

VĚDECKÉ SPISY VYSOKÉHO UČENÍ TECHNICKÉHO V BRNĚ

Edice Habilitační a inaugurační spisy, sv. 722

ISSN 1213-418X

Pavel Hutař

**ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÝCH TRHLIN
- KLÍČ K PREDIKCI ŽIVOTNOSTI
KRITICKÝCH KOMPONENT**

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
Fakulta strojího inženýrství

doc. Ing. Pavel Hutař, Ph.D.

ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÝCH TRHLIN – KLÍČ K PREDIKCI ŽIVOTNOSTI KRITICKÝCH KOMPONENTU

FATIGUE CRACK PROPAGATION – KEY TO LIFETIME PREDICTION
OF CRITICAL COMPONENTS

Teze přednášky k profesorskému jmenovacímu řízení v oboru
APLIKOVANÁ MECHANIKA



BRNO 2022

KLÍČOVÁ SLOVA

únavová životnost, šíření únavové trhliny, vliv volného povrchu, zobecněná lomová mechanika, zavírání únavové trhliny

KEYWORDS

fatigue lifetime, fatigue crack propagation, free surface effect, generalized fracture mechanics, fatigue crack closure

© Pavel Hutař, 2022

ISBN 978-80-214-6055-3

ISSN 1213-418X

OBSAH

Představení autora	4
1. Úvod	6
2. Teoretický rámec	8
2.1. Rozdělení napětí v okolí čela trhliny	8
2.2. Šíření únavové trhliny	9
3. Vlastní výsledky	12
3.1. Vliv geometrie zkušebních těles a separace mechanismů zavírání únavové trhliny....	12
3.2. Vliv volného povrchu na šíření únavové trhliny	16
3.3. Popis šíření krátkých únavových trhlin	21
3.4. Odhad dlouhodobé životnosti polymerních materiálů	23
4. Shrnutí dosažených výsledků a výhled do budoucna	25
5. Použitá literatura	27
6. Vybrané autorovy publikace citované v práci	29
Abstract	31
Abstrakt	31

PŘEDSTAVENÍ AUTORA



Pavel Hutař se narodil 4. července 1977 v Brně. Vysokoškolské vzdělání získal v oboru Aplikovaná mechanika na Fakultě strojního inženýrství Vysokého učení technického v Brně. Studium ukončil v roce 2000 obhajobou diplomové práce „Dvoupřímá lomová mechanika se zaměřením na výpočet Q faktoru pomocí MKP pro tříbodový ohyb“ a získal tak titul inženýr. V letech 2000-2004 absolvoval interní doktorské studium na Fakultě strojního inženýrství Vysokého učení technického v Brně ve studijním oboru Inženýrská mechanika pod vedením školitele prof. Zdeňka Kněsla. Po obhajobě disertační práce s názvem „Dvoupřímá popis malých trhlin ovlivněných polem napětí obecných koncentrátorů“ získal akademický titul Ph.D.

Po ukončení doktorského studia absolvoval roční post-doktorský pobyt na Commissariat a l'Energie Atomique (CEA) v Paříži. Zde se věnoval zejména přímému modelování šíření únavových trhlin a spolupracoval s Dr. Maximem Sauzay. Následně od roku 2005 do roku 2011 působil jako vědecký pracovník na Ústavu fyziky materiálů AVČR, v. v. i. (ÚFM) ve skupině Vysokocyklové únavy. Zde se nadále věnoval numerickým simulacím šíření únavových trhlin a vlivu volného povrchu na jejich šíření. Také se zapojil intenzivněji do experimentální práce v únavové laboratoři. Během tohoto období publikoval cca. 150 článků ve vědeckých časopisech a ve sbornících vědeckých konferencí. Získal čtyři projekty GAČR jako hlavní řešitel. Začal spolupráci s Univerzitou v Leobenu (prof. Gerald Pinter), Polymer Competence Center Leoben (Dr. Andreas Frank) a Univerzitou v Halle-Wittenbergu (prof. Wolfgang Grellmann, Dr. Ralf Lach) na tématech, které se týkaly dlouhodobé životnosti polymerních materiálů.

Od roku 2005 začal také pracovat jako externí vyučující na Fakultě strojního inženýrství Vysokého učení technického v Brně. V roce 2007 společně s doc. Lubošem Náhlíkem zavedli na Ústavu konstruování nový předmět „Únava a lomová mechanika“. V roce 2011 se habilitoval na Fakultě strojního inženýrství, Vysokého učení technického v Brně v oboru Aplikovaná mechanika. Začal se intenzivně věnovat školení studentů doktorského studia. V současné době pod jeho vedením úspěšně obhájilo 6 studentů a dalších 7 je v různé fázi doktorského studia. Nyní připravuje společně s Dr. Petrem Vosynkem inovovanou náplň předmětu Mezní stavy kovových konstrukcí (RMK) na Ústavu mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky.

V roce 2011 se stal vedoucím skupiny Vysokocyklové únavy na Ústavu fyziky materiálů AVČR, v. v. i. v Brně. Začal budovat tým mladých lidí, kteří se intenzivně zabývají mechanismy únavového poškození a numerickými simulacemi pro odhad únavové životnosti. Intenzivněji se začal zabývat predikcí dlouhodobé životnosti polymerních materiálů a vysokoteplotními vlastnostmi žárupevných slitin, zejména niklových superslitin. V období od roku 2011 do roku 2021 získal osm projektů národních poskytovatelů jako řešitel nebo spoluřešitel. Jedná se o jeden projekt GAČR zaměřený na šíření creepové trhliny v polymerních materiálech, 5 technologických projektů (MPO, TAČR) ve spolupráci s První brněnskou strojírnou Velká Bíteš a.s. zaměřených na dlouhodobou životnost odlišných vyráběných pomocí technologie přesného lití ze superslitin na bázi niklu, jeden projekt TAČR zaměřený na životnost železničních kol pro nákladní přepravu a projekt MPO který se zabýval vývojem automatického systému pro optické měření dynamiky růstu únavových trhlin. Dále působí jako koordinátor Národního centra kompetence Mechatroniky a chytrých technologií pro strojírenství za ÚFM. Všechny projekty se vždy podařilo úspěšně vyřešit a tři z nich byly oceněny. Projekt TA04011525 byl oceněn Technologickou agenturou jako nejlepší projekt v kategorii BUSINNES za rok 2019. Projekt CZ.01.1.02/0.0/0.0/15_019/0002421 byl oceněn Ministerstvem průmyslu a obchodu a Agenturou pro podnikání a inovace cenou

Podnikatelský projekt roku 2020 a projekt CZ.01.1.02/0.0/0.0/ 15_019/0004399 a spolupráce s PBS Velká Bíteš byly oceněny sdružením CzechInno, které oceňuje přední české firmy, podnikatele a organizace cenou Vizonář 2020.

V roce 2017 se zapojil jako vědecký partner do Polymer Competence Center Leoben a zintenzivnil tak spolupráci v oblasti dlouhodobé životnosti polymerních materiálů, na ÚFM ve skupině Vysokocyklové únavy tak vznikl malý tým (Dr. Jan Poduška, ing. Lukáš Trávníček, ing. Ondřej Slávik), který se zabývá takřka výhradně polymerními materiály. V návaznosti na to se tento tým zapojil v roce 2021 do dalšího projektu „Chemitecture“, který se zabývá vývojem polymerních materiálů s hierarchickou strukturou a optimalizací jejich mechanických vlastností.

V roce 2017 se jako spoluřešitel podílel na mezinárodním projektu INNOFAT (projekt Evropské komise RFCS-02-2016 ID:747266), zde se tým ÚFM v mezinárodním konsorciu (Sidenor-Španělsko, Swerea-Švédsko, Aachen University-Německo, CRF FIAT-Itálie) zabýval vývojem únavově odolných ocelí s dobrou obrobitelností pro automobilový průmysl.

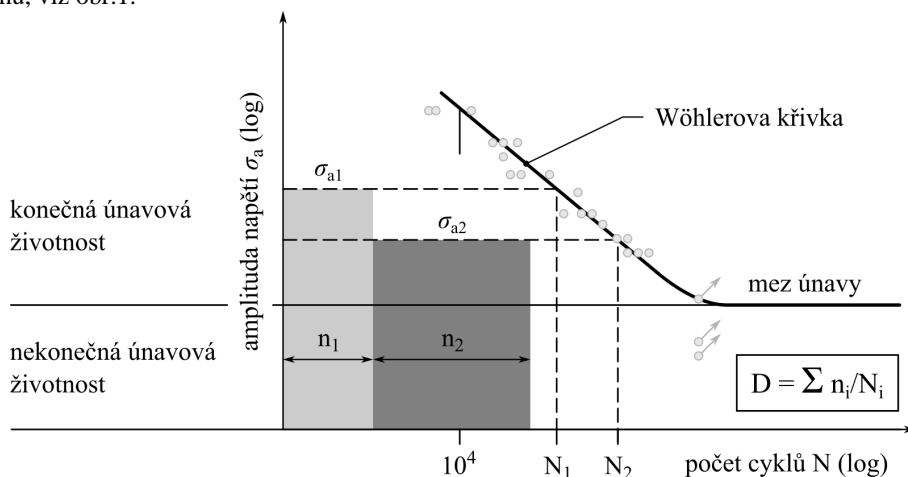
Jak plyne z představených projektů, tak hlavní linií jeho vědecké práce je stanovení životnosti a únavové odolnosti širokého spektra průmyslově používaných materiálů, se zaměřením na odolnost materiálů proti šíření únavových trhlin a jejich numerickou simulací. V této oblasti publikoval jako hlavní autor nebo spoluautor přes 300 článků ve vědeckých časopisech a ve sbornících vědeckých konferencí. Z toho je 179 publikací indexovaných v databázi SCOPUS (1052/690 citací; H-index 20) a 124 publikací je indexovaných v databázi WoS (803/551 citací; H-index 16).

V letech 2017-2019 působil jako člen panelu 108 – Materiálové vědy a inženýrství, GAČR. Od roku 2017 je členem panelu hodnotitelů METODIKA 17+ v oblasti 2. Engineering and Technology zodpovědný za hodnocení v oboru 2.3. Mechanical Engineering. Od roku 2020 je členem Národní inovační platformy v oblasti Doprava pro 21. století. Je aktivním členem ESIS (European Structural Integrity Society) a České společnosti pro mechaniku. Byl členem mezinárodního vědeckého výboru prestižních konferencí Fatigue 2018 (Poitiers 2018) a First European Conference of Structural Integrity of Additively Manufactured Materials ESIAM19 (Trondheim 2019).

Od roku 2012-2016 byl místopředsedou Dozorčí rady ÚFM. Následně se stal členem Rady instituce ÚFM, kde působí dodnes. V roce 2021 byl jmenován členem oborové rady doktorského studijního programu - Konstrukční inženýrství na Fakultě strojního inženýrství Vysokého učení technického v Brně.

1 ÚVOD

V současnosti je většina selhání inženýrských konstrukcí zapříčiněna únavovým lomem [1,2]. Proto je stanovení únavové životnosti pořád živé téma, i když první práce zabývající se tímto fenoménem najdeme už v polovině 19 století např. v pracích od W. Rankina nebo A. Wöhlera [3]. Predikce únavového poškození je komplikovaná díky tomu, že se jedná o dlouhodobý kumulativní proces, který závisí na mnoha faktorech, z nichž se některé při návrhu konstrukce obtížně definují. Předpokládáme-li, zatížení strojní součásti proměnlivým zatížením v čase a definujeme základní parametry zátěžného cyklu, nejjednodušší odhad únavové životnosti lze provést na základě Wöhlerovy křivky [2] (tzv. S-N křivky), která definuje závislost amplitudy napětí na počtu cyklů do lomu, viz obr.1.



Obr.1. Wöhlerova křivka

Tato křivka pak popisuje odolnost materiálu vůči únavovému poškození (pro danou asymetrii cyklu, konkrétní technologické zpracování, kvalitu povrchu a okolní prostředí) a lze na jejím základě definovat jak nekonečnou únavovou životnost součásti (všechny zatěžující cykly musí být pod mezí únavy), tak konečnou únavovou životnost na základě kumulace poškození od jednotlivých zatěžujících cyklů, které mají vyšší amplitudu než je hodnota meze únavy, viz obr.1. Tento koncept vychází již z prací A. Wöhlera a běžně se v praxi používá. Hlavní nevýhodou tohoto konceptu je neuvážování větších defektů a koncentrátorů napětí, které se mohou v navrhované součásti vyskytnout vlivem nedostatků technologie výroby (řediny při odlévání, trhliny při tváření, defekty po svařování ...) nebo z konstrukčních důvodů. V těchto případech je vhodnější použít přístup lomové mechaniky a uvažovat, že součást již obsahuje trhlínu nebo defekt. Existence relativně malého defektu/trhliny, může totiž snížit predikovanou únavovou životnost až o 80-90% [4,5]. To je dáno skutečností, že většina únavové životnosti zkušebních vzorků, které mají zpravidla pro únavovou zkoušku velice dobře připravený povrch (broušení, leštění), je determinována iniciací únavového poškození (lokalizací plastické deformace, tvorbou skluzových pásů, iniciací mikrotrhlin). Pokud ale součást obsahuje defekt, ze kterého se je schopna rychle iniciovat únavová trhlína, nebo trhlínu vzniklou jiným procesem, tyto stádia únavového života se neuplatní a únavová životnost se dramaticky sníží.

Problém také nastane, pokud máme komponentu, kde je třeba navrhnout inspekční intervaly pro bezpečný provoz (tlakové nádoby a potrubí v energetice, nosné komponenty v letectví, železniční dvoukolí ...). Abychom mohli inspekční prohlídky provést, je třeba navrhnout vhodnou defektoskopickou techniku. Průmyslově dostupné techniky nejsou schopny zachytit první stádia

únavového poškození a většinou zachytí až makroskopickou vadu typicky o velikosti v jednotkách milimetrů. Při návrhu inspekčních intervalů tedy musíme vycházet z toho, že po nedestruktivní kontrole komponenta obsahuje defekt této velikosti. A je tedy třeba použít lomovou mechaniku pro predikci zbytkové únavové životnosti. Pro všechny tyto případy byl navržen tzv. „Damage Tolerance Concept“ [6,7]. Vychází z toho, že součást pro kterou predikujeme únavovou životnost, již obsahuje vadu definované velikosti a životnost je determinována šířením trhliny z této vady na velikost, která je pro danou součást kritická (dojde k jejímu porušení nebo ke ztrátě funkčnosti). Tyto teze se soustředí výhradně na popsanou oblast a budou se zabývat živými problémy, které jsou důležité pro věrohodnou simulaci šíření únavové trhliny a následný přesný odhad únavové životnosti součásti s trhlinou. Pro tento odhad je nezbytné správně experimentálně určit rychlost šíření únavové trhliny a na základě znalosti této „materiálové křivky“ simulovat co nejpřesněji šíření únavové trhliny numericky.

Klasický popis únavové trhliny v oblasti vysokocyklové únavy je založen na znalosti v-K křivky pro daný materiál (závislosti rychlosti šíření únavové trhliny na rozkmitu faktoru intenzity napětí) a na znalosti velikosti faktoru intenzity napětí, který definuje zatížení, pro sledovanou trhlinu. Z experimentálních výsledků plyne, že v oblasti prahových hodnot se může v-K křivka měnit v závislosti na laboratorním prostředí, na geometrii experimentálních těles, zatěžující frekvenci nebo na samotném provedení testu, přesto, že vše odpovídá standardům dle ISO nebo ASTM [8-10]. Abychom porozuměli hlouběji mechanismům, které tyto rozdíly způsobují, soustředil jsem náš výzkum zejména na fenomén zavírání únavové trhliny. Jednotlivé mechanismy, které vedou k předčasnému zavření únavové trhliny při jejím šíření, byly separovány a kvantifikován jejich dopad na prahovou hodnotu pro šíření únavové trhliny.

Dalším důležitým tématem, kterému jsem se věnoval, je určení samotné hodnoty faktoru intenzity napětí z numerické simulace, predikce trajektorie a tvaru čela šířící se únavové trhliny. Zde je důležité zejména popsat vliv volného povrchu na šíření únavové trhliny, což je jeden z důležitých kroků k zobecnění postupů klasické lineárně elastické lomové mechaniky (definované původně pro dvoudimenzionální problémy). Vyřešení této problematiky umožňuje modelovat šíření únavové trhliny s jejím typickým zakřivením a přesněji určit faktor intenzity napětí po celém čele.

Protože většina únavové životnosti, je dána šířením relativně krátkých trhlin, důležitou problematikou je i šíření trhlin, za oblastí platnosti lineárně elastické lomové mechaniky, kde již výše uvedený postup nelze použít. Prakticky jsou tyto případy důležité zejména tam, kde se trhlina iniciuje v plastické zóně jiného koncentrátoru napětí, což jsou nejčastěji konstrukční nebo technologické vruby. Na základě systematického výzkumu, byl navržen originální popis krátkých trhlin pomocí plastické části J-integrálu, který jak se ukázalo, sjednotil rychlosti šíření únavových trhlin pro různé zatěžující podmínky a pro různé kovové materiály.

V neposlední řadě jsem se zabýval popisem únavových a creepových trhlin v polymerních materiálech, kde lze použít částečně metodologii odvozenou pro kovové materiály. V tomto případě, je ale třeba respektovat odlišnosti v chování polymerních materiálů. Protože jak mechanická odezva polymerů, tak samotný mechanismus šíření trhlin je výrazně odlišný od materiálů kovových. Část prací byla zaměřena také na stanovení velikosti residuálních napětí v polymerních trubkách, které je pro stanovení jejich životnosti jedním ze zásadních parametrů.

Teze jsou strukturovány tak, že po úvodu, následuje kapitola popisující velice stručně teoretické základy potřebné pro pochopení následujícího textu. Následující kapitola se zabývá komentářem vlastních prací a jejich zasazením do kontextu světové literatury. Největší prostor mají první dvě kapitoly a to Vliv geometrie zkušebních těles a separace mechanismů zavírání únavové trhliny a Vliv volného povrchu na šíření únavové trhliny, ty jsou také z mého pohledu nejzásadnější. Následují závěry práce a možné směry výzkumu do budoucna. V další části je seznam použité literatury a seznam vlastních článků komentovaných v práci.

2 TEORETICKÝ RÁMEC

2.1 ROZDĚLENÍ NAPĚTÍ V OKOLÍ ČELA TRHLINY

Jedním ze základních předpokladů věrohodného popisu chování tělesa s trhlinou je znalost rozložení napětí v okolí vrcholu trhliny a odvození jednoduchých lomově mechanických parametrů pro jeho popis. V oblasti lineárně elastické lomové mechaniky je dominantní popis, který vychází z Wiliamsova rozvoje [11]. Tento popis se omezuje na dvourozměrnou úlohu (platí podmínka rovinné deformace nebo rovinné napjatosti), materiál se předpokládá isotropní lineárně elastický. Samotná trhlina je ideálně ostrá se singulárním polem napětí před jejím čelem. Rozdělení napětí v zatěžovacím módu I pro trhlinu v homogenním materiálu lze pak zapsat následovně [12]:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + T \delta_{ij} \delta_{1j} \quad (1)$$

Konstanta prvního singulárního členu (člen se singularitou $1/r^{1/2}$) je úměrná faktoru intenzity napětí (K_I). Druhý konstantní člen je T-napětí. Faktor intenzity napětí se používá většinou jako jediný parametr pro popis rozdělení napětí v okolí čela trhliny. Tento parametr pak v sobě zahrnuje jak vliv okrajových podmínek a formu vnějšího zatížení, tak i geometrickou konfiguraci tělesa s trhlinou. Obecně rozlišujeme tři základní módy zatěžování tělesa s trhlinou, normálový mód (mód I), smykový mód (mód II) a antirovinný smyk (mód III). Pro šíření únavových trhlin je nejdůležitější mód I, protože tento zatěžovací mód je pro šíření trhliny nejméně energeticky náročný, a proto se i jinak orientovaná trhlina při únavovém šíření začne vždy šířit v módu I. Hodnotu faktoru intenzity napětí pak lze pro jednoduchá tělesa určit analyticky nebo pomocí empirických rovnic vycházejících z analytických nebo numerických řešení, např. Murakami [13]. Pro složitější konfigurace se určuje numericky na základě znalosti pole napětí a deformace před čelem trhliny.

Trhlina v homogenním materiálu, jak je prezentována v předchozím textu, je pouze speciálním případem obecného singulárního koncentrátoru napětí reprezentovaného např. ostrým V-vrubem v homogenním materiálu nebo trhlinou ovlivněnou rohovou singularitou. Všechny tyto případy se vyznačují tím, že na základě materiálových charakteristik a geometrické konfigurace se mění exponent singularity napětí p v intervalu od 0 do 1. Rozdělení napětí pro obecný koncentrátor napětí lze pak zapsat následovně [14]:

$$\sigma_{ij} = \sum_k \frac{H_k}{\sqrt{2\pi}} r^{-p_k} f_{ij_k}(\theta, \dots), \quad (2)$$

kde H_k je zobecněný faktor intenzity napětí, $0 < p_k < 1$ je exponent singularity napětí a $f_{ij_k}(\theta, \dots)$ je známá funkce, která závisí na polární souřadnici θ , na elastických materiálových vlastnostech a geometrii obecného koncentrátoru napětí. V případě obecného koncentrátoru napětí je nezbytná znalost semi-analytického řešení problému a velikosti multiplikativní konstanty - zobecněného faktoru intenzity napětí. Velikost exponentu singularity napětí plyne přímo ze semi-analytického řešení [14]. V případech, kde toto řešení není známo nebo ho nelze z nějakého důvodu určit, je možné velikost exponentu singularity napětí stanovit numericky [15]. Vychází se přímo ze vztahů pro rozdělení napětí (či posunutí) před čelem trhliny. Podobným způsobem jako faktor intenzity napětí lze z numerického výpočtu definujícího pole napětí v okolí čela trhliny určit i hodnotu zobecněného faktoru intenzity napětí.

Z energetické bilance tělesa s trhlinou byla odvozena hnací síla trhliny G (která má jednoznačný vztah k faktoru intenzity napětí) a jejím zobecněním v oblasti elasto-plastické lomové

mechaniky (předpokládáme nelineární odezvu materiálu na aplikované zatížení) je hodnota J-integrálu. Ta je definovaná vztahem [12]:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - t_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right), \quad (3)$$

kde W je hustota deformační energie, t_i jsou složky vektoru síly normálové k integrační křivce Γ a u_i jsou složky posuvů. Lze odvodit, že tento křivkový integrál, který je definován křivkou Γ , nezávisí na integrační cestě (nezávisí tedy na konkrétní vzdálenosti od čela trhliny ani na jejím tvaru).

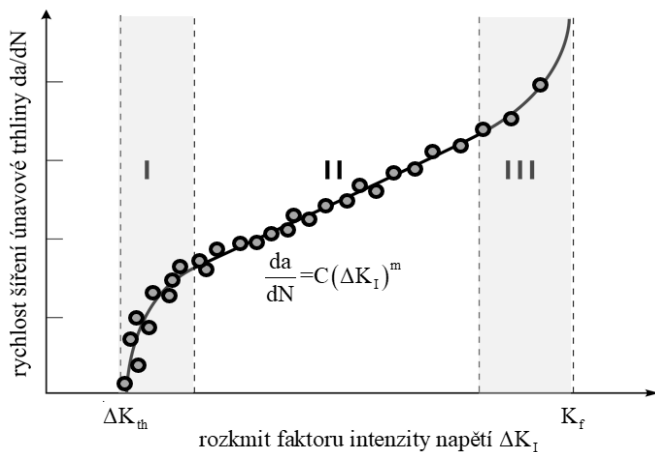
J-integrál lze také popsat následujícím vztahem, který rozděluje J-integrál na jeho elastickou J_{el} a plastickou část J_{pl} :

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (4)$$

elastická část J-integrálu J_{el} odpovídá hnací síle trhliny G [12], má jednoznačnou relaci s faktorem intenzity napětí a lze ji určit z elastického řešení tělesa s trhlinou.

2.2 ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY

Odolnost materiálu proti šíření únavové trhliny je popsána typickou křivkou esovitého tvaru, která ukazuje závislost rychlosti šíření únavové trhliny da/dN na rozkmitu faktoru intenzity napětí (v-K křivka), viz.obr.2.



Obr.2. Rychlost šíření únavové trhliny v závislosti na rozkmitu faktoru intenzity napětí.

Tato křivka se dá rozdělit na tři oblasti, oblast prahových hodnot (oblast I), oblast mocnné závislosti rychlosti šíření únavové trhliny na rozkmitu faktoru intenzity napětí (oblast II) a oblast rychlého šíření únavové trhliny (oblast III). V oblasti prahových hodnot se křivka asymptoticky blíží k prahové hodnotě pro šíření únavových trhlin (ΔK_{th}). Tato hodnota rozhoduje o tom, jestli se bude únavová trhlina při daném rozkmitu napětí šířit nebo ne. Z praktického pohledu je pro komponenty s dlouhou životností právě tato oblast nejdůležitější, protože separuje zátěžné cykly, které jsou poškozující a přispívají k růstu trhliny ($\Delta K_I > \Delta K_{th}$) a cykly které jsou nepoškozující

($\Delta K_I < \Delta K_{th}$). V druhé oblasti se trhlina šíří podle jednoduché mocninné závislosti, kterou popsali Paris a Erdogan následujícím vztahem [16]:

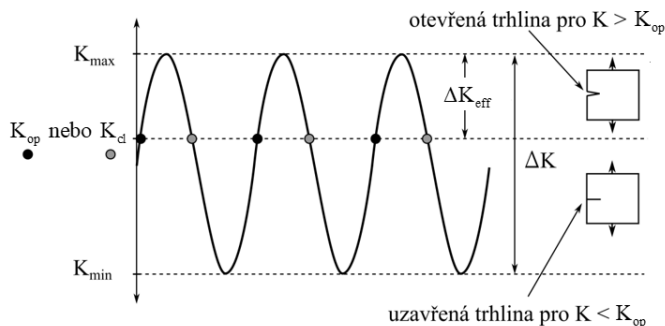
$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K_I)^m \quad (4)$$

kde C a m jsou materiálové konstanty plynoucí z grafu na obr.2 a ΔK_I je rozkmit faktoru intenzity napětí. Tento vztah, přes to, že popisuje velice nepřesně jak prahovou oblast, tak oblast rychlého šíření únavové trhliny je pro svou jednoduchost hojně používán. Třetí oblast je charakteristická rychlým růstem únavové trhliny, rostoucí plasticitou na jejím čele a křivka rychlosti šíření trhliny se v této oblasti asymptoticky blíží cyklické lomové houževnatosti K_f .

Pokud chceme prakticky popsat rychlost šíření trhliny co nejpřesněji, je potřeba popsat nejenom celou křivku na obr.2, ale je nutné zahrnout do tohoto vztahu i její změnu se změnou asymetrie cyklu (asymetrie cyklu je definovaná jako podíl minimální a maximální hodnoty faktoru intenzity napětí v daném cyklu $R = K_{min} / K_{max}$). V současnosti je asi nejrozšířenější a nejpoužívanější vztah NASGRO [17]:

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K_I \right]^{2n} \left(\frac{1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_I}}{\Delta K_I} \right)^p \left(\frac{K_f}{1 - \frac{K_f}{K_{max}}} \right)^q \quad (5)$$

Tento vztah popisuje již celou křivku definující šíření únavové trhliny pro danou asymetrii cyklu, kde ΔK_{th} je prahová hodnota pro šíření únavové trhliny, je K_f cyklická lomová houževnatost (ta se může pro jednoduchost nahradit klasickou lomovou houževnatostí K_{IC}) a C , n , p , q jsou materiálové konstanty umožňující věrně popsat změřenou v-K křivku. Navíc zlomek $\left(\frac{1-f}{1-R} \right)$ vyjadřuje změnu v-K křivky se změnou asymetrie cyklu. Tento vztah bere do úvahy tzv. zavírání trhliny (funkce f), které významně ovlivňuje posun v-K křivky mezi jednotlivými asymetriemi cyklu.



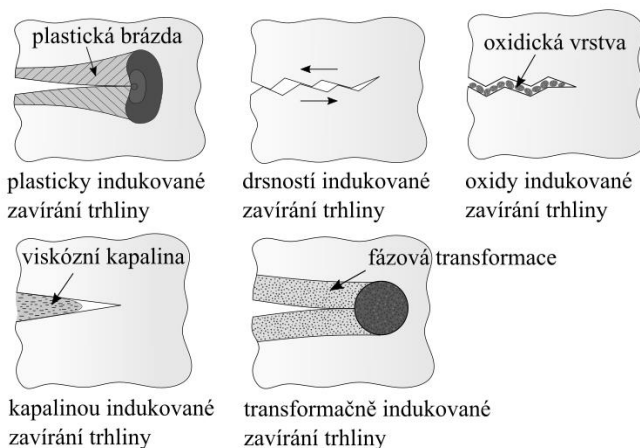
Obr.3. Ilustrace efektivní části únavového cyklu pro asymetrii cyklu, kde je výrazné zavírání trhliny ($R < 0,1$).

Zavírání únavové trhliny způsobuje zpomalení jejího šíření díky předčasnému kontaktu líců trhliny i přes to, že nominální napětí, které působí na trhlínu je tahové a trhlínu otevírá. Tento fenomén poprvé popsal Elber [18], když si při únavových testech hliníkových slitin všiml měnící se tuhosti vzorku během zatěžujícího cyklu. Skutečným řídicím parametrem pro šíření trhliny tedy

není celý rozkmit faktoru intenzity napětí, ale pouze jeho část tzv. efektivní rozkmit součinitele intenzity napětí ΔK_{eff} (schematicky znázorněný na obr.3.), který je definovaný vztahem:

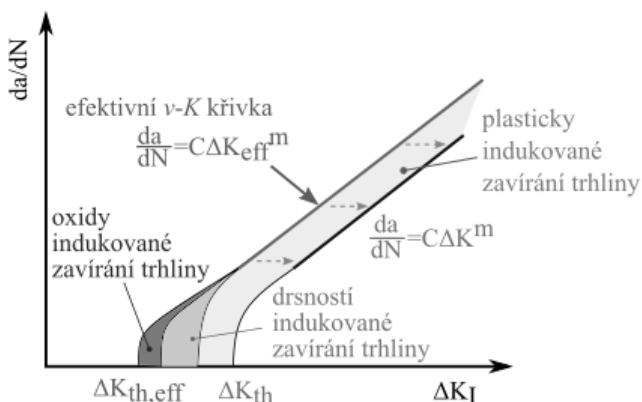
$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{cl} \quad (6)$$

kde K_{max} je maximální faktor intenzity napětí v zátěžném cyklu a K_{cl} je potom faktor intenzity napětí při kterém dojde ke kontaktu líců trhliny. Funkce f lze potom vyjádřit zlomkem K_{cl} / K_{max} . Mechanismů, které mohou způsobit zavření únavové trhliny je několik. Suresh [2] definuje pět základních, viz. obr.4.



Obr.4. Schematické znázornění mechanismů zavírání únavové trhliny

Jednotlivé mechanismy zavírání ale neovlivňují celou v-K křivku stejně. Nevýznamnější roli hrají v oblasti prahových hodnot, protože závisí na velikosti otevření trhliny během zátěžného cyklu [19]. Při šíření v prahové oblasti je aplikované zatížení nejmenší a tak je malé i otevření trhliny. Tím je rychlost šíření ovlivněna intenzivněji zavíracími mechanismy jako je drsnostně nebo oxidicky indukované zavírání trhliny. To je schematicky demonstrováno na obr.5.



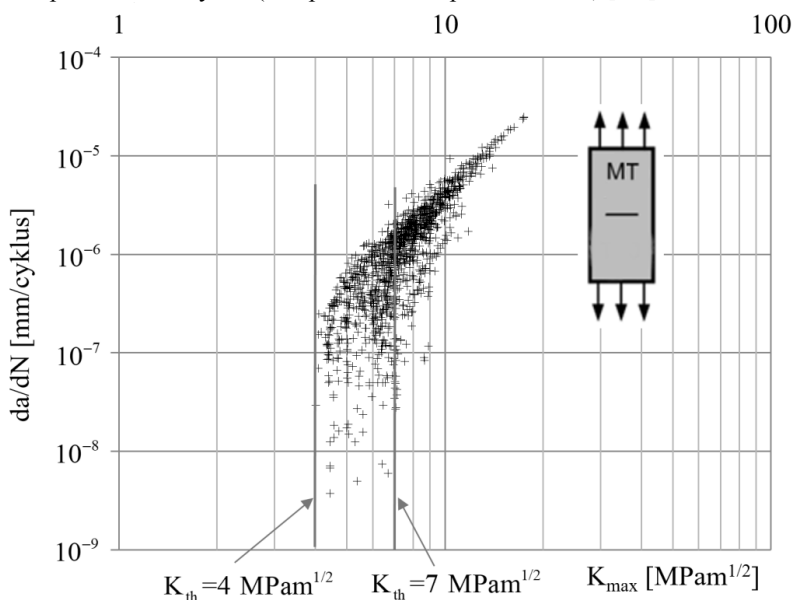
Obr.5. Ilustrace zastoupení jednotlivých mechanismů zavírání trhliny v závislosti na velikosti zatížení

3 VLASTNÍ VÝSLEDKY

V následující kapitole budou stručně shrnuty a komentovány vybrané výsledky, kterých bylo dosaženo v minulých letech a které byly publikovány v impaktovaných časopisech. Vlastní publikace jsou pro přehlednost v textu citovány římskými číslicemi. Vlastní výsledky jsou rozděleny do čtyř podkapitol, které odpovídají základním tématům, kterým se věnují. V první podkapitole se budu věnovat zejména fenoménu zavírání únavové trhliny a separaci jednotlivých mechanismů zavírání. V následující kapitole se budu zabývat vlivem volného povrchu a možností přímého modelování šíření únavové trhliny. V další podkapitole se soustředím na krátké trhliny. A poslední část je věnována šíření trhlin v polymerních materiálech.

3.1 VLIV GEOMETRIE ZKUŠEBNÍCH TĚLES A SEPARACE MECHANISMŮ ZAVÍRÁNÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY

V literatuře se objevují od devadesátých let minulého století sporadicky články [8-10,20], o tom, že tělesa s výrazně rozdílnou geometrií mají také rozdílné parametry v-K křivky. Největší rozdíly jsou viditelné v oblasti prahových hodnot a nízkých rychlostí šíření (oblast I na obr.2). To ovšem nabourává základní koncept lineární elastické lomové mechaniky a její použití v únavě materiálu. Ukazuje se, že přenositelnost laboratorně naměřených dat na navrhované konstrukce může být zatížena významnou nepřesností i když jsou data změřena podle platných standardů pro měření šíření únavových trhlin (ISO [21], ASTM [22]). Na základě našich experimentálních dat se nám podařilo ukázat, že existuje významný rozdíl mezi prahovou hodnotou pro šíření únavové trhliny naměřené na zkušebním tělese s centrální trhlinou (middle tension specimen - MT) a zkušebním tělese pro excentrický tah (compact tension specimen - CT) [I,II].

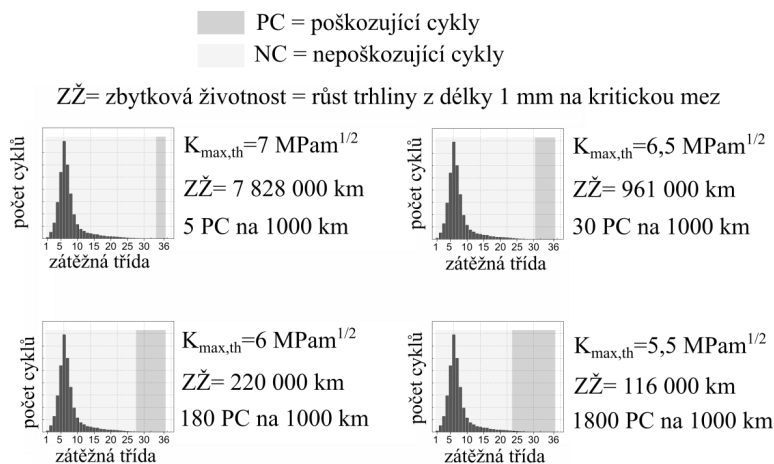


Obr.6. Rychlosti šíření únavové trhliny měřené na zkušebních tělesech s centrální trhlinou pro různé hladiny vzdušné vlhkosti v laboratoři pro materiál EA4T (prahová hodnota pro šíření únavové trhliny se může pohybovat od 5,5-7 MPam^{1/2}, pokud snížíme relativní vlhkost pod 10% sníží se i prahová hodnota pro šíření únavové trhliny na 4 MPam^{1/2}).

Tyto dva typy zkušebních těles mají nejvýraznější rozdíl v hodnotě T-napětí. Což je parametr definovaný druhým konstantním členem plynoucím z Wiliamsova rozvoje popisující rozdělení

napětí před čelem trhliny (viz vztah 1). Tento parametr popisuje tzv. „in-plane constraint“ [23] a zpřesňuje popis napětí před čelem trhliny. Hodnota T-napětí pro MT těleso je výrazně záporná (nízká úroveň constraintu), zatím co pro CT těleso je kladná (vysoká úroveň constraintu). Většina ostatních zkušebních těles a trhlín v reálných konstrukcích se pohybuje uvnitř tohoto intervalu. V práci [II] je zahrnuta hodnota T-napětí do popisu šíření únavové trhliny. Později se ukázalo, že záporné T-napětí také stabilizuje růst únavové trhliny a má vliv na trajektorii jejího šíření [III]. Na základě extenzivního několikaletého experimentálního programu zaměřeného na oceli určené pro výrobu železničních náprav EA1N, EA1T a EA4T se ukázalo, že i laboratorní podmínky mohou významně ovlivnit velikost prahové hodnoty pro šíření únavové trhliny. Na obr. 6. je ukázka změřených v-K křivek (měření je zaměřeno zejména na oblast prahových hodnot) pro stejný materiál (EA4T), stejnou asymetrii cyklu ($R = -1$), stejné experimentální těleso (MT), stejnou metodiku testu, stejnou zatěžující frekvenci i zkušební stroj (rezonanční pulsátor Schenck PVQ).

Jak se ukázalo, tak jedinou proměnou byla vzdušná vlhkost v laboratoři. Ta se přirozeně mění v závislosti na venkovním počasí a v závislosti na ní se dosažené prahové hodnoty (K_{th}) pohybovaly v intervalu od $5,5 \text{ MPa m}^{1/2}$ do $7 \text{ MPa m}^{1/2}$. Na obr.7. je demonstrován dopad velikosti prahové hodnoty pro šíření únavové trhliny na zbytkovou únavovou životnost reálné nápravy.

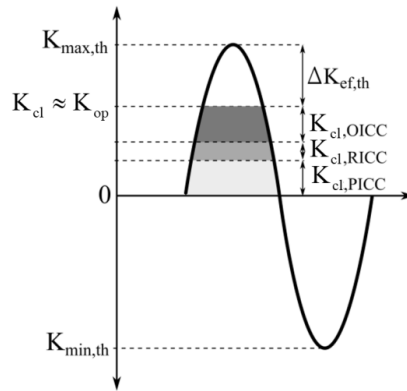


Obr.7. Ukázka únavové/zbytkové životnosti nápravy (ZŽ) v závislosti na velikosti prahové hodnoty (K_{th}) pro šíření únavové trhliny z defektu o velikosti 1 mm.

Životnost nápravy je spočtena dle vztahu NASGRO (rov.5) na základě naší originální metodiky publikované např. [IV-VI]. Na obrázku je ukázáno typické zátěžné spektrum a část, která odpovídá nepoškozujícím cyklům (světlá část) a část odpovídající poškozujícím cyklům (tmavší část). Je vidět, že při prahové hodnotě $7 \text{ MPa m}^{1/2}$ připadá na 1000 km jízdy vlaku pouze 5 poškozujících zátěžných cyklů, při prahové hodnotě $5,5 \text{ MPa m}^{1/2}$ je to 1800 poškozujících zátěžných cyklů. Z toho plyne i výsledná únavová životnost, která se mění se změnou prahové hodnoty násobně. Je tedy vidět, že změna prahové hodnoty o $1 \text{ MPa m}^{1/2}$ má významný dopad na únavovou životnost komponenty a v laboratorních podmínkách můžeme naměřit tyto hodnoty s výrazně větším rozptylem. To bylo motivací pro výzkum mechanismů zavírání únavové trhliny v oblasti prahových hodnot a jejich následnou separaci.

Prahová hodnota pro šíření únavové trhliny se skládá ze dvou složek. První z nich je efektivní prahové hodnoty ($K_{ef,th}$), která je velice podobná pro většinu kovových materiálů [24,25]. Pro oceli se uvádí hodnota kolem $3 \text{ MPa m}^{1/2}$. Významná část prahové hodnoty je ale dána různými mechanismy zavírání trhliny, jak je naznačeno na obrázcích 5 a 8. To znamená, že pokud pro ocel EA4T naměříme prahovou hodnotu $7 \text{ MPa m}^{1/2}$ tak její efektivní část je cca. $3 \text{ MPa m}^{1/2}$ a

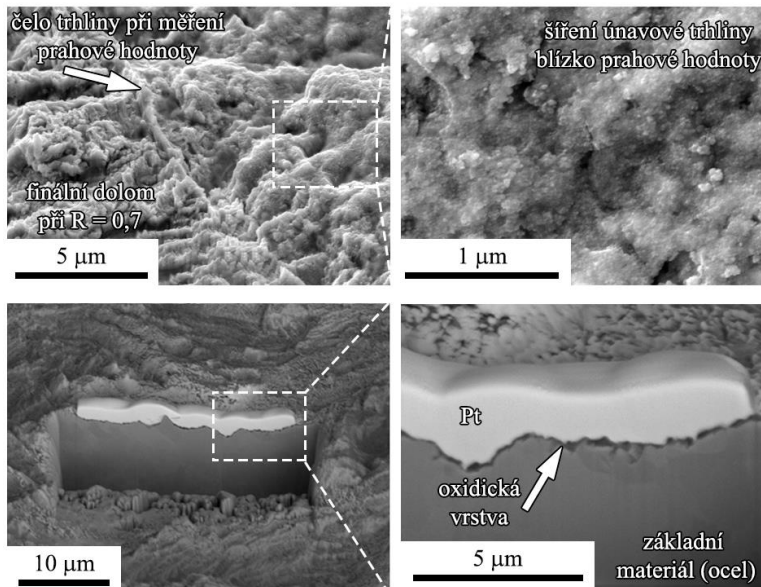
4 MPa m^{1/2} jsou dány jednotlivými mechanismy zavírání. Z toho je zřejmé, že právě zavírání trhliny je mechanismus, který významně determinuje únavovou životnost. Nejvýznamnější je mechanismus plasticky indukovaného zavírání trhliny (PICC), drsnostně indukovaného zavírání trhliny (RICC) a oxidicky indukovaného zavírání trhliny (OICC) viz schémata na obr.4.



Obr.8. Separace jednotlivých mechanismů zavírání únavové trhliny a jejich vliv na velikost prahové hodnoty K_{th} [VII].

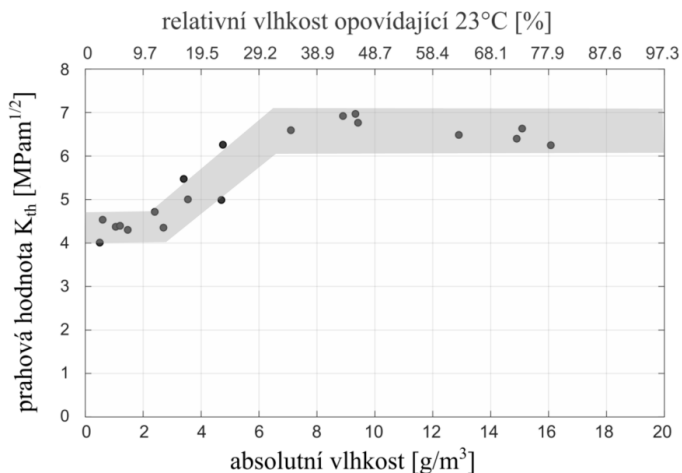
Plasticky indukované zavírání trhliny je již zahrnuto do vztahu NASGRO pomocí empirických vztahů pro funkci f , které odvodil Newman pomocí strip yield modelu [26]. Závisí na plastickém chování materiálu a zjednodušeně se dá $K_{cl,PICC}$ korelovat s poměrem zatěžujícího nominálního napětí a meze kluzu daného materiálu $K_{cl,PICC} = f(\sigma_{max} / \sigma_0) K_{max,th}$.

Drsnostně indukované zavírání trhliny je determinováno zejména drsností lomové plochy a geometricky lze odvodit velikost $K_{cl,RICC}$ pomocí typického úhlu φ definujícího členitost lomové plochy $K_{cl,RICC} = \pi \tan(\varphi) \sin(\varphi) K_{max,th} / 4$ [27].



Obr.9. Schematická ukázka měření oxidické vrstvy pomocí techniky FIB [VIII].

Oxidicky indukované zavírání trhliny pak plyne z tloušťky oxidické vrstvy na lících trhliny $K_{cl,OICC} = f(\delta_{OICC})$. Pomocí techniky schematicky zobrazené na obr.9., lze stanovit tloušťku oxidické vrstvy na lících trhliny pomocí skenovacího elektronového mikroskopu vybaveného fokusovaným iontovým svazkem (FIB). Na oxidickou vrstvu se nanese ochranná vrstva z platiny, a následně se část materiálu odstraní pomocí fokusovaného iontového svazku a ve vzniklém řezu se změří tloušťka oxidické vrstvy, viz obr.9. Z grafu rychlosti šíření únavové trhliny v závislosti na maximální hodnotě faktoru intenzity napětí na obr.6. lze sestavit závislost prahové hodnoty na absolutní vlhkosti. Tak jak je vidět na obr.10.



Obr.10. Závislost prahové hodnoty faktoru intenzity napětí pro ocel EA4T na vlhkosti vzduchu.

Z grafu je patrná závislost mezi růstem vlhkosti vzduchu a růstem prahové hodnoty pro sledovanou ocel. To také vysvětluje rozdílná experimentální data publikovaná v literatuře [VIII].

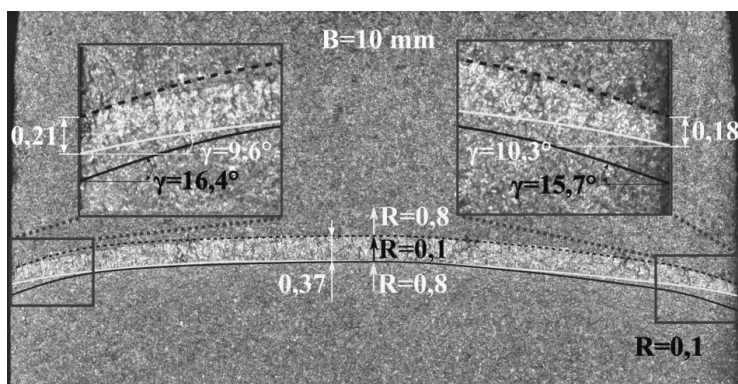
V následující tabulce je uvedena separace jednotlivých příspěvků od různých mechanismů zavírání pro nízkou prahovou hodnotu při relativní vlhkosti vzduchu menší než 10% a pro relativní vlhkosti kolem 40%.

Hodnota faktoru intenzity napětí	Relativní vlhkost 30-50%	Relativní vlhkost < 10%
$K_{cl,PICC}$	1,7	1,1
$K_{cl,RICC}$	0,8	0,3
$K_{cl,OICC}$	1,7	0,1
$K_{ef,th}$	2,9	2,9
K_{th} (součet)	7,1	4,4

Z tohoto ilustrativního příkladu je vidět, jak lze separovat jednotlivé mechanismy zavírání trhliny a jak velký můžou mít vliv na prahovou hodnotu pro šíření únavové trhliny. Na základě jejich znalosti, lze vysvětlit celou řadu efektů, které ovlivňují šíření únavové trhliny, jako je vliv prostředí, vliv velikosti a frekvence zatěžování, vliv změny teploty nebo vliv přetěžujících nebo podtěžujících cyklů. Např. v publikaci [IX] je ukázáno, že aplikace nepoškozujících cyklů vede k nečekanému nárůstu únavové životnosti oceli EA4T. To je vysvětleno růstem oxidické vrstvy při aplikaci nepoškozujících cyklů. Přitom klasické postupy předpokládají, že nepoškozující cykly šíření trhliny nijak neovlivňují.

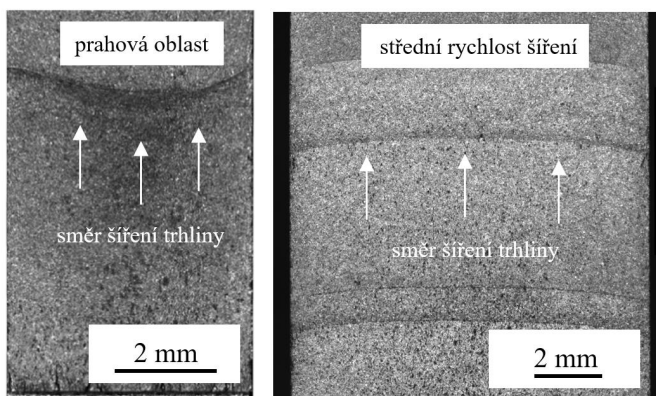
3.2 VLIV VOLNÉHO POVRCHU NA ŠÍŘENÍ ÚNAVOVÉ TRHLINY

Při přechodu z dvoudimenzionální aproximace, ze které vychází klasický lomově mechanický popis, na trojdimenzionální popis šířící se únavové trhliny, je zapotřebí zohlednit vliv volného povrchu na její šíření. Volný povrch má na šíření únavové trhliny vliv zejména díky dvěma efektům. Jeden z nich je samotný vliv volného povrchu na napjatost před čelem únavové trhliny. Tento efekt je dán existencí rohové singularity v průsečíku čela trhliny s volným povrchem a lze ho velice dobře korelovat s Poissonovým číslem daného materiálu [28-31]. Druhý efekt, který ovlivňuje šíření únavové trhliny v blízkosti volného povrchu je zavírání únavové trhliny (diskutované v předchozí kapitole), které je v blízkosti volného povrchu odlišné. Abychom mohli tyto dva efekty ovlivňující šíření únavové trhliny od sebe oddělit, je potřeba důkladných analýz jak pro asymetrie cyklu, kde předpokládáme vliv zavírání trhliny (např. $R=0,1$ – mijivý cyklus), tak pro asymetrie cyklu kde k zavření trhliny nedochází (např. $R=0,8$ – vysoké střední napětí). Výsledek je pěkně viditelný na obr.11., kde je zobrazena lomová plocha po šíření únavové trhliny získaná na CT tělese z materiálu EA4T. Zpočátku se trhlina šířila při konstantním zatížení (které odpovídá střední rychlosti šíření únavové trhliny pro materiál EA4T) a při asymetrii cyklu $R=0,8$. Únavová trhlina se zakřivila do typického tvaru. Pokud tento tvar charakterizujeme úhlem mezi čelem únavové trhliny a volným povrchem získáme úhel $\gamma \cong 10^\circ$. Pokud změním asymetrii cyklu na asymetrii $R=0,1$ a trhlina se šíří dál (na obr.11 je to světlá oblast), zjistíme že zakřivení trhliny se začne zvětšovat a úhel se stabilizuje pro $\gamma \cong 16^\circ$.



Obr.11. Srovnání tvarů čela trhliny na CT tělese z oceli EA4T o tloušťce $B = 10$ mm, při aplikaci cyklů s různou asymetrií ($R=0,8$ a $R=0,1$).

Ukazuje se tedy, že oba efekty jsou významné a ani jeden nelze úplně zanedbat. Pro šíření únavové trhliny na asymetrii 0,1 je třeba ještě uvážit, že v oblasti středních rychlostí šíření únavové trhliny je dominantní zejména plasticky indukované zavírání trhliny a ostatní mechanismy zavírání trhliny jsou již potlačeny (viz. obr.5). Pokud bychom snížili zatížení a trhlina se začala šířit pomaleji, bude narůstat vliv oxidický a drsnostně indukovaného zavírání trhliny a ty mohou tvar trhliny dramaticky změnit. Na obr.12 je ukázán vliv oxidický indukovaného zavírání trhliny na její tvar pro ocel EA4T. Díky intenzivnější tvorbě oxidů (tmavé oblasti na lomové ploše) uprostřed zkušebního tělesa se únavová trhlina s klesajícím zatížením zbrzdí a to vede až k tomu, že trhlina se uprostřed tělesa zastaví a šíří se pouze v blízkosti volného povrchu. Je tedy zřejmé, že zavírání má vliv nejen na rychlost šíření únavové trhliny, ale i na její tvar.

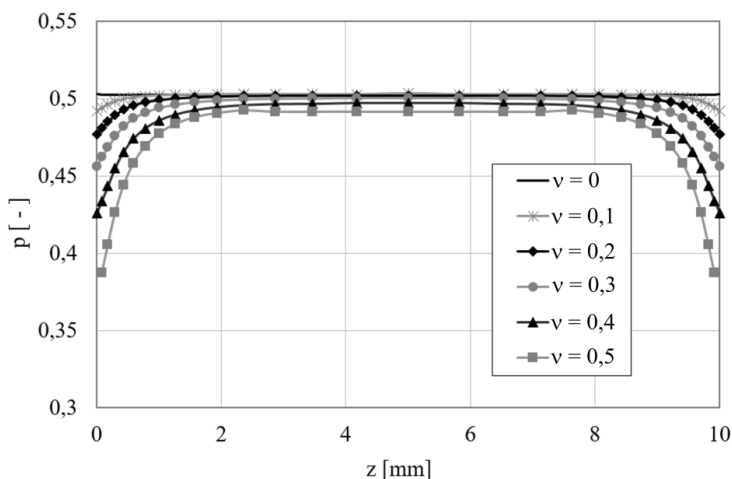


Obr.12. Vliv oxidicky indukovaného zavírání únavové trhliny na její tvar pro materiál EA4T pro nízké rychlosti šíření (při měření prahových hodnot) a pro střední rychlost šíření únavové trhliny.

Cílem prací [X,XI] byl komplexní popis čela únavové trhliny v každém jeho bodě a predikce změny rychlosti šíření únavové trhliny v blízkosti volného povrchu. Proto bylo navrženo aproximativní rozdělení napětí v jednotlivých řezech kolmých na čelo trhliny ve tvaru, který umožňuje na rozdíl od klasického popisu vzít do úvahy změnu exponentu singularity napětí v blízkosti volného povrchu (vychází z popisu pomocí zobecněného faktoru intenzity napětí rov.2):

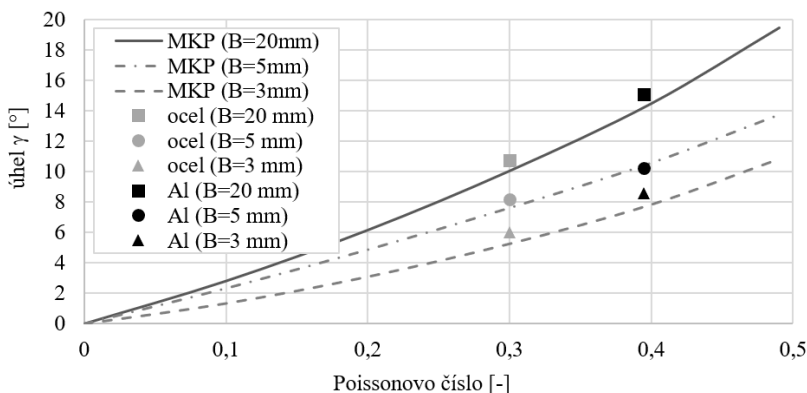
$$\sigma_{ij} \approx H_I r^{-p} f_{ij}(\theta \dots). \quad (7)$$

Protože v tomto případě není známo semi-analytické řešení pro rozdělení napětí, je třeba exponent singularity napětí stanovit numericky pomocí přímé metody. Příklad výsledné změny exponentu singularity napětí z práce [X] pro rovné čelo trhliny určené na vzorku s centrální trhlinou (MT) je vidět na obr.13.



Obr.13. Změna exponentu singularity napětí po tloušťce tělesa pro Poissonova čísla (ν) od 0 do 0,5. Uvedené výsledky jsou pro vzorek s centrální trhlinou (MT) o tloušťce 10 mm a rovné čelo trhliny [X].

Z grafu na obr.13 je patrné, že čím větší je Poissonovo číslo (ν), tím je výraznější ovlivnění napjatosti v blízkosti volného povrchu. Pro $\nu=0$ není trhlina rohovou singularitou ovlivněna vůbec, respektive exponent singularity napětí na volném povrchu je roven 0,5. Proto pro materiály s nulovou hodnotou Poissonova čísla, lze použít popis pomocí faktoru intenzity napětí bez jakýchkoli omezení. S rostoucí hodnotou Poissonova čísla klesá velikost exponentu singularity napětí v blízkosti volného povrchu. Hodnoty exponentů singularity napětí přímo na volném povrchu odpovídají hodnotám, které publikovali Benthem [30] a Bažant [31] pro rohovou singularitu. Ze zobecněného popisu šíření pak plyne, že čím větší je pokles exponentu singularity napětí v blízkosti volného povrchu, tím je větší zakřivení únavové trhliny, což bylo popsáno empiricky Pookem [29]. Naším cílem bylo tyto výsledky numericky predikovat a experimentálně ověřit a to nejen pro polonekonečnou stěnu, ale i pro prakticky používané tloušťky zkušebních těles, kde se volné povrchy mohou vzájemně ovlivňovat [XII, XIII]. Výsledek numerických simulací v porovnání experimentálními daty je vidět na obr. 14.

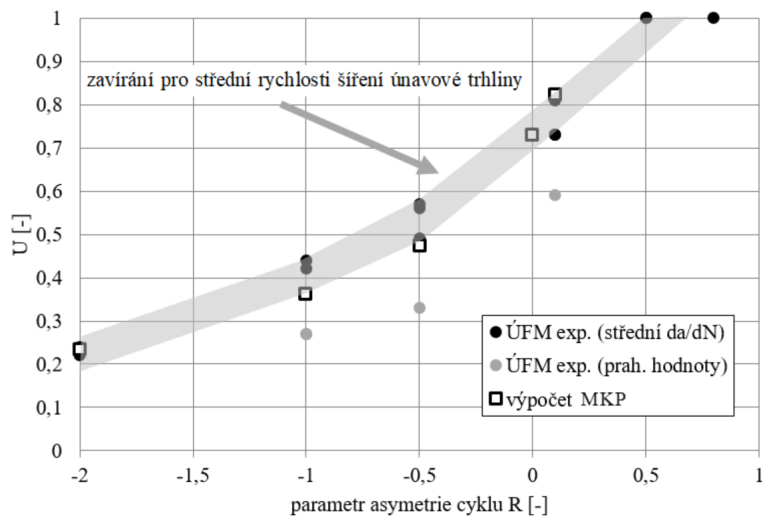


Obr.14. Porovnání numericky a experimentálně stanovených úhlů zakřivení čela trhliny pro různé tloušťky experimentálních těles [XIII].

Experimentálně byl tvar čela trhliny určován na materiálu EA4T (ukázka tvaru čela trhliny při asymetrii $R=0.8$ je vidět na obr.11.) a pro hliníkovou slitinu 7075. Na obou materiálech byly měřeny tvary čela trhliny pro různé tloušťky od 3-20 mm při vysoké asymetrii cyklu $R=0,8$ (to vylučuje vliv zavírání trhliny). Ukázalo se, že tělesa s menší tloušťkou, kde dochází k interakci rohových singularit na obou volných površích, mají výsledné zakřivení trhliny menší a dochází i k poklesu rychlosti šíření únavové trhliny. Tam kde je část tělesa v oblasti blízké rovinné deformaci (tloušťka tělesa je větší než 10 mm) dojde k zakřivení trhliny, které je dáno čistě velikostí Poissonova čísla. Zakřivená trhlina má potom konstantní hodnotu exponentu singularity napětí po celém čele ($p=0,5$) a hodnota faktoru intenzity napětí je taktéž takřka konstantní. V práci [XIII] se ukázalo, že zakřivení trhliny lze efektivně řídit i samotnou hodnotou faktoru intenzity napětí a to i přes to, že v blízkosti volného povrchu, kde je jiný exponent singularity než ($p=0,5$) není hodnota faktoru intenzity napětí korektní. Výše uvedenou metodikou se tedy podařilo najít efektivní nástroje jak numericky modelovat šíření únavové trhliny ve 3D v těch případech zatěžování, kde není výrazný vliv zavírání trhliny tj. pro zatížení při vysoké asymetrii cyklu. Navíc, pro nižší asymetrie cyklu to umožňuje separovat vliv zavírání trhliny a ukázat na případy, kdy je vliv zavírání únavové trhliny na její tvar významný.

Numerické modelování zavírání únavové trhliny se takřka výhradně zabývá plasticky indukovaným zavíráním trhliny [32-36] a ani zde nepanuje obecná shoda na tom, jak numericky plasticky indukované zavírání trhliny modelovat a to zejména pro trhlínu šířící se ve 3D. V práci [XIV] jsou ukázány možnosti modelování zavírání únavové trhliny ve 2D. Ukázalo se, že

nejvýznamnější parametry numerického modelu pro určení zavírání jsou volba velikosti prvků konečnoprvkové sítě před čelem trhliny, počet aplikovaných růstových cyklů na numerický model (to souvisí s vývojem plastické brázd za čelem trhliny), aplikovaný materiálový model, algoritmus definující odtrhávání jednotlivých uzlů konečnoprvkové sítě během šíření trhliny, počet výpočetních kroků během cyklického zatěžování modelu a v neposlední řadě způsob vyhodnocení zavíracího napětí. Po optimalizaci všech těchto parametrů je numericky určené plasticky indukované zavírání trhliny v dobré shodě jak s experimentálními daty [VII].

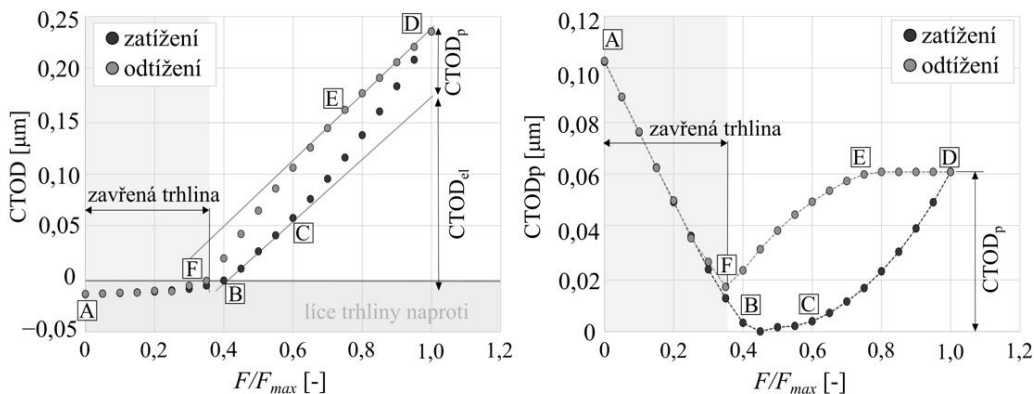


Obr.15. Porovnání numericky a experimentálně stanoveného zavírání trhliny [XIV]

Z grafu na obr.15. je vidět, jak se mění funkce U definující zavírání trhliny (funkce $U = (1-f)/(1-R)$) v závislosti na asymetrii cyklu. Největší úroveň zavírání trhliny je pro záporné asymetrie cyklu. Pro asymetrii cyklu větší než 0,5 je již funkce $U=1$ a to znamená, že k žádnému zavírání nedochází a $\Delta K_r = \Delta K_{eff}$. Numerická predikce pomocí dvoudimenzionálního modelu MKP je v dobré shodě s experimentálními daty získanými na stejné geometrii tělesa s centrální trhlinou (MT - těleso) pro materiál EA4T [VII]. Tyto výsledky odpovídají středním rychlostem šíření únavové trhliny (oblast II na v-K křivce, viz obr.2.). Pokud se snižuje rychlost šíření únavové trhliny a posouváme se směrem k prahovým hodnotám, roste význam dalších složek zavírání trhliny, jako je drstnostně a oxidicky indukované zavírání. To je dobře vidět na experimentálních datech získaných v blízkosti prahových hodnot (šedá kolečka na obr.15), kde je zavírací napětí významně větší.

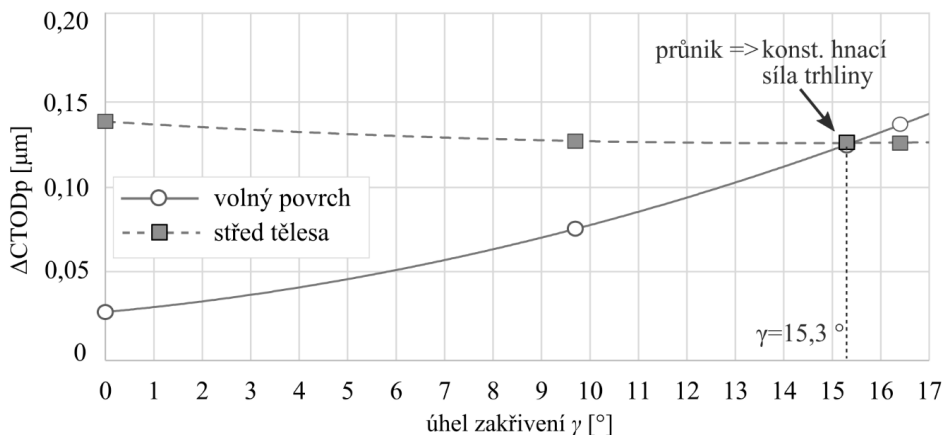
Pokud využijeme poznatky z 2D modelů a vytvoříme 3D model tělesa s šířící se trhlinou [XV] a vyhodnotíme plasticky indukované zavírání trhliny stejným způsobem, získáme podobnou závislost jako je na obr.15. Pokud má zkoumané těleso dostatečnou tloušťku $t > 8$ mm (uprostřed tělesa převládají podmínky rovinné deformace), potom pro model s přímým čelem po tloušťce odpovídá zavírání uprostřed tělesa modelu rovinné deformace a na povrchu dojde k výraznému zvýšení zavíracího napětí. Pokud ale aplikujeme metodiku definující ΔK_{eff} pro jednotlivé body na čele šířící se únavové trhliny, nedojde k optimalizaci tvaru čela únavové trhliny a numerický model predikuje i pro zakřivené tvary, které odpovídají experimentu (viz. obr.11), stále pokles rychlosti šíření trhliny na volném povrchu. Ukazuje se tedy, že popis lokální napjatosti na čele trhliny pomocí ΔK_{eff} není vhodný, nebo stávající numerický model pro stanovení hladiny zavíracího napětí neodpovídá experimentálnímu pozorování.

Hledali jsme proto alternativní popis pro lokální šíření únavové trhliny. Jako nevhodnější se ukázala plastická část otevření trhliny ($\Delta CTOD_{pl}$). Stejně jako zavírání trhliny v předchozím textu i otevření je definováno na prvním uzlu před čelem trhliny. Schematicky je znázorněna smyčka celkového otevření trhliny ($CTOD$) a jeho plastické části na obr.16.



Obr.16. $CTOD$ smyčka zatížení–odtížení: (a) celkové $CTOD$; (b) plastická část $CTOD_{pl}$

Na základě tohoto parametru jsme schopni nejen definovat okamžik zavření únavové trhliny, ale také hnací sílu pro její šíření, která je lokálně dána velikostí $\Delta CTOD_{pl}$. Pokud na jejím základě optimalizujeme tvar šířící se únavové trhliny, získáme úhel zakřivení trhliny, který odpovídá experimentálním výsledkům (viz. obr.17).



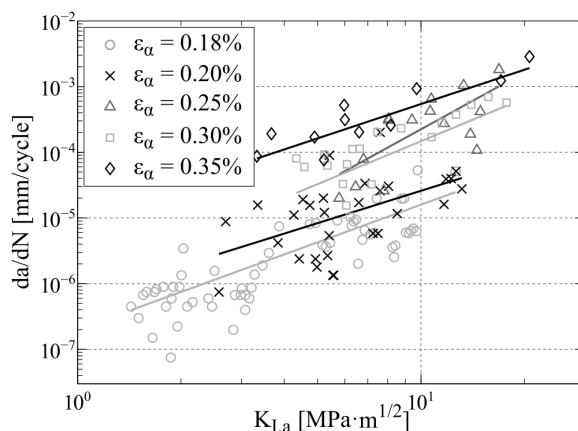
Obr.17. Vývoj velikosti $\Delta CTOD_{pl}$ v závislosti na úhlu zakřivení čela trhliny (šířka vzorku byla 10 mm, $\Delta K = 15 \text{ MPa m}^{1/2}$, $R = 0,1$) pro materiál EA4T.

Přístup popisující šíření trhliny pomocí $\Delta CTOD_{pl}$ tedy ukazuje zajímavý směr, který umožňuje lokální popis šířící se trhliny a zároveň není omezen podmínkami malé plastické zóny (elastický popis pole napětí v okolí čela trhliny) jak je tomu u faktoru intenzity napětí.

3.3 POPIS ŠÍŘENÍ KRÁTKÝCH ÚNAVOVÝCH TRHLIN

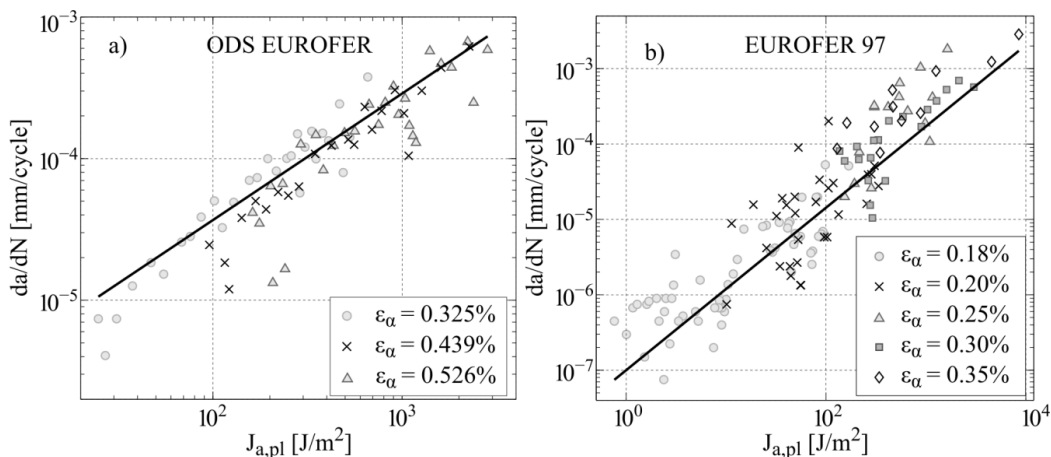
Předchozí kapitoly se zabývají výhradně popisem chování tzv. "dlouhé únavové trhliny", což je trhlina o velikosti v řádu milimetrů a větší. Trhlina, jejíž chování již není silně determinováno lokální mikrostrukturou materiálu a splňuje podmínky malé plastické zóny na jejím čele. Pokud se ale podíváme na oblast, kde se spotřebuje většina únavové životnosti, jsou to trhliny kratších délek, včetně trhlín o velikosti pod 1 mm. Tam již řada předpokladů, které jsou nutné pro popis dlouhé trhlíny, neplatí [37]. Únavové trhliny se navíc iniciují tam, kde jsou koncentrátoři napětí, a plastická zóna těchto koncentrátorů zpravidla ovlivňuje iniciaci a šíření krátké trhlíny.

Proto jsme se zabývali šířením krátkých únavových trhlín za podmínek, kde nejsou splněny předpoklady malé plastické zóny (SSY) a dochází k výrazné plastizaci jejího okolí. Tyto únavové trhliny o délkách v rozmezí 100 μm až 2 mm, byly zatěžovány deformačně a sledovala se jejich iniciace a růst. Experimentální data byla získána na různých kovových materiálech (zejména ocelích) a na základě těchto dat se hledal adekvátní popis šíření krátkých únavových trhlín pomocí lomových parametrů. Pokud použijeme tradiční popis pomocí amplitudy faktoru intenzity napětí, dostaneme závislost na obr.18.

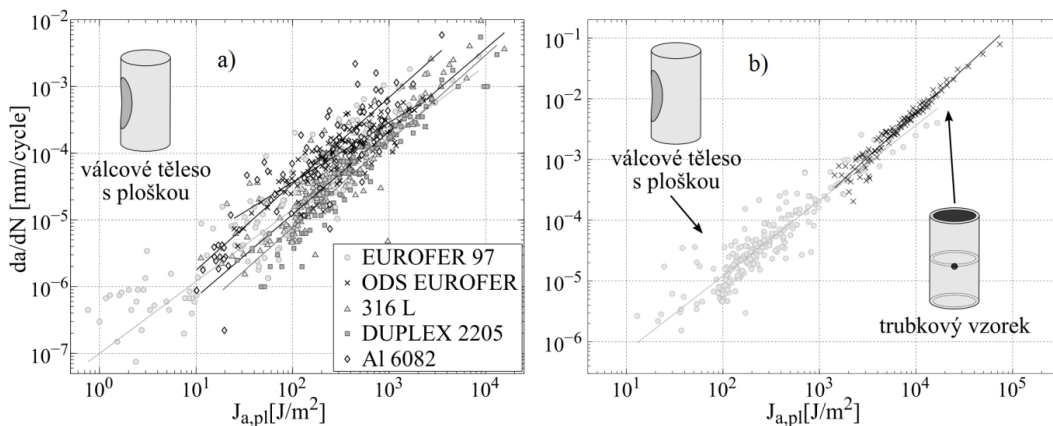


Obr.18. Závislost rychlosti šíření krátké únavové trhlíny na amplitudě faktoru intenzity napětí, pro zatížení různými amplitudami celkové deformace (materiál EUROFER 97) [XVI].

Z grafu na obr.18 je jasně patrné, že s rostoucí amplitudou zatížení roste rychlost šíření únavové trhlíny. To by znamenalo, že v-K křivka tohoto materiálu není daná pouze materiálem, ale i úrovní zatěžování. Problém je v tom, že pro nejnižší amplitudu napětí $\epsilon_a = 0.18\%$ rychlost šíření únavové trhlíny odpovídá hodnotám získaným pro dlouhé trhliny, pro ostatní amplitudy se zdá být rychlost šíření krátkých trhlín vyšší [XVI, XVII]. To se v literatuře popisuje jako fenomén krátkých trhlín [37-41]. Pokud popíšeme tyto trhliny pomocí J-integrálu, který uvažuje elasto-plastické chování materiálu, tato závislost se významně oslabí. Nejlepší shody bylo ale dosaženo při použití pouze plastické části J-integrálu, tak jak je vidět na obr.19. Ukázalo se, že tento parametr nejen sjednotí rychlosti šíření krátkých únavových trhlín měřené při různých amplitudách aplikované deformace, ale také sjednotí rychlosti šíření pro různé kovové materiály [XVIII] viz obr.20a. Prokazuje to tedy, že rychlost šíření krátké únavové trhlíny je dána primárně energií spotřebovanou pro plastickou deformaci před čelem trhlíny nezávisle na ostatních materiálových vlastnostech. To dobře koreluje i s výsledky v předchozí kapitole, kde bylo chování dlouhých trhlín popsáno pomocí $\Delta CTOD_{pl}$.



Obr.19. Závislost rychlosti šíření krátké únavové trhliny na amplitudě plastické části J-integrálu, pro zatížení různými amplitudami celkové deformace - (a) materiál EUROFER 97 a (b) EUROFER ODS [XVII].

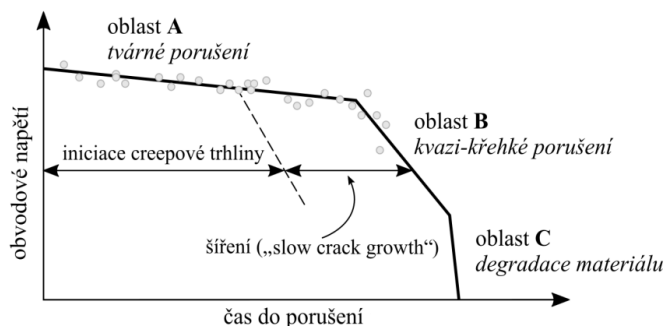


Obr.20. a) závislost rychlosti šíření krátké únavové trhliny na amplitudě plastické části J-integrálu, pro různé kovové materiály [XVIII], b) závislost rychlosti šíření pro krátké únavové trhliny na amplitudě plastické části J-integrálu pro dvě různá experimentální tělesa (válcové zkušební těleso s ploškou a trubkový vzorek s obvodovým šířením trhliny (materiál 316L) [XIX]

Přenositelnost těchto výsledků na jiné geometrie a jiné napěťové stavy byla demonstrována v práci [XIX]. Příklad je uveden na obr. 20b., kde je vykreslena závislost rychlosti šíření únavové trhliny pro dvě odlišná zkušební tělesa (válcové zkušební těleso s ploškou a trubkový vzorek s obvodovým šířením trhliny), opět všechna naměřená data leží na stejné křivce. Stejně tak se ukázalo, že na základě získaných dat pro jednoosé namáhání lze poměrně přesně predikovat trajektorii a rychlost šíření únavové trhliny při namáhání kombinovaném. V tomto případě byla intenzivně studována kombinace namáhání tah-kрут [XIX].

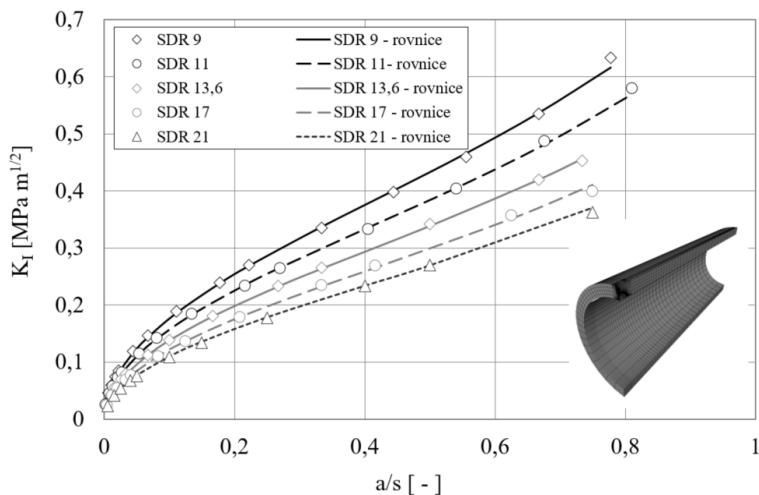
3.4 ODHAD DLOUHODOBÉ ŽIVOTNOSTI POLYMERŇNÍCH MATERIÁLŮ

Na základě zkušeností získaných na kovových materiálech, jsme se začali zabývat šířením trhlin v polymerních materiálech, které se stále více používají pro kritické aplikace. Zaměřili jsme se hlavně na materiály pro výrobu polymerních trubek používaných pro páteřní rozvody vody a plynu.



Obr.21. Schematické znázornění závislosti obvodového napětí na času do porušení

Pokud hodnotíme dlouhodobou životnost trubkových materiálů, lze ji znázornit nejlépe v diagramu obvodové napětí ve stěně trubky (hoop stress) vs. doba do lomu [42,43], viz obr.21. Ten má tři významné oblasti, a to oblast tvárného porušení (oblast A), kde dochází k velkým deformacím zatěžované trubky a významnému zeslabení stěny před finálním poškozením. Dále je to oblast kvazikřehkého porušení (oblast B), kde dochází k porušení šířením creepové trhliny („slow crack grow“). Tato oblast je z praktického hlediska nejvýznamnější, protože tímto způsobem dochází k provozním lomům. Nakonec je to oblast chemické degradace materiálu (oblast C), tento typ porušení není v podstatě závislý na aplikovaném zatížení a je determinován chemickou degradací a stárnutím materiálu.

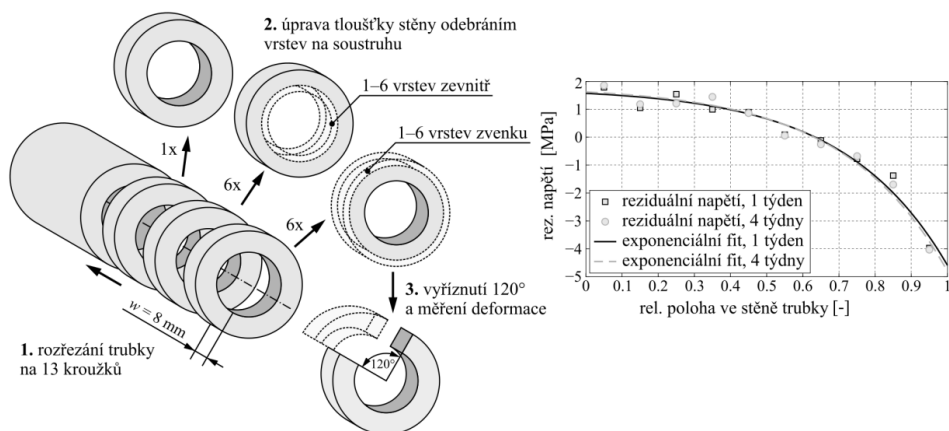


Obr.22. Závislost faktoru intenzity napětí pro trhlinu šířící se polymerní trubkou pro různé tlakové řady definované pomocí SDR poměru (a je délka trhliny a s je tloušťka stěny trubky) [XX].

V publikacích [XX, XXI] jsme se zabývali numerickým popisem šířící se trhliny v polymerních trubkách zejména pro zatížení odpovídající kvazikřehkému porušení (oblast B v diagramu na

obr.21). V tomto případě je procesní zóna před čelem trhliny malá a lze s výhodou využít popisu trhliny pomocí faktoru intenzity napětí [44] (podobně jak je tomu u trhliny únavové). Na základě numerických simulací byl odhadnut tvar šířící se trhliny a odvozena obecná rovnice pro určení faktoru intenzity napětí pro různé podmínky zatěžování. Ukázalo se, že lze vytvořit obecnou rovnici pro jakoukoli třídu trubek (pro různé tlakové řady definované SDR poměrem - poměr mezi průměrem trubky a tloušťkou její stěny). Shoda mezi numerickou simulací a odvozenou rovnicí je vidět na obr.22. V článcích [XXII, XXIII] je tato metodika zobecněna na vícevrstvé trubky a na odhad životnosti svařovaných trubek.

Jeden z významných vlivů na životnost polymerních trubek je vliv reziduálních napětí, která vzniknou při jejich extruzi. Práce [XXI, XXIV, XXV] byly zaměřeny na jejich stanovení a zavedení do numerických simulací. Základní metodika je založena na rozřezání trubky na 13 kroužků z nichž je následně 12 obrobena tak, že se odebere soustružením několik povrchových nebo vnitřních vrstev viz. obr.23. Následně se ze všech kroužků odstraní segment o velikosti 120° a změří se deformace kroužku po uvolnění vnitřních napětí. Z deformací všech těchto kroužků lze potom dopočítat průběh reziduálních napětí ve stěně trubky pomocí matematického algoritmu založeného na deformaci zakřiveného prutu viz obr. 23 vpravo.



Obr.23. Schematické znázornění metodiky stanovení reziduálních napětí v polymerní trubce

Na základě velkého počtu experimentů se podařilo dovodit obecné vztahy o průběhu reziduálních napětí po tloušťce stěny extrudovaných polymerních trubek z vysokohustotního polyetylénu a polypropylénu [XXIV, XXV]. Díky tomu, že výsledky ukázaly podobný tvar závislosti, bylo možné modifikovat jednoduchou proceduru pro stanovení reziduálních napětí z deformace jednoho kroužku [XXV] a tato procedura byla již implementována do praxe některými významnými výrobci polymerních materiálů pro tlakové trubky (Borouge nebo Orlen Unipetrol). Na základě podrobné znalosti distribuce a velikosti reziduálních napětí v polymerních trubkách, bylo ukázáno, jaký vliv může mít jejich velikost na měření základních materiálových vlastností ze vzorků odebraných přímo ze stěny extrudované trubky. To je podrobně diskutováno v práci [XXVI]. Zde byly výpočty zaměřeny zejména na odhad šířící se únavové trhliny v CRB vzorku (válcový vzorek s obvodovým vrubem), který je vhodný pro testování odolnosti zejména vysokohustotního polyetylénu vysoce odolného proti šíření creepové trhliny.

4 SHRnutí DOSAŽENÝCH VÝSLEDKŮ A VÝHLED DO BUDoucNA

Předložená práce nastiňuje problémy, které jsou aktuální v oblasti šíření únavových trhlin a které nejsou přes snahu vědecké komunity ještě dostatečně vyřešeny. Hlavní linií této práce je vytvořit věrohodný, ale zároveň dostatečně jednoduchý popis šířící se únavové trhliny, který je využitelný pro její přímé modelování pomocí metody konečných prvků. Ukazuje se, že velice důležitá je znalost velikosti zavírání trhliny, které determinuje šíření trhliny v prahové oblasti a je tedy jedním z hlavních vlivů na výslednou únavovou životnost. Stanovení efektivní prahové hodnoty lze udělat i na základě jednoduchého teoretického odhadu. Separace jednotlivých mechanismů zavírání trhliny je výrazně komplexnější úloha, nicméně velice důležitá, jak k pochopení rozdílů mezi naměřenými experimentálními daty, tak zejména k věrohodné přenositelnosti těchto experimentálních dat na konstruované komponenty. V této oblasti se nám podařilo prokázat rozdíly mezi jednotlivými zkušebními tělesy a svázat je s hodnotou T-napětí (in-plane constraint) před čelem trhliny [I, II]. Ukázalo se, že nejkonzervativnější je měření rychlosti šíření únavové trhliny na tělese s centrální trhlinou (middle tension specimen - MT), proti běžně používaným tělesům namáhaných excentrickým tahem (compact tension specimen - CT). Proto také přednostně používáme vzorek s centrální trhlinou pro většinu návrhů životnosti, jak je třeba dokumentováno v [IV-VI]. Také se ukázalo, že constraint souvisí se stabilitou šíření únavové trhliny [III], a nízká hladina constraintu (záporné T-napětí) stabilizuje směr této trhliny.

Významným pokrokem vpřed byla publikace [VII], kde se nám podařilo separovat jednotlivé složky zavírání trhliny pro ocel EA4T (ocel používaná pro výrobu vlakových náprav), včetně kvantifikace oxidicky indukovaného zavírání trhliny. Získali jsme tedy nástroj, kterým se dá vysvětlit různá intenzita vlivu constraintu na únavová data, vliv tloušťky tělesa, vliv testovací frekvence nebo vliv historie zatěžování. V následující publikaci [VIII] byl potom podrobně analyzován vliv oxidy indukovaného zavírání trhliny pro různou vzdušnou vlhkost. Byla také navržena originální metoda měření šíření únavové trhliny za snížené vlhkosti ve speciální komůrce, která je upevněná přímo na zkušební těleso typu MT. V současné době probíhá extenzivní experimentální program zaměřený na vliv oxidicky indukovaného zavírání trhliny v rámci nového projektu GAČR – OXILAP, kde se zaměřujeme na kvantifikaci oxidicky indukovaného zavírání trhliny pro různé materiály (s různou korozní odolností) a různé experimentální podmínky. Tento program má dva cíle, jeden z nich je fundamentální pochopení vlivu oxidicky indukovaného zavírání na experimentální data a druhý je zaměřený na implementaci vlivu oxidicky indukovaného zavírání do softwaru pro stanovení únavové životnosti (např. FASTRAN). Důsledky oxidicky indukovaného zavírání trhliny pro náhodné zatěžování komponent s velkým počtem cyklů, které jsou nepoškozující (podprahové) ukazuje publikace [IX]. Tam je demonstrován pozitivní účinek nepoškozujících cyklů na únavovou životnost.

Jak bylo ukázáno i v této práci zavírání trhliny je významné i pro definici tvaru šířící se trhliny, který je nezbytný pro přesné stanovení lomových parametrů na jejím čele a z nich odvozenou zbytkovou životnost. Stanovení tvaru šířící se trhliny pomocí numerických postupů se věnují práce [X-XIII]. Hlavním cílem těchto prací, bylo kvantifikovat vliv volného povrchu (rohové singularity v průsečíku čela trhliny s volným povrchem) na tvar šířící se únavové trhliny. To se podařilo jak numericky pomocí postupů zobecněné lomové mechaniky, tak experimentálně [XIII]. Pro vyšší asymetrie cyklu (typicky $R=0,8$), kde tvar trhliny není ovlivněn zavíráním, se podařilo numericky predikovat tvar šířící se trhliny ve velmi dobré shodě s experimentem. Dalším krokem bylo zahrnutí plasticky indukovaného zavírání trhliny do popisu jejího šíření. Zde se jako lokální parametr příliš neosvědčila hodnota K_{eff} [XV] a byla nahrazena plastickou částí otevření trhliny $\Delta CTOD_{pl}$. Po jeho zavedení se podařilo věrohodně predikovat tvar šířící se únavové trhliny pro nízké asymetrie cyklu (zejména $R=0,1$) a střední rychlosti šíření únavové trhliny (kde je dominantní plasticky indukované zavírání trhliny). Výzvou do budoucna je implementace dalších

typů zavírání trhliny do numerických modelů, zejména oxidicky nebo drsnostně indukované zavírání trhliny.

Další oblastí, která je pro odhad životnosti součástí s trhlinou/defektem důležitá je problematika krátkých trhlin. Ta byla studována zejména v publikacích [XVI- XIX], kde jsme se zaměřili zejména na šíření trhlin v podmínkách velké plasticity v jejich okolí. Tomu odpovídal experimentální program, který byl zaměřen na vysoké amplitudy deformace a oblast nízkocyklové únavy. Jako nevhodnější parametr popisující šíření těchto trhlin se ukázala plastická část J-integrálu. To je v dobrém souladu i s předchozími pracemi jiných autorů [39-41], kteří často korelují šíření trhliny s amplitudou plastické deformace. Popis pomocí plastické části J-integrálu sjednotí rychlosti šíření krátkých únavových trhlin měřené při různých amplitudách deformace a navíc také sjednotí rychlosti šíření pro různé kovové materiály [XVIII]. Ukazuje to tedy, že rychlost šíření krátké únavové trhliny je dána primárně energií spotřebovanou pro plastickou deformaci před čelem trhliny nezávisle na ostatních materiálových vlastnostech. To dobře koresponduje i s výsledky v oblasti vysokocyklové únavy a malé plastické zóny, kde bylo chování dlouhých trhlin popsáno pomocí $\Delta CTOD_{pl}$. Do budoucna se tedy nabízí možnost, jak popsat šíření trhliny jedním univerzálním parametrem, který nám umožní predikovat šíření krátkých trhlin pomocí jednoduchých testů na standardních zkušebních tělesech.

Poslední oblastí zmíněnou v této práci je šíření únavových/creepových trhlin v polymerních materiálech. Zde je možno některé postupy, které máme zavedené a odzkoušené pro kovové materiály využít, ať už se to týká experimentální praxe nebo numerických výpočtů. Samozřejmě je třeba brát do úvahy rozdílné mechanické chování a rozdílné mechanismy porušení polymerních materiálů. V publikacích [X-XIII] jsme se zabývali numerickým popisem šířící se trhliny v polymerních trubkách používaných pro páteřní rozvody plynu a vody. Pro oblast kvazikřehkého porušení byly společně s univerzitou v Leobenu vypracovány postupy odhadů životnosti pomocí zrychlených únavových testů. Následně se ukázalo, že významnou roli pro určení životnosti hrají zbytková napětí po výrobě (extruzi trubek), která jsou determinována rozdílným chlazením na povrchu extrudované trubky a uvnitř. Byly vyvinuty metody jak přesně určit nejenom velikost těchto reziduálních napětí, ale také jejich průběh ve stěně trubky [XXIV, XXV], tak abychom ho mohli implementovat do numerických modelů se šířící se trhlinou. Postupy odvozené pro porušování polymerních trubek se dají zobecnit pro stanovení životnosti jiných polymerů, např. v publikaci [XXVII] jsme se zabývali životností komponenty z PLA (polylactic acid) vytvořené 3D tiskem. Do budoucna se chceme zabývat dále únavovým šířením polymerních materiálů jak z pohledu experimentálního, tak z pohledu numerického. Protože, numerické modelování šíření trhliny v polymerních materiálech pro proměnnou amplitudu namáhání je oblast, která má ještě velký výzkumný potenciál a široké praktické uplatnění.

Všechny popsané výzkumné oblasti jsou také úzce spojeny s aplikací výsledků do praxe. V oblasti únavového poškození kovových materiálů spolupracujeme nejvýrazněji s Bonatrans group a.s., ÚAM Brno s.r.o. a PBS Velká Bíteš a.s. V oblasti polymerních materiálů jsou nejvýraznější partneři Orlen Unipetrol a.s. a IDIADA a.s. Což dokumentuje 5 aplikačních projektů, kde jsem v současné době řešitelem a do kterých jsou tyto firmy zapojeny.

5 POUŽITÁ LITERATURA

- [1] Gagg C.R., Lewis P., In-service fatigue failure of engineered products and structures – Case study review, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 16/6, pp.1775-1793, 2009.
- [2] Suresh S., *Fatigue of materials*, Cambridge University press, 2010.
- [3] Schütz W., A history of fatigue, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 54/2, 263-300, 1996.
- [4] Sangid M., The physics of fatigue crack initiation, *International Journal of Fatigue*, Vol. 57, pp. 58-72, 2013.
- [5] Ibrahim M.F.K., Miller K.J., Determination of fatigue crack initiation life, *Fatigue of Engineering Materials and Structures*, Vol.2, pp. 351-360, 1980.
- [6] Broek D., Concepts of Fracture Control and Damage Tolerance Analysis, *Fatigue and Fracture*, Vol 19, *ASM Handbook*, pp. 410-419, 1996.
- [7] Zerbst U., Beretta S., Köhler G., Lawton A., Vormwald M., Beier H.Th., Klinger C., Černý I., Rudlin J., Heckel T., Klingbeil D., Safe life and damage tolerance aspects of railway axles – A review, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 98, pp. 214-271, 2013.
- [8] Miarka, P., Cruces, AS, Seitl, S, Malíková, L, Lopez-Crespo, P. Influence of the constraint effect on the fatigue crack growth rate in S355 J2 steel using digital image correlation. *Fatigue Fract Eng Mater Struct.*, Vol.43, pp. 1703– 1718, 2020.
- [9] Tong J., T-stress and its implications for crack growth, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.69, pp.1325-1337, 2002.
- [10] Vecchio R.S., Crompton J.S., Hertzberg R.W., The influence of specimen geometry on near threshold fatigue crack growth, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol.10, pp.333-342, 1987.
- [11] Williams M.L., On the stress distribution at the base of a stationary crack, *Journal of Applied Mechanics*, Vol.24, pp.109-114, 1957.
- [12] Anderson T.L., *Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications*, CRC Press, Boca Raton, Florida 1995.
- [13] Murakami Y., *Stress Intensity Factors Handbook*,1, Pergamon, 1987
- [14] Knésl Z., The application of the strain energy density concept to the determination of a crack propagation direction initiated at a sharp notch tip, *Acta Technica CSAV*, Vol.38, pp.221-234, 1993.
- [15] Awaji H., Yokobori A. T., Yokobori T., The variation of the stress singularity at the notch tip as notch angle and radius of curvature, *Computers & Structures*, Vol.22, pp.25-30, 1986.
- [16] Paris P., Erdogan F., A critical analysis of crack propagation laws, *Journal of Basic Engineering*, *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, pp.528-534, 1963.
- [17] Maierhofer J., Pippan R., Gänser H.P., Modified NASGRO equation for physically short cracks, *International Journal of Fatigue*, Vol. 59, pp. 200-207, 2014.
- [18] Elber W., Fatigue Crack Closure Under Cyclic Tension, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.2, pp.37–45, 1970.
- [19] Pippan R., Hohenwarter A., Fatigue crack closure: a review of the physical phenomena, *Fatigue Fract Eng Mater Struct.*, Vol. 40(4), pp. 471-495, 2017.
- [20] Varfolomeev I., Luke M., Moroz S., Experimental and numerical investigations of fatigue crack growth in various specimen geometries, *Proc Eng*, Vol.2/1, pp.1829-1837, 2010.
- [21] ISO 12108, *Metallic materials - Fatigue testing - Fatigue crack growth method*, 2018.
- [22] ASTM E647, *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*, 2017.
- [23] Pluvinage G., Capelle J., Méliani H., A review of fracture toughness transferability with constraint and stress gradient, *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol.37/11, pp.1165-1185, 2014.

- [24] Li B., Rosa L.G., Prediction models of intrinsic fatigue threshold in metal alloys examined by experimental data, *Int J Fatigue*, Vol.82, pp. 616-623, 2016).
- [25] Hertzberg R.W., On the calculation of closure-free fatigue crack propagation data in monolithic metal alloys, *Mater Sci Eng A*, Vol.190, pp. 25-32, 1995.
- [26] Ziegler B., Yamada Y., Newman J.C., Application of a strip-yield model to predict crack growth under variable-amplitude and spectrum loading – Part 2: Middle-crack-tension specimens, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.78/14, pp. 2609-2619, 2011.
- [27] Wang S.H., Müller C., Fracture surface roughness and roughness-induced fatigue crack closure in Ti-2.5 wt% Cu, *Mater Sci Eng A*, Vol.255, pp. 7-15, 1998.
- [28] Heyder M., Kolk K., Kuhn G., Numerical and experimental investigations of the influence of corner singularities on 3D fatigue crack propagation, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 72, pp.2095-2105, 2005.
- [29] Pook L.P., Some implications of corner point singularities, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.48, pp.367-378, 1994.
- [30] Benthem J.P., State of stress at the vertex of a quarter-infinite crack in a half-space, *Int. J. Solids Structures*, Vol.13, pp.479-492, 1977.
- [31] Bažant Z.P., Estenssoro L.F., Surface singularity and crack propagation, *Int. J. Solids Structures*, Vol.15, pp.405-426, 1979.
- [32] Camas D, Garcia-Manrique J., Moreno B., Gonzalez-Herrera A., Numerical modelling of three-dimensional fatigue crack closure: mesh refinement. *Int J Fatigue* Vol.113, pp. 193–203, 2018.
- [33] Garcia-Manrique J., Camas D., Parrón-Rubio M.E., Gonzalez-Herrera A., Corrections in numerical methodology to evaluate plasticity induced crack closure along the thickness. *Theor Appl Fract Mech*, Vol. 97, pp. 215–23, 2018.
- [34] Baptista JB, Antunes F V., Correia L, Branco R., A numerical study of the effect of single overloads on plasticity induced crack closure. *Theor Appl Fract Mech*, Vol.88, pp.51-63, 2017.
- [35] Solanki K., Two and Three-dimensional Finite Element Analysis of Plasticity-induced Fatigue Crack Closure: A Comprehensive Parametric Study. Mississippi State University, 2002.
- [36] Dawicke D.S., Grandt A.F., Newman J.C.J., Three-dimensional crack closure behaviour, *Eng Fract Mech*, Vol.36, pp. 111–21, 1990.
- [37] Ritchie R.O., Peters J.O., Small fatigue cracks: mechanics, mechanisms and engineering applications, *Mater Trans*, Vol.42/1, pp. 58–67, 2000.
- [38] Suresh S., Ritchie R., Propagation of short fatigue cracks, *International Metals Reviews*, Vol.29, pp.445-475, 1984.
- [39] Hussain K., Short fatigue crack behaviour and analytical models: a review, *Eng Fract Mech*, Vol.58/4, pp. 327–54, 1997.
- [40] Polák J., Plastic strain-controlled short crack growth and fatigue life, *Int J Fatigue*, Vol.27/10, pp. 1192–201, 2005.
- [41] Beretta S., Foletti S., Patriarca L., Discussion of models for LCF small crack growth, *Procedia Eng*, Vol.10, pp. 3642–9, 2011.
- [42] Frank A., Pinter G., Lang R.W., Prediction of the remaining lifetime of polyethylene pipes after up to 30 years in use, *Polymer Testing*, Vol.28, pp.737-745, 2009.
- [43] Hoang E.M., Lowe D., Lifetime prediction of a blue PE100 water pipe, *Polym Degrad Stab*, Vol.93, pp.1496-1503, 2008.
- [44] Frank A., Freimann W., Pinter G., Lang R., A fracture mechanics concept for the accelerated characterization of creep crack growth in PE-HD pipe grades, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.76/18, pp. 2780-2787, 2009.

6 VYBRANÉ AUTOROVY PUBLIKACE CITOVANÉ V PRÁCI

- [I] **Hutař P.**, Seitl S., Knésl Z., Quantification of the effect of specimen geometry on fatigue crack growth response by two-parameter fracture mechanics, *Materials Science and Engineering A*, Vols.387-389, pp.491-494, 2004.
- [II] **Hutař P.**, Seitl S., Knésl Z., Effect of constraint on fatigue crack propagation near threshold in medium carbon steel, *Computational Materials Science*, Vol.37, pp.51-57, 2006.
- [III] Ševčík M., **Hutař P.**, Náhlík L., Seitl S., The effect of constraint level on a crack path, *Engineering Failure Analysis*, Vol.29, pp.83–92, 2013.
- [IV] Pokorný P., Náhlík L., **Hutař P.**, Residual fatigue lifetime estimation of railway axles for various loading spectra, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* Vol.82, pp.25-32, 2016.
- [V] Náhlík L., Pokorný P., Ševčík M., Fajkoš R., Matušek P., **Hutař P.**, Fatigue lifetime estimation of railway axles, *Engineering Failure Analysis*, Vol.73, pp.139–157, 2017.
- [VI] Pokorný P., Dlhý P., Poduška J., Fajkoš R., Vojtek T., Náhlík L., Grasso M., **Hutař P.**, Influence of heat treatment-induced residual stress on residual fatigue life of railway axles, *Theor. Appl. Fract. Mech.* Vol.109, pp.102732, 2020.
- [VII] Pokorný P., Vojtek T., Náhlík L., **Hutař P.**, Crack closure in near-threshold fatigue crack propagation in railway axle steel EA4T, *Engineering Fracture Mechanics* Vol.185, pp.2–19, 2017.
- [VIII] Vojtek T., Pokorný P., Kuběna I., Náhlík L., Fajkoš R., **Hutař P.**, Quantitative dependence of oxide-induced crack closure on air humidity for railway axle steel. *Int. J. Fatigue*, Vol.123, pp.213-224, 2019.
- [IX] Pokorný P., Vojtek T., Jambor M., Náhlík L., **Hutař P.**, Effect of Underload Cycles on Oxide-Induced Crack Closure Development in Cr-Mo Low-Alloy Steel. *Materials* Vol.14, An.2530, 2021.
- [X] **Hutař P.**, Náhlík L., Knésl Z., Quantification of the influence of vertex singularities on fatigue crack behaviour, *Computational Materials Science*, Vol.45, pp.653-657, 2009.
- [XI] **Hutař P.**, Náhlík L., Knésl Z., The effect of a free surface on fatigue crack behaviour, *International Journal of Fatigue*, Vol.32, pp.1265-1269, 2010.
- [XII] Ševčík M., **Hutař P.**, Zouhar M., Náhlík L., Numerical estimation of the fatigue crack front shape for a specimen with finite thickness, *International Journal of Fatigue*, Vol.39, pp. 75-80, 2012.
- [XIII] Oplt T., **Hutař P.**, Pokorný P., Náhlík L., Chlup Z., Berto F., Effect of the free surface on the fatigue crack front curvature at high stress asymmetry, *International Journal of Fatigue* Vol.118, pp.249–261, 2019.
- [XIV] Oplt T., Šebík M., Berto F., Náhlík L., Pokorný P., **Hutař P.**, Strategy of plasticity induced crack closure numerical evaluation. *Theor. Appl. Fract. Mech.* Vol.102, pp.59-69, 2019.
- [XV] Oplt T., **Hutař P.**, Pokorný P., Náhlík L., Berto F.: Numerical evaluation of plasticity induced crack closure in 3D structures. *Procedia Struct. Integr.* Vol.23, pp.101-106, 2019.
- [XVI] Kruml T., **Hutař P.**, Náhlík L., Seitl S., Polák J., Fatigue cracks in Eurofer 97 steel: Part II. Comparison of small and long fatigue crack growth, *Journal of Nuclear Materials*, Vol.412, pp.7-12, 2011.
- [XVII] **Hutař P.**, Kuběna I., Ševčík M., Šmíd M., Kruml T., Náhlík L., Small fatigue crack propagation in Y2O3 strengthened steels, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 452, pp.370–377, 2014.

- [XVIII] **Hutař P.**, Poduška J., Šmíd M., Kuběna I., Chlupová A., Náhlík L., Polák J., Kruml T., Short fatigue crack behaviour under low cycle fatigue regime, *International Journal of Fatigue*, Vol.103, pp. 207–215, 2017.
- [XIX] Slávik O., Vojtek T., Poczklán L., Tinoco H.A., Kruml T., **Hutař P.**, Šmíd M., 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*, Vol.118, An.103212, 2022.
- [XX] **Hutař P.**, Ševčík M., Náhlík L., Pinter G., Frank A., Mitev I., A numerical methodology for lifetime estimation of HDPE pressure pipes, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 78, pp.3049-3058, 2011.
- [XXI] **Hutař P.**, Ševčík M., Frank A., Náhlík L., Kučera J., Pinter G., The effect of residual stress on polymer pipe lifetime, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 108, pp. 98-108, 2013
- [XXII] **Hutař P.**, Zouhar M., Náhlík L., Ševčík M., Máša B., Multilayer polymer pipes failure assessment based on a fracture mechanics approach, *Engineering Failure Analysis*, Vol.33, pp.151-162, 2013.
- [XXIII] Mikula J., **Hutař P.**, Nezbedová E., Lach R., Arbeiter F., Ševčík M., Pinter G., Grellmann W., Náhlík L., On crack propagation in the welded polyolefin pipes with and without the presence of weld beads, *Materials and Design*, Vol.87, pp. 95–104, 2015.
- [XXIV] Poduška J., Kučera J., **Hutař P.**, Ševčík M., Křivánek J., Sadílek J., Náhlík L., Residual stress distribution in extruded polypropylene pipes, *Polymer Testing*, Vol.40, pp.88-98, 2014.
- [XXV] Poduška J., **Hutař P.**, Kučera J., Frank A., Sadílek J., Pinter G., Náhlík L., Residual stress in polyethylene pipes, *Polymer Testing*, Vol.54, pp.288-295, 2016.
- [XXVI] Poduška J., **Hutař P.**, Frank A., Kučera J., Sadílek J., Pinter G., Náhlík L., Numerical simulations of cracked round bar test: Effect of residual stresses and crack asymmetry, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 203, pp. 18–31, 2018.
- [XXVII] Arbeiter F., Trávníček L., Petersmann S., Dlhý P., Spoerk M., Pinter G., **Hutař P.**, Damage tolerance-based methodology for fatigue lifetime estimation of a structural component produced by material extrusion-based additive manufacturing, *Additive Manufacturing*, Vol.36, An.101730, 2020

ABSTRACT

The ability to accurately predict fatigue failure of industrial components is essential for their safe operation. Because service intervals are important for most critical components, it is necessary to consider the presence of initial defects / cracks. Therefore, the effort is to create a credible, but at the same time sufficiently simple description of the propagating fatigue crack, which can be used for its direct modelling using the finite element method. Because most fracture mechanics procedures are still derived from two-dimensional approximation, the transition to spatial crack propagation is complicated and especially the influence of the free surface on the fatigue crack behaviour is still not fully resolved. Also, fatigue crack closure is usually considered qualitatively, without knowledge of the contribution of individual mechanisms.

These theses show the possibilities of how to describe a crack in 3D using generalized approaches of fracture mechanics and also focus on the separation of individual mechanisms of fatigue crack closure. In particular, the often neglected oxide-induced crack closure, which turns out to be a very significant component of the fatigue crack propagation threshold in many steels. Part of the work is also devoted to the propagation of short fatigue cracks and the propagation of cracks in polymeric materials. The obtained results make it possible to refine the prediction of fatigue damage of industrial components with a defined defect.

ABSTRAKT

Možnost přesné predikce únavového porušení průmyslových komponent je nezbytná pro jejich bezpečný provoz. Protože u většiny kritických komponent je důležité stanovení servisních intervalů, je nezbytné uvažovat s přítomností počátečních defektů/trhlin. Proto je snaha vytvořit věrohodný, ale zároveň dostatečně jednoduchý popis šířící se únavové trhliny, který je využitelný pro její přímé modelování pomocí metody konečných prvků. Protože je stále většina postupů lomové mechaniky odvozena s dvoudimenzionální aproximací, přechod do prostorového šíření trhliny je komplikovaný a zejména vliv volného povrchu na chování únavové trhliny není stále plně vyřešen. Také zavírání únavové trhliny je většinou řešeno kvalitativně, bez znalosti příspěvků jednotlivých mechanismů.

Tyto teze ukazují možnosti jak popsat trhlinu ve 3D pomocí zobecněných přístupů lomové mechaniky a zaměřují se také na separaci jednotlivých mechanismů zavírání únavové trhliny. Zejména na často opomíjené oxidy indukované zavírání trhliny, které jak se ukazuje, je velmi výraznou složkou prahové hodnoty pro šíření únavové trhliny u mnoha ocelí. Část práce je také věnována šíření krátkých únavových trhlin a šíření trhlin v polymerních materiálech. Získané výsledky tak umožňují zpřesnit predikci únavového poškození průmyslových komponent s definovanou vadou.