

Univerzita Pardubice
Dopravní fakulta Jana Pernera

Studium lomového chování materiálů za pomoci kruhových vzorků

Bc. Filip Trojan

Diplomová práce

2017

Univerzita Pardubice
Dopravní fakulta Jana Pernera
Akademický rok: 2016/2017

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

(PROJEKTU, UMĚLECKÉHO DÍLA, UMĚLECKÉHO VÝKONU)

Jméno a příjmení: Bc. Filip Trojan
Osobní číslo: D14582
Studijní program: N3708 Dopravní inženýrství a spoje
Studijní obor: Dopravní prostředky: Silniční vozidla
Název tématu: Studium lomového chování materiálů pomocí kruhových vzorků
Zadávací katedra: Katedra dopravních prostředků a diagnostiky

Z á s a d y p r o v y p r a c o v á n í :

1. Představení problematiky vlivu apriorních defektů na lomové chování ocelí.
2. Hodnocení lomové houževnatosti pro kruhové vzorky.
3. Návrh experimentálních analýz lomové houževnatosti použitím výchozího cyklického zatížení únavou za rotace.
4. Vyhodnocení lomového chování, fraktografické analýzy.
5. Souhrnné vyhodnocení výsledků analýz, posouzení vhodnosti použité metodiky pro hodnocení lomové houževnatosti strukturně heterogenních částí konstrukcí.

Rozsah grafických prací: podle pokynů vedoucího práce

Rozsah pracovní zprávy: 50 - 60 stran textu a přílohy

Forma zpracování diplomové práce: tištěná

Seznam odborné literatury:

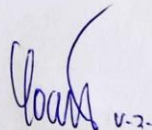
1. J. Kunz: Aplikovaná lomová mechanika, ČVUT, 2005
2. Pluhař J., Puškár A., Koutský J., Macek K., Beneš V.: Fyzikální metalurgie a mezní stavy materiálu, SNTL/Alfa, 1987
3. Podrábský, T.-Fremunt, P.: Konstrukční oceli, CERM Brno, 1996, ISBN 80-85867-95-8

Vedoucí diplomové práce: prof. Ing. Eva Schmidová, Ph.D.

Výukové a výzkumné centrum v dopravě

Datum zadání diplomové práce: 15. února 2017

Termín odevzdání diplomové práce: 26. května 2017



doc. Ing. Libor Švadlenka, Ph.D.
děkan

L.S.



doc. Ing. Michael Lata, Ph.D.
vedoucí katedry

V Pardubicích dne 15. února 2017

Prohlašuji:

Tuto práci jsem vypracoval samostatně. Veškeré literární prameny a informace, které jsem v práci využil, jsou uvedeny v seznamu použité literatury.

Byl jsem seznámen s tím, že se na moji práci vztahují práva a povinnosti vyplývající ze zákona č. 121/2000 Sb., autorský zákon, zejména se skutečností, že Univerzita Pardubice má právo na uzavření licenční smlouvy o užití této práce jako školního díla podle § 60 odst. 1 autorského zákona, a s tím, že pokud dojde k užití této práce mnou nebo bude poskytnuta licence o užití jinému subjektu, je Univerzita Pardubice oprávněna ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, které na vytvoření díla vynaložila, a to podle okolností až do jejich skutečné výše.

Beru na vědomí, že v souladu s § 47b zákona č. 111/1998 Sb., o vysokých školách a o změně a doplnění dalších zákonů (zákon o vysokých školách), ve znění pozdějších předpisů, a směrnicí Univerzity Pardubice č. 9/2012, bude práce zveřejněna v Univerzitní knihovně a prostřednictvím Digitální knihovny Univerzity Pardubice.

Tato diplomová práce byla realizována s využitím technologií Výukového a výzkumného centra v dopravě.

V Pardubicích dne 26. 5. 2017

Filip Trojan

Poděkování

V následujících řádcích bych rád poděkoval všem lidem, kteří mi pomohli při vzniku této práce, ať radou, pomocí při provádění a vyhodnocování experimentů nebo psychickou podporou a tolerancí.

V první řadě patří mé díky prof. Ing. Evě Schmidové, Ph.D. za její odborné vedení a připomínky k práci.

ANOTACE

Práce je zaměřena na studium lomového chování materiálů za pomoci kruhových vzorků standardně používané oceli v přímém porovnání s ocelí vysokopevnostní. Na základě teoretického studia a provedených experimentů byla navržena a ověřena testovací metodika vyhodnocující parametr lomové houževnatosti materiálů. Navržená metodika umožňuje určení statické lomové houževnatosti, ale i dynamické lomové houževnatosti.

KLÍČOVÁ SLOVA

lomová houževnatost, vysokopevnostní oceli, obvodově vrubované kulaté tyče, V-vrub, chevron vrub, únavová trhlina, lomové chování

TITLE

Study of fracture behavior of materials using a circular samples

ANOTATION

This work is focused on the study of fracture behavior of materials using circular specimens of standard steel in direct comparison with high strength steel. Based on the theoretical studies of the given problems, a testing methodology was designed and verified, which assesses fracture toughness parameter of the materials. The proposed methodology allows determination of static fracture toughness as well as dynamic fracture toughness.

KEYWORDS

fracture toughness, high-strength steel, circumferentially rounded round bars, V-notch, chevron-notch, fatigue crack, fracture behavior

OBSAH

0. ÚVOD	12
1. PŘEDSTAVENÍ PROBLEMATIKY A VLIVU APRIORNÍCH DEFEKTŮ NA LOMOVÉ CHOVÁNÍ OCELÍ	13
1.1. APLIKACE VYSOKOPEVNÝCH OCELÍ V DOPRAVNÍM PRŮMYSLU	13
1.2. VLIV APRIORNÍCH DEFEKTŮ NA LOMOVÉ CHOVÁNÍ OCELÍ	14
1.2.1. Základy lomové mechaniky	15
1.2.1.1. Atomární pohled na lom	16
1.2.1.2. Griffithův model energetické bilance	18
1.2.2. Lineární elastická lomová mechanika	22
1.2.2.1. Hnací síla trhliny	22
1.2.2.2. Součinitel intenzity napětí	23
1.2.2.3. Plastická deformace a její vliv na napjatost v čele trhliny	26
1.2.2.4. Vliv rozměrů zkušebního tělesa a omezení platnosti LELM	28
1.2.3. Elasticko-plastická lomová mechanika (EPLM)	30
1.2.3.1. Otevření kořene trhliny (CTOD)	30
1.2.3.2. Křivkový J-integrál	31
2. HODNOCENÍ LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI PRO KRUHOVÉ VZORKY	33
2.1. LOMOVÁ HOUŽEVNATOST	33
2.1.1. Vliv materiálu tělesa	34
2.1.2. Vliv rozměrů tělesa	34
2.1.3. Vliv teploty	36
2.1.4. Vliv prostředí	37
2.1.5. Vliv rychlosti zatěžování	37
2.2. TĚLESO OBDÉLNÍKOVÉHO PRŮŘEZU (CHEVRON VZORKY)	38
2.3. TĚLESO KRUHOVÉHO PRŮŘEZU (KRUHOVÉ VZORKY)	39
3. NÁVRH EXPERIMENTÁLNÍCH ANALÝZ LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI POUŽITÍM VÝCHOZÍHO CYKlickÉHO ZATÍŽENÍ ÚNAVOU ZA ROTACE	41
3.1. ANALÝZA LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI POMOCÍ KRUHOVÝCH VZORKŮ	41
3.2. ANALÝZA LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI POMOCÍ CHEVRON VZORKŮ	41

3.3.	ODHAD LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI POMOCÍ KORELACE MEZI LOMOVOU HOUŽEVNATOSTÍ A NÁRAZOVOU PRACÍ (PŘÍPADNĚ VRUBOVOU HOUŽEVNATOSTÍ).....	42
4.	EXPERIMENTÁLNÍ SROVNÁNÍ NAVRŽENÝCH METOD HODNOCENÍ	43
4.1.	POUŽITÝ MATERIÁL	43
4.2.	PŘÍPRAVA VZORKŮ, PŘÍPRAVA ÚNAVOVÉ TRHLINY	44
4.3.	STATICÁ ZKOUŠKA LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI POMOCÍ KRUHOVÝCH VZORKŮ A JEJÍ VYHODNOCENÍ	46
4.4.	DYNAMICKÁ ZKOUŠKA LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI POMOCÍ CHEVRON VZORKŮ A JEJÍ VYHODNOCENÍ	48
4.5.	VYHODNOCENÍ LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI POMOCÍ KORELACE MEZI LOMOVOU HOUŽEVNATOSTÍ A VRUBOVOU HOUŽEVNATOSTÍ.....	54
4.5.1.	Stanovení statické lomové houževnatosti korelací	55
4.5.2.	Stanovení dynamické lomové houževnatosti korelací.....	55
5.	VYHODNOCENÍ LOMOVÉHO CHOVÁNÍ, FRAKTOGRAFICKÉ ANALÝZY	56
5.1.	VYHODNOCENÍ CHARAKTERU LOMU	56
5.2.	VYHODNOCENÍ RYCHLOSTI ROZVOJE ÚNAVOVÉ TRHLINY	61
6.	ZÁVĚR	66
6.1.	VYHODNOCENÍ VÝSLEDKŮ ANALÝZ.....	66
6.2.	POSOUZENÍ VHODNOSTI POUŽITÉ METODIKY	67
	POUŽITÉ ZDROJE.....	69

Seznam tabulek

TABULKA 1: MECHANICKÉ VLASTNOSTI MATERIÁLU [16, 17].	43
TABULKA 2: CHEMICKÉ SLOŽENÍ TESTOVANÝCH MATERIÁLŮ [15].	43
TABULKA 3: PARAMETRY INICIACE ÚNAVOVÉ TRHLINY U VZORKŮ S CHEVRON VRUBEM.	45
TABULKA 4: PARAMETRY INICIACE ÚNAVOVÉ TRHLINY U KRUHOVÝCH VZORKŮ.	46
TABULKA 5: VÝSLEDKY HODNOT LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI A ROZMĚRŮ KRUHOVÝCH VZORKŮ.	48
TABULKA 6: VÝSLEDKY HODNOT DYNAMICKÉHO J-INTEGRÁLU A ROZMĚRŮ VZORKŮ S CHEVRON VRUBEM.	54
TABULKA 7: VÝSLEDKY STATICKÉ LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI STANOVENÉ POMOCÍ KORELACE.	55
TABULKA 8: VÝSLEDKY DYNAMICKÉ LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI STANOVENÉ POMOCÍ KORELACE.	55
TABULKA 9: ZJIŠTĚNÉ ÚDAJE A HODNOTA RYCHLOSTI ROZVOJE ÚNAVOVÉ TRHLINY.	62

Seznam obrázků

OBRÁZEK 1: OPTIMALIZACE SPODNÍHO RAMENE PŘEDNÍ NÁPRAVY [1].	13
OBRÁZEK 2: ROZLOMENÍ LODĚ TYPU LIBERTY [3].	14
OBRÁZEK 3: INGLISŮV MODEL ELIPTICKÉ TRHLINY V NEKONEČNÉ DESCE [6].	16
OBRÁZEK 4: NEKONEČNÁ DESKA UVAŽOVANÁ GRIFFITHEM [6].	18
OBRÁZEK 5: ENERGETICKÁ BILANCE V ZÁVISLOSTI NA DÉLCE TRHLINY [7].	19
OBRÁZEK 6: A) IDEÁLNĚ KŘEHKÝ MATERIÁL, B) KVAZIKŘEHKÝ ELASTICKO-PLASTICKÝ MATERIÁL, C) VĚTVENÍ TRHLINY [6].	21
OBRÁZEK 7: POLÁRNÍ SOUŘADNICOVÝ SYSTÉM V OKOLÍ ČELA TRHLINY [6].	23
OBRÁZEK 8: TŘI ZÁKLADNÍ ZPŮSOBY (MÓDY) ZATĚŽOVÁNÍ [6].	24
OBRÁZEK 9: PRŮBĚH NAPĚTÍ KOLMÉHO NA HLAVNÍ ROVINU ZATĚŽOVÁNÍ [6].	25
OBRÁZEK 10: PRŮBĚH NAPJATOSTI ELASTICKÉHO A ELASTICKO-PLASTICKÉHO MATERIÁLU [8].	27
OBRÁZEK 11: ZNÁZORNĚNÍ TROJOSÉ NAPJATOSTI NA ČELE TRHLINY [6].	28
OBRÁZEK 12: SCHÉMATICKÉ ZNÁZORNĚNÍ TROJOSÉ DEFORMACE NA ČELE TRHLINY [6].	28
OBRÁZEK 13: VLIV TROJOSOSTI NAPĚTÍ NA HODNOTU HOUŽEVNATOSTI [6].	29
OBRÁZEK 15: EFEKTIVNÍ DÉLKA TRHLINY [6].	31
OBRÁZEK 14: ZAOBLENÍ ČELA TRHLINY [6].	31
OBRÁZEK 16: GRAFICKÉ ZNÁZORNĚNÍ STANOVENÍ KŘIVKY J-INTEGRÁLU [6].	32
OBRÁZEK 17: ORIENTAČNÍ HODNOTY MEZE KLUZU A LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI U OCELÍ [10].	34
OBRÁZEK 18: ZÁVISLOST LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI NA TLOUŠŤCE TĚLESA [10].	35
OBRÁZEK 19: TYPICKÝ MAKROSKOPICKÝ VZHLED VE STAVU ROVINNÉ DEFORMACE A ROVINNÉHO NAPĚTÍ [4].	36
OBRÁZEK 20: ROZMĚRY TESTOVACÍHO CHEVRON VZORKU [4].	38
OBRÁZEK 21: ROZMĚRY TESTOVACÍHO KRUHOVÉHO VZORKU [15].	39
OBRÁZEK 22: MIKROSTRUKTURA OCELI S355.	44
OBRÁZEK 23: MIKROSTRUKTURA OCELI DOMEX 700MC.	44
OBRÁZEK 24: REÁLNÁ PODOBA KRUHOVÉHO VZORKU Z MATERIÁLU DOMEX 700MC.	47
OBRÁZEK 25: PŘÍKLAD ZÍSKANÉHO ZÁZNAMU DAT Z TAHOVÉ ZKOUŠKY KRUHOVÉHO VZORKU MATERIÁLU S355.	47
OBRÁZEK 26: RÁZOVÉ KLADIVO ZWICK/ROELL RKP 450.	49
OBRÁZEK 27: SNÍMEK VZORKŮ MATERIÁLU S355 PO ZATÍŽENÍ RÁZOVÝM KLADIVEM.	49

OBRÁZEK 28: SNÍMEK VZORKŮ MATERIÁLU DOMEX 700MC PO ZATÍŽENÍ RÁZOVÝM KLADIVEM.	50
OBRÁZEK 29: SCHÉMATICKÉ DIAGRAMY TYPICKÝCH REAKCÍ MATERIÁLU [19].....	51
OBRÁZEK 30: ZÁZNAMY Z DYNAMICKÉ ZKOUŠKY CHEVRON VZORKŮ OCELÍ S355 A DOMEX 700MC.	52
OBRÁZEK 31: MAKROMORFOLOGIE LOMU KRUHOVÉHO VZORKU MATERIÁLU S355.....	56
OBRÁZEK 32: MIKROMORFOLOGIE LOMU KRUHOVÉHO VZORKU MATERIÁLU S355.....	57
OBRÁZEK 33: MAKROMORFOLOGIE LOMU KRUHOVÉHO VZORKU MATERIÁLU DOMEX 700MC.	57
OBRÁZEK 34: MIKROMORFOLOGIE LOMU KRUHOVÉHO VZORKU MATERIÁLU DOMEX 700MC..	58
OBRÁZEK 35: MAKROMORFOLOGIE LOMOVÉ PLOCHY CHEVRON VZORKU OCELI DOMEX 700MC (VLEVO) A S355 (VPRAVO).	59
OBRÁZEK 36: TVÁRNÝ LOM CHEVRON VZORKU OCELI S355.	60
OBRÁZEK 37: TVÁRNÝ LOM CHEVRON VZORKU OCELI DOMEX 700MC.	60
OBRÁZEK 38: DELAMINACE CHEVRON VZORKU OCELI DOMEX 700MC.	61
OBRÁZEK 39: MAKROMORFOLOGIE ÚNAVOVÉHO LOMU KRUHOVÉHO VZORKU MATERIÁLU S355.	63
OBRÁZEK 40: ZACHYCENÁ DÉLKA STRIACE BLIŽŠÍ K DOLOMU.	64
OBRÁZEK 41: ZACHYCENÁ DÉLKA STRIACE BLIŽŠÍ K INICIÁTORU TRHLINY.	64
OBRÁZEK 42: OBLAST PŘECHODU MEZI ÚNAVOVÝM LOMEM, TVÁRNÝM LOMEM A ŠTĚPNÝM LOMEM. I) ÚNAVOVÝ LOM, II) TVÁRNÝ LOM, III) ŠTĚPNÝ LOM.....	65

0. Úvod

V dnešní době jsou nároky na vozidla čím dál vyšší. V nemalé míře je tento tlak stupňován stále přísnějšími emisními normami a v neposlední řadě jej zvyšují také požadavky na aktivní a pasivní bezpečnosti vozidel. To vše vede ke zvyšování hmotnosti vozidel, která přímo ovlivňuje spotřebu paliva respektive míru exhalací výfukových plynů. Snížení hmotnosti vozidel lze dosáhnout mimo jiné aplikací vysokopevnostních ocelí na karoserii vozidel a přitom zachovat požadavky na bezpečnost karoserie.

Pro úspěšné nahrazení běžně používaných ocelí těmi vysokopevnostními je nutné se zabývat chováním těchto ocelí. Svařovací technologie jsou dnes nejvíce používané při samotné montáži karoserie vozidel, a proto jsou nároky na chování ocelí při svařování velmi vysoké. Při svařování je problematické vyhodnocení lokálních strukturních změn a tím i změn mechanických a fyzikálních vlastností, které ovlivňují i únavovou životnost svařované konstrukce. Z uvedeného vyplývá, že je nutné se zaměřit na lomové chování materiálu a s tím spojenou hodnotu lomové houževnatosti. U vysokopevnostních materiálů a obecně řečeno u materiálů s vyšší pevností je známá existence vyššího rizika z hlediska stability proti kritickému rozvoji trhliny. Vzhledem k uvažované aplikaci vysokopevnostních materiálů do bezpečnostních prvků vozidel je nutné přesně zjistit vliv na lomovou houževnatost.

Pro zkoušky lomové houževnatosti existuje v současnosti řada norem (např.: ČSN EN ISO 12737, ISO 26843 atd.). To umožňuje získávat údaje o lomové houževnatosti různými způsoby. Samozřejmě se stále hledají zjednodušené avšak validované metody zkoušení.

Smyslem této práce bylo navrhnout a ověřit metodiku hodnocení lomové houževnatosti kruhových vzorků za pomoci cyklického namáhání únavou za rotace a porovnání lomového chování dvou materiálů, kterými jsou materiál S355 jako představitel standardně používané konstrukční oceli a vysokopevnostního materiálu DOMEX 700MC.

1. Představení problematiky a vlivu apriorních defektů na lomové chování ocelí

1.1. Aplikace vysokopevných ocelí v dopravním průmyslu

V dnešních vozidlech se snoubí několik protichůdných požadavků, které vedou k nasazení mnoha přelomových technických řešení. V tomto ohledu je myšlenka úspory hmotnosti vozidel značně jednoduchá, ale právě hmotnost vozidla má pozitivní vliv na řadu vlastností vozidla. Vývoj nových druhů ocelí nám umožňuje snížit hmotnost vozidel a současně zvýšit pevnost daných konstrukčních celků.

Představitelem standardně používaného konstrukčního materiálu se zvýšenou mezí kluzu je ocel S355. Pro svoji svařitelnost je obecné využití oceli pro svařované konstrukce pracujících i za snížených teplot. Pro naše účely budeme porovnávat chování oceli S355 s ocelí DOMEX 700MC, která je představitelem moderní vysokopevnostní ocele vyráběná společností SSAB. Produkty DOMEX jsou vyvinuty za účelem použití lehčí oceli s vyšší pevností v těžkém dopravním průmyslu. Uplatnění této oceli je velice široké, konkrétně ji můžeme použít v podvozcích nákladních vozidel, pro konstrukci jeřábů, pro zemědělské stroje apod.



Obrázek 1: Optimalizace spodního ramene přední nápravy [1].

Motivací pro nahrazení klasických ocelí v podvozcích nákladních vozidel a v podvozcích návěsů je úspora hmotnosti a s tím související úspora paliva, ale i zmenšení exhalací výfukových plynů a v případě návěsů i zvýšení užitečného zatížení, jak vyplývá ze zdroje [2].

Také můžeme předpokládat využití vlastností DOMEX ocelí pro optimalizaci podvozkových částí osobních automobilů pro snížení hmotnosti neodpérováných hmot a tím vylepšit jízdní vlastnosti automobilu (Obrázek 1).

1.2. Vliv apriorních defektů na lomové chování ocelí

Z historického hlediska se lidstvo začalo více věnovat této problematice na přelomu 19. a 20. století, kdy se objem průmyslové výroby stále zvyšoval, a inovace výrobních procesů začínala klást vyšší důraz na kvalitu kovových materiálů. V této době se začaly objevovat první známky nepředvídatelných havárií ocelových konstrukcí, zejména havárie potrubí, mostů, lodí či podvozků železničních náprav. V meziválečném období se začala hojně používat svařovací technologie na rozdíl od v té době obvyklé technologie nýtování. Ale i zde vznikali další havárie způsobené křehkým lomem v místech svarových spojů konstrukcí. Právě ve svarových spojích docházelo ke koncentraci napětí, především při nízkých teplotách. V průběhu druhé světové války se na spojeneckých nákladních lodích typu Liberty vyskytovalo ve velké míře poškození trhlinami a další lodě se poškodily úplným příčným rozlomením na dvě části. Právě tyto události, které se přihodily v průběhu druhé světové války, jsou úzce spojeny se vznikem lomové mechaniky [3].



Obrázek 2: Rozlomení lodě typu Liberty [3].

Zásadní otázkou lomové mechaniky je, jak zabránit náhlému nestabilnímu rozvoji vnitřních defektů do lomu konstrukce. V zásadě můžeme použít dva rozdílné přístupy k řešení:

- Koncepce tranzitních teplot, která závisí na tranzitním chování materiálu a jeho požadavku, aby konkrétní konstrukce pracovala při teplotách ležících v oblasti nad tranzitní teplotou.
- Koncepce zabránění iniciaci lomu, která platí obecně a vychází z mechaniky lomu.

1.2.1. Základy lomové mechaniky

Lomová mechanika je tedy disciplína, která se zabývá mezním stavem součástí s trhlinami a jejich šířením v daném materiálu. Správné popsání lomového procesu vede k lepšímu porozumění příčiny lomů a zamezení jejich vzniku, případně zabránění šíření trhlin až do vzniku katastrofálního lomu.

Dále bylo dokázáno, že lomový proces je úzce spojen s lokálním výskytem vysokých koncentrací napětí a deformací. Při studiu zákonitostí vzniku a šíření trhlin se do jisté míry vycházelo z poznatků získaných při analýze napjatosti v okolí koncentrátorů napětí neboli tzv. „vrubů“. Tyto vruby vytvářejí podmínky pro lokální zvýšení nominálních napětí. Pro zjednodušení zde mohu uvést krátký přehled jednotlivých typů vrubů [4, 5]:

- Konstruktivní vruby, jako jsou různé formy spojů a geometrických vrubů (zápichy, osazení, drážky, závity, otvory pro nýty či šrouby apod.).
- Technologické vruby charakterizované mikroreléfem povrchu od opracování, přechody mezi různými strukturami materiálu po chemickotepelném či mechanickém zpracování, defekty vzniklé za provozu v důsledku opotřebení (rýhy, vrypy), vlivem agresivního prostředí (korozní důlky) atd.
- Metalurgické vruby vzniklé v důsledku nehomogenity materiálu při zpracování do požadovaného tvaru, např. dutinky, inkluze aj.

Prvopočáteční teorie šíření a vzniku trhlin, kterou zavedl A. A. Griffith, je založená na zákonu zachování energie. Tato teorie byla modifikována E. Orowanem G. R. Irwinem pro materiály schopné plastické deformace. Tímto byl položen základ lineární elastické lomové mechaniky (LELM). Zákony LELM ovšem přestávají platit u materiálů, které se před porušením časově nezávisle plasticky deformují. K popsání tohoto lomového chování slouží elasticko-plastická lomová mechanika (EPLM) [5, 6].

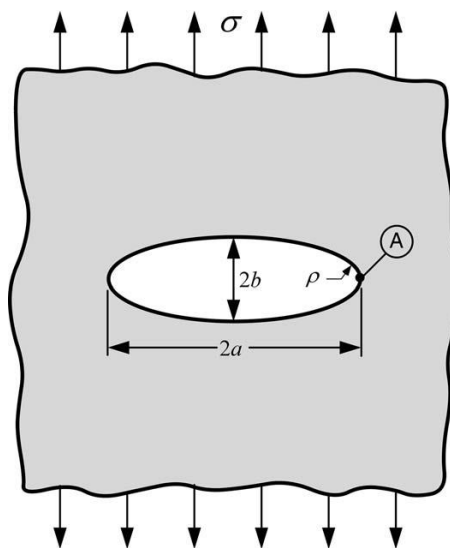
1.2.1.1. Atomární pohled na lom

K vzniku lomu dojde v případě, že na něj působí takové napětí, které je svojí velikostí schopné porušit meziatomové vazby v materiálu. Pevnost těchto vazeb je dána kohezivní pevností materiálu. Odvození kohezivní pevnosti materiálu je založeno na základě představy materiálové charakteristiky γ_m a je vyjádřena vztahem [5, 6, 7]:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E * \gamma_m}{a_m}}, \quad (1)$$

kde σ_c je kohezní napětí, E je modul pružnosti v tahu, γ_m je práce vykonaná meziatomovými silami při tvorbě nového jednotkového povrchu a a_m je mřížkový parametr.

Hodnot kohezivní pevnosti je možné dosáhnout pouze u materiálů, u kterých se nevyskytují pohyblivé dislokace. Skutečné hodnoty pevností u kovových materiálů jsou nižší, v některých případech i o několik řádů. Důvodem k nižší pevnosti u kovových materiálů jsou strukturní heterogenita a také výskyt lokálních koncentrátorů napětí. Intenzita koncentrace je u strukturního rozhraní dána mírou jejich rozdílnosti, u defektů pak zpravidla jejich morfologií. Tedy i při zatížení pod mezí kluzu může dojít v místech koncentrátorů napětí k překročení hodnoty mezního napětí a tedy i k plastické deformaci případně za určitých podmínek k iniciaci křehkého lomu součásti [5, 7].



Obrázek 3: Inglisův model eliptické trhliny v nekonečné desce [6].

Nejvyšší koncentrace napětí se nachází na čele trhliny a v jejím nejbližším okolí, označeného na obrázku 3 jako místo A. Obrázek 3 je též znám jako Inglisův model eliptické trhliny, který toto napětí nejlépe demonstruje. Model eliptické trhliny má rozměr $2a$ na hlavní ose elipsy a $2b$ na vedlejší ose elipsy a působí na něho napětí σ . Je umístěn v nekonečně veliké desce, která nijak neovlivňuje trhlínu svými rozměry. Napětí v bodu A elipsy je tedy definováno jako [5, 6, 7]:

$$\sigma_A = \sigma \left(1 + 2 \frac{a}{b}\right), \quad (2)$$

kde σ je nominální napětí působící na desku.

Pokud délka hlavní osy elipsy a bude mnohonásobně větší, než vedlejší osa elipsy b , začne mít eliptický otvor charakter ostré trhliny, jejíž rádius ρ bude definován takto [4]:

$$\rho = \frac{b^2}{a}. \quad (3)$$

Dosazením rovnice (3) do rovnice (2) a přihlédnutím ke skutečnosti, že a je mnohem větší, než b bude rovnice vypadat:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{E * \gamma_m}{4a}}. \quad (4)$$

Z rovnice (4) vyplývá, že pokud by byl rádius trhliny ρ roven nule bylo by napětí v bodu A nekonečně veliké. K porušení součásti by potom stačilo jakkoliv malé napětí. Nekonečná trhlina je tedy abstraktní pojem, který se nevztahuje na reálné materiály, které jsou tvořeny z atomů. Z toho můžeme soudit, že nejmenší možný rádius bude roven meziatomové vzdálenosti a_m . Po dosazení meziatomové vzdálenosti do rovnice (4) obdržíme vztah pro lokální koncentraci napětí na špici atomárně ostré trhliny [6, 7]:

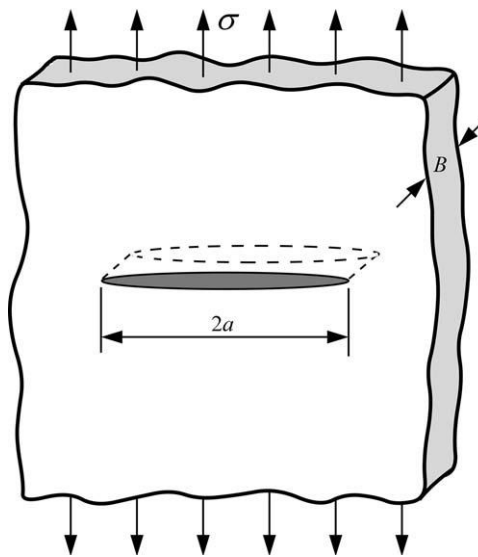
$$\sigma_A = 2\sigma * \sqrt{\frac{a}{a_m}}, \quad (5)$$

K dalšímu šíření trhliny dojde v okamžiku, kdy lokální napětí dosáhne hodnoty kohezivní pevnosti. Ze vztahu (1) a (5) po úpravě dostaneme lomové napětí σ_f , které je nutné k šíření trhliny v elastické oblasti zatěžování tělesa s atomárně ostrou trhlinou [6, 7]:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{E * \gamma_m}{4a}}. \quad (6)$$

1.2.1.2. Griffithův model energetické bilance

Griffithův model je uvažován jako nekonečná deska o jednotkové tloušťce s centrální trhlinou o délce $2a$ zatíženou konstantním napětím (Obrázek 4). Výška desky i šířka desky je mnohem větší než délka trhliny [6, 8].



Obrázek 4: Nekonečná deska uvažovaná Griffithem [6].

Griffithova teorie je založená na základě prvního termodynamického zákona. Zákon zní: „Soustava přechází z jednoho stavu do druhého pouze tehdy, když celková energie klesá.“. Pokud tedy nastane havárie křehkým lomem, je práce spojená se vznikem lomu vykonána elastickou energií akumulovanou v konstrukci. Trhlina může vznikat (nebo existující trhlina bude růst) pouze tehdy, jestliže tento proces způsobí, že celková energie systému zůstane konstantní, nebo se zmenší. Vycházíme tedy z energetické bilance, kterou můžeme zapsat takto [5, 6]:

$$\frac{dW_t}{dA} = \frac{dW_{el}}{dA} + \frac{dW_s}{dA} = 0, \quad (7)$$

kde W_t je celková energie soustavy, W_{el} je elastická energie akumulovaná v soustavě, W_s je energie spojená s vytvořením nových povrchů a dA je přírůstek lomové plochy.

V případě, že práce spojená se vznikem trhliny je uhrazena elastickou energií akumulovanou v systému pak [8]:

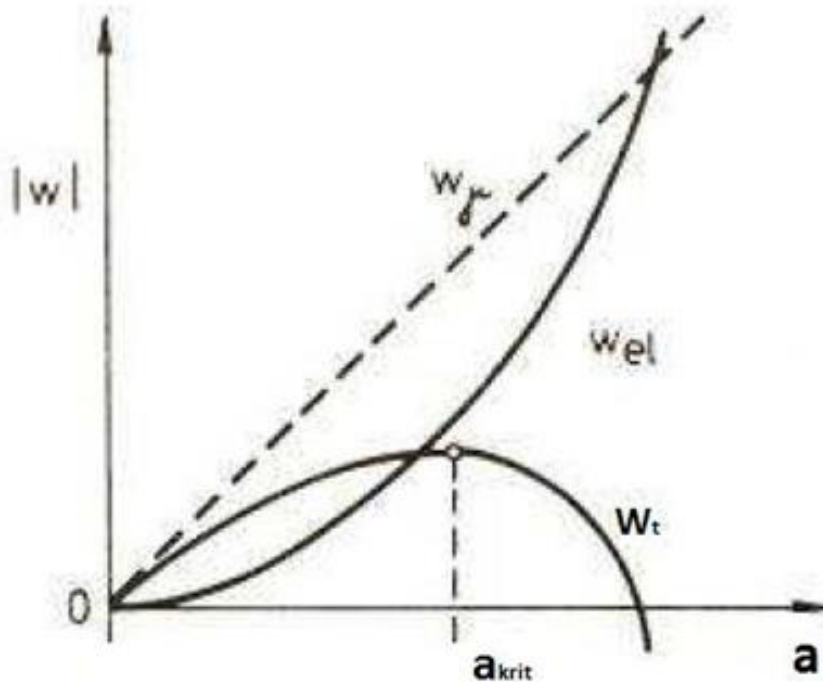
$$-\frac{dW_{el}}{dA} = \frac{dW_s}{dA} \quad (8)$$

Pro jednotlivé energie byly odvozeny následující vztahy [5]:

$$W_{el} = \frac{\sigma^2 a^2 \pi}{E}, \quad (9)$$

$$W_s = 4a\gamma_s, \quad (10)$$

kde γ_s je měrná povrchová energie materiálu.



Obrázek 5: Energetická bilance v závislosti na délce trhliny [7].

Trhlina se začne v tělese nekontrolovatelně šířit tehdy, jakmile přírůstek elastické energie bude větší než přírůstek energie, která je spojená s vytvořením nových povrchů (Obrázek 5) [5, 6]. Celková energie soustavy zpočátku roste spolu se zvětšující se trhlinou, jak je vidět z grafu na obrázku 5, dokud nedosáhne svého maxima v bodě a_{krit} , který určuje přechod trhliny ze stabilního stavu do nestabilního stavu. Pro zjištění hodnoty kritické délky trhliny a_{krit} je nutné derivovat vztah pro změnu celkové energie W_t a porovnat jej s nulou, abychom dosáhli hodnoty maxima, které hledáme [5]:

$$\frac{d}{da} \left(4\gamma_s a - \frac{\pi \sigma^2 a^2}{E} \right) = 0, \quad (11)$$

$$a_{krit} = \frac{2E\gamma_s}{\pi\sigma^2}. \quad (12)$$

Jednoduše potom získáme ze vztahu (11) vztah pro kritické lomové napětí, které se také nazývá Griffitova rovnice [5]:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}}. \quad (13)$$

Vztahy (11) a (12) ovšem nezohledňují některé faktory, které se uplatňují v reálných materiálech. Zejména tak vypíchneme faktory jako je vznik lokální plastické deformace na čele trhliny nebo práce vnějších sil při deformování tělesa s konečnými rozměry. Griffitova rovnice tedy platí pouze pro ideálně křehké těleso s ostrou trhlinou, jak se také autorovi této hypotézy podařilo dokázat na experimentech se sklem, kde dosáhl dobrou shodu mezi vypočtenou pevností a experimentálně zjištěnou pevností. Avšak v případě kovů i v případě (bezdeformačních) lomů je pevnost tělesa vyšší než předpovídá Griffitova teorie. Griffithova teorie byla modifikována Irwinem a Orowanem, kteří nezávisle na sobě, vztah přizpůsobili i pro materiály, které jsou schopné plastické deformace. Upravený Griffithův výraz má tvar [6, 8]:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a}}, \quad (14)$$

kde γ_p představuje plastickou práci nutnou k vytvoření lomové plochy a platí, že γ_p je mnohonásobně větší než γ_s . V ideálně křehkém tělese může trhlina vznikat pouze porušováním atomových vazeb (Obrázek 6a). Zde zavedeme veličinu, která reprezentuje obecný typ pohlcování energie w_f . V tomto případě bude rovna energii potřebné pro porušení vazeb na jednotku plochy [6, 8]:

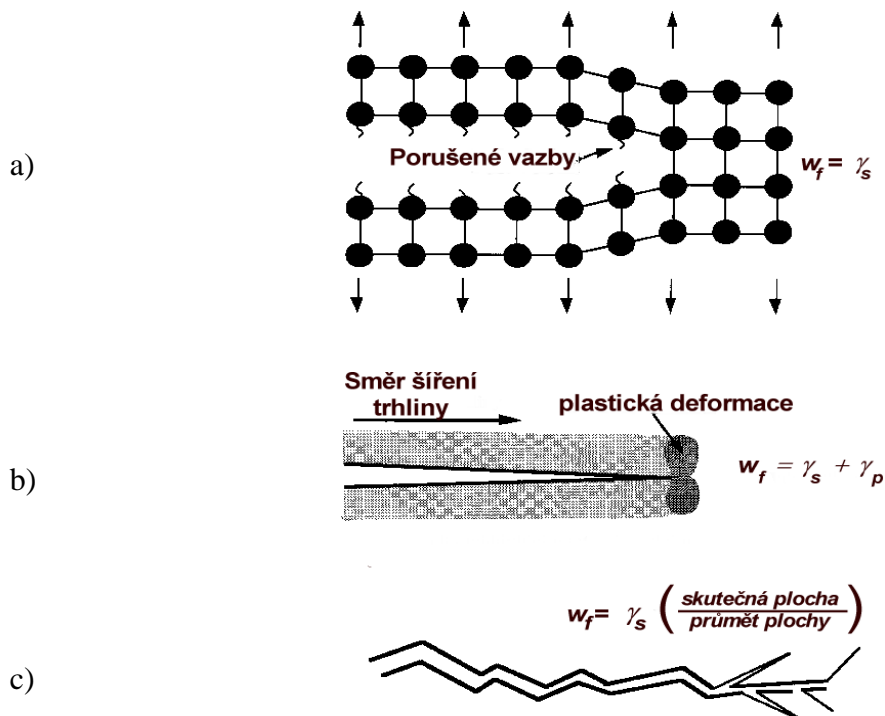
$$w_f = \gamma_s. \quad (15)$$

Pokud se trhlina bude šířit v materiálu jako je kov, bude docházet k pohybu dislokací v okolí čela trhliny (Obrázek 6b). Tento jev má za následek spotřebu energie w_f , kterou můžeme rozepsat jako [6, 8]:

$$w_f = \gamma_s + \gamma_p. \quad (16)$$

Lomová energie může být dále ovlivněna zakřivováním a větvením trhliny (Obrázek 6c), které vede opět k dalšímu navyšování spotřebované energie [6, 8]:

$$w_f = \gamma_s \left(\frac{\text{skutečná plocha}}{\text{průmět plochy}} \right). \quad (17)$$



Obrázek 6: a) Ideálně křehký materiál, b) Kvazikřehký elasticko-plastický materiál, c) Větvení trhliny [6].

Obecně platí, že lomové napětí je ovlivňováno jakýmkoliv typem pohlcování energie, které je reprezentováno členem w_f . Zobecněný Griffithův vztah lze zapsat takto:

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2Ew_f}{\pi a}}. \quad (18)$$

1.2.2. Lineární elastická lomová mechanika

LELM je založená na předpokladu, který říká, že velikost plastické deformace na čele trhliny je velmi malá a porušování tělesa probíhá v oblasti elastické deformace [7].

1.2.2.1. Hnací síla trhliny

Dalším vývojem řešení konstrukčních problémů byla Griffithova teorie dále upravována Irwinem. Irwin zavedl veličinu G , která se nazývá hnací síla trhliny a vyjadřuje změnu energie napjatosti při malém přírůstku trhliny. Jednotkou hnací síly trhliny je $[\text{MN}/\text{m}]$, ale při vyjadřování energetickými parametry může mít jednotka tvar $[\text{MJ}/\text{m}^2]$. Vyjádření provedeme pomocí levé strany vztahu (8) do této podoby [6, 8]:

$$G = -\frac{dW_{el}}{dA}, \quad (19)$$

Hnací sílu trhliny je také zapotřebí chápat jako rychlost změny potenciální energie soustavy v závislosti na růstu lomové plochy. Jedná se tedy o popis celkové (globální) vlastnosti. Po provedení derivace vztahu (19) získáme základní tvar hnací síly trhliny pro nekonečnou desku s velikostí trhliny $2a$ zatíženou konstantním napětím [6, 8]:

$$G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E}, \quad (20)$$

Pravá strana rovnice (8) vyjadřuje podmínku šíření trhliny tj. její kritickou hodnotu. Vyjádření bude vypadat následovně [8]:

$$G_c = \frac{dW_s}{dA} = 2w_f = R, \quad (21)$$

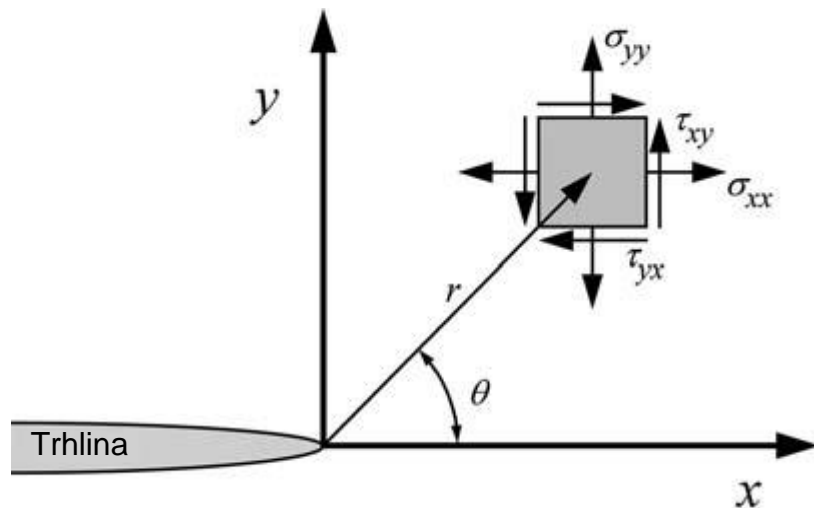
kde G_c se nazývá lomová houževnatost materiálu a jde o experimentálně měřitelnou veličinu, která nezávisí na podmínkách zatěžování, jak vyplývá z důkazu v literatuře [3]. Při závislosti na délce trhliny ji nazveme odporem tělesa proti nestabilnímu šíření trhliny a označíme písmenem R . V tomto okamžiku hodnota G_c je zároveň mezním stavem, při kterém dochází ke změně šíření trhliny ze stabilního na nestabilní. Pokud dojde k překročení hodnoty lomové houževnatosti materiálu, dojde k rychlému šíření trhliny a následnému křehkému lomu tělesa [6, 8].

1.2.2.2. Součinitel intenzity napětí

V konstruktérské praxi je obtížné aplikovat Griffithovu teorii, i když je velmi precizně zpracovaná. Zejména problematický je výpočet hnací síly trhliny G v zatíženém tělese libovolného tvaru. Řešení problému našel Irwin, který provedl rozbor napjatosti na čele ostré zatížené trhliny z předpokládaného izotropního lineárně-elastického materiálu. Za použití polárního souřadnicového systému, jehož počátek leží v místě čela trhliny (Obrázek 7), můžeme napěťové pole popsat pomocí tzv. Williamsova rozvoje [6, 8]:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}} \right) \cdot f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m \cdot r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta), \quad (22)$$

kde σ_{ij} jsou složky tenzoru napětí, r a θ jsou polární souřadnice, k je konstanta a $f_{ij}(\theta)$ a $g_{ij}^{(m)}(\theta)$ jsou bezrozměrné veličiny, které jsou funkcemi úhlu θ .

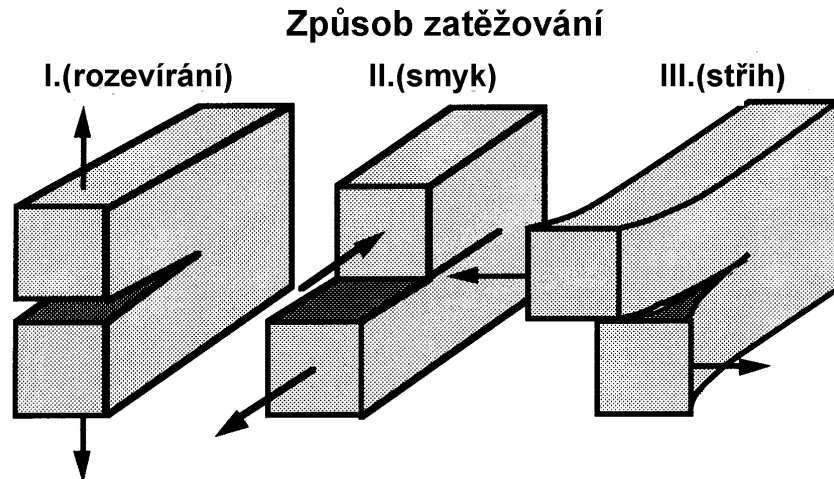


Obrázek 7: Polární souřadnicový systém v okolí čela trhliny [6].

Každé řešení rovnice (22) obsahuje první člen, který je úměrný $1/r^{1/2}$. V bezprostřední blízkosti čela trhliny, kde se r blíží nule, roste tento první člen nad všechny meze a tím nám vyznačuje singularitu napětí. Ostatní členy mají konečné hodnoty a jsou závislé na geometrii tělesa. Pak tedy můžeme vyvodit, že o velikosti napětí v blízkosti trhliny rozhoduje pouze první člen. Je ustanovena dohoda, že místo konstanty k se používá veličina K , kterou nazýváme součinitel intenzity napětí a je dána vztahem [6, 8]:

$$K = k\sqrt{2\pi}. \quad (23)$$

K faktoru intenzity napětí se přidává spodní číselný index, který označuje způsob zatěžování. Rozeznáváme tři základní typy zatížení (Obrázek 8) nebo zatížení, které jsme schopni vyjádřit jejich superpozicí [6].

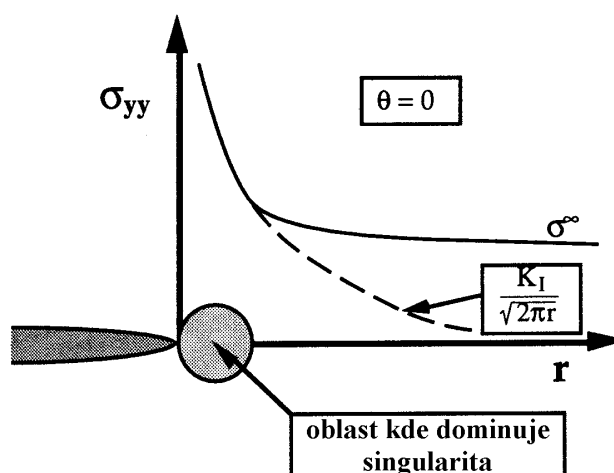


Obrázek 8: Tři základní způsoby (módy) zatěžování [6].

Při způsobu zatěžování dle módu I a to v rovině trhliny tzn. $\theta=0$, kde napětí ve směrech os x a y si jsou rovny, bude vztah pro napětí vypadat následovně [6, 8]:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}, \tau_{xy} = 0, \quad (24)$$

Z uvedeného vyplývá, že rovina trhliny je hlavní rovina pro zatěžování módem I. Na obrázku 9 je schematicky vynesena průběh napětí kolmé na rovinu trhliny vycházející z rovnice (24). Platnost vztahu (24) je omezena pouze na oblast, kde převládá singularita. Faktor intenzity napětí určuje amplitudu průběhu napětí v okolí čela trhliny. Z toho je možné usoudit, že hodnota součinitele intenzity napětí zcela definuje podmínky na čele trhliny a stává se tak pouze lokálním kvantifikátorem vlastností. Pomocí faktoru intenzity napětí lze vypočítat všechny složky napětí a posunutí, jako funkci θ a r [6, 8].



Obrázek 9: Průběh napětí kolmého na hlavní rovinu zatěžování [6].

Vyjádření hodnoty faktoru intenzity napětí, které závisí na působící síle a geometrii tělesa bylo postupně hledáno. Pro jednoduché tvary těles se faktor intenzity napětí odvozuje, ale složitější geometrie vyžaduje experimentální případně numerické postupy určení. V případě námi uvažované základní konfigurace (Obrázek 4), kterou je nekonečná stěna s průchozí trhlinou zatížená napětím σ , jehož smysl působení je kolmý na rovinu trhliny, můžeme psát jako [6, 8]:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a}, \quad (25)$$

kde σ je působící napětí a a je délka trhliny. Ze zápisu vztahu (25) vyplývá, že jednotka faktoru intenzity napětí musí mít rozměr $[\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}]$. Někdy se můžeme setkat také s jednotkou $[\text{N}\cdot\text{mm}^{-3/2}]$, ale je nutné vědět, že mezi jednotkami existuje přepočtení, kde $1\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ je roven $31,6\text{ N}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ [8].

Výraz pro K_I byl doposud prezentován pro trhlinu v nekonečně stěně. U reálného tělesa, které má konečné rozměry, bude pole napětí trhliny ovlivněno volnými konci tělesa. V těchto případech bude faktor intenzity napětí závislý i na geometrických parametrech, které charakterizují tvar i rozměry tělesa a ne v jednoduché formě jako doposud. Faktor intenzity napětí ovlivněný konečnými rozměry tělesa lze obecně vyjádřit takto [4, 6]:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a}\cdot f\left(\frac{a}{w}\right), \quad (26)$$

kde funkce $f(a/W)$ je právě funkcí, která respektuje konečné rozměry daného tělesa, a proto se nazývá tvarová funkce. Určování konkrétní tvarové funkce pro konkrétní geometrickou konfiguraci tělesa s trhlinou se v praxi provádí různými metodami, mezi nimiž jsou metody analytické, numerické a experimentální. Z našeho pohledu je více důležité, že k obecným výpočtům existují atlasy faktorů intenzity napětí pro nejrůznější tvary součástí s trhlinou [4, 6].

V minulosti byla prokázána přímá souvislost mezi parametry K_I a G . Jak již bylo uvedeno, K_I popisuje lokální vlastnost a G popisuje globální vlastnost. Pro lineárně elastický materiál jsou parametry zcela zaměnitelné a jsou ve zcela jednoznačném vztahu. Pro průchozí trhlinu v nekonečné stěně zatížené rovnoměrně tahovým napětím platí [6, 8]:

$$G = \frac{K_I^2}{E} \quad (27)$$

Avšak bylo nutné dále dokázat jednoznačnou platnost vztahu v obecné konfiguraci tělesa s trhlinou, protože rovnice (27) je platná pouze pro průchozí trhlinu v nekonečné stěně. Tato souvislost byla vyjádřena G. R. Irwinem vztahem [6]:

$$G = \frac{1 - \mu}{2 \cdot G'} \cdot K_I^2 = \frac{1 - \mu^2}{E} \cdot K_I^2 \quad (28)$$

kde G' vyjadřuje modul pružnosti ve smyku a μ je Poissonova konstanta. Podle rovnice (28) jsme schopni určit hodnoty K_{IC} a G_{IC} , díky nimž můžeme dále určit elastické parametry lomové houževnatosti v EPLM [3, 6].

1.2.2.3. Plastická deformace a její vliv na napjatost v čele trhliny

Elastická napětí, která se nachází v místě, kde se poloměr zaoblení trhliny blíží nule, jsou velmi vysoká. Takové napětí vede k relaxaci některých materiálů tedy ke vzniku plastické zóny. Tento jev je typický pro kovy, které nedokáží přenést tak veliké napětí v okolí čela trhliny [6].

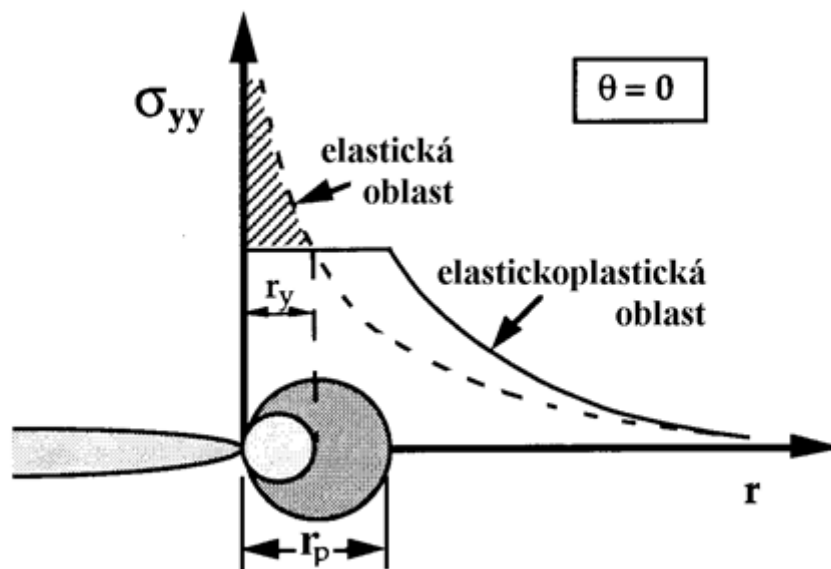
Uvažujeme-li opět zatěžování v rovině trhliny, můžeme vyjít ze vztahu (24), ze kterého je možné vypočítat poloměr plastické. Ovšem, aby došlo k plastické deformaci, musí napětí dosáhnout meze kluzu [6, 8]:

$$r_y = \frac{1}{2 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{K_I}{R_s} \right)^2 \quad (29)$$

kde R_e je mez kluzu materiálu a r_y je poloměr plastické zóny.

Rovnice (29) není zcela v pořádku, protože je založena pouze na elastickém řešení. Při vzniku plastické deformace, musí dojít k vyrovnání napětí tak, aby byly splněny podmínky rovnováhy. Názorně je to uvedeno v obrázku 10, kde se zaměříme na vyšrafovanou oblast, která znázorňuje průběh sil přítomných v ideálně elastickém materiálu dosahujících vysoké kohezní pevnosti. Takto vysoké pevnosti není elasticko-plastický materiál schopen dosáhnout, protože je limitován pevností odpovídající mezi kluzu. Pak tedy poloměr plastické zóny musí vzrůst tak, aby došlo ke splnění podmínek zachování rovnováhy. Rovnovážný stav je dán obsahem ploch pod křivkami elastického a elasticko-plastického materiálu a to lze matematicky popsat rovnicí [6, 8]:

$$R_s \cdot r_p = \int_0^{r_y} \left(\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \right) dr \quad \rightarrow \quad r_p = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{K_I}{R_s} \right)^2 \quad (30)$$



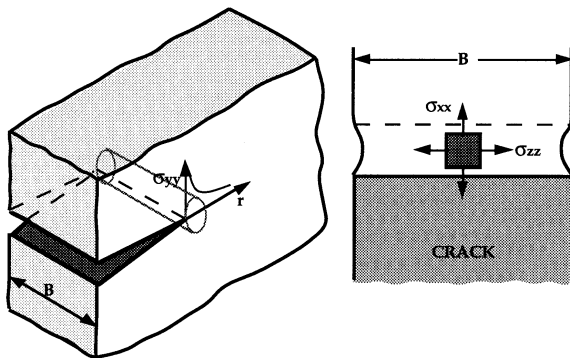
Obrázek 10: Průběh napjatosti elastického a elasticko-plastického materiálu [8].

V tomto případě je výsledná velikost plastické zóny dvakrát větší, než ve vztahu (29). Tyto odvozené vztahy (29) a (30) platí jen v případě rovinné napjatosti (RN), působící v blízkosti volného povrchu tělesa. V okamžiku rovinné deformace (RD), která působí uprostřed tělesa,

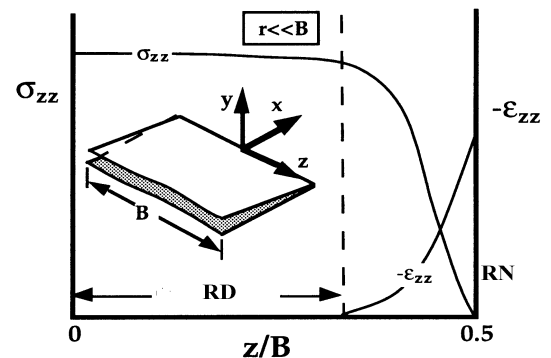
je plastická deformace potlačena trojosým stavem napjatosti, což se projeví na velikosti plastické zóny, která se zmenší třikrát. O zmenšení plastické zóny se můžeme přesvědčit v následujícím vztahu [6, 8]:

$$r_y = \frac{1}{6 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{K_I}{R_s} \right)^2 \quad (31)$$

Obecně je dokázáno, že podmínky v okolí čela trhliny neodpovídají ani RN ani RD, ale jsou trojrozměrné. Pro účely výpočtů se používá dvojrozměrná představa. Napětí působící v okolí trhliny je větší než $\sigma \sim \sigma_{yy}$, a proto se materiál snaží kontrahovat ve směru x a z , jak je možné pozorovat na obrázku 11. V kontrakci je mu, ale bráněno okolním materiálem, proto uvnitř dochází k trojosé napjatosti. V případě, že r_y je menší než tloušťka tělesa B , dochází uvnitř materiálu k rovinné deformaci. Materiál má tedy možnost na svém povrchu relaxovat ve směru z . Z toho vyplývá, že zde nemůže působit napětí kolmé k povrchu a dochází ke stavu rovinné napjatosti (Obrázek 12) [8].



Obrázek 11: Znárodnění trojosé napjatosti na čele trhliny [6].

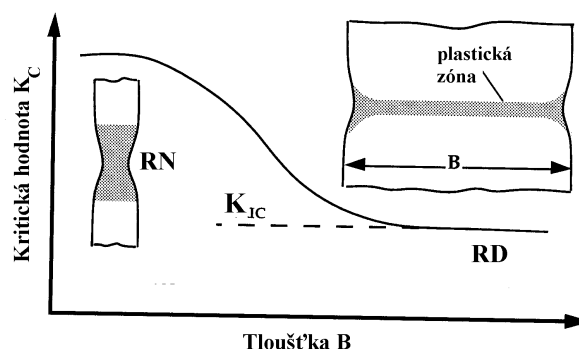


Obrázek 12: Schématické znázornění trojosé deformace na čele trhliny [6].

1.2.2.4. Vliv rozměrů zkušebního tělesa a omezení platnosti LELM

Dosažením kritické hodnoty součinitele intenzity napětí K_C dojde k lomu tělesa. Zásadním zjištěním při určování této charakteristiky je její nezávislost na velikosti zkušebního tělesa a plastické zóny. Jak již bylo uvedeno, pokud plastická zóna r_y je malá ve srovnání s tloušťkou tělesa B , budou na rozhraní mezi plastickou a elastickou deformací uprostřed tělesa podmínky blízké RD (triaxialita napětí). Bude-li však velikost plastické zóny r_y srovnatelná s tloušťkou

tělesa B , dojde k deformaci ve směru tloušťky a podmínky budou odpovídat stavu RN. Nižší stupeň trojososti napětí vede k nárůstu houževnatosti, jak je možné pozorovat na obrázku 13. Obecně se lomová houževnatost za podmínek RD při kvazistatickém zatěžování značí K_{IC} a hodnota součinitele intenzity napětí v okamžiku lomu, při němž není splněna podmínka RD je označována K_C [6, 8].



Obrázek 13: Vliv trojososti napětí na hodnotu houževnatosti [6].

Platnost LELM je omezena podmínkami, které říkají, že plastická zóna na čele trhliny musí být zanedbatelně malá ve srovnání s charakteristickým rozměrem tělesa. Ve všech normách pro měření lomové houževnatosti je uváděno, že musí platit [8]:

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \cdot \left(\frac{K_I}{R_s}\right)^2 \quad (32)$$

a je délka trhliny, B tloušťka vzorku a $(W - a)$ je velikost tělesa od konce trhliny k povrchu tělesa ve směru šíření trhliny. V případě, že platí rovnice (32), můžeme ji využít spolu s rovnicí (31) a vypočítat poměr poloměru plastické zóny k tloušťce tělesa [6, 8]:

$$\frac{r_y}{B} = \frac{\frac{1}{6 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{K_I}{R_s}\right)^2}{2,5 \cdot \left(\frac{K_I}{R_s}\right)^2} \cong \frac{1}{50} \quad (33)$$

Výše uvedená rovnice vyjadřuje podmínku lomu při RD a byla získána experimentálně převážně na slitinách hliníku a částečně na ocelích. Pokud dochází na čele trhliny k rozsáhlejší plastické deformaci, přestávají platit podmínky LELM a je nutné použít přístup EPLM [8].

1.2.3. Elasticko-plastická lomová mechanika (EPLM)

U některých materiálů je prakticky nemožné popsat lomové chování pomocí LELM, to samé platí u některých případů jako je např. určování teplotní závislosti lomové houževnatosti u ocelí. Z tohoto důvodu musely být zavedeny parametry, které nám umožní popsat chování tělesa s trhlinou při větším rozsahu plastické zóny na čele trhliny. Zde budou rozebrány dva existující parametry, kterými jsou parametr otevření v kořeni trhliny CTOD a J-integrál. Samozřejmě i zde jsou určité meze z pohledu rozsahu plastické deformace, které omezují platnost těchto parametrů [6, 9].

1.2.3.1. Otevření kořene trhliny (CTOD)

Anglický inženýr A. Wells, který se zabýval měřením lomové houževnatosti, zjistil při svých pokusech, že před lomem se líce trhliny během zatěžování oddalují a dochází k otupování původně ostrého čela trhliny (Obrázek 14). Velikost rozevření čela trhliny, nebo můžeme říci velikost zaoblení kořene trhliny, se zvyšuje úměrně s houževnatostí materiálu. Na základě těchto pozorování došlo k použití rozevření špičky trhliny jako veličiny, která charakterizuje lomovou houževnatost. Dnes tento parametr známe jako CTOD nebo případně δ . V okamžiku lomu je hodnota δ označena jako δ_C a vyjadřuje lomovou houževnatost označovanou jako kritická hodnota rozevření trhliny. Pokud si představíme trhlinu s malou plastickou zónou (Obrázek 15), můžeme si dokázat přímý vztah mezi K_{IC} a δ_{IC} . Ovšem je nutné nejprve říci, že díky plastické deformaci se trhlina na jejím čele chová, jako kdyby byla delší o r_y . Zavádí se zde tzv. efektivní délka trhliny a_{ef} , po jejím zavedení můžeme vypočítat posunutí U_y v místě skutečného kořene trhliny a následně její rozevření δ [6, 9]:

$$a_{ef} = a + r_y \quad (34)$$

$$U_y = \frac{k+1}{2 \cdot G'} \cdot K_I \cdot \sqrt{\frac{r_y}{2 \cdot \pi}} \quad (35)$$

kde parametr k nabývá rozdílných hodnot pro RD a RN [6]:

$$\text{RD:} \quad k = 3 - 4\mu \quad (36)$$

$$\text{RN:} \quad k = \frac{3-\mu}{1-\mu} \quad (37)$$

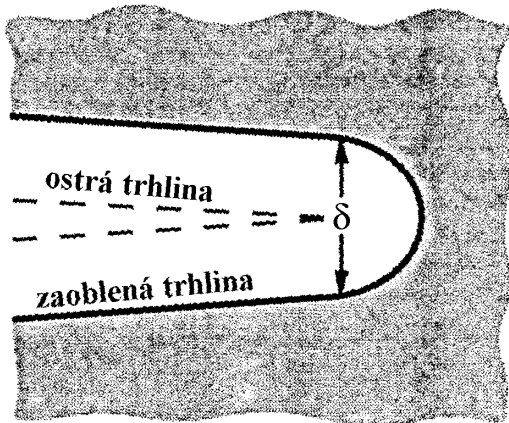
Pokud tedy dosadíme příslušné k do rovnice (35) a sloučíme s rovnicí (29) získáme [6, 9]:

$$\delta = 2U_y = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{K_I^2}{R_g E} \quad (38)$$

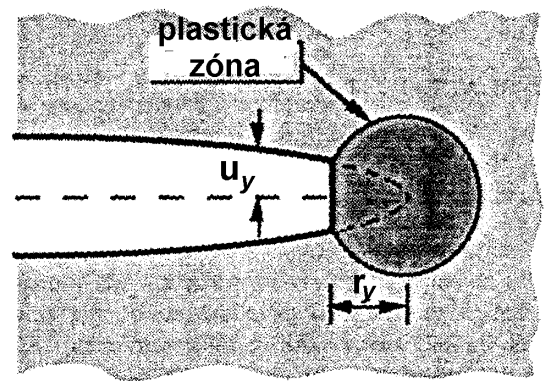
Existuje řada jiných a složitějších odvození, ale v literatuře se za obecný vztah mezi CTOD, G a K_I považuje [6, 9]:

$$\delta = \frac{K_I^2}{m \cdot R_g \cdot E} = \frac{G}{m \cdot R_g} \quad (39)$$

kde m je bezrozměrná konstanta dosahující hodnot přibližně 1,0 pro podmínky RN a 2,0 pro podmínky RD.



Obrázek 15: Zaoblení čela trhliny [6].



Obrázek 14: Efektivní délka trhliny [6].

1.2.3.2. Křivkový J-integrál

J. Rice ustanovil k popisu rychlosti uvolňování energie na čele šířící se trhliny tzv. J-integrál. Dále také popsal napětový a deformační stav na čele trhliny k čemuž využil deformační plasticitu, kterou vyjádřil pomocí nelineární elasticity. Zprvu byla nejprve zavedena funkce objemové hustoty deformační energie, jejíž znění je následující [6]:

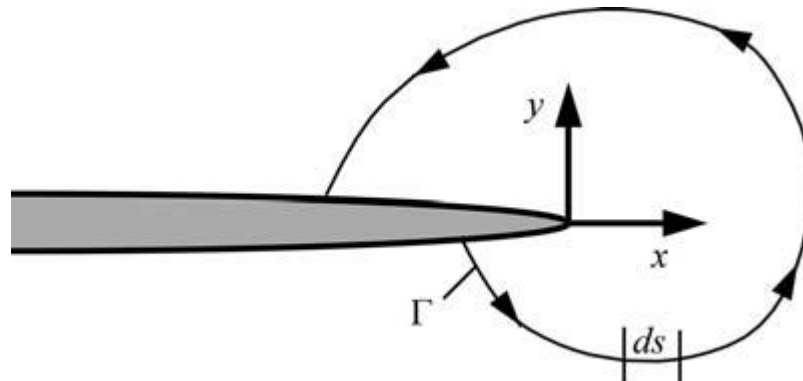
$$\lambda = \int_0^\varepsilon \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (40)$$

kde σ_{ij} a ε_{ij} jsou tenzory napětí a deformace.

J-integrál vyjadřuje hustotu deformační energie po uzavřené křivce, která vede okolo čela trhliny od jednoho volného povrchu na líci trhliny k druhému (Obrázek 16) a je vyjádřen pomocí vztahu [6]:

$$J = \int_{\Gamma} (\omega dy - T_i \cdot \frac{\delta u_i}{\delta x} ds) \quad (41)$$

kde $T_i = \sigma_{ij} n_{ij}$ jsou síly působící ve směru normál křivky Γ , u_i je vektor posuvu a ds je přírůstek délky křivky Γ . Místům, ve kterých není klasická elastická teorie kontinua aplikovatelná, se lze vyhnout. Křivku J-integrálu výhodně volíme tak, aby procházela pouze elasticky deformovanými oblastmi vně plastické zóny.[5, 7, 10].



Obrázek 16: Grafické znázornění stanovení křivky J-integrálu [6].

Význam J-integrálu lze interpretovat, jako změnu potenciální energie tělesa dU při změně délky trhliny o da [6, 9]:

$$J = - \frac{dU}{da} \quad (42)$$

Hodnota vztahu (42), v případě LELM, odpovídá hodnotě hnací síly trhliny G . V takovém případě lze přepočítat hodnotu J na faktor intenzity napětí K . Obecně lze říci, že J-integrál je tvořen dvěma složkami a to elastickou složkou, která se řídí pravidly LELM a plastickou složkou. Plastická složka nám vyjadřuje změnu deformační energie při vzniku plastické deformace před čelem trhliny. Stejně tak, jako tomu bylo upředešlých veličin, lze pro J-integrál určit kritickou hodnotu, která bude mít funkci kritéria stability trhliny a značí se J_{IC} . Kritickou hodnotu J_{IC} lze přepočítat na faktor intenzity napětí dle následujících vztahů [5, 7, 10]:

- pro RN
$$J_I = \frac{K_I^2}{E} \quad (43)$$

- pro RD
$$J_I = \frac{(1 - \mu^2)}{E} \cdot K_I^2 \quad (44)$$

2. Hodnocení lomové houževnatosti pro kruhové vzorky

V praktické části diplomové práce byly testovány převážně vzorky s kruhovým průřezem, ale i vzorky s obdélníkovým průřezem. Pro účely určení lomové houževnatosti vzorků bude v následující kapitole proveden rozbor lomové houževnatosti.

2.1. Lomová houževnatost

Lomová houževnatost se v nejobecnější definici dá charakterizovat jako schopnost materiálu odolávat lomu za přítomnosti trhliny [11]. Výše bylo již zmíněno že, faktor intenzity napětí charakterizuje stav napjatosti v tělese s trhlinou. Pokud mají tělesa různé geometrické tvary s různě dlouhými trhlinami, zatížená různým vnějším zatížením stejný faktor intenzity napětí, mají v okolí čela trhliny i stejný stav napjatosti. Když překročí faktor intenzity napětí určitou kritickou hodnotu, obecně označovanou jako K_C , dojde k nestabilnímu šíření trhliny. Tento proces je nevratný protože zde dojde k rychlému porušení zbylého nosného průřezu tělesa bez potřeby dalšího zvyšování zatížení nebo jinému vnějšímu dodávání energie. Hodnotu K_C tedy vyjádříme takto

$$K_c = \sigma_c \sqrt{a_c \cdot \pi} \cdot f\left(\frac{a_c}{W}, \dots\right), \quad (45)$$

kde σ_c a a_c jsou velikosti vnějšího nominálního napětí resp. délky trhliny v okamžiku porušení. Podmínku pro ztrátu stability trhliny v jednotlivých módech porušování můžeme vyjádřit následující nerovností

$$K_j \geq K_{jc} \quad (j = I, II, III). \quad (46)$$

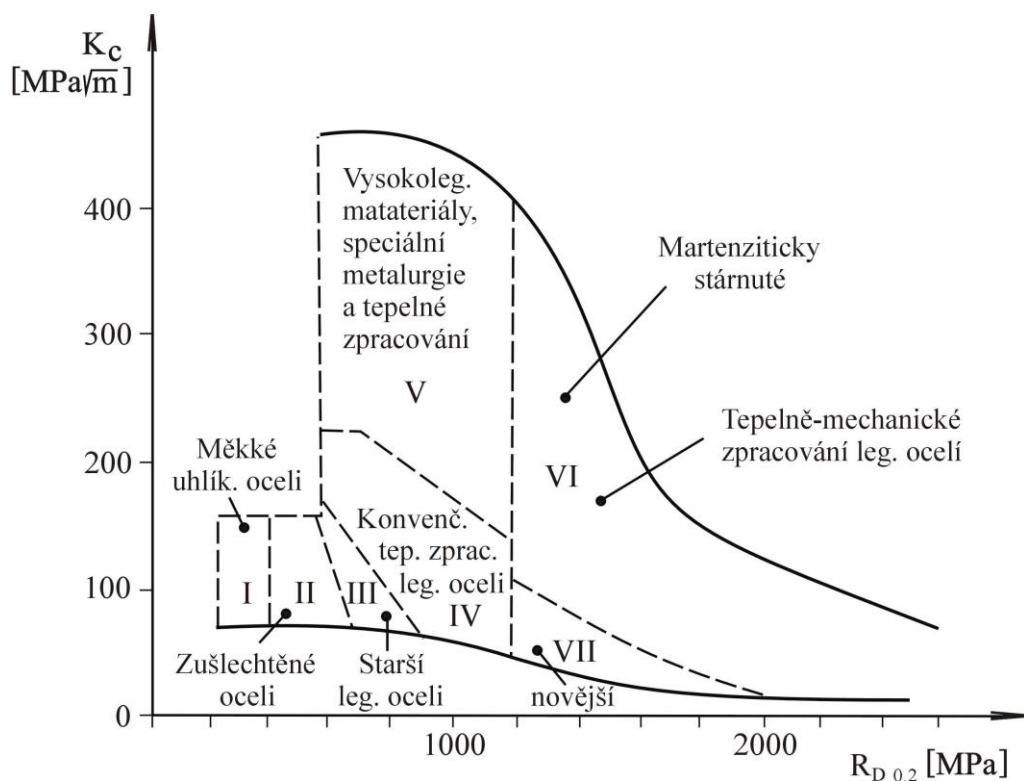
Etapu ztráty stability obvykle u tvárných materiálů předchází etapa stabilního šíření trhliny. V průběhu etapy stabilního šíření trhliny může s rostoucí trhlinou růst nejen faktor intenzity napětí K_j ale i lomová houževnatost K_{jc} . Vztah (46) je tedy potřeba rozšířit takto [4]

$$\frac{\delta K_j}{\delta a} \geq \frac{\delta K_{jc}}{\delta a} \quad (j = I, II, III). \quad (47)$$

Hodnota K_c je nazvána právě jako lomová houževnatost. Je zde několik faktorů, které ovlivňují lomovou houževnatost a je zapotřebí se s nimi blíže seznámit.

2.1.1. Vliv materiálu tělesa

Lomovou houževnatost ovlivňuje zejména materiál tělesa. Obecně lomová houževnatost závisí jak na chemickém složení matrice tak obsahu legujících prvků či nečistot [4]. Lomová houževnatost je také závislá na velikosti zrna materiálu a s tím souvisejícími úpravy materiálu jako je například kalení a povrchové tepelné zpracování [10]. Orientační informaci o hodnotách K_{ic} některých ocelí v souvislosti s mezí kluzu nám reprezentuje obrázek 17, u kterého je patrný obecný trend, kde se s nižší mezí kluzu materiálu zvyšuje hodnota lomové houževnatosti a naopak [4, 10, 11].

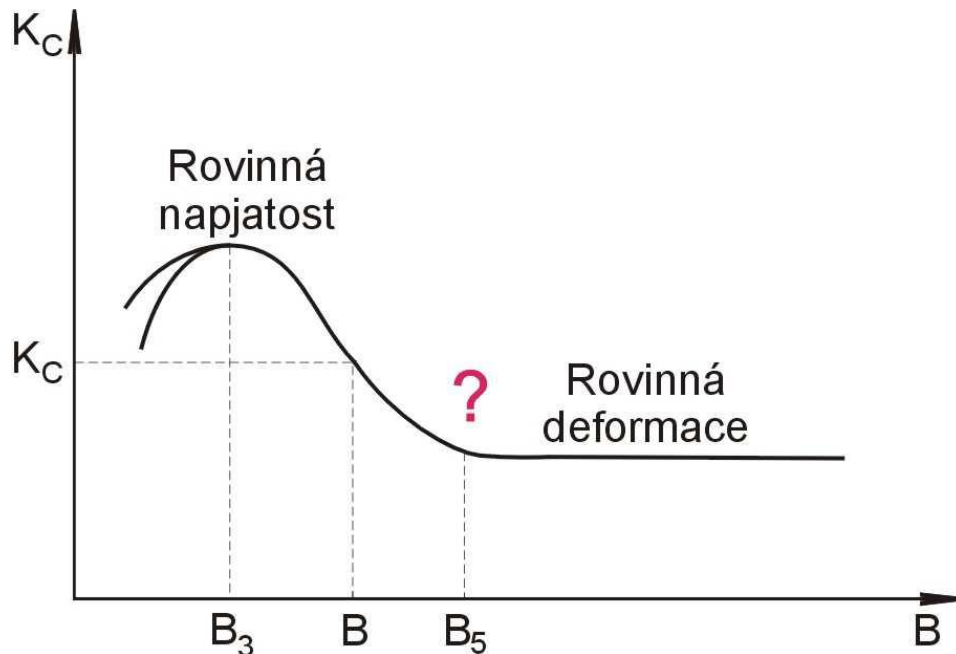


Obrázek 17: Orientační hodnoty meze kluzu a lomové houževnatosti u ocelí [10].

2.1.2. Vliv rozměrů tělesa

V rámci rozměrů tělesa se nejvíce na hodnotě lomové houževnatosti projevuje její závislost na tloušťce tělesa. Již bylo experimentálně prokázáno, že s měnící se tloušťkou tělesa se hodnota lomové houževnatosti může také měnit. Bohužel je toto zjištění v rozporu s požadavkem geometrické invariantnosti, obecně kladeném na mechanické parametry charakterizující stabilitu defektu. Nejběžnější průběh závislosti lomové houževnatosti K_c a tloušťky tělesa B je na obrázku 18, kde můžeme vysledovat, že u těles s malou tloušťkou bývá

hodnota lomové houževnatosti podstatně vyšší než u těles s větší tloušťkou [4, 11]. Tento trend je též prokázán u prací [12, 13]. U těles s větší tloušťkou se již lomová houževnatost mění jen velmi málo a hodnoty K_c se asymptoticky blíží k jisté minimální hodnotě, která představuje lomovou houževnatost ve stavu rovinné deformace. Tato hodnota je pro daný mód zatěžování materiálovou charakteristikou, nezávislou na rozměrech tělesa [4, 11].

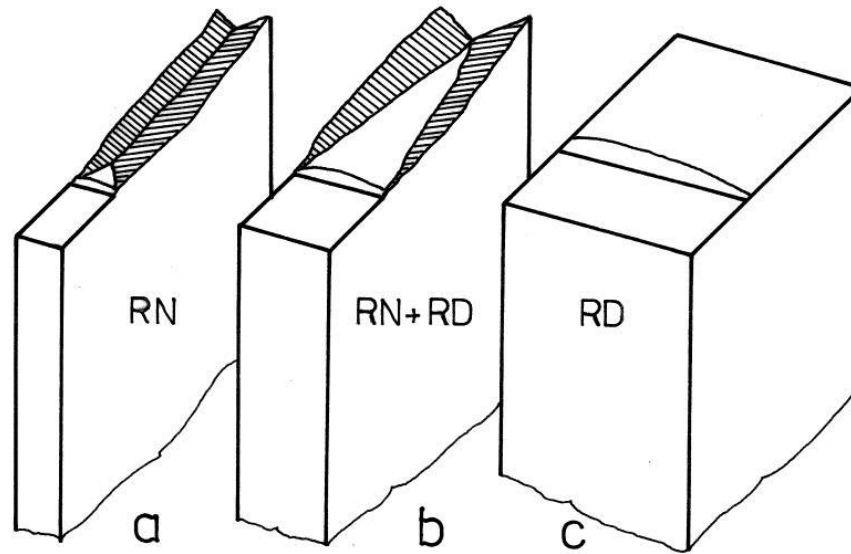


Obrázek 18: Závislost lomové houževnatosti na tloušťce tělesa [10].

Průběh závislosti lomové houževnatosti na tloušťce vzorku (Obrázek 17) bývá fyzikálně zdůvodňován dvěma skutečnostmi:

- Vliv trojososti napětí je značně omezen u tenkých těles, tedy na rozdíl od těles s větší tloušťkou. Tím se usnadňuje plastická deformace, která otupuje čelo trhliny. Dále s tím souvisí i změna stavu napjatosti. U těles malé tloušťky převažuje stav rovinné napjatosti, ve kterém je velikost plastické zóny 3x větší, než za jinak stejných podmínek ve stavu rovinné deformace, která se vyskytuje častěji u těles s větší tloušťkou. Průvodním jevem změny stavu napjatosti je změna makromorfologie lomové plochy porušeného tělesa. S klesající tloušťkou tělesa roste podíl šikmého lomu a klesá podíl lomu plochého (Obrázek 19). Pak tedy můžeme konstatovat, že podmínkám rovinné napjatosti odpovídá lom šikmý, zatímco podmínkám rovinné deformace lom plochý [4].
- Obecně lze říci, že u těles různé tloušťky potažmo různých rozměrů se uplatňuje statistická teorie nejslabšího článku, která říká, že s rostoucím objemem materiálu

roste pravděpodobnost výskytu výraznějšího defektu technologického původu, který usnadňuje iniciaci lomu [4].



Obrázek 19: Typický makroskopický vzhled ve stavu rovinné deformace a rovinného napětí [4].

Průběh závislost lomové houževnatosti na tloušťce tělesa uvedený na obrázku 17 není platný zcela obecně a nelze jej tedy považovat za universální [4].

2.1.3. Vliv teploty

Konkrétní teplotní závislost lomové houževnatosti je dána zejména chemickým složením slitiny. U většiny konstrukčních materiálů například u ocelí, titanových slitin a jiných se s rostoucí teplotou lomová houževnatost zvyšuje a tedy i odolnost vůči křehkému porušení. Ovšem také se u těchto materiálů s rostoucí teplotou snižuje mez kluzu. Důsledkem tedy je, že u tělesa bez trhliny se s rostoucí teplotou snižuje odolnost vůči statickému porušení, zatímco u tělesa s trhlínou je tomu naopak. K tomuto popsanému monotónnímu růstu lomové houževnatosti s rostoucí teplotou však dochází pouze v oblasti nízkých a středních teplot, tj. $T < T_u$, kde T_u označuje teplotu, při které lomová houževnatost dosahuje svého maxima. Při dalším zvyšování teploty začíná lomová houževnatost klesat, protože se ve větší míře projevuje rostoucí hustota vakancí, které tak způsobí snadnější spojení mikroporuch. Tvorba tvárných důlků, které jsou mikrofraktografickým identifikátorem tvárneho lomu, se tak stává energeticky méně náročnou [4].

U jiných konstrukčních materiálů může mít průběh závislosti lomové houževnatosti na teplotě naprosto odlišný charakter než u ocelí. Konkrétněji lze zmínit celou řadu hliníkových či

niklových slitin, kde se s klesající teplotou lomová houževnatost buď prakticky nemění, nebo dokonce i roste [4].

2.1.4. Vliv prostředí

Odolnost vůči ztrátě stability trhliny je také ovlivňována chemickým složením a vlastnostmi prostředí, ve kterém je dané těleso s trhlinou zatěžováno. V řadě případů došlo k iniciaci nestabilního šíření trhliny, i když byl součinitel intenzity napětí nižší než hodnota lomové houževnatosti. Důvodem tohoto jevu byl subkritický růst trhliny, kdy společné působení stálého napětí a okolního agresivního prostředí vedlo ke koroznímu praskání, vodíkovému zkřehnutí apod. Taktéž neutronové záření vyvolává radiační zkřehnutí konstrukčních materiálů [4, 10].

2.1.5. Vliv rychlosti zatěžování

Zvyšující se rychlost zatěžování resp. rychlost deformace všeobecně velice ovlivňuje velikost lomové houževnatosti. Se zvyšující se rychlostí zatěžování se také zvyšuje i rychlost růstu faktoru intenzity napětí. V prostředí laboratorních zkoušek obvykle zatěžujeme těleso kvazistaticky, ovšem v praxi jsou rychlosti zatěžování často o několik řádů vyšší [4].

Pro praktické využití bylo definováno toto rozlišení [4]:

- a) lomová houževnatost při kvazistatickém zatěžování K_{Ic}
(pro $dK_I/dt \cong 10^0 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$),
- b) lomová houževnatost při rychlém zatěžování $K_{Ic}(\tau)$
(pro $dK_I/dt \cong (10^1 \text{ až } 10^4) \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$),
- c) lomová houževnatost při dynamickém zatěžování K_{Id}
(pro $dK_I/dt \geq 10^5 \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2} \cdot \text{s}^{-1}$).

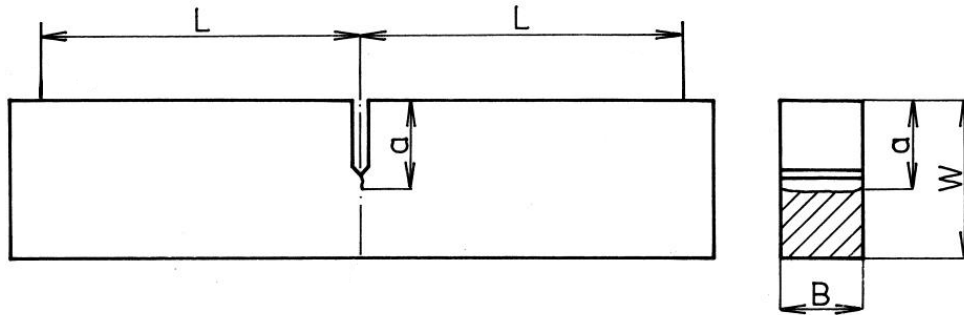
Citlivost jednotlivých konstrukčních materiálů na rychlost zatěžování může být velmi různorodá. U některých slitin se rychlost zatěžování nemusí nijak projevit, ale u jiných materiálů je se zvyšující se rychlostí zatěžování lomová houževnatost značně snižována.

Naše předpoklady dosud uvažovaly trhlinu s konstantní délkou (stojící trhlinu) a zatížením, které narůstá s časem. Při řešení opačného příkladu nemůžeme teoretické ani experimentální výsledky, získané za předpokladu stojící trhliny, použít. Úlohami, kde narůstá délka trhliny

v čase a napětí zůstává konstantní, se zabývá samostatná partie lomové mechaniky zvaná dynamická lomová mechanika [4, 10].

2.2. Těleso obdélníkového průřezu (Chevron vzorky)

V literatuře se více setkáváme s tělesem obdélníkového průřezu. Charakteristické rozměry testovaných vzorků jsou zobrazené na obrázku 20.



Obrázek 20: Rozměry testovacího chevron vzorku [4].

Vždy se bude jednat o těleso s rozměry 5x10 (BxW) daného materiálu. Na jeho koncích se nacházejí patky, díky kterým můžeme vzorek řádně upnout do testovacího přístroje. Samotná hlavní část obdélníkového vzorku je opatřena jednostranným okrajovým lomeným vrubem tzv. Chevron vrubem. Při cyklování únavové trhliny se právě z tohoto vrubu bude šířit únavová trhlina do definovaného rozměru. Předpokládaný směr šíření trhliny bude z kořene vrubu na druhou stranu tělesa.

Vzhledem k tomu, že se jedná o těleso konečných rozměrů zatěžované čtyřbodovým ohybovým napětím, lze faktor intenzity napětí vyjádřit obecně pomocí následujícího vztahu [4]

$$K_I = \sigma_{max} \sqrt{\pi a} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right), \quad (48)$$

kde maximální ohybové napětí v kritickém místě je dáno

$$\sigma_{max} = \frac{6M}{BW^2}, \quad (49)$$

M je ohybový moment, pro který platí vztah

$$M = \frac{Q \cdot L}{2}. \quad (50)$$

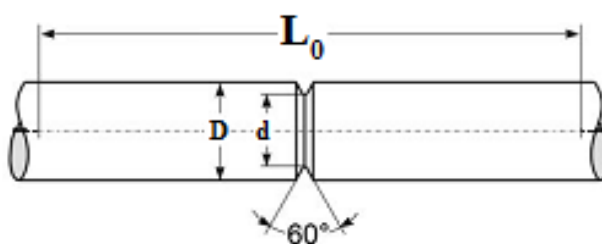
Hodnota tvarové funkce závisí na způsobu zatěžování tělesa, ale i na konfiguraci geometrie tělesa a trhliny. Náš konkrétní polynom pro výpočet hodnoty tvarové funkce bude vypadat takto [4]

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = 1,122 - 1,4\left(\frac{a}{W}\right) + 7,33\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 13,08\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 14,0\left(\frac{a}{W}\right)^4, \quad (51)$$

kde a je délka trhliny a rozměr W reprezentuje šířku tělesa. Konstanty v polynomu platí, jak pro čtyřbodový ohyb, tak pro čistý ohyb. Přesnost stanovení faktoru intenzity napětí pomocí tvarové funkce (45) pro $a/W \leq 0,6$ je 0,2% [4].

2.3. Těleso kruhového průřezu (Kruhové vzorky)

Naproti tomu těleso kruhového průřezu se pro určení lomové houževnatosti standardně nepoužívá, a proto není v literatuře tak rozšířeno. Rozměry zkušebních jsou naznačeny na obrázku 21.



Obrázek 21: Rozměry testovacího kruhového vzorku [15].

Těleso bylo zhotoveno z materiálu určeného pro otestování. V tomto případě nebyla velikost resp. průměr kruhových vzorků jednotná z důvodu velikosti válcovaných profilů. Vzorky vyrobené z oceli S355 měly průměr 12 mm (D), zatímco vzorky vyrobené z DOMEX 700MC měly průměr pouze 10 mm (D). Vzorek byl opatřen obvodovým V-vrubem s délkou vrubu 1 mm a úhel rozevření vrubu byl 60° . Celková délka vzorku byla 220 mm (L_0). Na koncích vzorku se opět budou nacházet patky pro upevnění do přístrojů. Při cyklování únavové trhliny předpokládáme směr šíření trhliny z kořene vrubu tělesa do středu tělesa [13].

Znovu se jedná o těleso konečných rozměrů, které budeme zatěžovat čtyřbodovým ohybovým napětím. Faktor intenzity napětí opět vyjádříme takto

$$K_I = \sigma_{max} \sqrt{\pi a} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right), \quad (52)$$

kde maximální ohybové napětí v kritickém místě je dáno

$$\sigma_{max} = \frac{4M}{\pi \cdot r^3}, \quad (53)$$

M je ohybovým momentem, pro který bude platit vztah

$$M = \frac{Q \cdot L}{2}. \quad (54)$$

Tvarová funkce se skládá ze dvou vyjádření, kterými jsou [12, 13]

$$f\left(\frac{r}{R}\right) = g\left(\frac{r}{R}\right) \sqrt{1 - \frac{r}{R}}, \quad (55)$$

$$g\left(\frac{r}{R}\right) = \frac{3}{8} \left[1 + 0,5 \left(\frac{r}{R}\right) + \frac{3}{8} \left(\frac{r}{R}\right)^2 + \frac{5}{16} \left(\frac{r}{R}\right)^3 + \frac{35}{128} \left(\frac{r}{R}\right)^4 + 0,531 \left(\frac{r}{R}\right)^5 \right], \quad (56)$$

kde r je poloměr v kořeni vrubu neboli poloměr ligamentu vzorku. R je poloměr kruhového vzorku.

3. Návrh experimentálních analýz lomové houževnatosti použitím výchozího cyklického zatížení únavou za rotace

Standardně je lomová houževnatost určována za pomoci dvou druhů zkušebních těles, tělesem pro zatěžování excentrickým tahem (tzv. CT těleso) a tělesem pro zatěžování třibodovým ohybem. Také byly vyvinuty standardizované postupy určení lomové houževnatosti, jako například v normě ČSN ISO 12737, která se zabývá stanovením lomové houževnatosti při rovinné deformaci. Tato norma může být považována, jako jeden z přesných způsobů určení lomové houževnatosti pro materiály s nízkou houževnatostí v poměru s mezí pevnosti materiálu. Navíc je zde velká nevýhoda v podobě přípravy únavové trhliny. Pokud není únavová trhlina správně připravena, pak jsou výsledky často velmi nepřesné. Tato metoda je tedy nepohodlná svojí přesnou přípravou vzorku a navíc časově náročná. V automobilním průmyslu jsou nyní používány materiály vysokou houževnatostí, či různými mechanismy zpevnění. Dále je také požadováno testování lokální změny lomové houževnatosti v tepelně ovlivněných oblastech svarových spojů, při aplikacích ocelí v automobilním průmyslu. Proto není vhodné použít výše zmiňovanou analýzu.

3.1. Analýza lomové houževnatosti pomocí kruhových vzorků

V práci byla navržena experimentální analýza pro ověření zjišťování statické lomové houževnatosti daných materiálů použitím kruhových vzorků, která vychází z literatury [13]. V této metodě je použita kruhová tyč opatřená V-vrubem po celém obvodu tyče, která je zatížena cyklickým střídavě symetrickým zatížením v přístroji R. R. Moora pro simulaci únavy. Tyč s připravenou únavovou trhlinou je vložena do dalšího stroje a je zatěžována až do selhání. Následně je optickými metodami z makromorfologie lomové plochy určena délka trhliny a lomová houževnatost je dopočítána. V závislosti na použitém druhém stroji se bude jednat o statickou metodu (statická lomová houževnatost) nebo dynamickou metodu (dynamická lomová houževnatost).

3.2. Analýza lomové houževnatosti pomocí chevron vzorků

Dále byla navržena analýza pomocí chevron vzorků, která také slouží pro zjišťování lomové houževnatosti materiálů. V této analýze je použita původně kruhová tyč, ale její střed má vyfrézovanou část obdélníkového průřezu a je jednostranně opatřena chevron vrubem (Obrázek 19). Tyč je vložena do přístroje R. R. Moora pro simulaci únavy a zatížena

cyklickým střídavě symetrickým zatížením. Dále je tyč s připravenou únavovou trhlinou vložena do druhého stroje, kde je zatížena až do selhání. Následně je optickou metodou makromorfologie lomové plochy vzorku určena délka trhliny a dopočítána hodnota lomové houževnatosti. Dle druhu použitého druhého stroje se bude jednat o určení statické lomové houževnatosti nebo dynamické lomové houževnatosti.

3.3. Odhad lomové houževnatosti pomocí korelace mezi lomovou

houževnatostí a nárazovou prací (případně vrubovou houževnatostí)

Tato analýza se od předchozích dvou analýz značně liší. Využívá přepočtových vztahů mezi vrubovou houževnatostí a lomovou houževnatostí. Výhodu této metody vidím zejména v její rychlosti aplikace, avšak je nutné počítat s tím, že se jedná o přibližnou metodu určení lomové houževnatosti. Těsnost korelačních vztahů je dána zejména rozdílností podmínek pro uskutečnění zkoušky, kdy hodnota statické lomové houževnatosti je vztažena ke statické iniciaci zkušebního tělesa s hlubokou a ostrou únavovou trhlinou. Přičemž hodnota vrubové houževnatosti se získává rázovou zkouškou na tělese se zaobleným vrubem [10].

4. Experimentální srovnání navržených metod hodnocení

4.1. Použitý materiál

Materiály pro experimentální práce byly vybrány na základě úvahy nahrazení standardně používaného materiálu vysokopevnostním materiálem pro aplikace v autoprůmyslu.

Ocel S355NJ je představitelem standardně používaného svařitelného materiálu se zvýšenou mezí kluzu, která je dosažena zjemněním zrna. Typická struktura oceli je feriticko-perlitická a pro použití v praxi je většinou normalizačně žíhána nebo normalizačně válcována. Strukturní stav testované oceli je zachycen na obrázku 22. Mechanické vlastnosti (Tabulka 1) této nelegované konstrukční uhlíkové oceli jsou ovlivněny především obsahem uhlíku a manganu (Tabulka 2). Testované vzorky byly vyrobeny z plochého válcovaného profilu tloušťky 15 mm.

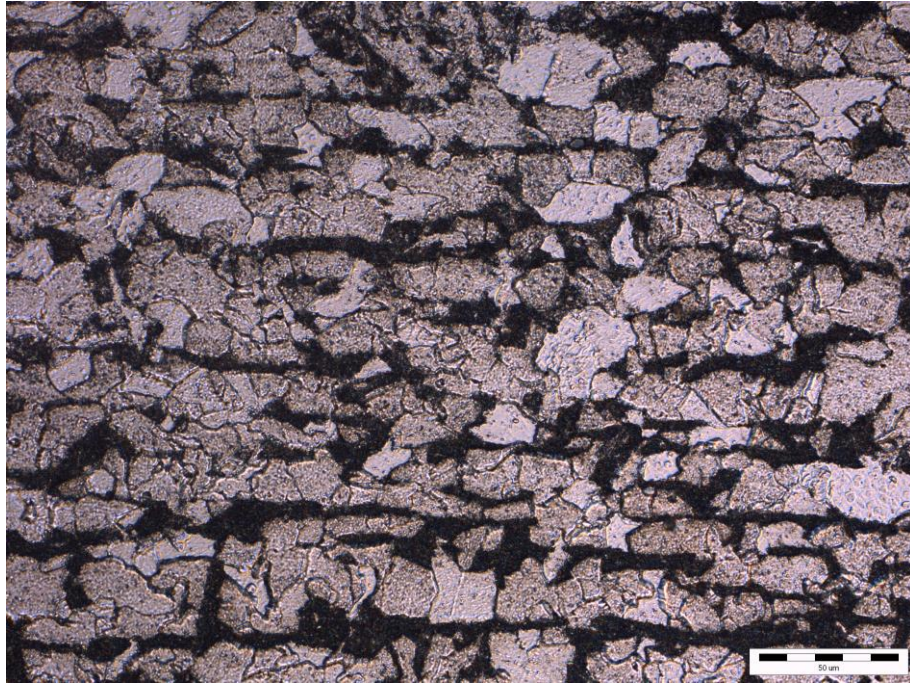
Ocel DOMEX 700MC reprezentuje moderní vysokopevnostní svařitelný materiál, jehož výhodné mechanické vlastnosti (Tabulka 1) jsou dosaženy pomocí precipitačního zpevnění. Tato ocel je charakterizovaná svým nízkým obsahem uhlíku a nízkými a malým množstvím přísad legujících prvků (Tabulka 2). Vysoká mez kluzu je podmíněna tzv. řízeným tvářením, kterým je dosahováno jemnější struktury austenitického zrna, z něhož pak také transformuje jemnější ferit. Jemná struktura zajišťuje právě vyšší mez kluzu a lepší precipitační zpevnění [14]. Testované vzorky byly vyrobeny z plochého válcovaného profilu tloušťky 12 mm. Snímek mikrostruktury je zobrazen na obrázku 23.

Tabulka 1: Mechanické vlastnosti materiálu [16, 17].

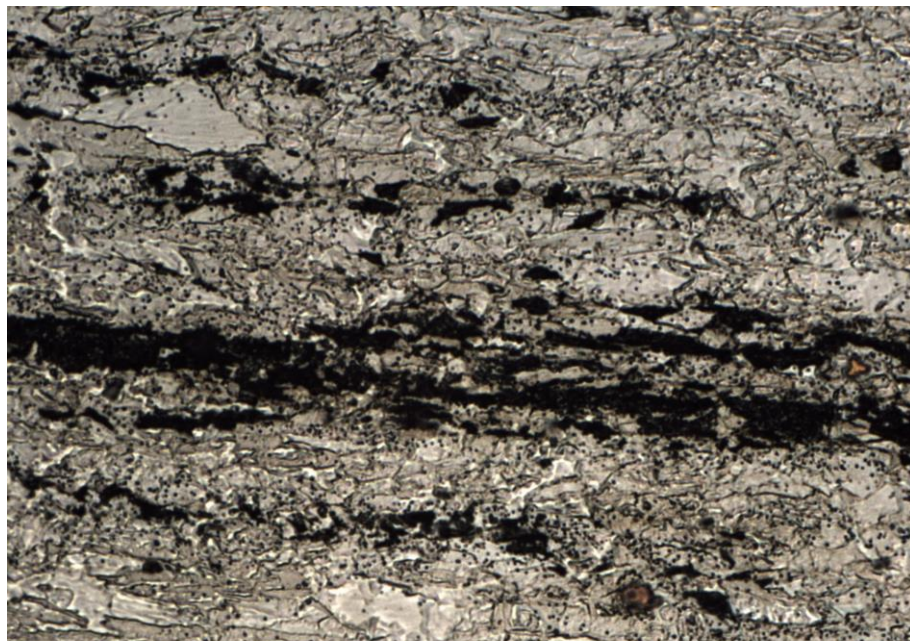
	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]
DOMEX 700MC	700	750-950
S355	355	470-630

Tabulka 2: Chemické složení testovaných materiálů [15].

Chemické složení [hm. %]	C	Mn	Si	P	S	V	Al	Ti	B
DOMEX 700MC	0.13	1.23	0.21	0.02	0.024	0.05	0.026	0.01	0.0005
S355	0.06	1.82	0.27	0.012	0.003	-	-	-	-



Obrázek 22: Mikrostruktura oceli S355.



Obrázek 23: Mikrostruktura oceli DOMEX 700MC.

4.2. Příprava vzorků, příprava únavové trhliny

Únavová trhlina všech námi testovaných vzorků byla připravována na zařízení Rotaflex, které slouží primárně pro testování vzorků na únavu. Stroj působí na vzorky cyklickým zatížením čtyřbodovým ohybem za rotace.

Délka takto připravované trhliny v případě statického měření lomové houževnatosti musí být v rozmezí hodnot $0,45 \leq a_0/W \leq 0,55$. Kde a_0 je délka nacyklované trhliny a W je chápáno jako šířka vzorku ve směru šíření trhliny [18]. V případě dynamického měření lomové houževnatosti musí být délka nacyklované trhliny v rozmezí hodnot $0,30 \leq a_0/W \leq 0,70$. Pokud ovšem chceme, aby výsledky J-integrálu byly přímo porovnatelné se standardními hodnotami lomové houževnatosti v plné velikosti jako např. $J_{0,2BL}$, která je vychází z ISO 12135, potom by hodnoty a_0/W měly být v rozmezí $0,45 \leq a_0/W \leq 0,70$ [19]. V otázce zatížení vzorků bylo nutné vycházet z tvaru vzorku a z použitého materiálu. Výpočet napětí vzorků je naznačeno ve vztahu (49) pro vzorky s obdélníkovým průřezem a vztahu (53) pro tělesa s kruhovým průřezem. Při znalosti materiálových charakteristik byl z uvedených vztahů vypočítán požadovaný ohybový moment, ze kterého byla, pomocí vztahu (50) a vztahu (54), vypočítána síla Q a dále pak hmotnost potřebného závaží dle následujícího:

$$m_z = \frac{Q}{g}, \quad (57)$$

kde m_z je hmotnost závaží stroje a g je tíhové zrychlení. Hmotnost závaží vypočítaná z rovnice (57) byla dále optimalizována na hodnotu, kterou můžeme vyčíst z tabulky 3 a tabulky 4, stejně tak jako počet cyklů a délku nacyklované trhliny.

Tabulka 3: Parametry iniciace únavové trhliny u vzorků s chevron vrubem.

Typ materiálu	Číslo vzorku	Velikost závaží [kg]	Ohybové napětí [MPa]	Dosažený počet cyklů	Délka trhliny [mm]
S355	12	26	243,11	73600	5,28
	13	26	243,11	68000	5,27
	14	26	243,11	103000	5,25
DOMEX MC 700	2	28	279,32	34000	4,45
	3	28	261,81	53000	4,40
	5	28	273,25	41000	5,15

Tabulka 4: Parametry iniciace únavové trhliny u kruhových vzorků.

Typ materiálu	Číslo vzorku	Velikost závaží [kg]	Ohybové napětí [MPa]	Dosažený počet cyklů	Délka trhliny [mm]
S355	S3-3	53	33,09	165800	0,5
	S3-5	53	33,09	174700	0,19
	S3-7	53	33,09	178200	0,67
Domex 700MC	1-4	21	60,68	173600	0,18
	1-11	19	54,92	401800	0,35
		21	60,68	169600	

Z rozptylu hodnot u dosaženého počtu cyklů v tabulce 3 a v tabulce 4 je zřejmé, že bylo nutné dané vzorky průběžně kontrolovat. Různorodost počtu cyklů je obvykle zapříčiněna vlastnostmi materiálu, zejména výskyt lokálních mikrodefektů a jiné. V našem případě výsledky částečně ovlivnil i nerovnoměrný povrch vrubů, který jsme museli zohlednit v konečném vyhodnocení. Sady vzorků 1-11 oceli S355 a vzorky 1,4,6 v Domexové sadě byly použity při optimalizaci zatížení. Příprava únavové trhliny kruhových vzorků byla komplikovanější z hlediska nemožnosti optické kontroly postupu trhliny. Z třech sad vzorků oceli S355 a dvou sad vzorků oceli Domex byly úspěšně připraveny výchozí únavové trhliny pouze u tří kruhových vzorků materiálu S355 a u dvou vzorků materiálu Domex, viz tabulka 4. Kruhové vzorky z oceli Domex mají navíc jiný průměr ($D=8\text{mm}$) než vzorky z oceli S355 ($D=12\text{mm}$).

Samotná průběžná kontrola únavové trhliny byla u vzorků s obdélníkovým průřezem konána vizuálně, za pomoci lupy z Poldi kladívka, která taktéž obsahuje i měřidlo. Vzorky kruhového průřezu byly kontrolovány ultrazvukovou metodou pomocí zařízení STARMANS DIO 562.

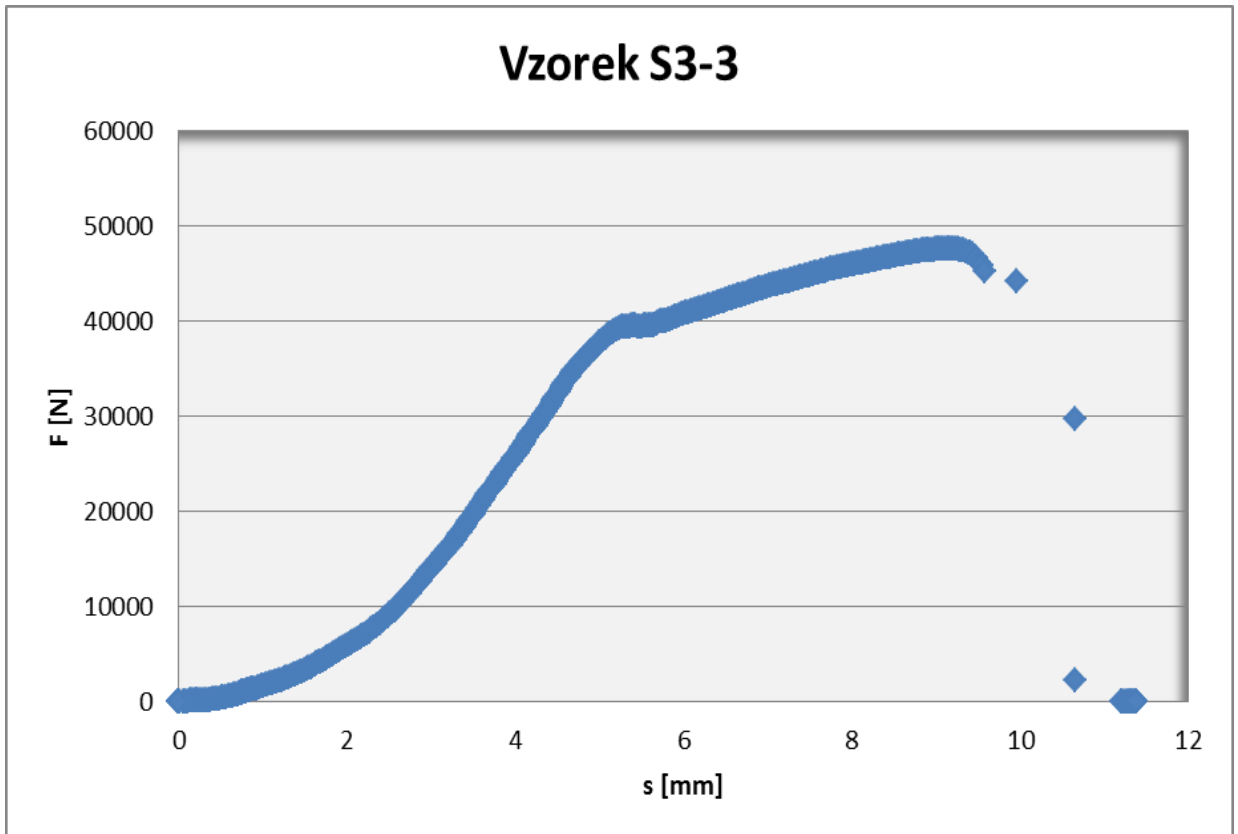
4.3. Statická zkouška lomové houževnatosti pomocí kruhových vzorků a její vyhodnocení

Statická zkouška lomové houževnatosti byla provedena na standardním zařízení pro tahové zkoušky ZD 10/90. Stroj vyvolává zatížení jednoosým tahem za podmínky konstantního posuvu. Konce testovacího vzorku byly centrovány a tím bylo zabráněno vzniku přidavného

ohybu, který by přispíval k otevírání trhliny. Snímek testovaného kruhového vzorku je na obrázku 24. Příklad záznamu z tahové zkoušky prezentuje graf na obrázku 25.



Obrázek 24: Reálná podoba kruhového vzorku z materiálu Domex 700MC.



Obrázek 25: Příklad získaného záznamu dat z tahové zkoušky kruhového vzorku materiálu S355.

Vyhodnocení statické zkoušky bylo provedeno dle následujícího vztahu:

$$K_{Ic} = \frac{P}{D^{3/2}} \cdot \left(1,72 \cdot \frac{D}{d_{eff}} - 1,27 \right), \quad (58)$$

kde D je průměr kruhového vzorku a d_{eff} je průměr efektivního ligamentu vzorku (59).

$$d_{eff} = D - 2 \cdot (a_m + a_f), \quad (59)$$

kde a_m je délka vrubu a a_f je délka nacyklované trhliny. Validovaná oblast použití vzorce (58) je v oblasti hodnot $0,46 < (d_{eff}/D) < 0,86$ [13]. Výsledky statické analýzy kruhových vzorků jsou zaneseny v tabulce 5.

Tabulka 5: Výsledky hodnot lomové houževnatosti a rozměrů kruhových vzorků.

Typ materiálu	Označení vzorku	P [N]	a_m [mm]	a_f [mm]	d_{eff} [mm]	d_{eff}/D	K_{IC} [MPa.m ^{1/2}]
S355	S3-3	47644	1	0,5	9	0,75	37,09
S355	S3-5	51433	1	0,19	9,62	0,80	34,26
S355	S3-7	46603	1	0,67	8,66	0,72	39,47
Domex 700MC	1-4	36326	1	0,18	5,64	0,71	59,38
Domex 700MC	1-11	35980	1	0,35	5,3	0,66	66,69

Ačkoliv měly kruhové vzorky z Domex oceli menší průměr byly z hlediska použití daného vyhodnocení vyhovující. Toto bylo prokázáno poměrem d_{eff}/D , kde se s dosaženými hodnotami vešly do intervalu validovaného použití vzorce. Jak můžeme pozorovat v tabulce 5, délka nacyklované trhliny u kruhových vzorků nepřesáhla hodnotu 1 mm. Doposud nebylo nalezeno omezení, které by vylučovalo tyto vzorky z hlediska délky únavové trhliny z analýzy lomové houževnatosti. Vzhledem k lomovému chování ocelí, kde menší velikost ligamentu je výhodnější pro stabilitu trhliny, by bylo vhodné v této otázce stanovit určité meze.

4.4. Dynamická zkouška lomové houževnatosti pomocí chevron vzorků a její vyhodnocení

Pro uskutečnění dynamické zkoušky lomové houževnatosti bylo použito rázové kladivo Zwick/Roell RKP 450 (Obrázek 26). Zařízení umožnilo zrealizovat zkoušku rázem při plné instrumentaci zkoušky, přičemž kladivo působilo na vzorek tříbodovým ohybem.



Obrázek 26: Rázové kladivo Zwick/Roell RKP 450.

Chevron vzorek s předem připravenou únavovou trhlinou byl vložen do rázového kladiva ve směru působení zatížení, tak aby došlo k otevírání trhliny. Kladivo bylo nastaveno na nárazovou energii rovnou 450 J. Snímky vzorků s chevron vrubem materiálu S355 a materiálu Domex po zatížení jsou na obrázku 27 a obrázku 28.



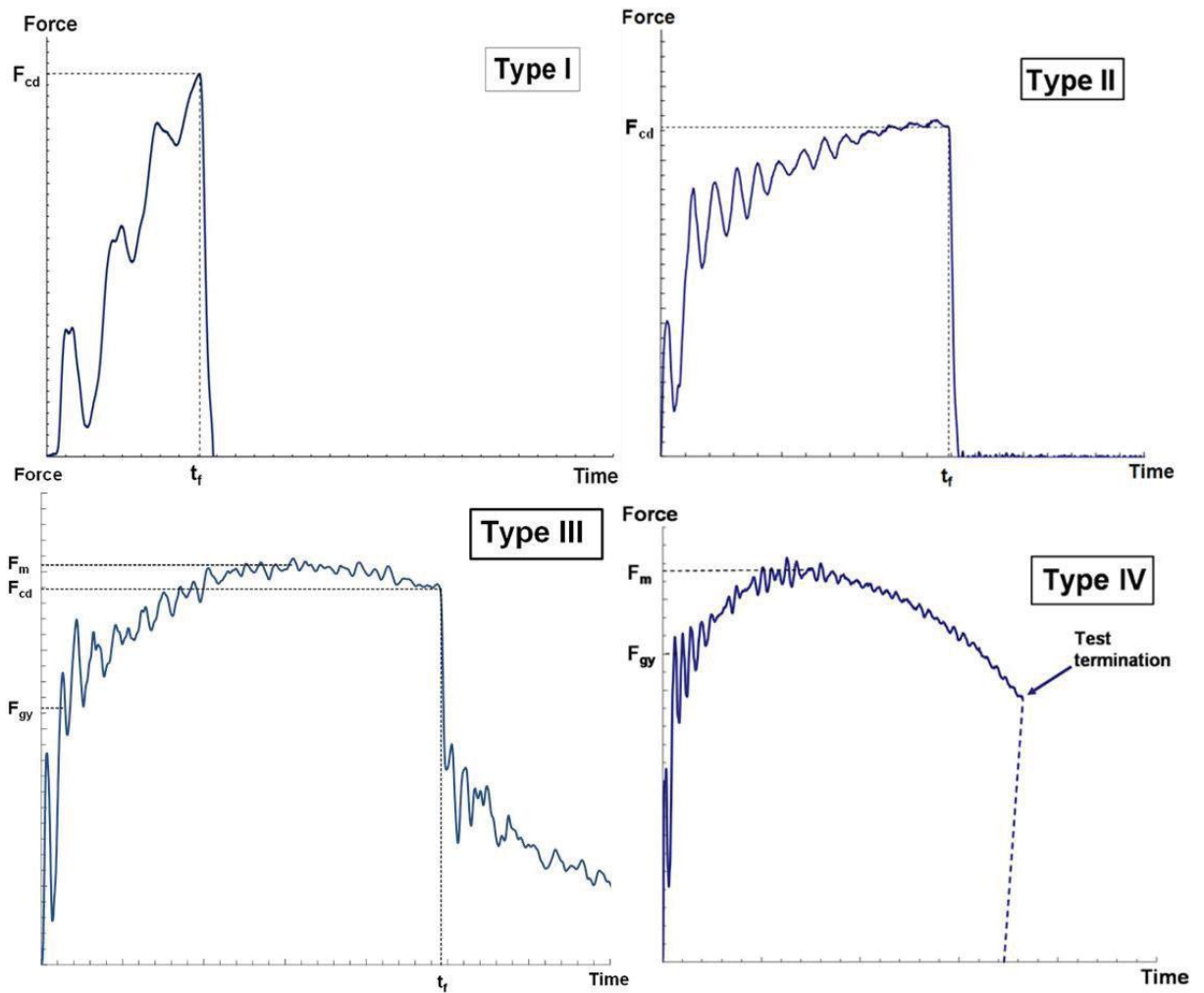
Obrázek 27: Snímek vzorků materiálu S355 po zatížení rázovým kladivem.



Obrázek 28: Snímek vzorků materiálu Domex 700MC po zatížení rázovým kladivem.

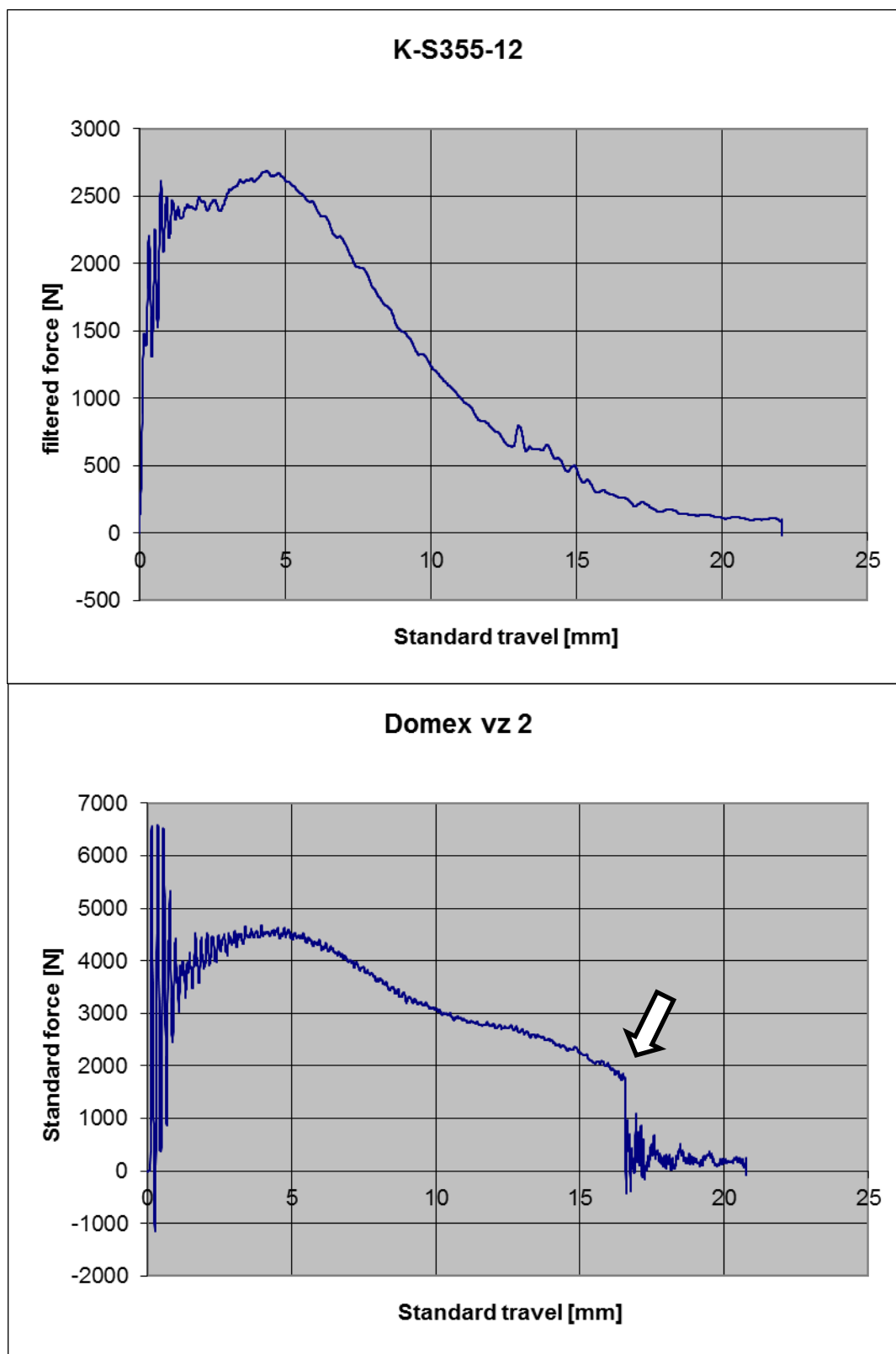
Pro postup vyhodnocení je rozhodující, zda v konkrétních podmínkách stavu napjatosti (resp.deformace) došlo u daného materiálu k nestabilnímu rozvoji nacyklované únavové trhliny nebo nikoliv. Norma ISO 26843:2015 rozlišuje následující varianty odezvy materiálu při dynamickém zatížení 3-bodovým ohybem:

- a) Výlučně lineárně elastická odezva (Obrázek.29, Typ I), charakteristickým parametrem je hodnota K_{Id} .
- b) Elasticko-plastická odezva s nestabilním lomem, kde platí $\Delta a < 0,2$ mm (Obrázek 29, Typ II), charakteristickým parametrem je hodnota K_{jcd} .
- c) Elasticko-plastická odezva s nestabilním lomem, kde platí $0,2 \text{ mm} \leq \Delta a \leq 0,15 \cdot (W-a_0)$ (Obrázek 29, Typ II), charakteristickým parametrem je hodnota J_{ud} .
- d) Elasticko-plastická odezva s nestabilním lomem, kde platí $\Delta a > 0,15 \cdot (W-a_0)$ (Obrázek 29, Typ III), charakteristickým parametrem je hodnota $J_{0,2Bd}$.
- e) Elasticko-plastická odezva, kde není nestabilní část lomu (Obrázek 29, Typ IV), charakteristickým parametrem je hodnota $J_{0,2Bd}$.



Obrázek 29: Schématické diagramy typických reakcí materiálu [19].

Na obrázku 30 jsou prezentovány typické záznamy zkoušky vzorků s chevron vrubem oceli S355 a oceli Domex. Dle kategorizace v souladu s ISO 26843 (Obrázek 29) se u oceli S355 jedná o záznam zkoušky bez nestabilního rozvoje trhliny tedy typ grafu IV z obrázku 29. U vzorků oceli Domex bylo fraktografickým rozbořem (viz dále kap. č. 5.1.) zjištěno, že dochází k částečně defektnímu lomovému chování. Pokles síly (viz vyznačená oblast na obrázku 30) ve skutečnosti neindikuje kritický rozvoj trhliny, ale delaminaci materiálu v souvislosti s heterogenitou struktury. U obou testovaných ocelí je tedy nutno použít zákonitosti nelineární lomové mechaniky.



Obrázek 30: Záznamy z dynamické zkoušky chevron vzorků oceli S355 a Domex 700MC.

Výsledky zkoušky ukazují, že nebylo dosaženo stavu rovinné deformace, tj. nelze použít hodnocení dle lineární lomové mechaniky (např. dle ASTM E1820). Pro účel srovnání testovaných ocelí z hlediska celkové odolnosti proti rozvoji vnitřních vad lze tedy použít přístup srovnáním kritické hodnoty J-integrálu. Jedná se o alternativní přístup, umožňující porovnání houževnatých materiálů s ohledem na odpor proti šíření trhliny. Možnost jednoduché relace na K_{Ic} (použitím vztahů mezi J-integrálem, hnací silou trhliny a lomovou houževnatostí) je opět podmíněna lineárně-elastickým stavem:

$$J_{Ic} = \frac{(1 - \mu^2)}{E} \cdot K_{Ic}^2. \quad (60)$$

Hodnota kritického J-integrálu může být vyjádřena [20] na základě změny poddajnosti v okamžiku startu trhliny v průběhu dynamického zatížení. Změna poddajnosti je definována:

$$\frac{\Delta C}{C} = \frac{C - C_{el}}{C_{el}}. \quad (61)$$

Kde C získáme ze vztahu:

$$C = \frac{\Delta f}{\Delta P}. \quad (62)$$

Kde Δf je změna přemístění a ΔP je změnou zatížení podle křivky. C_{el} je podílem mezi přemístěním f_y a pružným zatížením P_y :

$$C_{el} = \frac{f_y}{P_y}. \quad (63)$$

Počátek šíření trhliny obdržíme ze záznamu, ve kterém jej identifikujeme podle velkých změn objevujících se na křivce záznamu. Z tohoto bodu je možné určit spotřebovanou energii A , podle které je možné učit hodnotu J_{Ic} :

$$J_{Ic} = \frac{2A}{B(W - a_o)}. \quad (64)$$

Kde hodnota B reprezentuje šířku testovacího tělesa, W je délka tělesa a a_o je počáteční délka trhliny.

Změna tuhosti odpovídá okamžiku poklesu síly v záznamech dynamické zkoušky, tj. jako kritickou energii můžeme uvažovat hodnotu stanovenou do maximální síly záznamu. Výsledky srovnání viz tabulka 6.

Tabulka 6: Výsledky hodnot dynamického J-integrálu a rozměrů vzorků s chevron vrubem.

Typ materiálu	Označení vzorku	P [N]	A [J]	a_f [mm]	B [mm]	J_{Id} [kJ/m ²]
S355	12	2689,09	10,13	5,28	5	858,220
S355	13	2919,61	6,18	5,27	5	522,452
S355	14	3261,84	12,76	5,25	5	1074,526
DOMEX 700MC	2	4564,32	17,34	4,45	4,7	1329,499
DOMEX 700MC	3	3657,63	8,36	4,40	5	597,143
DOMEX 700MC	5	3316,10	9,90	5,15	4,8	850,515

Porovnáním dosažených výsledků nemůžeme posoudit, který z materiálů vykazuje větší odolnost proti šíření trhliny. Pro konečné určení odolnosti by bylo nutné provést více měření, která by byla vyhodnocena statisticky. Pro účely srovnání vhodnosti použití metodik však postačí.

Pro srovnání jsou dále uvedeny hodnoty, které byly spočítány pomocí korelace mezi lomovou houževnatostí a vrubovou houževnatostí.

4.5. Vyhodnocení lomové houževnatosti pomocí korelace mezi lomovou houževnatostí a vrubovou houževnatostí

K získání hodnot lomové houževnatosti budou využity korelační vztahy. V publikaci [10] je uvedeno několik korelačních vztahů. Jsou rozděleny na korelační vztahy mezi statickou lomovou houževnatostí a vrubovou houževnatostí, ale také na korelační vztahy mezi dynamickou lomovou houževnatostí a vrubovou houževnatostí. Využití korelačních vztahů můžeme nalézt také v publikaci [22].

Pro výpočet hodnot lomové houževnatosti je nutné znát hodnoty nárazové práce nebo hodnoty vrubové houževnatosti testovaných materiálů při pokojové teplotě tedy 20°C. Hodnotu nárazové práce pro materiál S355, která činí 31,25 J, jsme měli možnost určit experimentálně z počtu šesti vzorků. Také velikost nárazové práce pro materiál DOMEX 700MC byla určena experimentálně z počtu třech vzorků. Vzhledem k velkému rozptylu hodnot (způsobeného

opět delaminací vlivem nehomogenity materiálu) je uvažováno s hodnotou nárazové práce u materiálu Domex 700MC rovné 82 J, kterou jsme měli možnost ověřit v publikaci [22].

4.5.1. Stanovení statické lomové houževnatosti korelací

Statická lomová houževnatost byla určena podle následujícího vztahu [10].

$$K_{Ic} = 0,0321 \cdot \sqrt{E \cdot (KV)}, \quad (65)$$

kde E vyjadřuje modul pružnosti v tahu a KV je hodnota nárazové práce. Vyhodnocení statické lomové houževnatosti je znázorněno v tabulce 7.

Tabulka 7: Výsledky statické lomové houževnatosti stanovené pomocí korelace.

Typ materiálu	KV [J]	K_{Ic} [MPa.m ^{1/2}]
S355	31,25	82,23
DOMEX 700MC	82	133,21

4.5.2. Stanovení dynamické lomové houževnatosti korelací

Dynamická lomová houževnatost byla stanovena podle vztahu níže.

$$K_{Id} = 15,4 \cdot (KV)^{0,375}, \quad (66)$$

kde KV je hodnota nárazové práce. Vyhodnocení dynamické lomové houževnatosti je zapsáno v tabulce 8.

Tabulka 8: Výsledky dynamické lomové houževnatosti stanovené pomocí korelace.

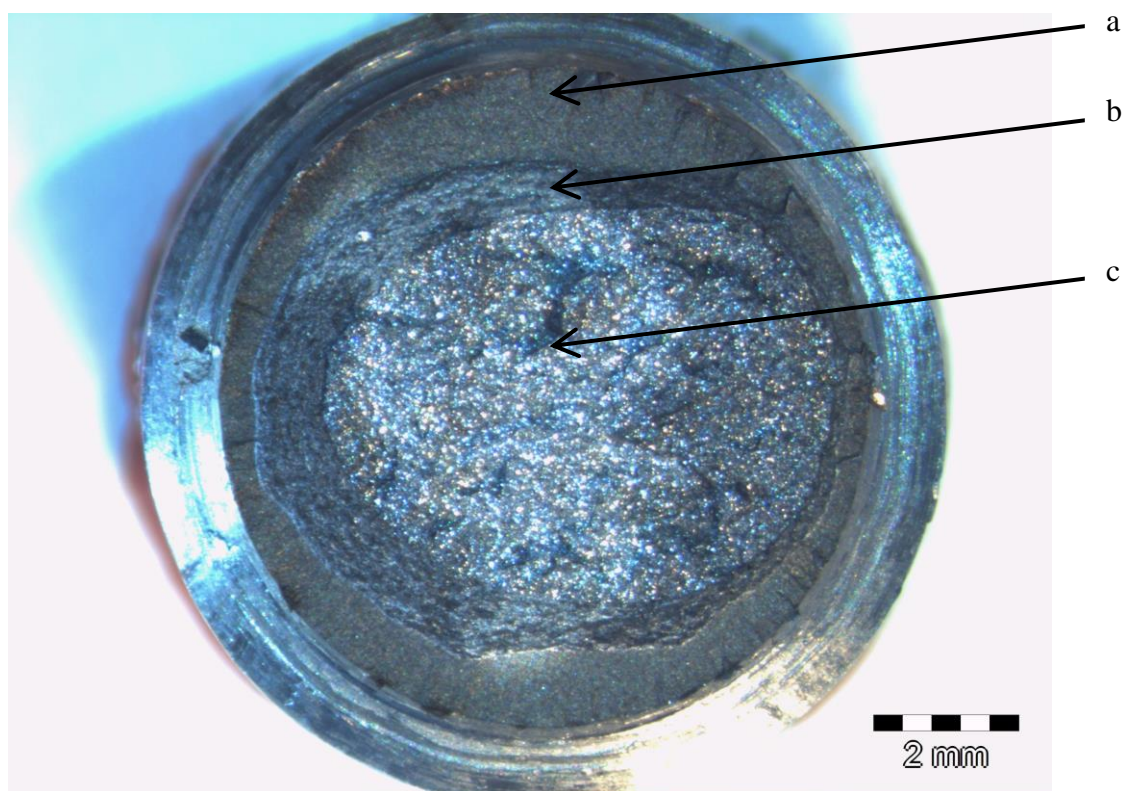
Typ materiálu	KV [J]	K_{Id} [MPa.m ^{1/2}]
S355	31,25	55,99
DOMEX 700MC	82	80,39

5. Vyhodnocení lomového chování, fraktografické analýzy

5.1. Vyhodnocení charakteru lomu

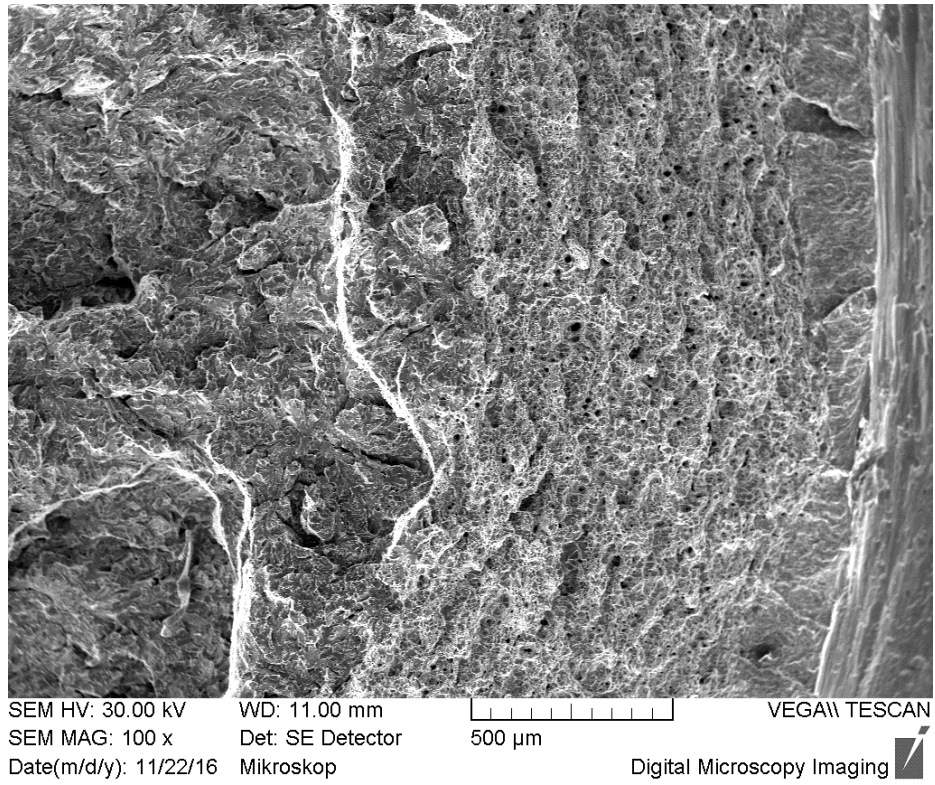
Vyhodnocení lomové houževnatosti u obou metod, tj. po statickém i dynamickém zatížení vycházelo z makroskopického rozlišení jednotlivých etap porušení. Dále jsou prezentovány makromorfologické snímky lomové plochy. Na obrázku 31, jenž zobrazuje makromorfologii lomové plochy kruhového vzorku materiálu S355, můžeme vidět tři oblasti, které charakterizuje vždy jiná struktura povrchu lomové plochy. Tyto struktury byly identifikovány jako:

- a) Struktura únavové trhliny.
- b) Struktura stabilního rozvoje trhliny.
- c) Struktura nestabilního rozvoje trhliny.

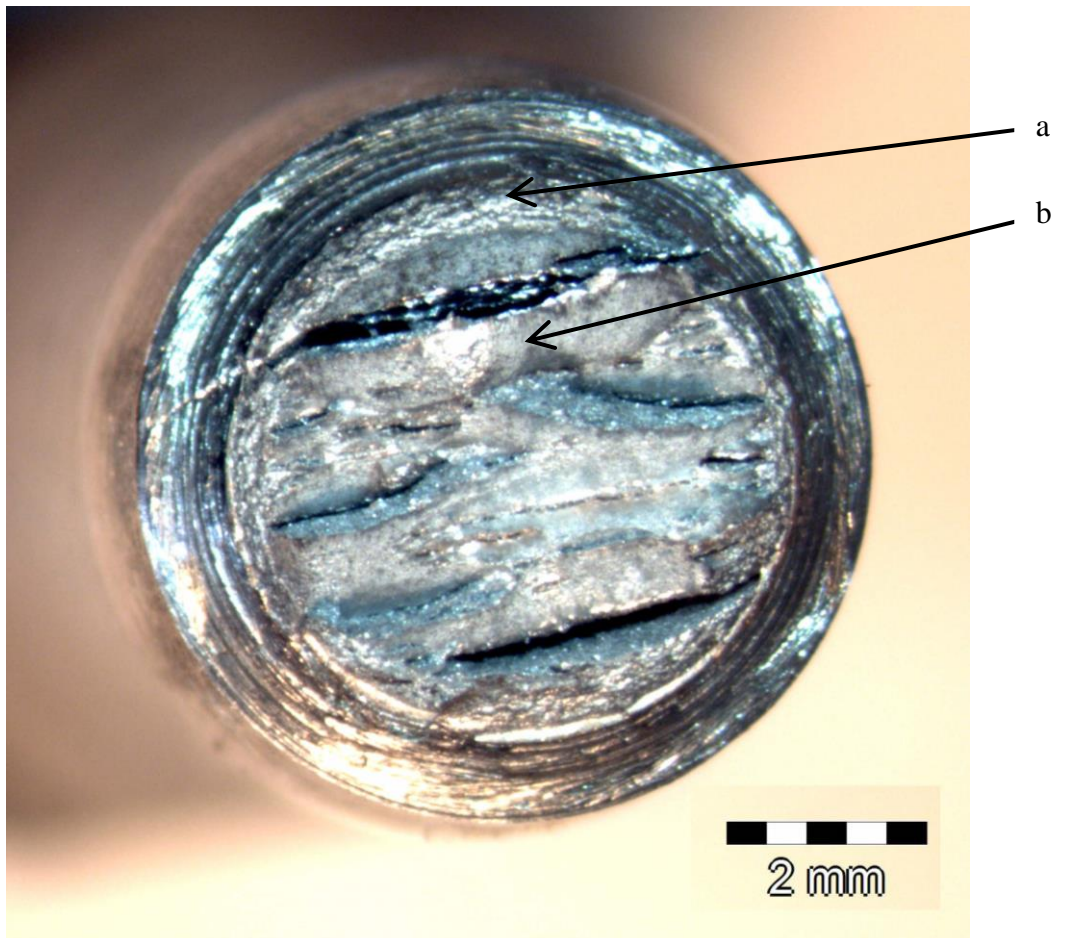


Obrázek 31: Makromorfologie lomu kruhového vzorku materiálu S355.

Detaily lomového chování kruhového vzorku oceli S355 jsou na obrázku 32. Zde je velmi dobře vidět změny mechanismu lomu oceli, kde z únavové struktury materiál přechází k porušování tvárným lomem (stabilní rozvoj trhliny) a potom v oblasti nestability materiál přechází na porušení štěpným lomem.



Obrázek 32: Mikromorfologie lomu kruhového vzorku materiálu S355.

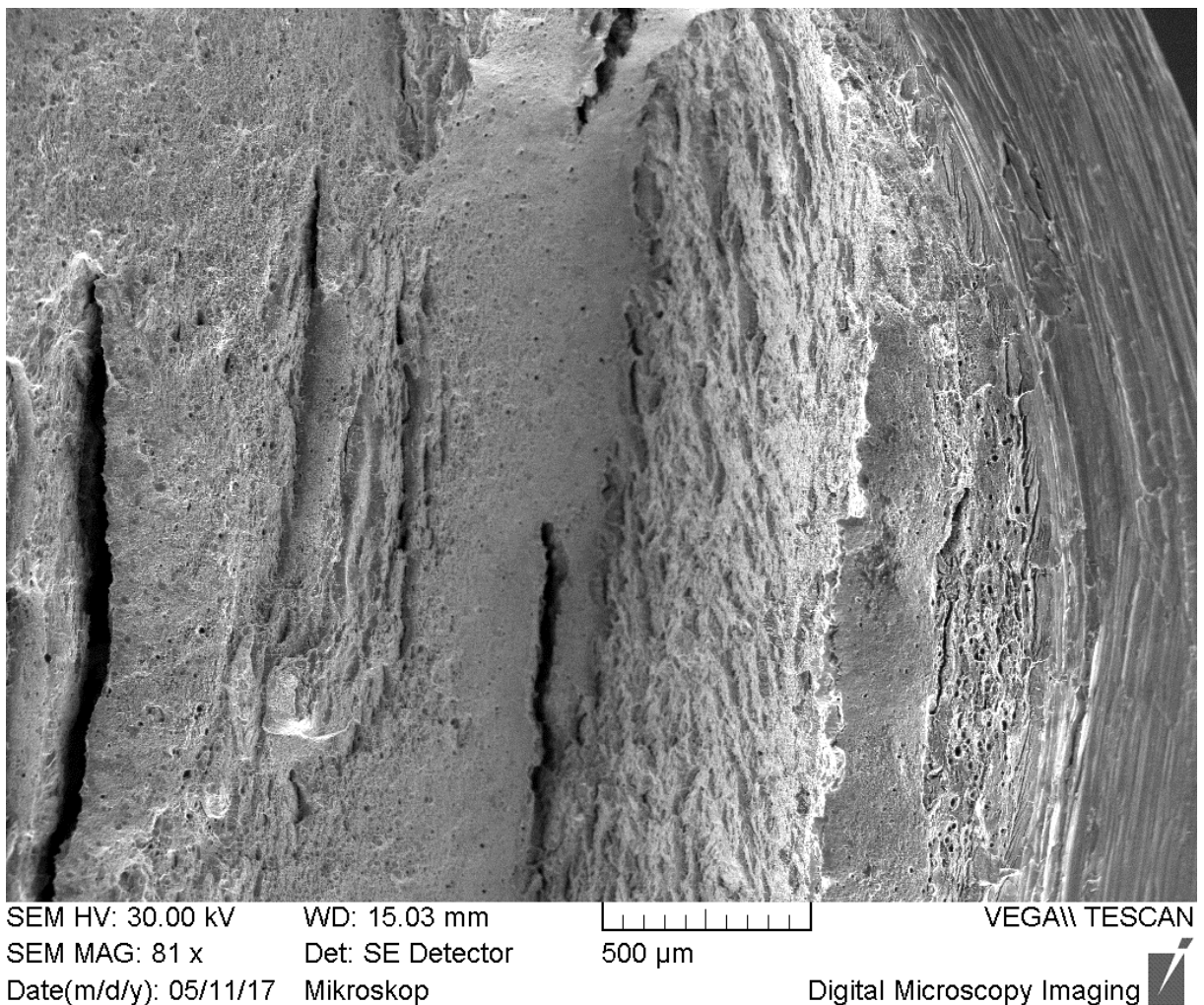


Obrázek 33: Makromorfologie lomu kruhového vzorku materiálu Domex 700MC.

Při analyzování materiálu Domex jsou pozorovatelné pouze dvě etapy lomu, kterými jsou etapa únavového lomu a etapa stabilního rozvoje trhliny. Na obrázku 33, kde je zobrazen kruhový vzorek vyrobený z materiálu Domex 700MC, jsou vyznačeny oblasti:

- a) Únavové trhliny.
- b) Stabilního rozvoje trhliny.

Při pozorování lomových ploch obou materiálů je zřejmá jejich vzájemná diference, která je v případě materiálu Domex velmi ovlivněna karbidickým řádkováním materiálu. Detail mechanismu porušení z obrázku 33 je na obrázku 34, na kterém je viditelná důlková morfologie lomu charakteristická pro tvárné porušení.

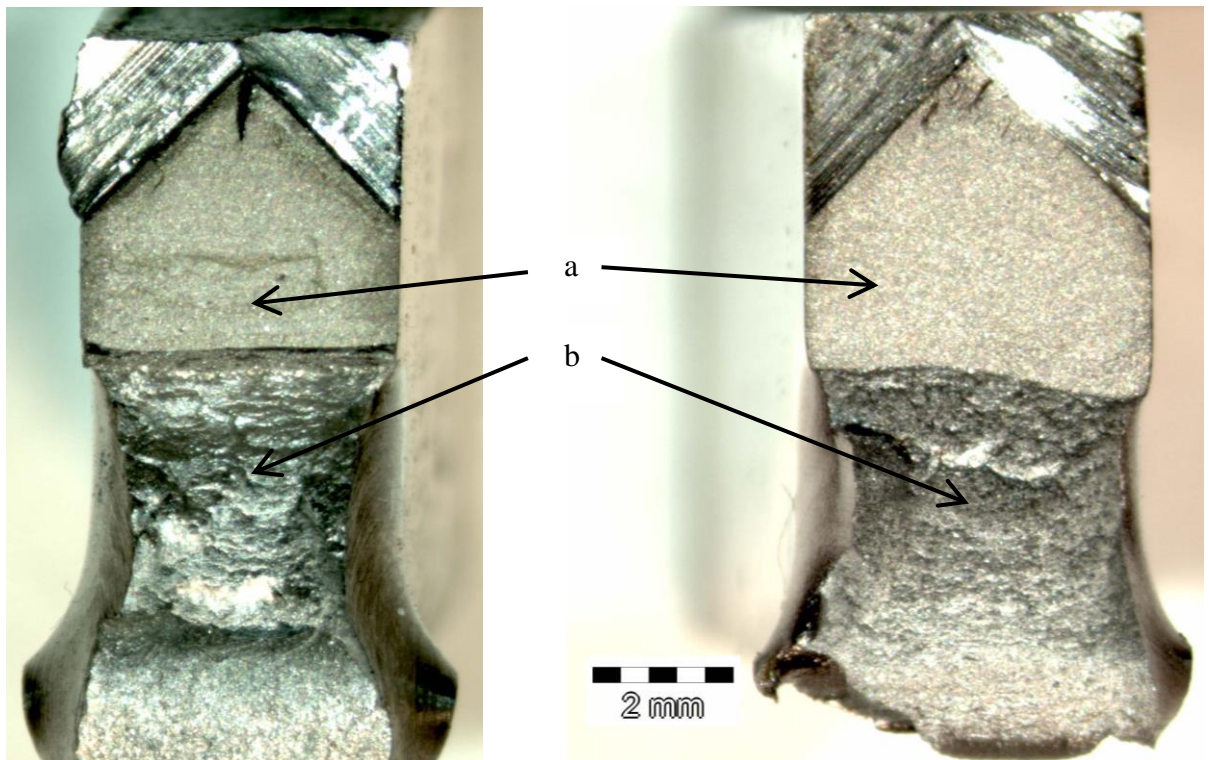


Obrázek 34: Mikromorfologie lomu kruhového vzorku materiálu Domex 700MC.

Lomové chování vzorků opatřených chevron vrubem po dynamickém zatížení je dle očekávání jiné než u kruhových vzorků. Jednak je lomové chování ovlivněno jinou rychlostí zatěžování (dynamická zkouška), ale také jiným způsobem zatěžování a tvarem vzorku. Na

obrázku 35 jsou zachyceny makromorfologie chevron vzorků. Na rozdíl od kruhových vzorků nebyl v záznamu evidován nestabilní rozvoj trhlin. Makroskopicky nebyly pozorovatelné oblasti křehkého lomu ani u jednoho z testovaných materiálů, toto bylo ověřováno mikrofraktografickou analýzou.

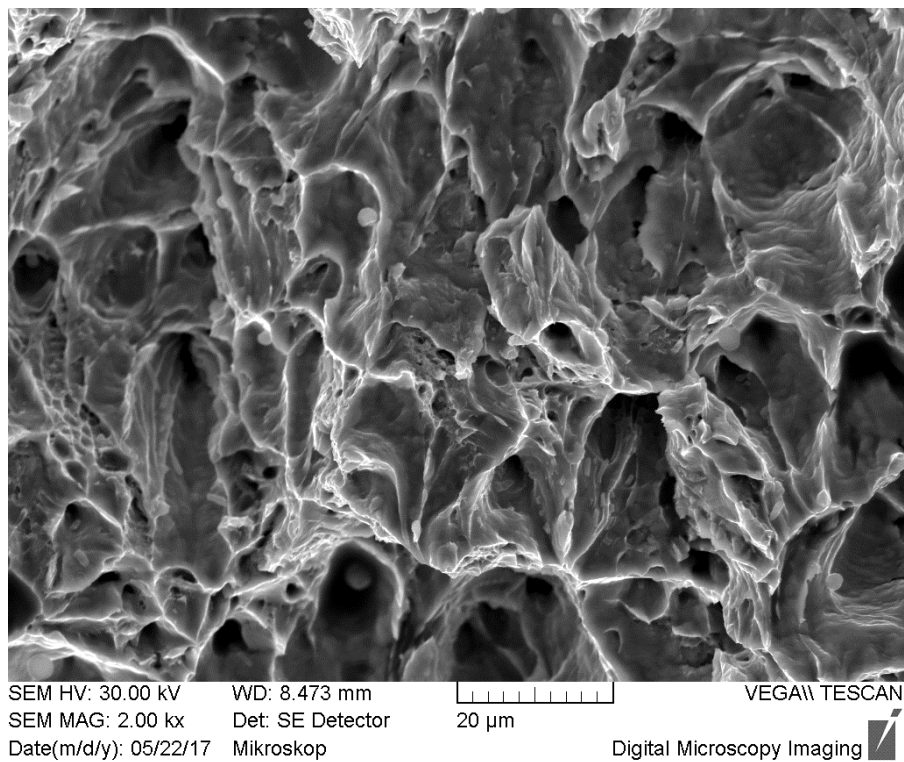
- a) Struktura únavové trhliny.
- b) Struktura stabilního rozvoje trhliny.



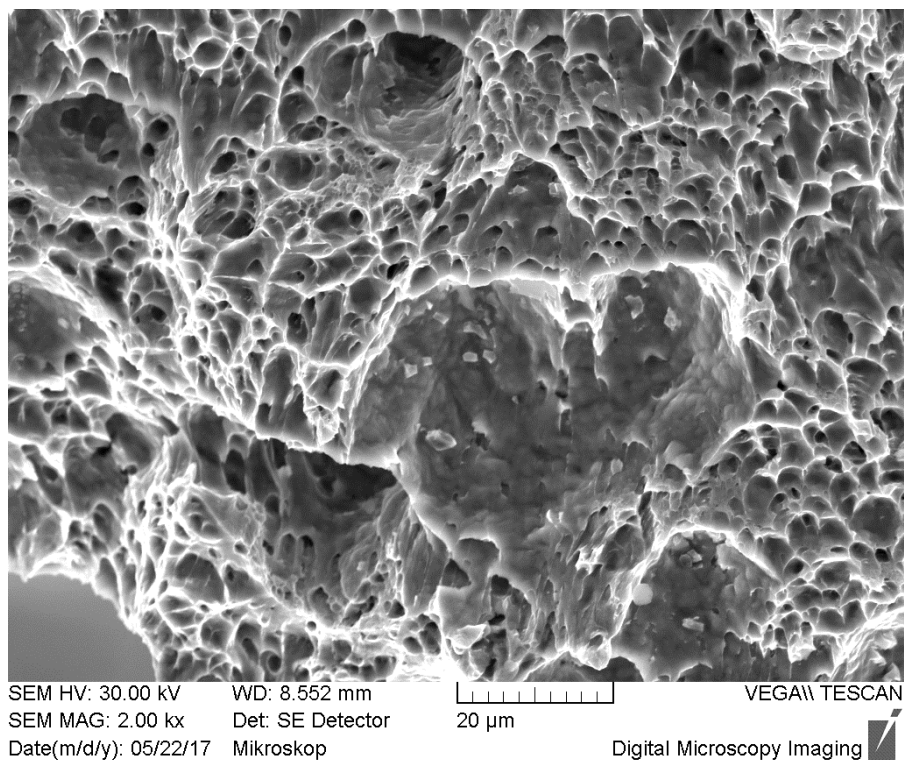
Obrázek 35: Makromorfologie lomové plochy chevron vzorku oceli Domex 700MC (vlevo) a S355 (vpravo).

Při pozorování obrázku 35 můžeme identifikovat také rozdíl lomového chování v oblasti dolomu. Materiál DOMEX 700MC vykazuje v této oblasti znaky řádkování, které jsou dány technologií řízeného válcování, kterou se materiál vyrábí.

U obou ocelí byla struktura stabilního lomu tvárná vyznačující se typickými jamkami. Snímek mikromorfologie lomové plochy u oceli S355 je na obrázku 36, přičemž pro porovnání je připojen snímek mikromorfologie lomové plochy oceli Domex na obrázku 37.



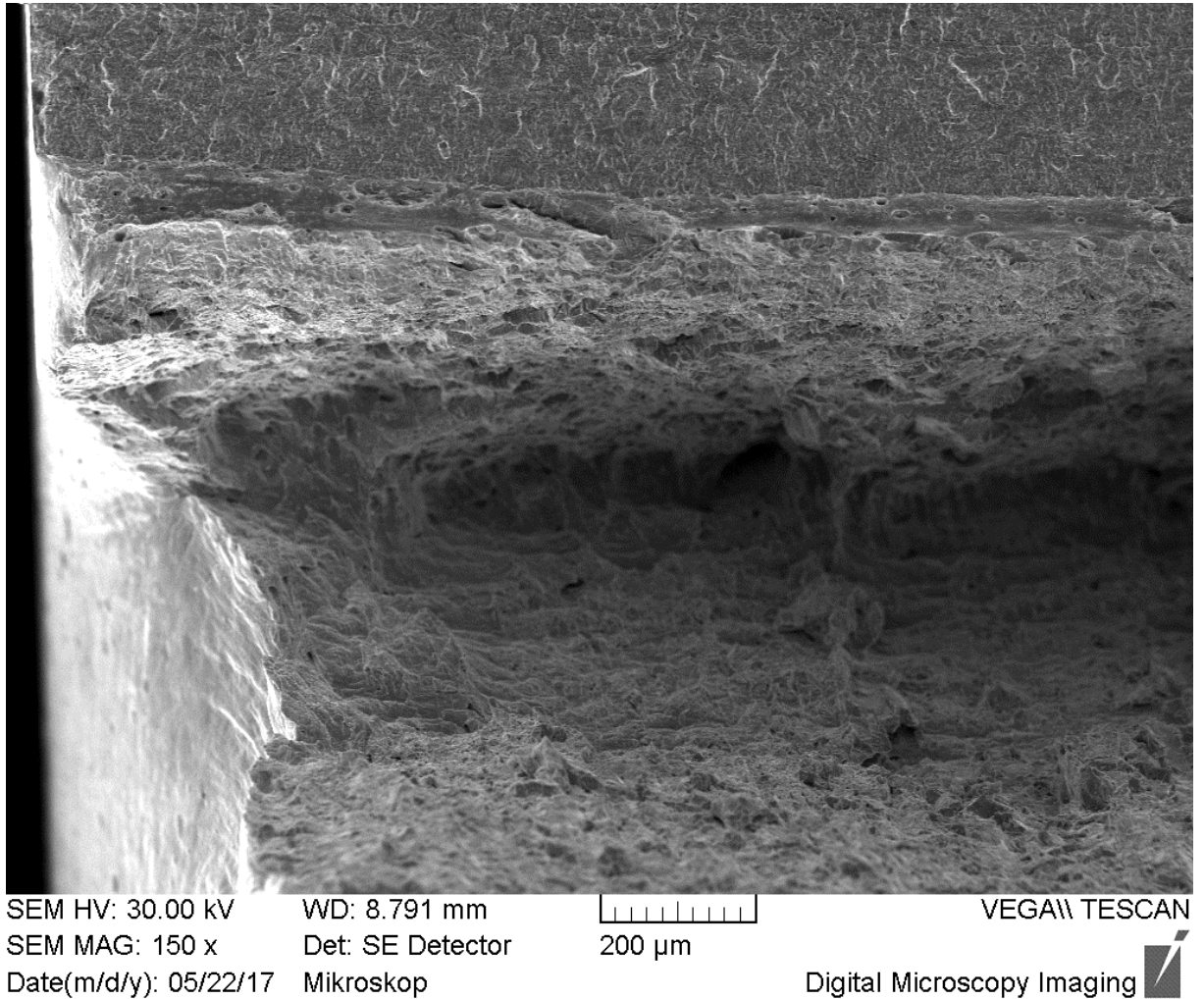
Obrázek 36: Tvárný lom chevron vzorku oceli S355.



Obrázek 37: Tvárný lom chevron vzorku oceli Domex 700MC.

Jeden ze záznamů získaný po zatížení chevron vzorku oceli Domex vykazoval nestabilní chování. Při fraktografickém zkoumání daného vzorku vyplynulo, že se jedná pouze o

falešnou nestabilitu. Tato falešná nestabilita byla způsobena delaminací mikrostruktury oceli Domex. Na obrázku 38 je možné pozorovat mikrostrukturu delaminace daného vzorku.



Obrázek 38: Delaminace chevron vzorku oceli Domex 700MC.

5.2. Vyhodnocení rychlosti rozvoje únavové trhliny

Součástí provedených experimentů pro ověření možností navrženého postupu hodnocení lomové houževnatosti bylo vyhodnocení rychlosti šíření únavové trhliny. Vzorek byl opatřen vrubem a zatěžován ohybem za rotace až do únavového lomu, kde byl zaznamenán počet otáček do porušení. Obvodová trhlina se šíří z obvodového vrubu směrem do středu tělesa. Samotná délka trhliny a délka finálního ligamentu se určí optickou metodou z morfologie

lomové plochy. Z délky trhliny a_f a počtu cyklů N_f se určí rychlost rozvoje trhliny [m/cyklus] podle následujícího vztahu [13].

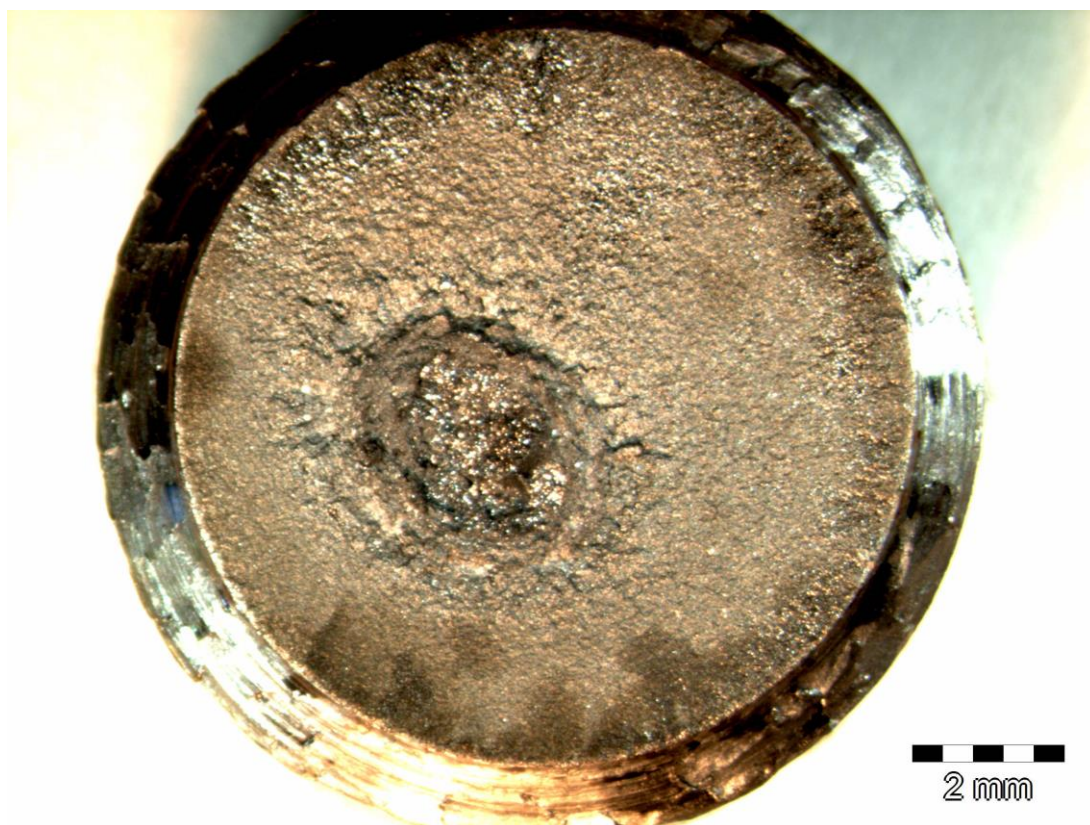
$$\frac{da}{dN} = \frac{a_f}{N_f} \quad (67)$$

Provedené zkoušky lomové houževnatosti pomocí kruhových vzorků, při cyklickém zatěžování až do finálního lomu, umožnily vyhodnocení rychlosti rozvoje únavové trhliny. V tabulce 9 jsou uvedeny zjištěné údaje a hodnota rychlosti rozvoje únavové trhliny daného vzorku vypočítaná ze vztahu (67). Snímek morfologie lomové plochy je na obrázku 39, na kterém lze vidět jednotlivé části únavového lomu.

Dle tohoto přístupu [13] je ale zahrnuta rovněž etapa iniciace lomu, to vysvětluje rozpor s hodnotami, získanými přímým hodnocením rozvoje lomu (viz dále mikrofraktografické analýzy).

Tabulka 9: Zjištěné údaje a hodnota rychlosti rozvoje únavové trhliny.

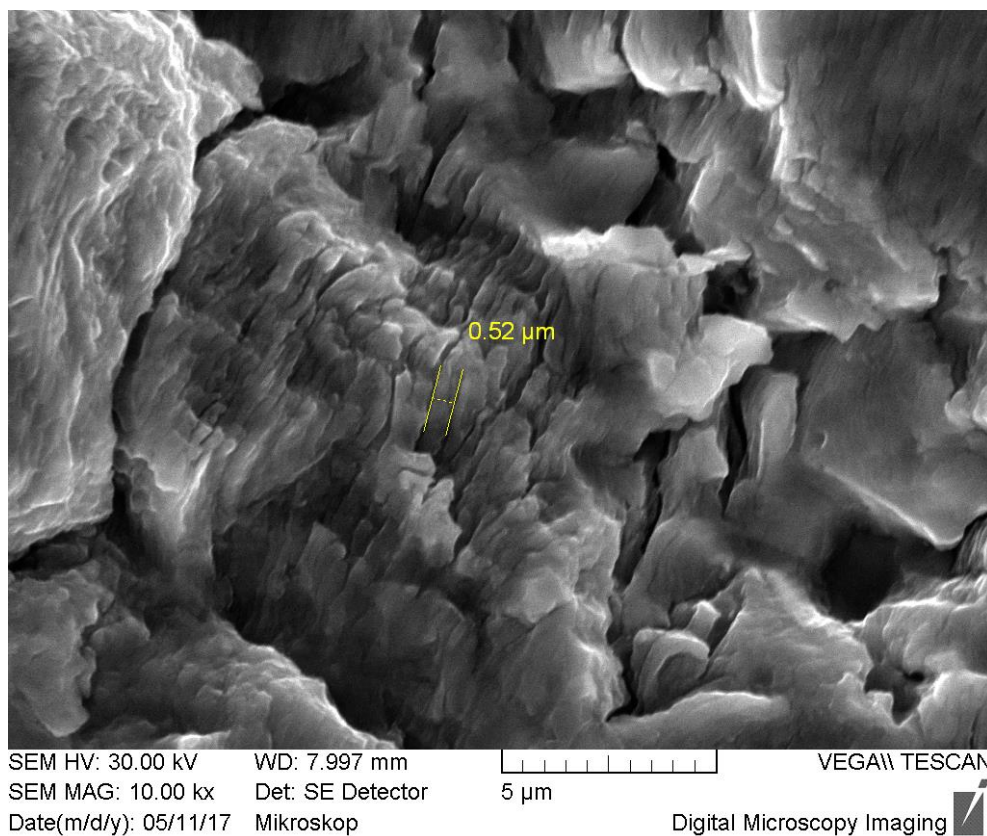
Materiál	Zatížení [MPa]	Počet cyklů	Délka trhliny [mm]	Rychlost rozvoje únavové trhliny [m/cklus]
S355	33,09	198300	2,72	$1,372 \cdot 10^{-8}$
S355	33,09	187200	4,19	$2,238 \cdot 10^{-8}$



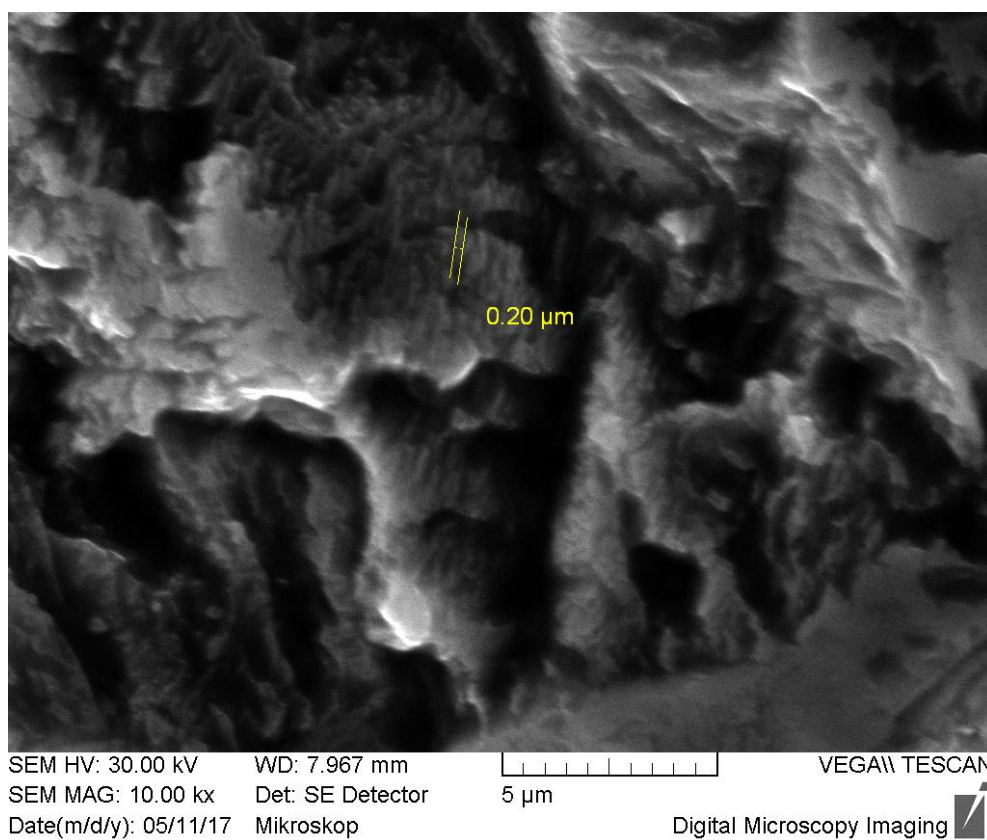
Obrázek 39: Makromorfologie únavového lomu kruhového vzorku materiálu S355.

Únavový lom byl iniciován obvodovým V-vrubem s hloubkou 1 mm. Část morfologie šíření únavového byla podrobena mikrofraktografické analýze v elektronovém řádkovacím mikroskopu. Dokumentovány byly známky únavového lomu tzv. striace. To umožnilo přímé pozorování lokálních rozdílů v rychlosti rozvoji únavové trhliny. Každá další striace kolmá ke směru zatížení reprezentuje růst únavové trhliny po následujícím zatěžujícím cyklu. Délka striací na kraji únavové trhliny budou menší než délka striací bližší k dolomu trhliny. Délka námi změřených striací je zachycena na obrázku 40 a obrázku 41.

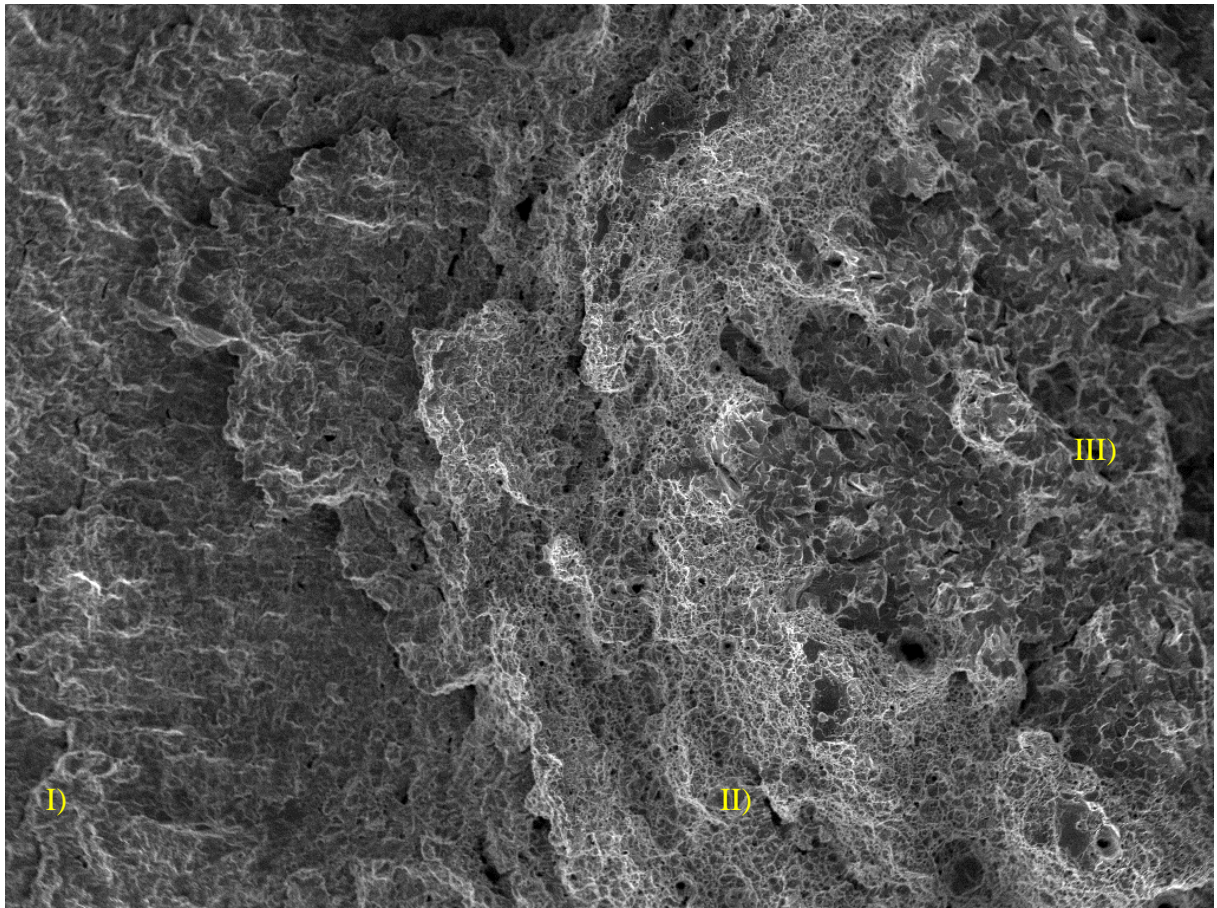
Obrázek 42 prezentuje detail změny mechanismu lomu na rozhraní únavového lomu a statického finálního lomu. Rozlišeny byly oblasti tvárného a křehkého lomu v rámci finálního lomu.



Obrázek 40: Zachycená délka striace bližší k dolomu.



Obrázek 41: Zachycená délka striace bližší k iniciátoru trhliny.



SEM HV: 30.00 kV WD: 8.000 mm VEGA\\ TESCAN
SEM MAG: 120 x Det: SE Detector 500 μ m
Date(m/d/y): 05/11/17 Mikroskop Digital Microscopy Imaging

Obrázek 42: Oblast přechodu mezi únavovým lomem, tvárným lomem a štěpným lomem. I) Únavový lom, II) Tvárný lom, III) Štěpný lom.

6. Závěr

6.1. Vyhodnocení výsledků analýz

Analýza lomové houževnatosti pomocí kruhových vzorků oceli S355 přinesla výsledky v podobě konečných hodnot statické lomové houževnatosti materiálu. Porovnání dosažených výsledků bylo provedeno s analýzou pomocí korelace lomové houževnatosti a nárazové práce, která poskytla výsledky s více než dvojnásobnou hodnotou ($82,23 \text{ MPa/m}^{1/2}$ pro S355) než analýza kruhovými vzorky. Je však nutné si uvědomit, že srovnání vychází z odlišných podmínek pro uskutečnění zkoušky, kdy statická lomová houževnatost je vztažena k iniciaci lomu na čele únavové trhliny na rozdíl od hodnoty vrubové houževnatosti, která se získává rázovou zkouškou na tělese se zaobleným vrubem.

Dynamická lomová houževnatost byla analyzovaná pomocí chevron vzorků, ale její vyhodnocení vedlo k aplikaci nelineární lomové mechaniky. Srovnání pomocí J-integrálu ukazuje na podobné hodnoty dynamické odolnosti oceli Domex oproti S355. Zkouška ale neumožnila přímé srovnání v hodnotách lomové houževnatosti. Vyhodnocení pomocí korelace lomové houževnatosti a nárazové práce ukazuje na vyšší odolnost ve prospěch oceli Domex. Výsledek $55,99 \text{ MPa/m}^{1/2}$ se zdá být v pořádku v porovnání se statickou korelací, ale v porovnání se statickou lomovou houževnatostí kruhových vzorků je diskutabilní, vzhledem k tomu, že standardně je hodnota statické lomové houževnatosti ocelí vyšší než hodnota dynamické lomové houževnatosti. Znovu to mohu odůvodnit rozdílností podmínek zkoušky lomové houževnatosti a vrubové houževnatosti.

Dalším důvodem selhání korelace může být volba houževnatých materiálu pro testování. Oporou v tvrzení o selhání metody korelace je pro mne práce [15], ve které se autor zabývá také analýzou lomové houževnatosti pomocí kruhových vzorků, ale pro porovnání využil metodu stanovení lomové houževnatosti bez iniciace únavové trhliny z publikace [23] a tím ověřil funkčnost této metody pro ocel S355. Tato analýza by měla být více zkoumána. Její atraktivnost je v podstatném zjednodušení, kterou je cyklování únavové trhliny.

V rámci kapitoly 5 byla zkoumána rychlost rozvoje únavové trhliny. V rámci tohoto průzkumu bylo zjištěno, že vypočítaná rychlost $1,372 \cdot 10^{-8} \text{ m/cyklus}$ neodpovídá rychlosti změřené pomocí fraktografie. Velikost jedné striací, která se vytvoří za 1 cyklus, by tedy měla

být 0,01372 μm . Naměřené striace byly v rozmezí 0,52 μm až 0,20 μm . Ovšem tato rovnost by platila, kdyby rozvoj únavové trhliny byl lineární. V hodnotě vypočítané rychlosti rozvoje únavové trhliny je zahrnut celý únavový proces od stádia změn vlastností a iniciace únavového procesu materiálu až po konečný dolom.

6.2. Posouzení vhodnosti použité metodiky

Během hodnocení dynamické lomové houževnatosti chevron vzorků byla detekována v záznamu nestabilní část šíření trhliny u jednoho vzorku z oceli Domex. Ve skutečnosti bylo zjištěno, že se jedná o tzv. falešnou nestabilitu, která byla způsobena delaminací v mikrostruktuře oceli. Můžu tvrdit, že se jedná o paradox. Při nestabilním šíření trhliny dochází totiž k šíření trhliny nejméně energeticky náročným způsobem tj. štěpným lomem. Při delaminaci naopak došlo k šíření tvárným lomem, který je energeticky náročný.

Z tohoto důvodu lze tvrdit, že u Domexových ocelí je prokázán vliv směru tváření, které musí být v souladu s orientací vzorku, aby byly využity vlastnosti materiálu v plné míře a také aby nedocházelo k podobným paradoxům. Tyto vlastnosti také souvisí se špatnou obrobiteľností při přípravě takto malých vzorků. Fraktografickým rozborem byly zjištěny na obvodu vrubu mikrotrhliny, které byly důvodem předčasné iniciace únavy materiálu. Proto dojdeme-li ke srovnání analýz, lze tvrdit, že zde má s přehledem výhodu analýza kruhovými vzorky, která nepotřebuje zohledňovat orientaci vzorku v rámci vícesměrového šíření trhliny.

Na základě provedených experimentů lze navrhnout úpravy postupu přípravy únavové trhliny. Při cyklování únavových trhlín kruhových vzorků docházelo k evidentním změnám vibrací zařízení v závislosti na stádiu únavového procesu. Domnívám se, že by se dalo tohoto jevu využít instalováním akcelerometru na přístroj a tím postupně určovat, kdy je ve vzorku správně připravena únavová trhlina.

Smyslem této práce bylo ověřit použití analýzy lomové houževnatosti pomocí kruhových vzorků. Její přínos v praxi by mohl být zejména ve vícesměrové iniciaci šíření trhlín. Výsledky získané pomocí kruhových vzorků by mohly být prospěšné zejména v optimalizaci životnosti hřídelů, které se hojně vyskytují i v automobilním průmyslu. Účelem této analýzy je získat relevantní výsledky na malých vzorcích a aplikovat je na větších tělesech. Výhodnost této aplikace spočívá např. i ve studiu lokálně teplotně ovlivněných oblastí při svařování.

Z těchto důvodů bych i nadále doporučil pokračovat ve vývoji analýzy a pokusit se také o dynamické zatížení kruhových vzorků, jenž je nezbytné pro stanovení dynamické lomové houževnatosti. Pro absolutní vyvrácení pochybností o analýze lomové houževnatosti kruhovými vzorky by bylo nejlepší doplnit experiment vyšším počtem vzorků.

Použité zdroje

1. DEVELOPMENT AND OPTIMIZATION OF A LOWER CONTROL ARM (LCA) USING HIGH STRENGTH STEELS. *SlideShare* [online]. California: Coskunuz, 2014 [cit. 2017-05-21]. Dostupné z: <https://www.slideshare.net/AltairHTC/development-and-optimization-of-a-lower-control-arm-lca-using-high-strength-steels>
2. GALOS, Joel, Michael SUTCLIFFE, David CEBON, Maja PIECYK a Philip GREENING. *Reducing the energy consumption of heavy goods vehicles through the application of lightweight trailers: Fleet case studies* [online]. , 1-10 [cit. 2017-05-21]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1361920915001340>
3. KOSEK, Lukáš. *Lomová houževnatost kovových materiálů a její zkoušení*. Brno, 2011. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně. Vedoucí práce Ing Karel Němec, PhD.
4. Kunz, J.: *Aplikovaná lomová mechanika*. 4. přeprac. vyd. Praha: Česká technika - nakladatelství ČVUT, 2005, 1991. 272 s. ISBN: 80-01-03306-6
5. RŮŽIČKA, Milan, Miroslav HANKE a Milan ROST. *Dynamická pevnost a životnost*. 2., přeprac. vyd. Praha: ČVUT, 1992. ISBN 80-010-0886-X.
6. ANDERSON T.L.: *Fracture mechanics, Fundamentals and Applications*, CRC Press, 688s, 1995
7. HOLAS, J. *Testování lomové houževnatosti za vysokých teplot s využitím miniaturních CT těles*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2015. 58 s. Vedoucí diplomové práce Dr. Ing. Filip Šiška, Ph.D.
8. VLACH, B. *Základy lomové mechaniky*. [online]. [cit. 2014-12-9]. Dostupné z: www.zam.fme.vutbr.cz/~vlach/6ms/prednasky/Hou3.doc □
9. VLACH, B. *Elasticko plastická lomová mechanika a měření lomové houževnatosti*. [online]. [cit. 2014-12-9]. Dostupné z: www.zam.fme.vutbr.cz/~vlach/6ms/prednasky/Hou4.doc □
10. VLK, Miloš a Zdeněk FLORIAN. *Mezní stavy a spolehlivost*. Brno, 2007.
11. BLINN, M.P. a R.A. WILLIAMS. Design for Fracture Toughness. *ASM Handbook* [online]. 1997, (Volume 20), 533-544 [cit. 2017-05-21]. Dostupné z: <http://app.knovel.com/hotlink/toc/id:kpASMHVMS2/asm-handbook-volume-20/asm-handbook-volume-20>
12. NEELAKANTHA, V. Londe, T. JAYARAJU a P. R. SADANANDA RAO. Estimation of crack growth properties of high strength metallic materials by a novel technique. *International Journal of Engineering and Technology* [online]. **2010**(Vol.2),

388-391 [cit. 2017-02-10]. ISSN 0975-4024. Dostupné z:
<http://www.enggjournals.com/ijet/docs/IJET10-02-06-30.pdf>

13. LONDE V. N., JAYARAJU T., RAJASHEKAR C.R., CHANDRASHEKAR T.K., LOKESHA M. and RAMESHA V., Determination of Fracture Toughness in Tensile Fracture and Fatigue Fracture of Steels, *International Conference on Aeronautical, Robotics and Manufacturing Engineering, Bangkok, 2015, Thailand*, pp. 78-82
14. HANUS, Petr. *HODNOCENÍ VLIVU STRUKTURNÍ HETEROGENITY NA PEVNOST SVAROVÝCH SPOJŮ VYSOKOPEVNOSTNÍCH OCELÍ* [online]. Pardubice, 2016 [cit. 2017-05-21]. Dostupné z:
https://dk.upce.cz/bitstream/handle/10195/63957/HanusP_HodnoceniVlivu_ES_2016.pdf?sequence=1&isAllowed=y. Disertační práce.
15. BOZKURT, Fatih a Eva SCHMIDOVÁ. DETERMINATION OF FRACTURE TOUGHNESS OF METALLIC MATERIALS USING ROUND BAR SPECIMEN. In: *Metal 2017* [online]. Ostrava: Tanger, 2017 [cit. 2017-05-21].
16. EN 10025-2:2004. *Hot rolled products of structural steels: Part 2: Technical delivery conditions for non-alloy structural steels*. London: BSI, 2004.
17. Strenx. *Ssab* [online]. Stockholm, 2017 [cit. 2017-05-21]. Dostupné z:
<https://www.ssab.com/api/sitecore/ProductPdfRender/PrintProductSheet?pid=961589BF607D44A6869FCC20CDC8D0D2&lang=en>
18. ČSN EN ISO 12737. *Kovové materiály: Stanovení lomové houževnatosti při rovinné deformaci*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2011.
19. ISO 26843. *Metallic materials: Measurement of fracture toughness at impact loading rates using precracked Charpy-type test pieces*. Geneva: ISO copyright office, 2015.
20. CARVALHO, Juliano Daniel de ., RODRIGUES, Bruno Jardim Franca., VILELA, Jefferson Jose, MARTINS, Geraldo de Paula ., & Carneiro, Jose Rubens GONCALVES. (2007). Evaluation of dynamic fracture mechanics in the AISI 316 stainless steel using instrumented Charpy impact testing. *Proceedings of the INAC 2007 International nuclear atlantic conference Nuclear energy and energetic challenges for 21st century 15 Brazilian national meeting on reactor physics and thermal hydraulics; 8 Brazilian national meeting on nuclear applications*, (p. v). Brazil
21. BRNIC, Josip, Marko CANADIJA, Goran TURKALJ a Domagoj LANC. Behaviour of S 355JO steel subjected to uniaxial stress at lowered and elevated temperatures and creep. In: *Bulletin of Materials Science* [online]. 2010, **33**(4), s. 475-481 [cit. 2017-05-24]. DOI: 10.1007/s12034-010-0073-1. ISSN 0250-4707. Dostupné z:
<http://link.springer.com/10.1007/s12034-010-0073-1>BRNIC, JOSIP, MARKO CANADIJA, GORAN TURKALJ a DOMAGOJ LANC. Behaviour of S 355JO steel

subjected to uniaxial stress at lowered and elevated temperatures and creep. In: *Bulletin of Materials Science* [online]. Bangalore: Indian Academy of Sciences, 2010, s. 475-481 [cit. 2017-05-21]. ISSN 0250-4707. Dostupné z:

<https://link.springer.com/search?query=Behaviour+of+S+355JO+steel+subjected+to+uniaxial+stress+at+lowered+and+elevated+temperatures+and+creep>

22. ALANEME, Kenneth Kanayo. Fracture Toughness (K_{1C}) evaluation for dual phase medium carbon low alloy steels using circumferential notched tensile (CNT) specimens. In: *Materials Research* [online]. 2011, **14**(2), s. 155-160 [cit. 2017-05-21]. DOI: 10.1590/S1516-14392011005000028. ISSN 1516-1439. Dostupné z: http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext