmo na stenu vzorky). Z hľadiska diskretizácie bol najväčší dôraz kladený na oblasť v tesnej blízkosti čela trhliny, v ktorej bola vytvorená veľmi jemná sieť s využitím kvádrových elementov typu *SOLID186* [83]. Vzhľadom na geometrickú nerovnomernosť objemu bola oblasť ďalej od čela trhliny vysieťovaná štvorstenovými elementami, pričom v oblasti prechodu medzi kvádrovými a štvorstenovými elementami boli použité redukované elementy. Zvyšok objemu bol potom opäť diskretizovaný kvádrovými elementami. Štvrtinový model axiálne namáhanej vzorky a celý model torzne namáhanej vzorky sú znázornené na obrázku 53. Model pre kombinované namáhanie má rovnakú špecifikáciu ako u čistej torzie, ale uhol sklonu trhliny je upravený pre danú amplitúdu a pomer ťahu/krutu a je navyše pridané ťahové namáhanie. Úroveň zaťaženia krutu a sily boli určené iteračne, takže amplitúdy pretvorenia boli v zhode s experimentálnymi hodnotami nameranými multiaxiálnym extenzometrom. Úroveň zaťaženia v numerických modeloch bola postupne zvyšovaná, kým bolo dosiahnuté ťahové, alebo šmykové pretvorenie odpovedajúce amplitúde pretvorenia v rámci daného experimentu. S využitím takto navrhnutých numerických modelov bolo stanovených niekoľko hodnôt J -integrálov pre rôzne dĺžky trhliny v rozmedzí minimálnej a maximálnej nameranej dĺžky trhliny pre danú amplitúdu zaťaženia. Takto nadobudnuté hodnoty boli následne aproximované rovnicami, aby boli získané závislosti J -integrálov na dĺžke trhlín v danom rozmedzí.



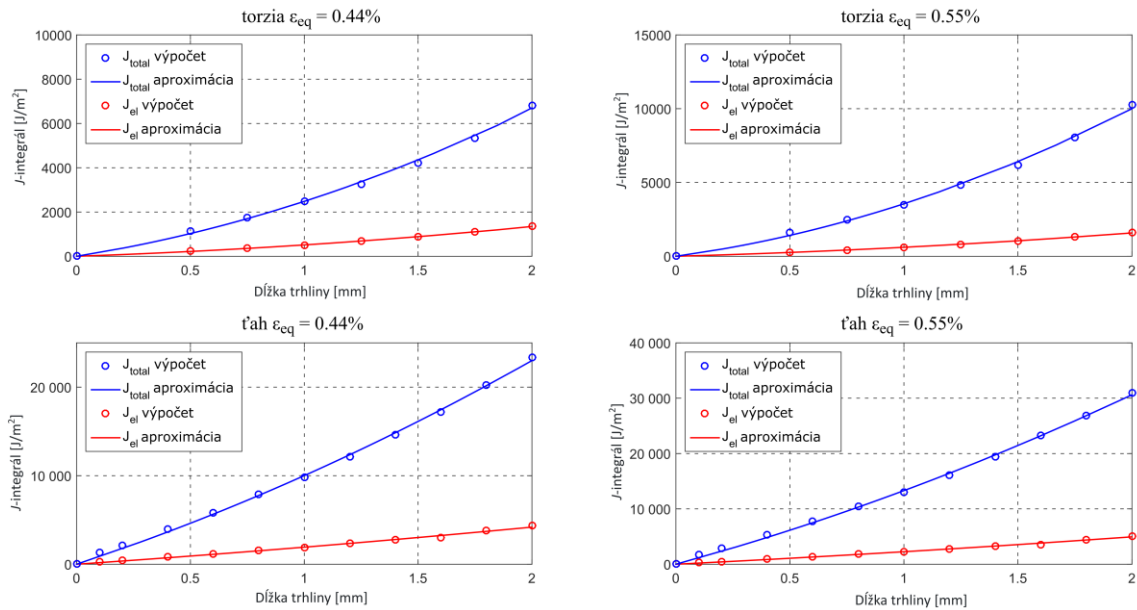
Obr. 52: Geometrický model tubulárnej vzorky s okrajovými podmienkami pri a) axiálnom namáhaní a b) torznom namáhaní



Obr. 53: a) Diskretizovaný numerický model axiálne namáhanej tubulárnej vzorky s detailom oblasti okolia trhliny, b) diskretizovaný numerický model torzne namáhanej vzorky s detailom oblasti okolia trhliny

Závislosť J_p na dĺžke trhliny

Príklad vypočítaných hodnôt J -integrálov pre konkrétne zaťažovacie amplitúdy a spôsoby namáhania je znázornený na obrázku 54 ako funkcia závislosti na dĺžke trhliny a . Výsledky numerických simulácií sú vyznačené kruhovými bodmi, zatiaľ čo spojité krivky predstavujú aproximačné preloženie vypočítaných dát pomocou rovnice (54). V grafe boli pritom vynesené ako elastická, tak plastická časť J -integrálu, aby bolo možné vidieť ako veľké sú jednotlivé komponenty.



Obr. 54: Príklady hodnôt elastických a celkových J -integrálov, vypočítaných pre rôzne dĺžky trhliny a príslušné aproximačné krivky

Plastická časť J -integrálu pre výpočet experimentálnych dát bola určená zo vzťahu (53), kde hodnoty celkového a elastického J -integrálu boli určené z preloženia dát na obrázku 54 pomocou nasledujúceho vzťahu:

$$J = p_1 a + p_2 a^2, \quad (54)$$

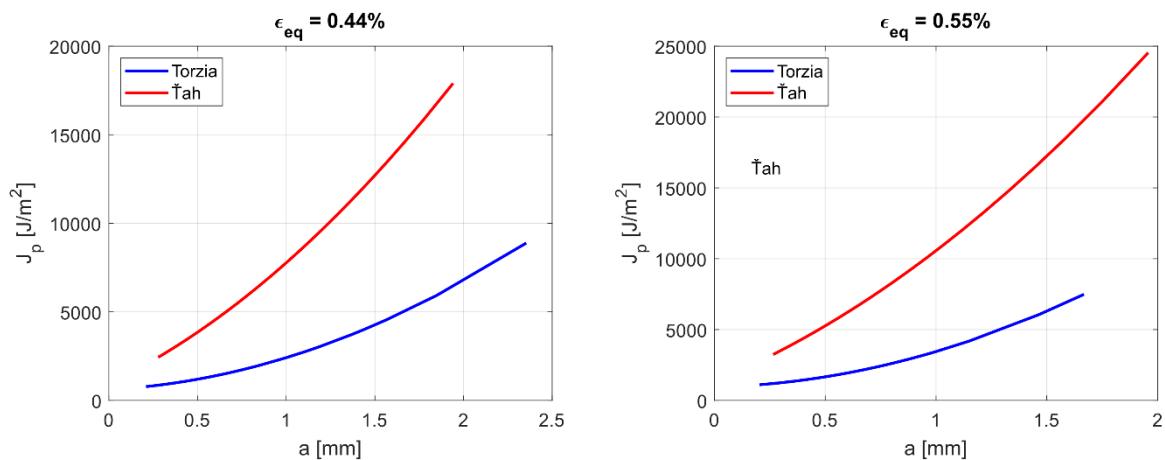
kde konštanty p_1 a p_2 sú uvedené pre konkrétne prípady v tabuľke 3 pre elastický a celkový J -integrál. Pre plastický J -integrál boli tieto konštanty stanovené ako rozdiel celkového a elastického J -integrálu. Konštanty sú vhodné pre rozmery J v $[J/m^2]$ a dĺžka trhliny a v $[mm]$.

Tab. 3: Aproximačné konštanty zo vzťahu (52), pre numericky určené komponenty J -integrálu J_{total} a J_{el} ako funkcie závislosti na dĺžke trhliny a pre konkrétne prípady ekvivalentných amplitúd pretvorenia pre axiálne a torzné namáhanie

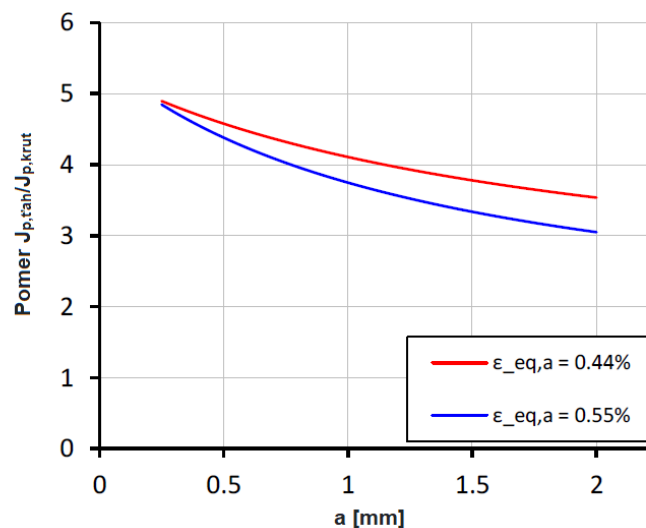
Časť J -integrálu	Namáhanie	$\varepsilon_{eq,a} = 0,44\%$		$\varepsilon_{eq,a} = 0,55\%$	
		p_1	p_2	p_1	p_2
Elastický	Axiálne	1760,326	167,296	246,192	213,936
	Torzné	357,801	155,793	429,511	180,564
Celkový	Axiálne	8516,674	1490,667	11293,796	2007,387
	Torzné	1632,124	848,176	2114,415	1442,175
Plastický	Axiálne	6756,348	1323,371	9247,604	1793,451
	torzné	1274,323	692,383	1684,904	1261,611

Takto určené hodnoty plastického J -integrálu J_p sú znázornené na obrázku 55 pre ťahové a torzné namáhanie pre dva konkrétne prípady ekvivalentných amplitúd pretvorenia. Tieto amplitúdy boli zvolené pre porovnanie preto, lebo majú rovnakú hodnotu pre oba typy namáhania. Z výsledkov je zrejmé, že hnacie sily trhliny pri torznom namáhaní sú významne nižšie ako v prípade ťahového namáhania v rámci danej ekvivalentnej amplitúdy pretvorenia. Pre lepšie znázornenie týchto rozdielov bol vytvorený graf, znázornený na obrázku 56, ktorý

vyjadruje závislosť pomeru plastického J -integrálu v ťahu voči plastickému J -integrálu v torzii na dĺžke trhliny a . Tento pomer nadobúda hodnotu približne 4 pre dĺžky trhliny, ktoré sú relevantné pre vykonané experimenty.



Obr. 55: Porovnanie závislosti J_p na dĺžke trhliny a pre ťahové a torzné namáhanie pre dva konkrétne prípady ekvivalentných amplitúd pretvorenia

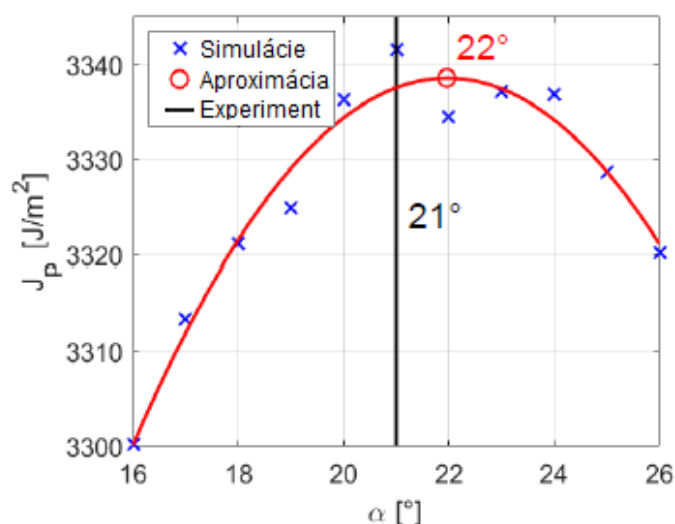


Obr. 56: Pomer plastického J -integrálu v ťahu voči plastickému J -integrálu v torzii v závislosti na dĺžke trhliny

Smer šírenia únavovej trhliny pri kombinovanom namáhaní

Pri čistom axiálnom a torznom namáhaní bola pozícia maximálneho ťahového napätia jednoznačná. Avšak pri kombinovanom namáhaní bolo nutné určiť smer šírenia trhliny, aby bolo možné stanovenie hodnoty J -integrálu. Uhol sklonu α bol definovaný ako natočenie čela trhliny smerom od roviny kolmej na os vzorky (natočenie smerom od trhliny, ktorá by sa šírila pri namáhaní čistým ťahom). Pre relatívnu kvantifikáciu axiálnej a torznej komponenty bol zavedený percentuálny pomer A:T, kde číslo pred zložkou A určuje pomer amplitúdy axiálneho pretvorenia voči ekvivalentnej amplitúde pretvorenia a je vyjadrené v %. Číslo pred zložkou T je zvyšok do sumy 100 (%). Nasledujúci postup bol použitý pre stanovenie smeru šírenia pomocou uhlu α . Bolo urobených mnoho elasto-plastických výpočtov J_p pre rôzne orientácie

čela trhliny. Uhol sklonu α pre konkrétnu úroveň zaťaženia bol stanovený ako uhol, pri ktorom J_p dosahuje najvyššej hodnoty. Aby bolo možné toto maximum jednoduchšie odhadnúť, výpočty závislosti J_p na α boli preložené polynómom druhého stupňa. Príklad tohoto postupu pre vybraný typ kombinovaného namáhania 51A:49T je znázornený na obrázku 57, na ktorom je vidieť, že aproximačná krivka nadobúda maximum pre uhol $\alpha = 22^\circ$. Tento výsledok je v dobrej zhode s experimentálnym meraním, pri ktorom bol na vzorke pozorovaný uhol sklonu 21° . Podobné zhody boli zaznamenané aj na ostatných kombináciách ťahového a torzného namáhania. Konkrétne hodnoty sú uvedené v tabuľke 4, v ktorej je uvedený prehľad príslušných veličín dôležitých pre popísaný postup. V tejto práci bol ďalej používaný uhol sklonu stanovený na základe experimentálnych meraní, aby bola dosiahnutá čo najvyššia presnosť. V praxi však tieto hodnoty nebývajú vždy všeobecne dostupné, preto je vhodná možnosť numerickej predikcie, ktorá bola popísaná vyššie. Po zistení smeru šírenia trhliny pre konkrétne zaťažovania sú možné výpočty príslušných J_p na základe numerického modelu, popísaného vo vyššie uvedenej sekcii.



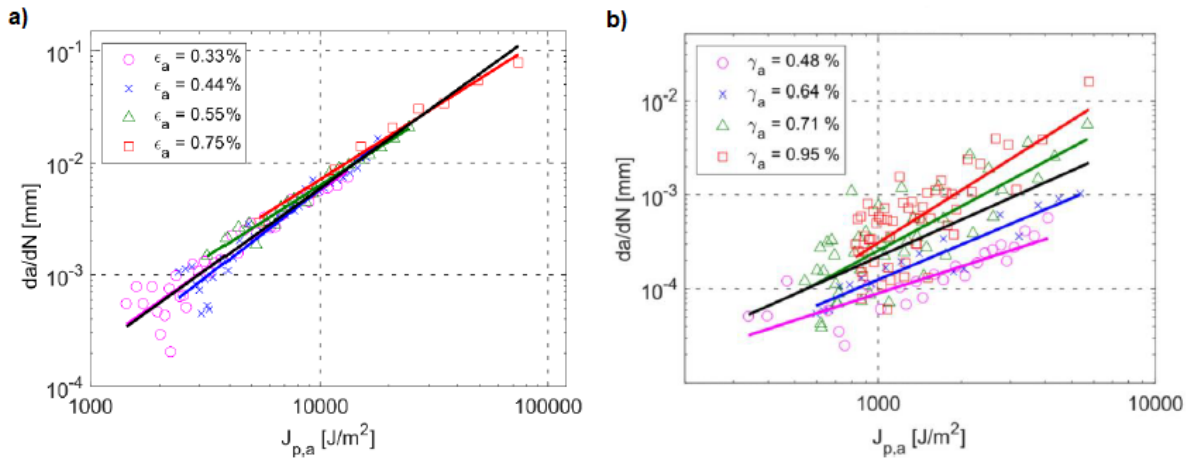
Obr. 57: Príklad závislosti plastickej časti J -integrálu na smere šírenia trhliny α pre vzorku zaťaženú pomerom 51A:49T, aproximačná krivka polynómu druhého stupňa je znázornená červenou farbou s vyznačeným maximom J_p a experimentálne nameraný uhol sklonu je vyznačený čiernou vertikálnou čiarou

Tab. 4: Prehľad experimentov kombinovaného axiálne/torzneho namáhania vo fáze s uvedenými hodnotami axiálnej a torznej amplitúdy, pomerom ich ekvivalentných hodnôt a vypočítaným a nameraným smerom šírenia trhliny pomocou uhla α

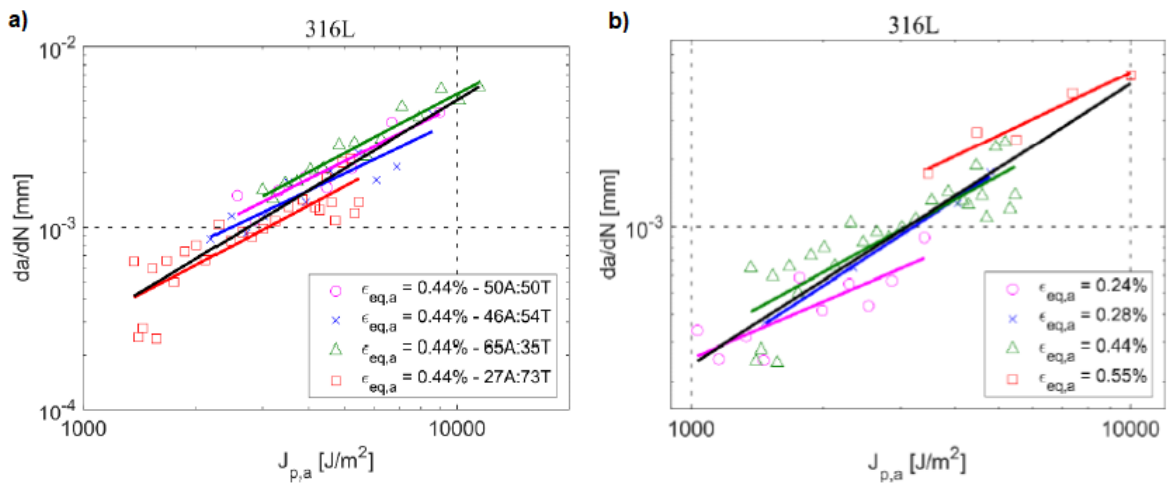
Číslo testu	ε_a	γ_a	Pomer A:T	Vypočítaný uhol α	Nameraný uhol α
M33	0,3985	0,6783	A50:T50	30°	29°
M50	0,3115	0,5232	A51:T49	22°	21°
M57	0,1639	0,2994	A49:T51	30°	30°
M83	0,1931	0,3472	A49:T51	36°	35°
M86	0,2834	0,5659	A46:T54	31°	30°
M103	0,3881	0,3588	A65:T35	16°	15°
M116	0,1189	0,5568	A27:T73	39°	38°

Rýchlosti šírenia únavovej trhliny v prípade elasto-plastického zaťažovania

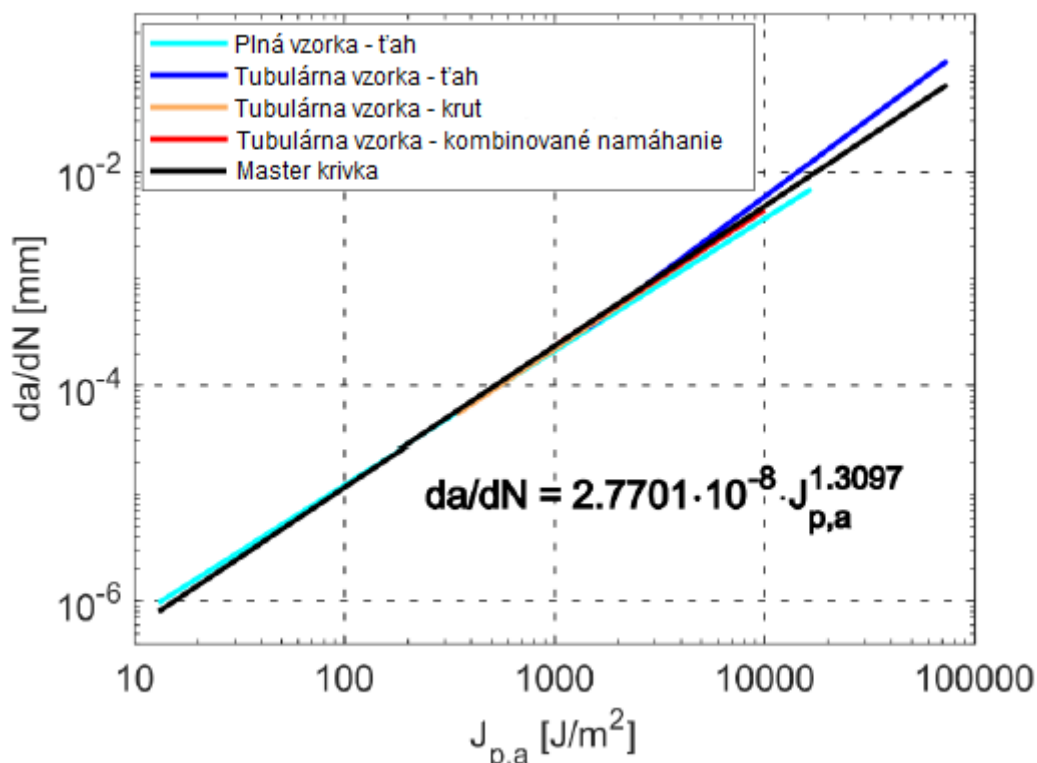
Ďalšie štúdie sa zamerali na popis rýchlosti šírenia únavovej trhliny za podmienok elasto-plastického zaťažovania materiálu. K tomuto boli využité plastické časti J -integrálu J_p , podobne ako pri stanovení smeru šírenia únavovej trhliny. Na základe numericky stanovených hodnôt J_p bolo možné určiť závislosť týchto parametrov na nameraných rýchlostiach šírenia trhlín. Napriek tomu, že v literatúre [132, 78] bolo uvedené, že pre popis chovania pri cyklickom namáhaní je vhodné použitie cyklického J -integrálu, použitie plastickej časti J -integrálu sa v predchádzajúcej štúdií [116] ukázalo byť takisto vhodné. Dáta namerané pre tubulárnu vzorku zaťaženú ťahom a torziou sú znázornené na obrázku 58. V prípade torzne namáhanej vzorky sú pozorované jemné, ale systematické odchýlky v rýchlostiach šírenia trhliny v rámci jednotlivých amplitúd namáhania. Obdobné výsledky pre kombinované namáhanie sú znázornené na obrázku 59. Dáta pre vybranú ekvivalentnú amplitúdu pretvorenia 0,44% sú pre porovnanie znázornené na obrázku 58 a). Vďaka tomuto grafu je možné pozorovať, že rýchlosti šírenia únavovej trhliny sú pre rôzne pomery axiálnej a torznej zložky dobre charakterizované pomocou $J_{p,a}$ a ležia na jednej krivke. Percentuálny pomer A:T, ktorý bol definovaný v predchádzajúcej sekcii je uvedený v legende. Obrázok 59 b) znázorňuje porovnanie rýchlostí šírenia trhliny pre rôzne zaťažovacie amplitúdy, pričom sú vidieť drobné rozdiely, a to najmä medzi najnižšou a najvyššou zaťažovacou amplitúdou. Napriek tomu dáta dostatočne odpovedajú predchádzajúcim typom namáhania. Na poslednom grafe (obr. 60) je znázornené porovnanie rýchlostí šírenia trhliny všetkých zaťažovacích amplitúd z axiálne (meraných na plných aj tubulárnych vzorkách), torzne a kombinovane namáhaných vzoriek. Jednotlivé rozptýlené body merania boli pre lepšiu prehľadnosť z grafu odstránené a znázornené sú len aproximačné krivky. **Zhoda týchto aproximačných kriviek dokazuje, že plastická časť J -integrálu je vhodným parametrom pre popis kinetiky rastu trhliny pre rôzne zaťažovacie podmienky, a že je navyše možné použitie jednej tzv. „master krivky“, ktorá univerzálne charakterizuje šírenie trhliny vo vzorkách odlišných geometrií a typov namáhania za podmienok „large scale yielding“.** Toto je významná skutočnosť uľahčujúca popis šírenia únavovej trhliny za rôznych zaťažovacích podmienok v praktických aplikáciách. Rovnica popisujúca rýchlosť šírenia únavovej trhliny je znázornená na obrázku 60.



Obr. 58: Závislosť rýchlosti šírenia trhliny na $J_{p,a}$ nameraná na tubulárnej vzorke, zaťaženej a) ťahom a b) krutom



Obr. 59: Závislosť rýchlosti šírenia trhliny na $J_{p,a}$ nameraná na tubulárnej vzorke pri kombinovanom namáhaní pre a) rôzne pomery axiálnej/torznej zložky pri ekvivalentnej amplitúde pretvorenia 0,44% a b) rôzne amplitúdy namáhania



Obr. 60: Porovnanie aproximačných kriviek pre všetky štyri typy namáhania a master krivka, ktorá môže byť univerzálne použitá pre daný materiál – austenitickú nerezovú ocel AISI 316L

Stanovenie zvyškovej únavovej životnosti

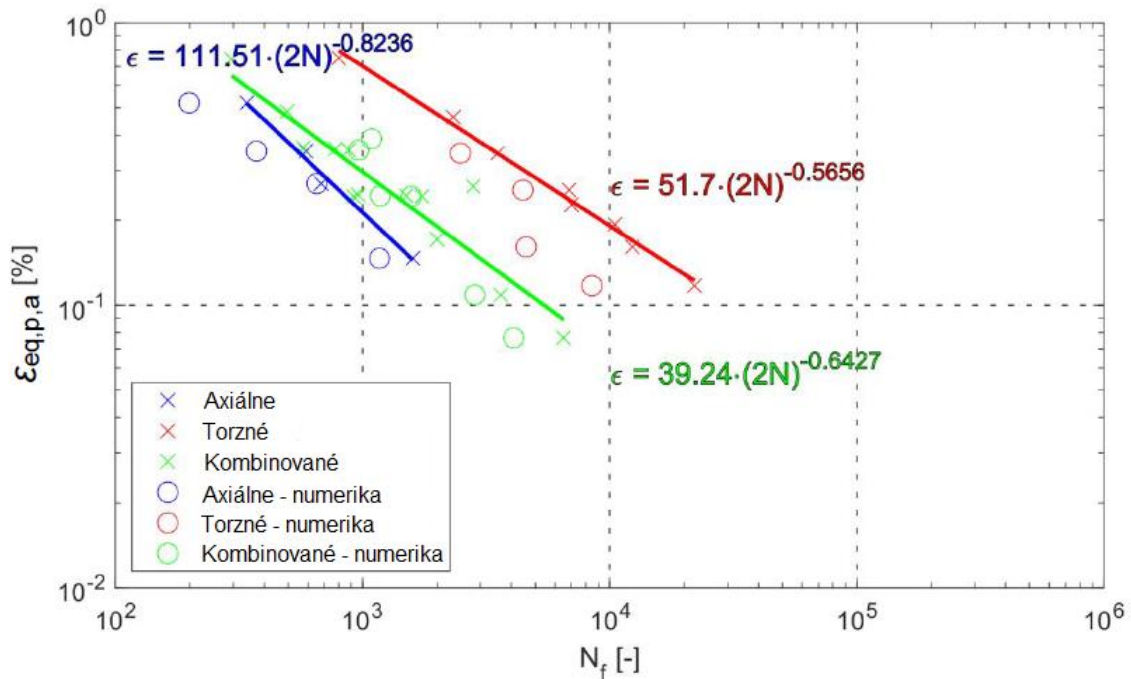
Parameter $J_{p,a}$ je možné použiť pre popis únavového šírenia trhlín pre všetky tri typy namáhania. S využitím závislosti J_p na dĺžke trhliny (vid' obr. 54) bolo možné použiť master krivku definovanú na obrázku 60 pre stanovenie únavových životností pomocou simulácie šírenia trhliny v tubulárnej vzorke pre všetky uvažované typy namáhania. Závislosť rýchlosti šírenia únavovej trhliny da/dN na J_p mala nasledujúcu formu:

$$\frac{da}{dN} = A \cdot J_{p,a}^m, \quad (55)$$

kde hodnoty aproximačných konštánt odpovedajú master krivke na obrázku 60 ($A = 2,7701 \cdot 10^{-8}$ a $m = 1,3097$) a ich jednotky sú definované takým spôsobom, aby jednotky rýchlosti šírenia trhliny boli mm/cyklus a jednotky J -integrálu J/m^2 . Vypočítané závislosti J_p na a , založené na vzťahu (54), je pomocou konštánt p_1 a p_2 v tabuľke 4 možné dosadiť do vzťahu (55). Tento vzťah bol integrovaný v rozsahu počiatočného vrubu a_0 až do poslednej nameranej dĺžky trhliny a_f za účelom stanovenia počtu cyklov do lomu N_f . Konečná dĺžka trhliny a_f bola v rozmedzí 2 až 3 mm v závislosti od namáhania.

$$N_f = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{A \cdot J_p^m} = \frac{1}{A} \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{(p_1 a + p_2 a^2)^m}. \quad (56)$$

Výsledky takto stanovených únavových životností pre všetky typy namáhania sú znázornené na obrázku 61 pomocou krúžkov navyše k experimentálnym dátam z obrázku 50, znázornených pomocou krížikov. Aproximačné krivky odpovedajú experimentálnym bodom.



Obr. 61: Porovnanie vypočítaných únavových životností (označené krúžkami) s experimentálnymi dátami (označené krížikmi)

Diskusia

Vypočítané hodnoty J -integrálu vysvetlili prečo sú únavové životnosti dlhšie pri torznom namáhaní v porovnaní s axiálnym namáhaním pre rovnaké ekvivalentné plastické amplitúdy pretvorenia. Navyše boli zvyškové únavové životnosti, stanovené na základe šírenia trhliny s využitím master krivky pre daný materiál v zmysle $J_{p,a}$, v dobrej zhode s experimentálnymi výsledkami. Preto je možné konštatovať, že použitie ekvivalentného plastického pretvorenia podľa von Misesovho kritéria nie je vhodné pre multiaxiálne namáhanie. Výsledky $J_{p,a}$ ako parametru hnacej sily trhliny však umožňujú formuláciu inej funkcie, ktorá kombinuje axiálne a torzné plastické zložky pretvorenia vhodným spôsobom pre predikcie únavových životností. Táto funkcia je v nasledujúcom texte označená ako ε_{p,N_f} . Aby ju bolo možné nájsť, je urobený zjednodušený teoretický odhad teoretického pomeru únavových životností pri axiálnom a torznom namáhaní. Hodnoty J_p boli približne 4-násobne vyššie pre ťah ako pre krut (viď obr. 56). Vzťah (56) bol použitý pre transformáciu tohto pomeru do pomeru únavových životností. Počty cyklov N_a , potrebné pre šírenie trhliny z dĺžky 0,25 mm do 1 mm, boli vypočítané pre dve vybrané amplitúdy namáhania ako typické príklady. Výsledky na základe vzťahu (56) sú $N_a = 611$ cyklov pre ťah, $N_a = 3918$ cyklov pre krut pre amplitúdu $\varepsilon_{eq,a} = 0,44\%$ a $N_a = 417$ cyklov pre ťah, $N_a = 2541$ cyklov pre krut pre amplitúdu $\varepsilon_{eq,a} = 0,55\%$. Príslušné pomery únavových životností v krute a ťahu sú 6,4 a 6,1 v uvedenom poradí, čo udáva priemernú hodnotu 6,25. Namerané priebehy zvyškových únavových životností, znázornené na obrázku 50, sú popísané Manson-Coffinovým zákonom podľa vzťahu (57):

$$\varepsilon_{eq,p,a} = \varepsilon_f'(2N_a)^c, \quad (57)$$

kde je exponent $c = -0,5656$ pre torzné namáhanie. Manson-Coffinov vzťah (57) bol prepísaný pre torzné namáhanie, čoho výsledkom bol vzťah (58), a to takým spôsobom, že krivka bola posunutá tak, aby odpovedala dátam pre axiálne namáhanie. To znamená, že N_a by malo byť skrátené o odhadnutý faktor 6,25:

$$\varepsilon_{eq,p,a} = \varepsilon_f' \left(2 \cdot \frac{N_a}{6,25} \right)^c = \frac{\varepsilon_f'(2N_a)^c}{6,25^c}. \quad (58)$$

Po vynásobení vzťahu (58) $6,25^c$ dostaneme:

$$6,25^c \varepsilon_{eq,p,a} = \varepsilon_f'(2N_a)^c. \quad (59)$$

Takýmto spôsobom definovaná funkcia plastického pretvorenia $\varepsilon_{p,Nf}$ by mala byť ekvivalentná ľavej strane vzťahu (59). Pre $c = -0,5656$ dostaneme:

$$\varepsilon_{p,Nf} = 6,25^c \varepsilon_{eq,p} = 6,25^{-0,5656} \varepsilon_{eq,p} \doteq \frac{\varepsilon_{eq,p}}{2,84}. \quad (60)$$

Pre skompletovanie (60) sem bol navyše zahrnutý vzťah medzi plastickým axiálnym a šmykovým pretvorením (viď vzťah (50) z pôvodnej von Misesovej formulácie:

$$\varepsilon_{p,Nf} = \frac{\gamma_p}{2,84\sqrt{3}} \doteq \frac{\gamma_p}{4,92} \approx \frac{\gamma_p}{5}, \quad (61)$$

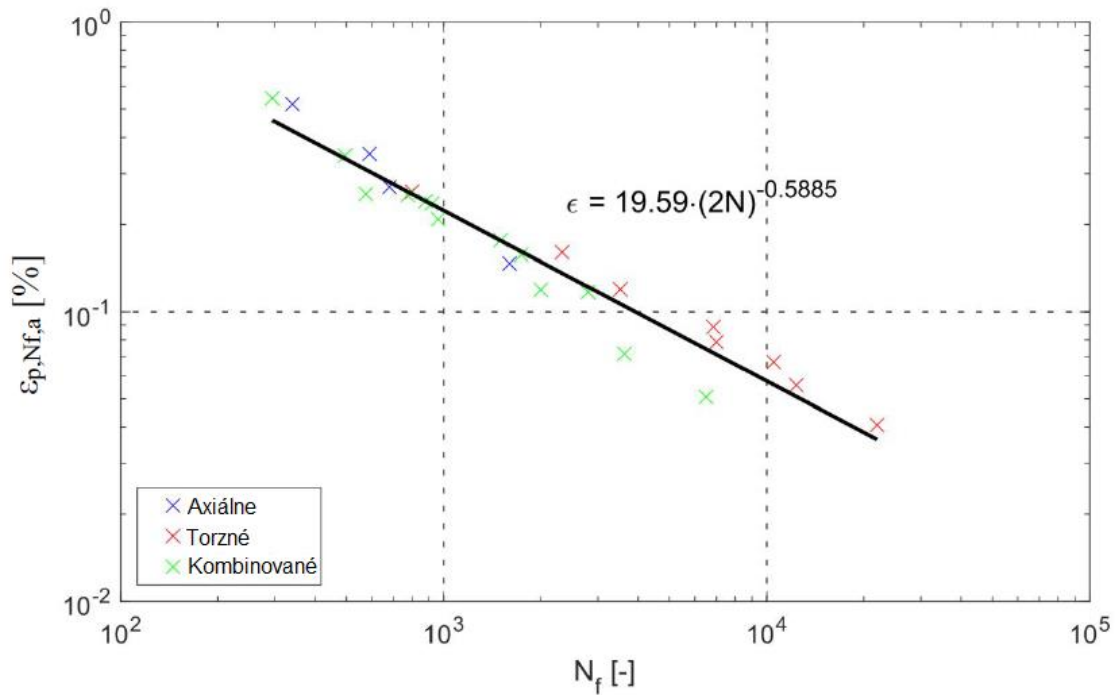
kde hodnota 4,92 bola zaokrúhlená na 5 za účelom zjednodušenia. V prípade axiálneho namáhania je funkcia $\varepsilon_{p,Nf}$ rovná plastickému axiálnemu pretvoreniu, čo je vyjadrené rovnicou (62):

$$\varepsilon_{p,Nf} = \varepsilon_{eq,p}. \quad (62)$$

Kombináciou vzťahov (61) a (62) dostávame vzťah medzi plastickým a šmykovým pretvorením pre kombinované axiálne/torzné namáhanie v nasledujúcom tvare:

$$\varepsilon_{p,Nf} = \sqrt{\varepsilon_p^2 + \frac{\gamma_p^2}{25}}. \quad (63)$$

Vzťah (63) bol následne použitý pre výpočet zvyškových únavových životností z dát na obrázku 50. To viedlo k upravenému grafu znázornenému na obrázku 62. Napriek tomu, že odvodenie tejto formulácie bolo iba približné, na uvedenom obrázku je vidieť veľmi dobrú zhodu zvyškových únavových životností pre všetky typy namáhania v porovnaní s modifikovanou von Misesovou formuláciou. Je tak demonštrovaná dôležitosť použitia skutočných hnacích síl trhliny pri štúdiu multiaxiálneho namáhania.



Obr. 62: Manson-Coffinove krivky v rámci novo navrhnutého kritéria (63) pre všetky uvažované typy namáhania

Táto časť štúdie bola zameraná na šírenie únavovej trhliny pri kombinovanom namáhaní v prípade kovových materiálov. Bola pri tom využitá veľmi často používaná austenitická nerezová oceľ AISI 316L. V rámci štúdie šírenia únavových trhlín v kovových materiáloch boli merané únavové životnosti a šírenie trhlín pri cyklickom axiálnom, torznom a vo fáze kombinovanom axiálne/torznom namáhaní pri nízko-cyklovom únavovom režime. Plastická časť J -integrálu bola použitá ako parameter hnacej sily trhliny, čo spája krivky rýchlostí šírenia trhliny pre všetky typy namáhania pri rôznych amplitúdach do dvoch rôznych typov geometrie vzorky. Omnoho vyššie hodnoty zvyškových únavových životností pri torznom namáhaní oproti axiálnemu namáhaniu boli vysvetlené vyššími hnacími silami trhliny v zmysle J_p pri axiálnom namáhaní oproti torznému namáhaní pre rovnaké hodnoty ekvivalentných amplitúd pretvorenia. Odhadnuté únavové životnosti na základe numerických simulácií s využitím J_p boli v dobrej zhode s experimentálnymi meraniami pre všetky typy namáhania. Medzi únavovým chovaním materiálu pri axiálnom, torznom a kombinovanom namáhaní nie je žiaden fundamentálny rozdiel v zmysle rýchlosti šírenia trhliny v prípade, že je stanovený vhodný parameter hnacej sily trhliny. V skutočnosti sa trhliny pri multiaxiálnom namáhaní šírili v lokálnom móde I, čo nedáva potrebu k ďalšiemu štúdiu materiálového chovania pri zmiešanom móde. Pre stanovenie smeru šírenia trhliny je dostačujúca numerická predikcia. Koncept využitia plastickej časti J -integrálu prekonáva a odstraňuje problémy s prenosnosťou dát nameraných na laboratórnych vzorkách na skutočné komponenty s koncentrátormi napätia. Táto skutočnosť by inak nastala v prípade použitia ekvivalentných amplitúd pretvorenia pre multiaxiálne namáhanie. V predchádzajúcich štúdiách bolo taktiež ukázané, že použitie J_p spája dáta rýchlostí šírenia únavovej trhliny pre rôzne kovové materiály. Bežne používané von Misesovo kritérium pre ekvivalentnú amplitúdu pretvorenia necharakterizovalo únavové životnosti vhodným spôsobom v zmysle Manson-Coffinovej krivky pre rôzne typy namáhania.

Bol preto navrhnutý alternatívny vzťah na základe vypočítaných hodnôt plastických J -integrálov. Namiesto pôvodného vzťahu (48) bol použitý vzťah (63). Nová relácia (63) umožnila jednotne popísať rýchlosť šírenia únavovej trhliny za rôznych podmienok zaťažovania. Uvedená formulácia má tak značné uplatnenie v inžinierskych aplikáciách, pretože znižuje nároky na experimentálne stanovenie materiálových charakteristík a zároveň umožní presnú predikciu zvyškovej únavovej životnosti u komponent vystavených premenlivými podmienkam zaťažovania.

7. Záver

Predložená dizertačná práca sa zaoberá štúdiom únavového chovania vybraných kovových a polymérnych materiálov pri kombinovanom namáhaní. V niektorých prípadoch pritom viacové namáhanie viedlo aj k podmienkam zmiešaného módu. Pri tomto štúdiu únavového chovania boli do veľkej miery využívané numerické simulácie šírenia únavových trhlín pomocou metódy konečných prvkov v prostredí ANSYS ADPL. Simulácie pritom boli využívané ako podpora experimentálnych meraní, alebo na základe takýchto výpočtov boli predikované zvyškové únavové životnosti súčastí. V práci boli definované tri základné ciele. Závery dosiahnuté pre jednotlivé ciele sú uvedené v nasledujúcom súhrnnom prehľade.

1. *Voľba použiteľných experimentálnych telies*

V rámci prevedených štúdií na tejto dizertačnej práci bolo využívaných viacero experimentálnych telies vhodných pre kombinované namáhanie. Medzi ne patrili najmä normované testovacie vzorky, ako napríklad CT a CRB. V kapitole 4 však boli popísané aj štúdie vedené na novo-navrhnutých experimentálnych telesách. Konkrétne sa jednalo o takzvaný „CRB prsteň“ a o CRB vzorku so špeciálne navrhnutou testovacou sústavou. V prípade „CRB prsteňa“ sa jednalo o trúbkovú vzorku, v ktorej boli vyrezané dva obvodové vruby, ktoré sformovali štyri čela trhlín (viď obr. 15). Takto navrhnutá vzorka bola následne namáhaná kombináciou ťahu a krutu, čo viedlo k zaťaženiu čiel trhlín všetkými tromi zaťažovacími módmi. Cieľom tejto štúdie bolo vytvoriť parametrický numerický model, vďaka ktorému by bolo možné získať náhľad na únavové chovanie tejto vzorky na základe niektorých vstupných údajov. K tomuto účelu boli stanovené priebehy všetkých troch súčiniteľov intenzity napätia po čele trhliny a ich hodnoty boli navyše normované na základe normalizovanej hrúbky steny vzorky. Vďaka tomu je možné pri finálnom návrhu pracovať aj s rôznymi hrúbkami steny tejto experimentálnej vzorky. Navyše boli stanovené uhly natočenia čela trhliny, čo udáva potenciál pre numerické modelovanie šírenia trhliny v takýchto vzorkách. V prípade CRB vzorky so špeciálne navrhnutou testovacou sústavou sa jednalo o CRB vzorku upnutú v dvoch svorkách takým spôsobom, že pôvodný obvodový vrub bol namáhaný kombináciou zaťažovacích módov II+III. Prvá časť úlohy bola zameraná na stanovenie priebehov súčiniteľov intenzity napätia po celej dĺžke pôvodného obvodového vrubu a potvrdiť tak experimentálne merania. V ďalšej časti už bola uvažovaná aj re-iniciovaná poloeliptická trhlina, ktorá sa voči pôvodnému obvodovému vrubu natočila o určitý uhol a ďalej sa šírila v lokálnom móde I. Cieľom numerických simulácií pritom bolo stanoviť uhol natočenia na základe teórie o tom, že trhlina sa vychýli o taký uhol, pre ktorý bude šírenie únavovej trhliny energeticky najvýhodnejšie. Teda pre uhol, kde bude priebeh súčiniteľa intenzity napätia K_I nadobúdať maximum, zatiaľ čo priebehy súčiniteľov intenzity napätia K_{II} a K_{III} budú nadobúdať nulových hodnôt. Z výsledkov bolo zrejmé, že trhlina sa bude šíriť pod uhlom sklonu α približne $50^\circ - 60^\circ$ (viď obr. 26). Tieto výsledky sú dôležité pre ďalšie experimentálne analýzy a štúdium únavového chovania telies zaťažených zmiešaným módom v polymérnych materiáloch.

2. *Popis šírenia únavových trhlín v polymérnych materiáloch pri kombinovanom zaťažení*

Pri štúdiu únavového chovania polymérnych materiálov sa do veľkej miery spolupracovalo s rakúskym centrom PCCL, kde zároveň prebiehali všetky experimentálne práce. Prvá štúdia

bola zameraná na odhadnutie použiteľnosti dát, nameraných na testovacích vzorkách namáhaných v čistom móde I, na predikciu zvyškových únavových životností pre telesá zaťažené zmiešaným módom. K tomuto účelu boli využité CRB vzorky namáhané kombináciou ťahu a krutu, pričom v takýchto podmienkach dochádzalo v obvodom vrube ku kombinácii zaťažovacích módov I+III. Pre predikciu zvyškovej únavovej životnosti bolo dôležité poznať závislosť rýchlosti šírenia únavovej trhliny na zaťažení. K tomu slúžil Paris-Erdoganov vzťah. Práve v rámci rýchlostí šírenia únavovej trhliny boli do výpočtov zakomponované dáta z iných experimentálnych telies. Konkrétne boli použité rýchlosti šírenia únavovej trhliny namerané na CT a CRB vzorkách zaťažených čistým ťahom. Miera zaťaženia bola vyjadrená efektívnym súčiniteľom intenzity napätia K_{ef} pomocou vzťahu (30). Súčinitele intenzity napätia K_I a K_{III} , vstupujúce do tohto vzťahu, boli stanovené na základe numerických simulácií. Z výsledkov bolo zrejmé, že hodnoty predikovaných zvyškových únavových životností na základe dát nameraných na CRB vzorkách v čistom móde I sa mierne líšili od experimentálnych meraní. Avšak pre prípad použitia dát z CT vzoriek nameraných v móde I boli rozdiely ešte významnejšie. To sa dá vysvetliť najmä odlišným constraintom pre CT a CRB vzorky. Ďalšia štúdia bola zameraná na pozorovanie vplyvu trenia pri únavovom chovaní polymérnych materiálov. Experimenty pritom prebiehali podobne ako v predchádzajúcom prípade na CRB vzorkách zaťažených kombináciou ťahu a krutu. Pri vyhodnocovaní zvyškových únavových životností dochádzalo k rozptylu dát, ktorý bol spôsobený trením medzi lícami trhliny. Použité kritérium totiž neberie do úvahy pomer medzi zložkami K_I a K_{III} a s tým súvisiacu mieru trenia, ktoré v prípade polymérnych materiálov zohráva oveľa významnejšiu úlohu ako je tomu v prípade kovov. Preto bolo navrhnuté nové kritérium (45), s ktorým boli dosiahnuté veľmi malé rozptyly v rámci vyhodnocovania zvyškových únavových životností. Prínosom predloženej dizertačnej práce je tak nový vzťah, uvažujúci kombináciu módov I a III, umožňujúci presnejší popis rýchlosti šírenia únavovej trhliny a odhad zvyškovej životnosti polymérnych súčastí.

3. *Popis šírenia únavových trhlín v kovových materiáloch pri kombinovanom zaťažení*

Cieľom štúdie zameranej na kovové materiály bol popis únavového chovania pre rôzne typy vzoriek a rôzne typy namáhania pri nízkocyklovej únave. Motivácia k tejto úlohe pritom pramenila z práce [121], v ktorej bola študovaná problematika šírenia krátkych únavových trhlín pre rôzne kovové materiály na valcových vzorkách s vybrúsenou ploškou (vid' obr. 17). V práci bolo zistené, že jedným z vhodných kandidátov pre parameter hnacej sily trhliny je plastická časť J -integrálu. Podobný postup bol aplikovaný aj v tejto práci, využívajúcej tubulárne testovacie vzorky (vid' obr. 18), namáhané čistým ťahom, čistým krutom a kombináciou oboch uvedených. Pre stanovenie plastickej časti J -integrálu J_p boli využité numerické simulácie. Pri torznom namáhaní boli pritom zistené oveľa vyššie hodnoty zvyškovej únavovej životnosti oproti axiálnemu namáhaniu pre rovnaké hodnoty ekvivalentných amplitúd. Táto skutočnosť bola vysvetlená vyššími hnacími silami v rámci J_p pre prípad axiálneho namáhania. Dá sa konštatovať, že odhadnuté zvyškové únavové životnosti boli v dobrej zhode s experimentálnymi výsledkami, a to pre všetky typy namáhania. Koncept plastickej časti J -integrálu J_p ako parametru hnacej sily trhliny navyše odstraňuje problémy súvisiace s prenosnosťou dát medzi experimentálnymi telesami a skutočnými komponentami s koncentrátormi napätia. V prípade použitia bežných postupov pomocou ekvivalentných

amplitúd pretvorenia pre multiaxiálne namáhanie napríklad s využitím von Misesovho kritéria (48) by k tejto skutočnosti nedošlo. Okrem toho bolo ukázané, že toto kritérium vhodným spôsobom necharakterizuje únavové životnosti v zmysle Manson-Coffinovej krivky pre rôzne typy namáhania. Preto bol navrhnutý nový vzťah (63) pre reláciu $\varepsilon_p \approx \gamma_p$. Získaný vzťah umožnil jednotný popis rýchlosti šírenia únavovej trhliny zaťaženej rôznymi typmi namáhania v elasto-plastickej oblasti. Tento vzťah tak umožňuje stanovenie zvyškovej únavovej životnosti súčasti bez ohľadu na spôsob jej zaťaženia, ktorý sa tak môže behom jej funkcie aj meniť. Navyac zjednodušuje, zrýchľuje a zlacňuje experimentálne získanie potrebných materiálových charakteristík. Experimentálne dáta boli získané na jednom materiáli, ale uvedená štúdia a jej uspokojivé výsledky otvárajú priestor do budúcnosti pre jej zovšeobecnenie.

Záverom je možné konštatovať, že sa všetky vytýčené ciele podarilo splniť, pričom bolo poukázané na významné rozdiely v šírení únavových trhlín v polymérnych a kovových materiáloch pri kombinovanom zaťažení, kde u polymérnych materiálov hrá významnú úlohu ohrievanie materiálu behom cyklického zaťažovania. Za významné sa dá považovať tiež nájdenie vzťahov, ktoré umožňujú jednotný a jednoduchší popis rýchlosti šírenia únavovej trhliny pri rôznych zaťažujúcich podmienkach, čo umožňuje stanovenie zvyškovej únavovej životnosti komplexne zaťažených telies, vyrobených zo študovaných materiálov. Aj keď boli štúdie zamerané na konkrétne materiály, dá sa predpokladať, že výsledné postupy pôjde využiť aj v prípade iných materiálov.

Zoznam použitej literatúry

- [1] Stephens, R. I., H. O. Fuchs and A. Fatemi. 2001. Metal fatigue in engineering. 2nd ed. New York: Wiley. A Wiley-Interscience publication.
- [2] American Society for Testing and Materials, - "Standard Definitions of Terms Relating to Fatigue Testing and Statistical Analysis of Data", ASTM E 206-72, 1972.
- [3] Suresh, S. 1998. Fatigue of Materials. 2nd ed. Cambridge: Cambridge University Press.
- [4] Hertzberg, R. W., 1989 "Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials", 3rd ed., John Wiley and Sons.
- [5] HMSO 1954. "Civil aircraft accident Report of the Court of Enquiry into the Accidents to Comet" G-ALYP on 10th Comet G-ALYY on 8th April 195, London.
- [6] RAE, 1954. "Report on Comet Accident Investigation. Part 3, Fatigue Tests on the Pressure Cabin and Wings". RAE Accident Note 263, Royal Aircraft Establishment, Farnborough.
- [7] T. Swift, 1987. "Damage tolerance in pressurized fuselages". 11 th Plantema Memorial Lecture, in New Materials and Fatigue Resistant Aircraft Design". Proc. of the 14th ICAF Symposium (Edited by D. L. Simpson). Ottawa, Canada.
- [8] C. Rimnac, T. Wright, D. Bartel, and A. Burstein,, "Failure Analysis of a Total Hip Femoral Component: A Fracture Mechanics Approach." In STP918-EB Case Histories Involving Fatigue and Fracture Mechanics, ed. C. Hudson and T. Rich, (pp. 377-388). West Conshohocken, PA: ASTM International, 1986.
- [9] Ribeiro, Alfredo & Correia, José & Silva, António & De Jesus, Abilio. (2011). Evolution of Fatigue History.
- [10] Klesnil, M. a P. Lukáš, P. Únava kovových materiálů při mechanickém namáhání. Academic, Praha, 1975. 224 s. ISBN 509-21-857.
- [11] Pantělejev, L. Únava kovových materiálů. Brno, 2005, 31 s.
- [12] Vlk, M. Dynamická pevnost a životnost. 2., přeprac. vyd. Brno: VUT, 1992, 223 s. Učební texty vysokých škol. ISBN 80-214-0427-2.
- [13] Pokluda, J., Kroupa, F., Obdržálek, L.: Mechanické vlastnosti a struktura pevných látek (Kovy, keramika, plasty). Brno : PC- DIR spol. s.r.o., 1994. 385 s. ISBN 80-214-0575-9.
- [14] Klesnil, M.: Fyzikální metalurgie a mezní stavy materiálů (Únavový lom materiálu a konstrukce). Brno: Ediční středisko VUT Brno, 1983. 100 s.
- [15] Suresh, S.: Fatigue of materials. Cambridge: Cambridge University Press, 1998. 683 s.
- [16] Forsyth, P. J. E.: A two-stage process of fatigue crack growth. In „Proceedings of Symposium on Crack Propagation, Cranfield, UK,“ HMSO, London, 1962. p. 76-94.
- [17] Miller, K. J.: Materials science perspective of metal fatigue resistance. The Institute of Materials, Materials Science and Technology, 1993. Vol.9.
- [18] Irwin, G.R., "Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate," Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, pp. 361-364, 1957.
- [19] Pipan, R.; Gumbsch, P. Multiscale Modelling of Plasticity and Fracture by Means of Dislocation Mechanics. CISM Courses and Lectures, vol. 522, Wien-New York: Springer, 2010, 394 p. ISBN 978-3-7091-0283-1.
- [20] Anderson, T. L. Fracture mechanics: fundamentals and applications. 3rd ed. Boca Raton, FL: Taylor & Francis, 2005. ISBN 0849316561.

- [21] Westergaard, H.M., "Bearing Pressures and Cracks," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 6, pp. A49-53, 1939.
- [22] Rooke, D. P.; Cartwright, D. J. (1976). *Compendium of stress intensity factors*. HMSO Ministry of Defence. Procurement Executive.
- [23] Ajay, T.: Historical failures and the evolution of Fracture Mechanics. LINKEDIN, 2016,. Dostupné z: <https://www.linkedin.com/pulse/historical-failures-evolution-fracture-mechanics-ajay-taneja>
- [24] J. Qian, A. Fatemi, Mixed mode fatigue crack growth: A literature survey, *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 55, Issue 6, 1996, Pages 969-990.
- [25] Richard, H.A., Eberlein, A., Kullmer, G., Concepts and experimental results for stable and unstable crack growth under 3D-mixed-mode-loadings, *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 174, 2016, Pages 10-20.
- [26] Iida, S. and Kabayashi, A. S., Crack propagation rate in 7075-T6 plates under cyclic tensile and transverse shear loading. *J. bas. Engng, ASME Trans.*, 1969, 91, 764-769.
- [27] Williams, J. G. and Ewing, P. D., Fracture under complex stress--the angled crack problem, *Int. J. Fracture Mech.*, 1972, 8, 441-446.
- [28] Wu, X. and Li, X., Analysis and modification of fracture criteria for mixed mode crack. *Engng Fracture Mech.*, 1989, 34, 55-64.
- [29] Liu, A. F. and Allison, J. E., Effect of biaxial stresses on crack growth. *Fracture Mechanics*, ASTM STP 677, ed. C. W. Smith. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1979, pp. 5-12.
- [30] Tanaka, K., Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis. *Engng Fracture Mech.*, 1974, 6, 493-507.
- [31] Pook, L. P., A failure mechanism map for mixed mode I and II fatigue crack growth thresholds. *Int. J. Fracture*, 1985, 28, R21-23.
- [32] Otsuka, A. and Tohgo, K., Fatigue crack initiation and growth under mixed mode loading in aluminum alloys 2017-T3 and 7075-T6. *Engng Fracture Mech.*, 1987, 28, 721-732
- [33] Pook, L. P., The fatigue crack direction and threshold behavior of mild steel under mixed mode I and III loading. *Int. J. Fatigue*, 1985, 7, 21-30.
- [34] Hourlier, F. and Pineau, A., Propagation of fatigue cracks under polymodal loading. *Fatigue Fracture Engng Mater. Structures*, 1982, 5, 287-302.
- [35] Tschegg, E. K., Stanzl, S. E., Mayer, H. R. and Czegiey, M., Crack face interactions and near-threshold fatigue crack growth. *Fatigue Fracture Engng Mater. Structures*, 1992, 16, 71-83.
- [36] Davenport, J. C. W. and Smith, D. J., A study of superimposed fracture modes I, II and III on PMMA. *Fatigue Fracture Engng Mater. Structures*, 1993, 16, 1125-1133.
- [37] Erdogan, F. and Sih, G. C., On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. *J. bas. Engng, ASME Trans.*, 1963, 85, 519-525.
- [38] Gdoutos, E. E., *Fracture Mechanics Criteria and Applications*. Kluwer, The Netherlands, 1990.
- [39] Tian, D. C., Lu, D. Q. and Zhu, J. J., Crack propagation under combined stresses in three dimensional medium. *Engng Fracture Mech.*, 1982, 16, 5-16.
- [40] Yokobori, A. T., Yokobori, T., Sate, K. and Syoji, K., Fatigue crack growth under mixed modes I and III. *Fatigue Fracture Engng Mater. Structures*, 1985, 8, 315-325.
- [41] Peek, L. P., The fatigue crack direction and threshold behavior of mild steel under mixed mode I and III loading. *Int. J. Fatigue*, 1985, 7, 21-30.
- [42] Louah, M., Pluvinaige, G. and Bia, A., Mixed mode fatigue crack growth using the Brazilian disc. *Fatigue* 87, *Prec. 3rd Int. Conf. on Fatigue and Fatigue Thresholds*, Vol.

- 2., ed. R. O. Ritchie and E. A. Starke. Engineering Materials Advisory Services Ltd, 1987, pp. 969-978.
- [43] Sih, G. C., Strain energy density factor applied to mixed mode crack problems. *Int. J. Fracture*, 1974, 10, 305-321.
- [44] Sih, G. C., *Mechanics of Fracture Initiation and Propagation*. Kluwer, The Netherlands, 1991.
- [45] Sih, G. C. and Barthelemy, B. M., Mixed mode fatigue crack growth predictions. *Engng Fracture Mech.*, 1980, 13, 439-451.
- [46] Badaliane, R., Application of strain energy density factor to fatigue crack growth analysis. *Engng Fracture Mech.*, 1980, 13, 657-666.
- [47] Patel, A. B. and Pandey, P. K., Fatigue crack growth under mixed mode loading. *Fatigue Fracture Engng Mater. Structures*, 1981, 4, 65-77.
- [48] Tanaka, K., Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis. *Engng Fracture Mech.*, 1974, 6, 493-507.
- [49] Hellen, T. K. and Blackburn, W. S., The calculation of stress intensity factors for combined tensile and shear loading. *Int. J. Fracture*, 1975, 11, 605-617.
- [50] Dai, Y. and Zheng, G. H., On fatigue crack growth under mixed mode cyclic loading. *Numerical Methods in Fracture Mechanics, Proc. Fourth Int. Conf.*, ed. A. R. Luxmoore, D. R. J. Owen, Y. P. S. Rajapakse and M. F. Kanninen. San Antonio, Texas, U.S.A., 23-27 March 1987, pp. 659-676.
- [51] Gdoutos, E. E., *Problems of Mixed Mode Crack Propagation*. Martinus Nijhoff, The Netherlands, 1984.
- [52] Theocaris, P. S. and Andrianopoulos, N. P., The T-criterion applied to ductile fracture. *Int. J. Fracture*, 1982, 20, R125-130.
- [53] Theocaris, P. S., Kardomateas, G. A. and Andrianopoulos, N. P., Experimental study of the T-criterion in ductile fractures. *Engng Fracture Mech.*, 1982, 17, 439-447
- [54] Li, C., Vector CTD criterion applied to mixed mode fatigue crack growth. *Fatigue Fracture Engng Mater. Structures*, 1989, 12, 59-65.
- [55] Chambers, A. C., Hyde, T. H. and Webster, J. J., Mixed mode fatigue crack growth at 550°C under plane stress conditions in jethete M152. *Engng Fracture Mech.*, 1991, 39, 603-619.
- [56] Chen, X. M., Jiao, G. Q. and Cui, Z. Y., Application of combined mode fracture criterion to surface crack problems. *Engng Fracture Mech.*, 1986, 24, 127-144
- [57] J. Weertman, Rate of growth of fatigue cracks calculated from the theory of infinitesimal dislocations distributed on a plane. *int. J. Fracture Mech.* 2, 460-467 (1966).
- [58] R. W. Lardner, A dislocation model for fatigue crack growth in metals. *Phil. Msg.* 17, 71-82 (1963)
- [59] Yan, X., Du, S. and Zhang, Z., Mixed mode fatigue crack growth prediction in biaxially stretched sheets. *Engng Fracture Mech.*, 1992, 43, 471-475.
- [60] D. Wang and S. Y. Du, On the modified fracture criterion of the maximum tangential stress criterion. *J. Harbin Inst. Technol.* 3, 58-64 (1976).
- [61] Rhee, H.C. and M.M. Salama, Mixed-mode stress intensity factor solutions of a warped surface flaw by three-dimensional finite element analysis. *Engineering Fracture Mechanics*, 1987. 28(2): p. 203-209.
- [62] M. Schöllmann, M. Fulland, H.A. Richard, Development of a new software for adaptive crack growth simulations in 3D structures, *Eng. Fract. Mech.* 70 (2003) 249–268
- [63] M. Schöllmann, M. Fulland, G. Kullmer, H.A. Richard, Einsatz der Finite-Elemente-Methode zur Simulation des stabilen Rißwachstums in räumlichen Strukturen, in:

- DVM-Bericht 233 Anwendung Der Bruch- Und Schädigungsmechanik., Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 2001, pp. 199–212.
- [64] M. Schöllmann, G. Kullmer, M. Fulland, H.A. Richard, A new criterion for 3D crack growth under mixed-mode (I+II+III) loading, in: de F. M (Ed.), Proc. 6th Int. Conf. Biaxial/Multiaxial Fatigue Fract., Lisbon, 2001, pp. 589–596.
- [65] H.A. Richard, M. Schöllmann, M. Fulland, M. Sander, Experimental and numerical simulation of mixed-mode crack growth, in: M. de Freitas (Ed.), Proc. 6th Int. Conf. Biaxial/Multiaxial Fatigue Fract., Lisbon, 2001, pp. 623–630
- [66] Žák, S., Horníková, J., Šandera, P., Vojtek, T., Kianicová, M., & Pokluda, J. Local and equivalent stress intensity factors for tortuous cracks under remote mode II loading. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 101 (2019), 35–45.
- [67] Richard, H. A., Specimens for investigating biaxial fracture and fatigue processes. *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, ed. M. W. Brown and K. J. Miller. Mechanical Engineering Publications, London, 1989, pp. 217-229.
- [68] Lal, D., Fatigue crack propagation and fracture in compressive members. M.S. Thesis, Materials Science, Syracuse University, Syracuse, NY, 1970.
- [69] Mahanty, D. K. and Maiti, S. K., Experimental and finite element studies on mode I and mixed mode (I + II) stable crack growth--I. Experimental. *Engng Fracture Mech.*, 1990, 37, 1237-1250.
- [70] Otsuka, A. and Tohgo, K., Fatigue crack initiation and growth under mixed mode loading in aluminum alloys 2017-T3 and 7075-T6. *Engng Fracture Mech.*, 1987, 28, 721-732
- [71] Otsuka, A., Mori, K. and Tohgo, K., Mode II fatigue crack growth in aluminum alloys. *Current Research on Fatigue Cracks*, ed. T. Tanaka, M. Jono and K. Komai. Elsevier Applied Science, New York, NY, 1987, pp. 149-180.
- [72] Tohgo, K., Otsuka, A. and Yoshida, M., Fatigue behavior of a surface crack under mixed mode loading. *Fatigue '90, Proceedings of the Fourth International Conference on Fatigue and Fatigue Thresholds*, Vol. 1, ed. H. Kitagawa and T. Tanaka. Materials and Component Engineering Publications, U.K., 1990, pp. 567-572.
- [73] Pook, L. P., The fatigue crack direction and threshold behavior of mild steel under mixed mode I and III loading. *Int. J. Fatigue*, 1985, 7, 21-30.
- [74] Pook, L. P., Comments on fatigue crack growth under mixed modes I and III and pure mode III loading. *Multiaxial Fatigue*, ASTM STP 853, ed. K. J. Miller and M. W. Brown. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 1985, pp. 249-263.
- [75] E. Madaenci, I. Guven, *Finite Element Method and Application in Engineering using Ansys*, Springer, New York, 2006.
- [76] Slávik, O., Pavel Hutař, A. Gosch, Michael Berer, Tomáš Vojtek, F. Arbeiter, Gerald Pinter and Luboš Náhlík. 2019. Fatigue Crack Propagation under Mixed Mode I and III in Polyoxymethylene Homopolymer. *Key Engineering Materials*. 827, 404-409.
- [77] Gosch, Anja, Michael Berer, Pavel Hutař, Ondrej Slávik, Tomáš Vojtek, Florian J. Arbeiter and Gerald Pinter. 2020. Mixed Mode I/III fatigue fracture characterization of Polyoxymethylene. *International Journal of Fatigue*. 130.
- [78] Vormwald M. Effect of cyclic plastic strain on fatigue crack growth. *International Journal of Fatigue* 2016, 82, 80-88
- [79] Yang Y, Vormwald M, Fatigue crack growth simulation under cyclic non-proportional mixed mode loading. *International Journal of Fatigue* 2017, 102, 37-47

- [80] Fremy F, Pommier S, Poncelet M, Raka B, Galenne E, Courtin S, et al. Load path effect on fatigue crack propagation in I + II + III mixed mode conditions – part 2: finite element analyses. *Int J Fract* 2014;62:113–8.
- [81] Sander M, Richard H, Finite element analysis of fatigue crack growth with interspersed mode I and mixed mode overloads. *International Journal of Fatigue* 2005, 27(8), 905-913
- [82] Zerres P, Vormwald M. Finite element based simulation of fatigue crack growth with a focus on elastic-plastic material behavior. *Comput Mater Sci* 2012;57:73–9.
- [83] Lawrence, Kent L. ANSYS tutorial: release 11.0 : structural & thermal analysis using the ANSYS release 11.0 environment, SDC Publications, Mission (2007), in press.
- [84] Berer M, Mitev I, Pinter G. Finite element study of mode I crack opening effects in compression-loaded cracked cylinders. *Eng. Fract. Mech.* 2017;175:1–14.
- [85] Berer M, Major Z, Pinter G. Elevated pitting wear of injection molded polyetheretherketone (PEEK) rolls. *Wear* 2013;297:1052–63.
- [86] Berer M, Major Z. Characterization of the global deformation behaviour of engineering plastics rolls. *Int. J. Mech. Mater. Des.* 2010;6:1–9.
- [87] Berer M, Major Z. Characterisation of the Local Deformation Behaviour of Engineering Plastics Rolls. *Strain* 2012;48:225–34.
- [88] Dlhy P, Poduska J, Nahlik L, Berer M, Gosch A, Pinter G, Hutar P. Compression-Loaded Cracked Cylinder - Stress Intensity Factor Evaluation. *Key Eng. Mater.* 2018;774:331–6.
- [89] Berer, Michael & Pinter, Gerald & Feuchter, Michael. (2014). Fracture Mechanical Analysis of Two Commercial Polyoxymethylene Homopolymer Resins. *Journal of Applied Polymer Science.* 131.
- [90] ISO international organization for standardization. Polyethylene (PE) materials for piping systems – determination of resistance to slow crack growth under cyclic loading – cracked Round Bar test method (ISO 18489). Switzerland; 2015.
- [91] Pook LP. Crack profiles and corner point singularities. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 2000;23:141–50.
- [92] Scibetta M, Chaouadi R, Van Walle E. Fracture toughness analysis of circumferentially-cracked round bars. *Int J Fract* 2000;104:145–68.
- [93] Tada H, Paris P, Irwin GR. The stress analysis of cracks. Del Research Corporation; 2003.
- [94] Vojtek T, Pokluda J, Hohenwarter A, Pippan R. Three-dimensional morphology of fracture surfaces generated by modes II and III fatigue loading in ferrite and austenite. *Eng Fract Mech* 2013;108:285–93.
- [95] Berer M, Major Z, Pinter G, Constantinescu DM, Marsavina L. Investigation of the dynamic mechanical behavior of polyetheretherketone (PEEK) in the high stress tensile regime. *Mech Time-Depend Mater* 2014;18:663–84.
- [96] Tschegg FK. Sliding mode crack closure and mode iii fatigue crack growth in mild steel. *Acta Metall* 1983;9:1323–30.
- [97] Berer M, Pinter G. Determination of crack growth kinetics in non-reinforced semicrystalline thermoplastics using the linear elastic fracture mechanics (LEFM) approach. *Polym Test* 2013;32:870–9.
- [98] Arbeiter F, Schrittester B, Frank A, Berer M, Pinter G. Cyclic tests on cracked round bars as a quick tool to assess the long term behaviour of thermoplastics and elastomers. *Polym Test* 2015;45:83–92.
- [99] Tschegg EK, Ritchie RO, McClintock FA. On the influence of rubbing fracture surfaces on fatigue crack propagation in mode III. *Int J Fati* 1983:29–35.

- [100] Tschegg EK. Mode III and Mode I fatigue crack propagation behaviour under torsional loading. *J Mater Sci* 1983;18:1604–14.
- [101] Nayeb-Hashemi H, McClintock FA, Ritchie RO. Effects of friction and high torque on fatigue crack propagation in mode III. *MTA* 1982;13(12):2197–204.
- [102] Nayeb-Hashemi H, McClintock FA, Ritchie RO. Micro-mechanical modelling of mode III fatigue crack growth in rotor steels. *Int J Fract* 1983;23:163–85.
- [103] Nayeb-Hashemi H, McClintock FA, Ritchie RO. Effects of friction and high torque on fatigue crack propagation in mode III. *MTA* 1982;13(12):2197–204.
- [104] Schijve J. *Fatigue of structures and materials*, Springer (2008) 644p.
- [105] Krupp U. *Fatigue Crack Propagation in Metals and Alloys*, Wiley-VCH, ISBN 9783527610679 (2007) 314p.
- [106] Polák J. Mechanisms and kinetics of the early fatigue damage in crystalline materials. *Mater. Sci. Eng. A* 2007;468–470:33–39. DOI: 10.1016/j.msea.2006.06.148
- [107] D. Jíša, P. Liškutín, T. Kruml, J. Polák. Small fatigue crack growth in aluminium alloy EN-AW 6082/T6, *Int. J. Fatigue*, 2010
- [108] Radaj D, Vormwald M. *Advanced Methods of Fatigue Assessment*, Springer, Heidelberg, Germany, 2013. DOI: 10.1007/978-3-642-30740-9
- [109] McClung RC, Chell GG, Lee Y-D, Russel DA, Orient GE. Development of a practical methodology for elastic–plastic and fully plastic fatigue crack growth. Report NASA/CR-1999-209428, Marshall Space Flight Center, NASA Center for Aerospace Information, Linthicum Heights, MD; 1999.
- [110] Pippan R, Zelger C, Gach E, Bichler C, Weinhandl H. On the mechanism of fatigue crack propagation in ductile metallic materials, *Fatigue. Fract. Eng. Mater. Struct.* 2011;34:1–16.
- [111] Antunes FV, Ferreira MSC. Fatigue crack growth versus plastic CTOD in the 304L stainless steel, *Eng. Fract. Mech.* 2019;214:487–503.
- [112] Vasco-Olmo JM, Díaz FA, Antunes FV, James MN. Characterisation of fatigue crack growth using digital image correlation measurements of plastic CTOD, *Theor. Appl. Fract. Mech.* 2019;101:332–341.
- [113] Dowling NE, Begley JA. Fatigue crack growth during gross plasticity and the J-integral. In: *ASTM STP 590*; 1976. pp. 82–103.
- [114] Dowling NE. Geometry effects and the J-integral approach to elastic–plastic fatigue crack growth. In: *ASTM STP 601*; 1977. pp. 19–32.
- [115] Kruml T, Hutař P, Náhlík L, Seitzl S, Polák J. Fatigue cracks in Eurofer 97 steel: Part II. Comparison of small and long fatigue crack growth. *J. Nucl. Mater.* 2011;412:7–12.
- [116] Hutař P, Poduška J et al. Description of short fatigue crack propagation under low cycle fatigue regime. *Procedia Struct. Integr.* 2016;2:3010–3017.
- [117] Hutař P, Kuběna I et al. Small fatigue crack propagation in Y2O3 strengthened steels. *J. Nucl. Mater.* 2014;452:370–377.
- [118] Jíša D, Liškutín P, Kruml T, Polák J. Small fatigue crack growth in aluminium alloy EN-AW 6082/T6. *Int. J. Fatigue* 2010;32:1913–1920.
- [119] Polák J, Zezulka P. Short crack growth and fatigue life in austenitic-ferritic duplex stainless steel. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 2005;28:923–935.
- [120] Obrtlík K, Polák J, Hájek M, Vašek A. Short fatigue crack behaviour in 316L stainless steel. *Int. J. Fatigue* 1997;19:471–475.
- [121] Hutař P, Poduška J et al. Short fatigue crack behaviour under low cycle fatigue regime, *Int. J. Fatigue* 2017;103:207–215.
- [122] Socie DF, Marquis GR. *Multiaxial Fatigue*, SAE International, ISBN 978-0768004533 (1999) 502p.

- [123] Pokluda J, Pippan R, Vojtek T, Hohenwarter A. Near-threshold Behaviour of Shearmode Fatigue Cracks in Metallic Materials. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 2014;37:232–254.
- [124] Doquet V, Pommier S. Fatigue crack growth under non-proportional mixed-mode loading in ferritic-pearlitic steel. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 2004;27:1051–1060.
- [125] Yang Y, Vormwald M. Fatigue crack growth simulation under cyclic non-proportional mixed mode loading, *Int. J. Fatigue* 2017
- [126] Mazánová V, Škorík V, Kruml T, Polák J. Cyclic response and early damage evolution in multiaxial cyclic loading of 316L austenitic steel, *Int. J. Fatigue* 2017; 100:466–476.
- [127] Hos Y, Freire JLF, Vormwald M. Measurements of strain fields around crack tips under proportional and non-proportional mixed-mode fatigue loading. *Int. J. Fatigue* 2016;89:87–98.
- [128] Pokluda J, Trattnig G, Martinschitz C, Pippan R. Straightforward comparison of fatigue crack growth under mode II and mode III. *Int. J. Fatigue* 2008;30:1498–1506.
- [129] Paffumi E, Nilsson K-F, Szaraz Z. Experimental and numerical assessment of thermal fatigue in 316 austenitic steel pipes. *Eng. Failure Analysis* 2015;47:312-327.
- [130] Guerra-Fuentes L, Garcia-Sanchez E, Juarez-Hernandez A, Hernandez-Rodriguez MAL. Failure analysis in 316L stainless steel supracondylar blade plate. *Eng. Failure Analysis* 2015;57:243-247.
- [131] Terence, B. (2018, July, 16). Type 316 and 316L Stainless Steels. Retrieved from <https://www.thebalance.com/type-316-and-316l-stainless-steel-2340262>
- [132] Ochensberger W, Kolednik O. Physically appropriate characterization of fatigue crack propagation rate in elastic-plastic materials using the J-integral concept. *Int. J. Fracture* 2015;195:25-45.
- [133] B.A. Bilby, G.E. Cardew, and I.C. Howard, in *Analysis And Mechanics* (Elsevier, 1978), pp. 197-200.
- [134] B. Cotterell and J.R. Rice, *International Journal of Fracture* 16, 155-169 (1980).
- [135] Greene, Joseph P. *Engineering Plastics. Automotive Plastics and Composites* . Elsevier, 2021, 2021, s. 107-125. ISBN 9780128180082.

Vlastné publikácie autora

- I. Slávik, O., Z. Majer. Mutual interaction of multiple cracks growing in the particulate composite with brittle matrix under conditions of sub – critical crack growth. *Computational Mechanics 2017, Špičák, ČR. – abstrakt v zborníku*
- II. Slávik, O., P. Hutař, M. Berer, A. Gosch, F. Arbeiter, L. Náhlík. Study of mixed mode crack propagation in pipe type specimen. *Applied Mechanics 2018, Myslovice, ČR – abstrakt v zborníku*
- III. Slávik, O., P. Hutař, M. Berer, A. Gosch, F. Arbeiter, G. Pinter, L. Náhlík. Numerical modelling of cylindrical specimen under mixed-mode loading conditions. *Key Engineering Materials. 2018, roč. 2018, č. 774, s. 325-330. ISSN: 1662-9795*
- IV. Slávik, O., T. Vojtek, J. Poduška, L. Náhlík, P. Hutař. Numerical simulation of a cylindrical fatigue specimen loaded under mixed-mode conditions. *Computational Mechanics 2018, Srní, ČR. – abstrakt v zborníku*
- V. Slávik, O., T. Vojtek, H. Tinooco, L. Náhlík, P. Hutař. Propagation of physically short fatigue crack. *Applied Mechanics 2019, Ostravice, ČR – abstrakt v zborníku*
- VI. Slávik, O., H. Tinooco, J. Poduška, T. Vojtek, T. Kruml, L. Náhlík, P. Hutař. Small crack propagation in 316L steel, *MSMF 2019, Brno, ČR – abstrakt v zborníku*
- VII. Slávik, O., P. Hutař, A. Gosch, M. Berer, T. Vojtek, F. Arbeiter, G. Pinter, L. Náhlík. Fatigue crack propagation under mixed mode I and III in Polyoxymethylene homopolymer. *Key Engineering Materials. 2019, roč. 2019, č. 827, s. 404-409. ISSN: 1662-9795*
- VIII. Slávik, O., P. Hutař, A. Gosch, M. Berer, T. Vojtek, F. Arbeiter, G. Pinter, L. Náhlík. Lifetime estimation of polyoxymethylene under mixed-mode loading conditions. *Computational Mechanics 2019, Srní, ČR. – abstrakt v zborníku*
- IX. Gosch, A., M. Berer, P. Hutař, O. Slávik, T. Vojtek, F. J. Arbeiter, G. Pinter. Mixed Mode I/III fatigue fracture characterization of Polyoxymethylene. *International Journal of Fatigue. 2020, roč. 2020, č. 130. – IF 4,369*
- X. Slávik, O., T. Vojtek, L. Poczklán, H. A. Tinooco, T. Kruml, P. Hutař, M. Šmíd. Improved description of low-cycle fatigue behaviour of 316L steel under axial, torsional and combined loading using plastic J-integral. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics. 2022, č. 118. – IF 4,017*

Vedecké projekty

V rámci doktorského štúdia som bol zapojený do nasledujúcich projektov:

- CZ.01.1.02/0.0/0.0/19_262/0020138 - Výzkum a vývoj technologií přesného lití žárových částí leteckých motorů a vysoce náročných odlitků turbodmychadel nové generace
- TN01000071 - Národní centrum kompetence Mechatroniky a chytrých technologií pro strojírenství
- PCCL-K1 – FFG - K1-Center in Polymer Engineering and Science
- FV40034 - Development of new design of railway axles with high operational reliability
- 18-03615S - Popis šíření únavové trhliny v podmínkách velké plastické zóny na jejím čele
- CZ.01.1.02/0.0/0.0/15_019/0004399 - Výzkum a vývoj technologií přesného lití nových typů odlitků leteckých motorů a integrálně litých axiálních kol turbodmychadel
- IPMinfra – LM2015069 - Infrastruktura pro studium a aplikaci pokročilých materiálů
- FSI-S-17-4386 – Problémy pevnosti a dynamiky v inženýrských analýzách a lomové mechanice

Curriculum vitae

Podhorie 149, 01318 Lietava | +421 901 284 679 | ondrej.slavik3@gmail.com



SKÚSENOSTI

09/2017 do 06/2022

Phd študent

Ústav fyziky materiálov – Brno

- Viac-škálové modelovanie a meranie fyzikálnych vlastností, numerické simulácie šírenia trhliny v polymérnych a kovových materiáloch

02/2018 do 02/2020

Učiteľ statiky

Fakulta strojního inženýrství VUT – Brno

ZRUČNOSTI

- Softvérové zručnosti: Microsoft office, Ansys Mechanical APDL a Workbench, Matlab
- Jazykové zručnosti: Anglický jazyk B2, Nemecký jazyk A2
- ANSYS ACADEMY Professional Mechanical Engineer Certificate (2022)

VZDELANIE

2022

Doktorské štúdium: Aplikované vedy v inžénrství

Vysoké učení technické – Brno

Dizertačná práca – Šírenie únavových trhlín pri kombinovanom namáhaní vo vybraných polymérnych a kovových materiáloch

2017

Magisterské štúdium: Aplikované vedy v inžénrství

Vysoké učení technické – Brno

Diplomová práca – Štúdium vzájomnej interakcie trhlín šíriacich sa v časticovom kompozite s krehkou maticou za podmienok subkritického rastu

2015

Bakalárske štúdium: Strojní inžénrství

Vysoké učení technické – Brno

Bakalárska práca – Biomechanické aspekty rekonštrukcie acetabula

2012

Gymnázium Hlinská - Žilina