



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ
ÚSTAV MATERIÁLOVÝCH VĚD A INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING
INSTITUTE OF MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING

PREDIKCE TEPLOTNÍ ZÁVISLOSTI LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI

PREDICTION OF THE FRACTURE TOUGHNESS TEMPERATURE DEPENDENCE

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. MARTIN VÁCLAVÍK

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. LIBOR VÁLKA, CSc.

BRNO 2015

Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství

Ústav materiálových věd a inženýrství

Akademický rok: 2014/2015

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

student(ka): Bc. Martin Václavík

který/která studuje v **magisterském navazujícím studijním programu**

obor: **Materiálové inženýrství (3911T011)**

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Predikce teplotní závislosti lomové houževnatosti

v anglickém jazyce:

Prediction of the fracture toughness temperature dependence

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Téma práce je zaměřeno na získání referenčních hodnot z výsledků měření lomové houževnatosti a tahových zkoušek zvolené konstrukční oceli.

Získané údaje budou sloužit pro kvalifikovaný odhad parametrů tzv. "univerzální křivky" lomové houževnatosti a posuvu teplotní závislosti lomové houževnatosti, reprezentovaného referenční teplotou.

Spolu s výsledky zkoušek tahem budou získané parametry použity v modelu, predikujícím teplotní závislost lomové houževnatosti z parametrů tahových zkoušek.

Cíle diplomové práce:

Cílem práce je

- vypracovat rešerši o koncepci "univerzální křivky" lomové houževnatosti
- provést experimenty na určené konstrukční oceli s cílem získat:
 - a) soubor dat lomové houževnatosti
 - b) soubor údajů ze zkoušek tahem
 - c) údaje z instrumentovaných zkoušek tvrdosti
- vyhodnotit experimentální materiál
- kvalifikovaně posoudit vhodnost (platnost) koncepce "univerzální křivky" pro použitý experimentální materiál

Seznam odborné literatury:

1. ANDERSON, T. Fracture mechanics: fundamentals and applications. 3rd ed. Boca Raton: Taylor & Francis, c2005, 621 s. ISBN 0-8493-1656-1.
2. BROEK, David. Elementary engineering fracture mechanics. 4th rev. ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1986, xiv, 516 s. ISBN 90-247-2580-1.
3. ASTM E 1820 Standard test method for measurement of fracture toughness, 2001.
4. ASTM E 1921 Standard test method for determination of reference temperature, T₀, for ferritic steels in transition range, 2005.
5. WALLIN, K. The Scatter in K_{ic}-Results. Engineering Fracture Mechanics. Vol. 19, no. 6, p. 1085–1093.
6. KNOTT, J. F. Deterministic and probabilistic modelling of brittle fracture mechanisms in ferritic steels. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. Vol. 29, no. 9-10, p. 714–724.
7. HOLZMANN, M., JURÁŠEK, L. Princip koncepce Master křivky, její určování a aplikace. Konstrukce. Vol. 2009, no. 1, p. 68–77.

Vedoucí diplomové práce: Ing. Libor Válka, CSc.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2014/2015.

V Brně, dne 19.11.2014

L.S.

prof. Ing. Ivo Dlouhý, CSc.
Ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
Děkan fakulty

Abstrakt

Diplomová práce je zaměřena na predikci teplotní závislosti lomové houževnatosti prostřednictvím univerzální křivky lomové houževnatosti (též master křivky). Pro výpočet parametrů univerzální křivky lomové houževnatosti jsou využity výsledky měření lomové houževnatosti a tahových zkoušek konstrukční oceli P91. Teoretická část práce je založena na shrnutí podstatných informací z oblasti lomové mechaniky a tranzitního lomového chování ocelí, důležitých pro pochopení lomově-deformační odezvy materiálů v závislosti na podmínkách zatěžování. Experimentální část práce obsahuje výsledky praktických měření a analýz, které byly využity jednak pro určení parametrů univerzální křivky lomové houževnatosti, jednak pro hodnocení lomového chování a popis vlivu strukturních parametrů na toto chování v případě oceli P91.

Abstract

The thesis is focused on the prediction of the fracture toughness temperature dependence through a universal curve of fracture toughness (also known as the master curve). To determine the parameters of the universal curve of fracture toughness, values acquired from the measurement results of fracture toughness and tensile tests of structural steel P91 are used. The theoretical part is based on a summary of the relevant information from the field of fracture mechanics and brittle-ductile fracture behavior of steels that are important for the understanding of fracture-strain response of materials depending on load conditions. The experimental part of the thesis contains the results from practical measurements and analyses, which were used for determining the parameters of a universal curve of fracture toughness as well as for the evaluation of fracture behavior and description of the impact of structural parameters on this behavior in case of steel P91.

Klíčová slova

Univerzální křivka lomové houževnatosti, master křivka lomové houževnatosti, lomová houževnatost, křehký lom, houževnatý lom, štěpný lom, tvárný lom, tranzitní lomové chování, referenční teplota, ocel P91.

Keywords

Universal curve of fracture toughness, fracture toughness master curve, fracture toughness, brittle fracture, ductile fracture, cleavage fracture, transition fracture behavior, reference temperature, P91 steel.

Bibliografická citace

VÁCLAVÍK, M. *Predikce teplotní závislosti lomové houževnatosti*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2015. 99 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Libor Válka, CSc.

Čestné prohlášení

Já, Martin Václavík, prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma „Predikce teplotní závislosti lomové houževnatosti“ vypracoval samostatně pod vedením Ing. Libora Války, CSc. a s použitím odborné literatury a dalších informačních zdrojů, které jsou všechny citovány v práci a uvedeny v seznamu literatury na konci práce.

V Brně dne 29.5.2015

Martin Václavík

Poděkování

Tímto bych chtěl velice poděkovat vedoucímu mé diplomové práce, panu Ing. Liboru Válkovi, CSc. za jeho cenné rady, připomínky, ochotu a čas strávený nad mojí prací. Jen těžko lze vyjádřit slovy vděk za projevenou trpělivost při vedení mé práce. Jeho asistence si velice vážím a děkuji za jeho mentorství při vypracovávání.

Velké zásluhy na experimentální části práce mají také pracovníci Ústavu materiálových věd a inženýrství FSI VUT v Brně a Ústavu fyziky materiálů AV ČR, v. v. i. v Brně.

V neposlední řadě bych chtěl poděkovat rodině za morální podporu během celého studia, především v závěrečné etapě.

Cíle práce

Diplomová práce je zaměřena na získání referenčních hodnot z výsledků měření lomové houževnatosti a tahových zkoušek zvolené konstrukční oceli. V teoretické části je vypracována rešerše o koncepci univerzální křivky lomové houževnatosti. Údaje, získané při experimentálních zkouškách, slouží pro odhad parametrů univerzální křivky lomové houževnatosti a posuvu teplotní závislosti lomové houževnatosti, reprezentovaného referenční teplotou. Spolu s výsledky tahových zkoušek jsou získané parametry použity v modelu, predikujícím teplotní závislost lomové houževnatosti.

OBSAH

1	ÚVOD	3
2	LOMOVÝ PROCES.....	4
2.1	HOUŽEVNATOST	4
2.2	KŘEHKÝ LOM	5
2.2.1	Transkrystalický štěpný lom.....	5
2.2.2	Interkrystalický štěpný lom	6
2.3	HOUŽEVNATÝ LOM.....	6
3	TRANZITNÍ LOMOVÉ CHOVÁNÍ OCELÍ.....	8
3.1	ZÁKLADNÍ FAKTORY OVLIVŇUJÍCÍ TRANZITNÍ LOMOVÉ CHOVÁNÍ	9
4	LOMOVÁ MECHANIKA	10
4.1	ZÁKLADNÍ ROZDĚLENÍ LOMOVÉ MECHANIKY	11
4.2	NAPJATOST V TĚLESE S TRHLINOU	12
4.3	TĚLESO S TRHLINOU, NAPJATOST NA ČELE DEFektU	12
4.4	GRIFFITHOVO ENERGETICKÉ KRITÉRIUM.....	14
4.5	HNACÍ SÍLA TRHLINY A STABILITA LOMU	14
4.6	NAPĚŤOVÁ ANALÝZA TRHLINY	16
4.7	FAKTOR INTENZITY NAPĚTÍ.....	16
4.7.1	Vztah mezi faktorem intenzity napětí a hnací silou trhliny	17
4.8	VLIV PLASTICKÉ DEFORMACE NA NAPJATOST NA ČELE TRHLINY	18
4.9	FAKTORY INTENZITY NAPĚTÍ JAKO PARAMETR URČUJÍCÍ LOM	20
4.9.1	Vliv tloušťky zkušebního tělesa na lomovou houževnatost.....	21
4.9.2	Závislost lomové houževnatosti na teplotě.....	22
	Závislost lomové houževnatosti na rychlosti zatěžování	23
4.10	KRITICKÉ ROZEVŘENÍ TRHLINY (CTOD).....	24
4.11	J-INTEGRÁL	25
5	MASTER KŘIVKA LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI.....	26
6	EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST	30

6.1	EXPERIMENTÁLNÍ MATERIÁL	30
6.2	POUŽITÉ EXPERIMENTÁLNÍ METODY	32
6.3	ZKOUŠKY TĚLES EXCENTRICKÝM TAHEM.....	32
6.4	MĚŘENÍ DÉLKY TRHLINY	34
6.5	TAHOVÉ ZKOUŠKY.....	35
6.6	MĚŘENÍ TVRDOSTI.....	36
6.7	URČENÍ MASTER KŘIVKY LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI	37
6.8	CHEMICKÁ ANALÝZA.....	42
6.9	ANALÝZA LOMOVÝCH PLOCH POMOCÍ SEM	43
6.10	METALOGRAFICKÁ ANALÝZA	45
7	HODNOCENÍ VÝSLEDKŮ A DISKUZE.....	47
8	ZÁVĚR.....	49
	LITERATURA	50
	SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK	53
	SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ	54
	SEZNAM OBRÁZKŮ	58
	SEZNAM TABULEK.....	60
	SEZNAM PŘÍLOH	61
	PŘÍLOHY.....	62

1 ÚVOD

Poruchy zařízení a jejich součástí jsou neoddělitelnou součástí našeho života. Důležitost výzkumu a analýzy lomového chování těles stále roste, především kvůli rostoucí komplexnosti konstrukcí, náročnějším a složitějším technologiím, a díky tomu větším nárokům na mechanické vlastnosti materiálů.

Různé pracovní podmínky strojních celků a konstrukcí, především teplota a dynamické zatěžování, mají vliv na způsob porušení konstrukčních materiálů houževnatým či křehkým lomem, případně kombinací obou typů. K iniciaci trhlin dochází v naprosté většině případů v oblastech koncentrace napětí, tj. v oblastech, které obsahují nějaký typ defektu. Je prakticky nemožné vyrobit součást bez defektů, ať už se jedná o vady technologického původu (dutiny, vměstky) nebo defekty, které mají původ v mechanickém nebo jiném zpracování součásti (např. konstrukční vruby).

K popisu chování těles s trhlínami je často používána lomová mechanika, která popisuje napjatostní a deformační poměry na čele trhliny a v jejím blízkém okolí. Jako kritérium odolnosti materiálů proti porušení nestabilním lomem je obvykle používána lomová houževnatost. Jedná se o kritickou hodnotu zvolené charakteristické veličiny, např. faktoru intenzity napětí nebo J -integrálu. Pomocí koncepce tranzitních teplot lze navíc určit, za jakých podmínek se bude těleso porušovat tvárným nebo štěpným mechanismem lomu. Charakter lomu je silně závislý na podmínkách zatěžování (teplota, statické vs. dynamické zatížení a další).

Chování materiálu v tranzitní oblasti, kde dochází ke změně mechanismu lomu, lze charakterizovat např. teplotní závislostí lomové houževnatosti. K popisu této závislosti v tranzitní oblasti je často užívána univerzální (Master) křivka lomové houževnatosti, vycházející z hodnot lomové houževnatosti určených na zkušebních tělesech (typicky tloušťky 25 mm) porušených nestabilním lomem za podmínky malé plastické zóny na čele trhliny. V případě feritických ocelí s mezí kluzu 275 MPa až 825 MPa by měly hodnoty lomové houževnatosti všech takových ocelí, vynesené v závislosti na teplotě, vykazovat podobný teplotní průběh z hlediska tvaru této závislosti i z hlediska velikosti rozptylového pásu, který vyjadřuje pravděpodobnost, že určené hodnoty lomové houževnatosti budou v tomto pásu ležet.

Jako experimentální materiál pro analýzu teplotní závislosti lomové houževnatosti byla zvolena ocel s označením P91. Jedná se o žárupevnou feriticko-martenzitickou ocel s vysokým obsahem chromu, která je určena především pro vysokoteplotní aplikace, kde je kladen důraz na vysokou pevnost, odolnost proti tečení a korozi. Díky svým nezaměnitelným vlastnostem je tato ocel již více než dvacet let využívána v energetickém průmyslu, především pro výrobu tlakových nádob vysokoteplotních reaktorů.

2 LOMOVÝ PROCES

Lom je proces časově i prostorově nehomogenní, neprobíhá lineárně v čase a prostoru. Obecně je možné říct, že lomový proces je složen ze tří fází, jejichž hranice nejsou pevně dány a jednotlivé fáze se mohou prolínat:

- první fází je iniciace a nukleace trhlin v částicích, které se v důsledku zatížení poruší
- v druhé fázi se trhlina šíří materiálem, čímž se tvoří nové volné povrchy, v případě tvárného lomu hovoříme o vzniku dutin. Dochází k propojování heterogenit a nečistostí. Rychlost šíření trhliny se může blížit až rychlosti šíření zvuku v daném materiálu
- poslední fází je snížení pevnosti a porušování meziatomových vazeb v případě křehkého lomu, resp. kontrakce můstků a propojování dutin u lomu tvárného. Výsledkem je dosažení mezního stavu lomu a uvolnění takového množství elastické energie, které vede k porušení součásti nestabilním lomem. [1,2]

2.1 Houževnatost

Houževnatost je základní materiálovou charakteristikou materiálu a lze ji obecně definovat jako odolnost materiálu proti porušení lomem. V podstatě tak hovoříme o schopnosti absorpce energie v procesu iniciace a šíření trhliny, která souvisí se schopností materiálu plasticky se deformovat díky pohyblivosti dislokací. Čím menší bude tato pohyblivost, tím menší bude také schopnost daného materiálu plasticky se deformovat, a tedy i schopnost absorbovat energii. Důsledkem bude pokles houževnatosti.

Houževnatost materiálů je kromě teploty a nahromadění dislokací na překážce závislá také na typu krystalové mřížky základního kovu. Austenitické oceli s krychlovou plošně středěnou mřížkou (dále jen FCC mřížka) mají obecně vyšší houževnatost než feritické oceli s krychlovou prostorově středěnou mřížkou (dále jen BCC mřížka). Houževnatost je také závislá na přítomnosti intersticiálních či substitučních atomů v krystalové mřížce. Příkladem může být změna houževnatosti v průběhu deformačního či disperzního vytvrzování. Houževnatost má vliv na charakter lomu a také na výsledný vzhled lomové plochy porušeného tělesa. Méně houževnaté materiály jsou většinou z velké části porušeny štěpným lomem po předchozí plastické deformaci, kdežto materiály s vyšší houževnatostí se obvykle porušují tvárným lomem, který je charakteristický rozsáhlejší plastickou deformací.

Klasifikaci lomů je možné provést na základě dvou hlavních hledisek. Prvním je energetická náročnost lomu - postačuje-li k lomu malé množství energie, jedná se o lom křehký, v opačném případě se bude jednat o lom houževnatý. Druhou možností je posuzování lomů dle fraktografie, tedy mechanismu porušování. Každému mikromechanismu porušování odpovídá určitý soubor mikrofraktografických znaků, podle jejichž charakteru pak lomy dělíme na štěpné a tvárné, příp. na transkrystalické a interkrystalické. [1,2,3]

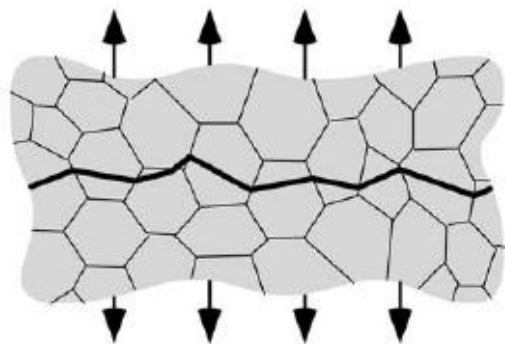
2.2 Křehký lom

Křehký lom je jedním z nejnebezpečnějších mezních stavů, protože se jedná o nízkoenergetický lomový proces, kterému obvykle nepředchází žádná výraznější makroplastická deformace, která by upozornila na riziko lomu. Po vzniku lomu v důsledku nakumulované energie v tělese či konstrukci již není nutné dodávat energii pro šíření trhliny. Jakmile se trhlina začne šířit, je prakticky nemožné její šíření zastavit. [4,5]

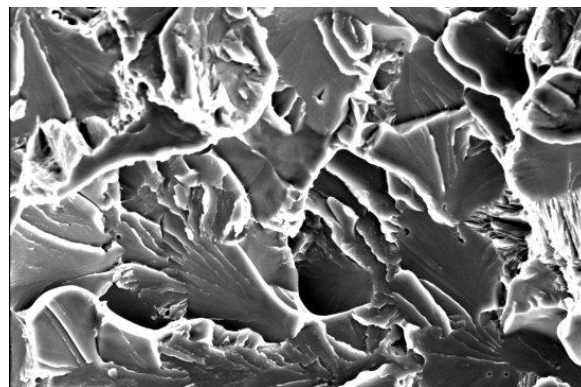
2.2.1 Transkrystalický štěpný lom

Tento typ lomu je definován jako asynchronní porušování materiálu v důsledku působení normálového tahového napětí σ podél štěpných rovin zrn. Lom probíhá v následujících fázích:

- 1) Nukleace štěpných mikrotrhlin v důsledku mikroplastické deformace – v křehké částici dochází k nahromadění dislokací, a ta následně v důsledku zatížení praská. Vznik těchto zárodků trhlin a jejich růst v rámci jednoho zrna závisí nejen na pohyblivosti dislokací, ale také na velikosti zrna a přítomnosti a tvaru křehkých částic jako jsou karbidy či vměstky.
- 2) Šíření mikrotrhlin přes hranice strukturní jednotky – dochází k porušování meziatomových vazeb, které probíhá především podél určitých význačných krystalografických rovin. Těmi jsou hustě obsazené mřížkové roviny, ve kterých nemůže docházet k pohybu dislokací skluzem.
- 3) Dosažení kritické velikosti napětí a dolomení - výsledkem lomového procesu je lom jednotlivých zrn, který je hladký a téměř rovinný. [5,6]



Obr. 1 Transkrystalický štěpný lom
- odlišná orientace sousedních zrn [2]



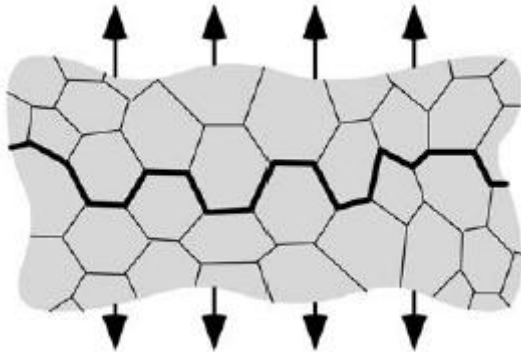
Obr. 2 Transkrystalický štěpný lom
- ukázka říčkování [7]

Z důvodu odlišné krystalografické orientace sousedních zrn se v jednotlivých zrnech liší také orientace štěpných fazet. Fazety jsou elementární složkou lomové plochy a odpovídají jednotlivým štěpně porušeným zrnům. Jsou rovinné a odráží světlo, což z makroskopického hlediska způsobuje lesklý vzhled lomové plochy. Při přechodu trhliny z jednoho zrna do druhého dochází na jejich hranici k reiniciaci a dochází k interakci štěpné roviny s dislokacemi, což se na lomové ploše projeví tzv. říčkováním (obr. 1, 2). [5,8]

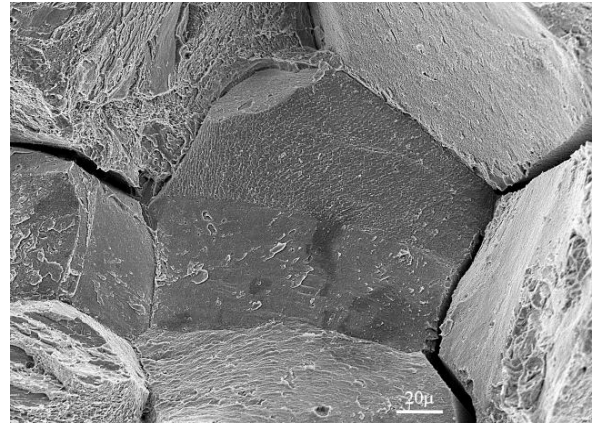
2.2.2 Interkrystalický štěpný lom

Druhým typem křehkého lomu je interkrystalický lom nebo také interkrystalická dekoheze (oddělení), při kterém trhlinka sleduje hranice zrn (obr. 3, 4).

Z hlediska mechanismu porušování atomů je tento lom definován jako interkrystalické oddělení, charakterizované asynchronním tahovým porušením meziatomových vazeb. Důvodem porušení je snížení pevnosti atomových vazeb na hranicích zrn v porovnání s vazbami uvnitř zrna, způsobené v důsledku přítomnosti jiné fáze, seskupením precipitátů na hranicích zrn nebo příměsemi v těchto oblastech, příp. vlivem prostředí. [3,5]



Obr. 3 Interkrystalický štěpný lom
- trhlinka kopíruje hranice zrn [2]

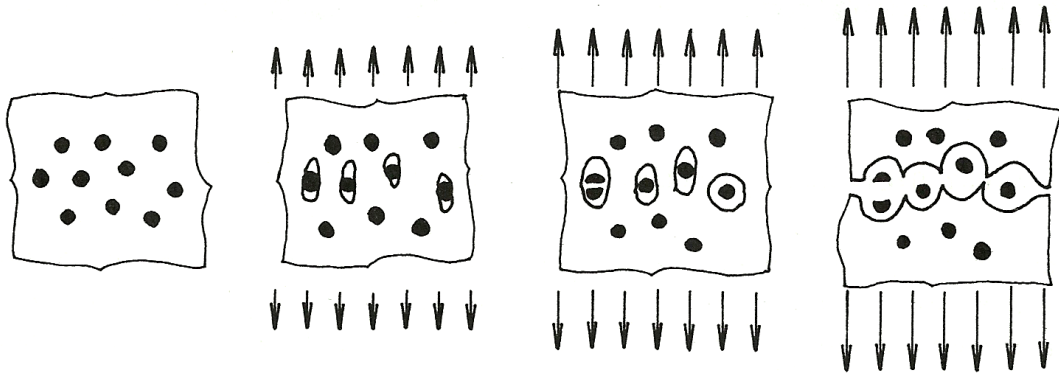


Obr. 4 Interkrystalický štěpný lom [7]

2.3 Houževnatý lom

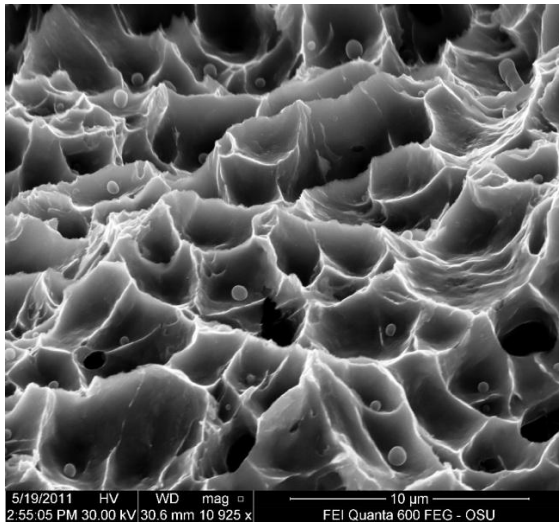
Houževnatý lom je definován jako asynchronní porušování materiálu v důsledku působení smykového napětí τ . Lom probíhá v následujících fázích (viz obr. 5):

- 1) Nukleace dutin – v okolí sekundární částice (inkluze, precipitáty) dochází k tvorbě dutiny nebo vlivem napětí částice praská. Obecně je těžké říct, kdy dutina vzniká, většinou se tento jev objevuje v okolí meze plastické nestability. Sekundární částice mají často nižší houževnatost než matrice, která lépe reaguje na zatížení, kdežto částice s ní ztrácí soudržnost a vlivem působícího zatížení praská.
- 2) Růst dutin v okolí částic – jakmile vznikne dutina, další působení napětí přispívá k jejímu růstu. Výchozí sekundární částice se tak nachází uvnitř dutiny, která se zvětšuje ve směru působení napětí.
- 3) Propojování dutin a kontrakce můstků – jedná se o důsledek pohybu dislokací a skluzových posuvů. Dochází ke stoprocentní kontrakci, propojení (koalescenci) poruch a závěrečnému, makroskopickému lomu tělesa. [2,9]

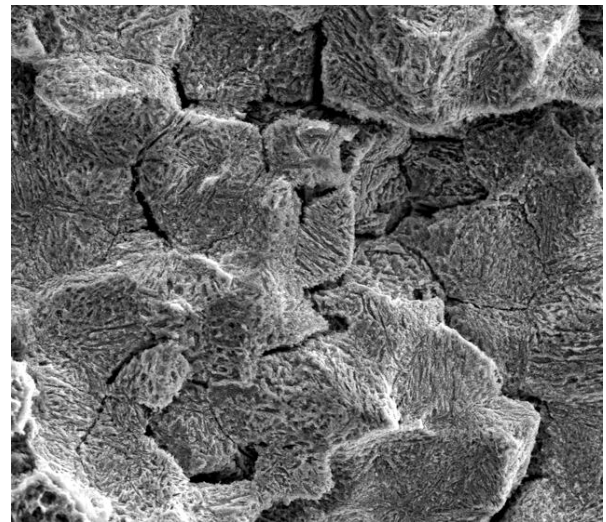


Obr. 5 Jednotlivé fáze tvárného lomu [3]

Tvárné lomy mají z fraktografického hlediska charakteristický vzhled způsobený výše uvedenými mechanismy, díky čemuž se makroskopicky lomová plocha jeví jako matná, při podrobnějším zkoumání pomocí mikroskopu ale zjistíme, že lomová plocha je tvořena tvárnými důlky (viz obr. 6), které vznikly propojením mikroductin, iniciovaných na jednotlivých částicích sekundární fáze. Při mikrofraktografické analýze je pak možné v některých případech nalézt tyto částice uvnitř dutin. Stejně jako u lomu štěpného, rozeznáváme tvárný lom interkrystalický a transkrystalický (viz obr. 6 a 7). [3]



Obr. 6 Transkrystalický tvárný lom [10]



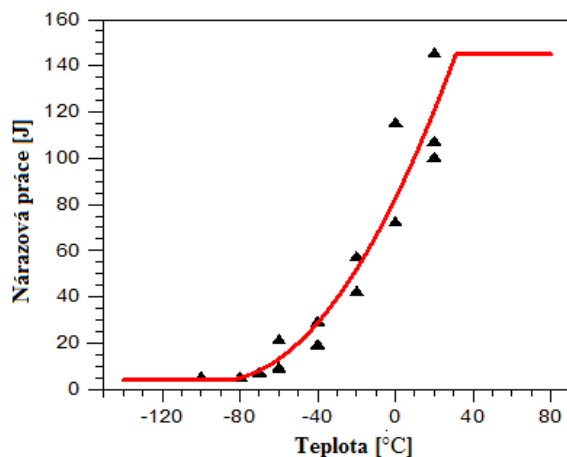
Obr. 7 Interkrystalický tvárný lom [11]

Aby došlo k tvárnému porušení materiálu, je nutné vyvolat plastickou deformaci, která však může být lokalizována na malý objem materiálu, který těsně přiléhá k čelu šířící se trhliny. Dochází k malé plastické deformaci, která vyžaduje dodání malého množství energie. Lomová plocha se pak jeví jako rovná a přibližně kolmá ke směru maximálního tahového napětí. Tyto lomy, které se mohou vyskytovat například u konstrukčních slitin s vysokou pevností a nízkou houževnatostí, je možné z praktického hlediska považovat za křehké, přestože mikromechanismus porušování má tvárný charakter. Proto je rozlišováno členění lomů z energetického hlediska od členění fraktografického - lom křehký a houževnatý vs. štěpný a tvárný. [3,9]

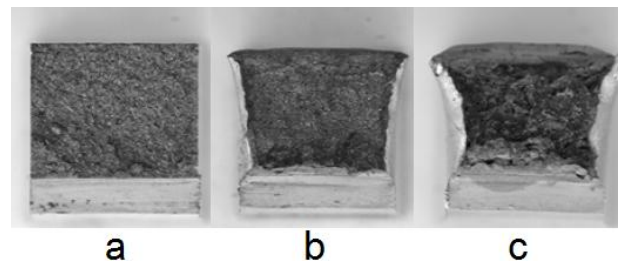
3 TRANZITNÍ LOMOVÉ CHOVÁNÍ OCELÍ

Tranzitní lomové chování, tj. změna mechanismu a charakteru porušení tělesa v závislosti na podmínkách zatěžování, typicky v závislosti na teplotě, je charakteristické pro struktury s BCC, příp. HCP mřížkou. Na rozdíl od inherentně křehkých materiálů, jakými jsou např. keramika nebo sklo a u kterých nastává křehký lom v podstatě za jakékoliv teploty a rychlosti zatěžování, se nízkouhlíkové a nízkolegované oceli chovají odlišně. K porušení uvedeného typu ocelí při vyšších teplotách obvykle dochází tvárným mechanismem, při nízkých (záporných) teplotách nastávají obvykle lomy štěpné. Ke změně mechanismu porušení (tranzitu) dochází v jistém intervalu teplot, kdy lze v různé míře zastoupení pozorovat vliv obou výše zmíněných lomových mechanismů.

Toto chování lze pozorovat např. při zkouškách rázem v ohybu dle Charpyho, prováděných na zkušebních tělesech ve tvaru hranolu opatřených U či V vrubem. Při zkoušce je měřena závislost množství energie nutné na přeražení zkušebního tělesa (nebo také nárazová práce) na teplotě. Výsledkem je tranzitní křivka (viz obr. 8). Tato jednoduchá zkouška je dodnes ve velké míře používána díky jednoduchému provedení, časové nenáročnosti a v neposlední řadě také finanční úspornosti.



Obr. 8 Tranzitní křivka; upraveno dle [7]



Obr. 9 Vzhled lomových ploch [7]

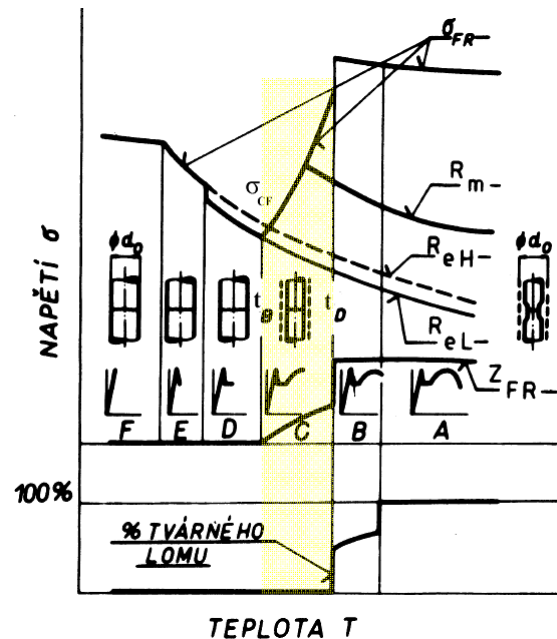
Na obr. 9 jsou zdokumentovány lomové plochy porušených těles z Charpyho zkoušky. Tvárně porušené vzorky na obr. 9b a 9c odpovídají tělesům porušeným v oblasti horních prahových hodnot tranzitní křivky. Na lomových plochách jsou patrné výrazné plastické deformace. S klesající teplotou klesá hodnota nárazové práce v důsledku změny mechanismu lomu, resp. změny rozsahu plastické deformace. Těleso na obr. 9a je porušeno štěpně, což je mimo jiné spojeno se změnou vzhledu lomové plochy, kdy nejsou na lomové ploše patrné makroplastické deformace. [5,8]

Tranzitní lomové chování těles bylo pozorováno také při zkoušce tahem hladkých těles. Na obr. 10 je schematicky zobrazena teplotní závislost základních mechanických charakteristik, kterou lze ovšem u běžných materiálů získat pouze za výrazně kryogenních teplot.

Legenda k obr. 10:

- R_m ...smluvní meze pevnosti
- R_{eL}, R_{eH} ...spodní a horní meze kluzu
- σ_{FR} ...skutečné lomové napětí
- Z ...zúžení (kontrakce)
- podíl tvárného lomu v %

Na základě charakteru lomu a poměru σ_{FR}/R_e je možné stanovit šest oblastí porušení tělesa. V oblasti A dochází k porušení tělesa tvárným lomem po výrazné plastické deformaci, zúžení Z má vysokou hodnotu. Lomové napětí σ_{FR} není v této oblasti významně závislé na teplotě, naproti tomu R_m a R_e s klesající teplotou rostou. Podmínky v oblasti B jsou charakteristické pro těleso, na jehož lomové ploše je patrné tvárné porušení uprostřed lomové plochy a štěpné na jejích okrajích. K porušení tělesa lomem dochází po vytvoření krčku. V oblasti C dochází s klesající teplotou k postupnému snižování podílu tvárného lomu a poklesu hodnot σ_{FR} . V jistém okamžiku dochází k porušení tělesa štěpným lomem bez vytvoření krčku. Tuto oblast lze definovat tranzitní teplotou křehkosti t_B (brittle) a tranzitní teplotou houževnatosti t_D (ductile). Na úrovni teploty t_B je kritické lomové napětí σ_{CF} , vyjadřující nejnižší hodnotu lomového napětí nutnou pro vznik křehkého lomu bezprostředně po vzniku první plastické deformace. Hodnota σ_{CF} je v praxi mnohem nižší (přibližně osminová) než teoretická pevnost v okamžiku náhlého porušení meziatomových vazeb. Další oblastí je oblast D, ve které platí v okamžiku lomu rovnost $\sigma_{FR} = R_{eL}$. Těleso je za těchto podmínek porušeno křehkým lomem a hodnota kontrakce Z je nulová. V další oblasti E, v rámci které dochází k porušení tělesa také křehkým lomem, platí rovnost $\sigma_{FR} = R_{eH}$. V poslední oblasti s označením F dochází k deformaci dvojčatením. Platí zde, že lomové napětí je menší než mez kluzu. [5,7]

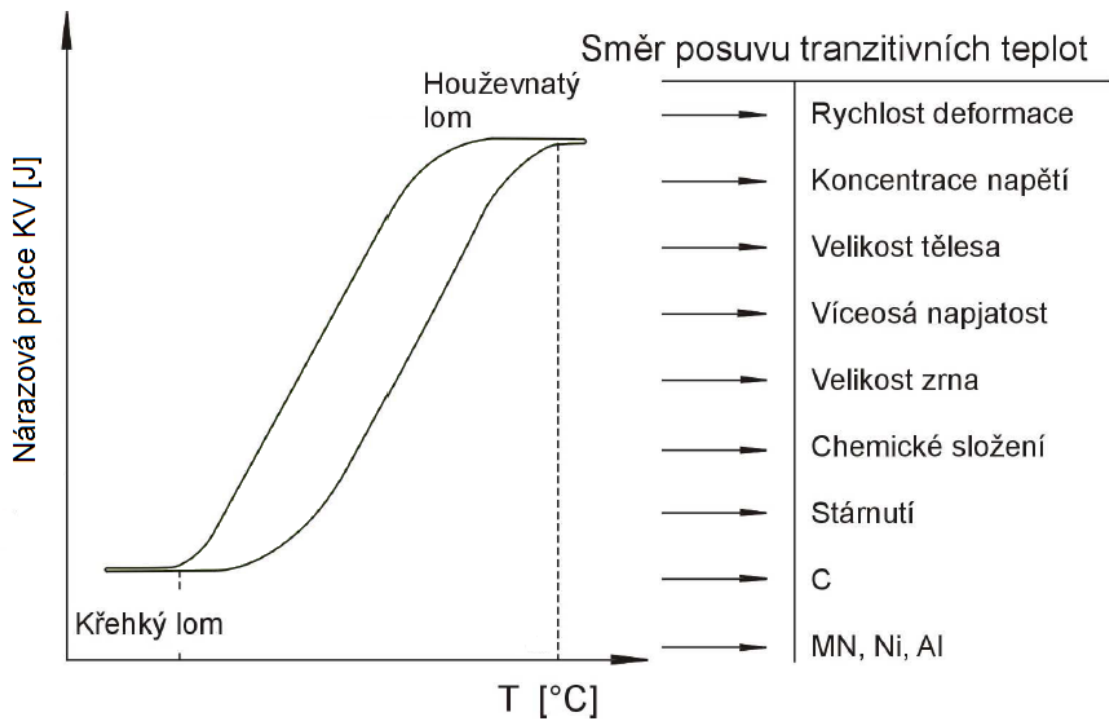


Obr. 10 Teplotní závislost mechanických charakteristik [7]

3.1 Základní faktory ovlivňující tranzitní lomové chování

Charakter lomu je významně ovlivněn mnoha okolnostmi. Z obr. 11 je patrné, že pravděpodobnost vzniku křehkého lomu roste s klesající teplotou a s rostoucí rychlostí zatěžování (resp. rychlostí deformace). Riziko vzniku křehkého lomu zvyšuje také vliv agresivního prostředí (voda, kyseliny atd.), radiační poškození apod. U kovů, které mají schopnost se porušovat štěpným i tvárným lomem, je přechod mezi těmito mechanismy závislý i na stavu napjatosti, neboť štěpný lom je řízen maximální tahovou složkou napětí, zatímco tvárný lom obvykle závisí na maximální smykové složce.

Blíží-li se stav napjatosti podmínkám hydrostatické napjatosti, kdy $\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z$ a smykové napětí je nulové, roste pravděpodobnost, že za daných podmínek (materiálových, teplotních, deformačních apod.) dojde ke štěpení. Roste-li naopak vliv smyku, tj. plastické deformace podél rovin atomů, které mají vůči smyku nízký odpor, nastává v rostoucí míře lom tvárný a makroskopický vzhled lomu se mění – lom přechází z roviny kolmé na směr hlavního tahového napětí do roviny šikmé, svírající se směrem tahového napětí úhel přibližně 45°. [3]



Obr. 11 Mění se charakter lomu v závislosti na vnitřních a vnějších faktorech; upraveno dle [8]

4 LOMOVÁ MECHANIKA

Lomová mechanika (dále jen LM) je vědní obor, který se zabývá chováním materiálu obsahujícího trhliny, resp. malé defekty, a snaží se popsat chování takového materiálu. Pod pojmem „defekty“ rozumíme např. póry, dutiny, vměstky, mikrotrhliny apod. V tomto případě neuvažujeme defekty na atomové úrovni – vakance nebo dislokace. [2,5]

Při řešení otázky, jak zabránit porušení konstrukce (např. svařované) nestabilním lomem, jsou používány dva přístupy:

- 1) Koncepce tranzitivních teplot – v tomto případě je použita filozofie zastavení trhliny, která je závislá na tranzitivním lomovém chování materiálu. Tato koncepce platí pouze pro oceli vykazující tranzitivní lomové chování, přičemž se předpokládá, že provozní teplota součásti nebo zařízení je vyšší než tranzitivní teplota, při které dochází ke změně charakteru lomu.
- 2) Koncepce zabránění iniciace lomu – výhodou této metody je všeobecná platnost, která není omezena pouze na oceli. Tato filozofie vychází z LM, zavádí novou materiálovou charakteristiku, lomovou houževnatost. [7,12]

Lomová houževnatost materiálu slouží k hodnocení odolnosti materiálů, součástí a konstrukcí proti porušení nestabilním lomem a je definována jako kritická hodnota jisté charakteristické veličiny (např. součinitele intenzity napětí v lineárně-elastické oblasti, popř. J -integrálu nebo

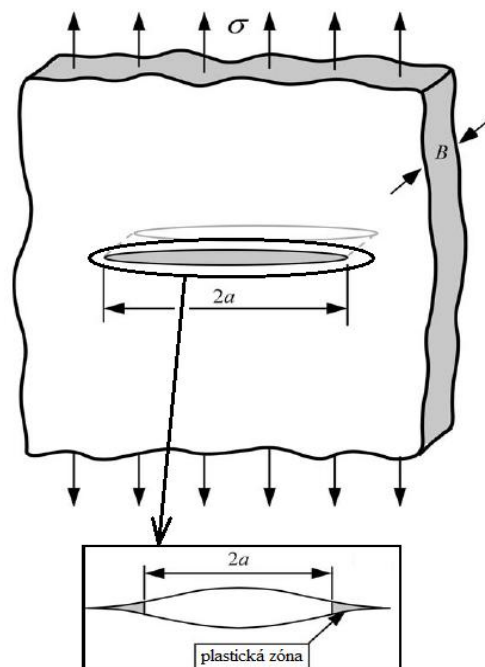
rozevření trhliny v elasticko-plastické oblasti) ve chvíli, kdy dojde k nestabilnímu šíření trhliny přítomné v součásti. Z hlediska principů LM není důležitý způsob vzniku trhliny, ale způsob jejího následného šíření. Objektem studia LM jsou vzájemné souvislosti mezi veličinami, jakými jsou lomová houževnatost, působící napětí a délka trhliny. Pomocí principů LM lze definovat kritické kombinace těchto tří veličin, které mohou vést k porušení součásti či konstrukce.

Charakteristiky lomové mechaniky lze uplatnit i v případě řešení problematiky tečení materiálů za vysokých teplot, únavy materiálů při cyklickém zatěžování, nebo při korozi pod napětím. [5,8,12]

4.1 Základní rozdělení lomové mechaniky

Lomovou mechaniku lze na základě popisu stavu napjatosti na čele trhliny a lomového chování tělesa rozdělit na dva hlavní směry:

- 1) Oblast lineární elastické lomové mechaniky (LELM), kde dochází k nestabilní iniciaci křehkého lomu z trhliny. Předpokládá se platnost Hookova zákona, a ačkoliv se objevily úpravy umožňující uvažování malé plastické deformace na čele trhliny, je LELM aplikovatelná především na tělesa s lineárně elastickým chováním. Odolnost materiálu proti porušení je vyjádřena klasickými parametry lomové mechaniky, především kritickou hodnotou součinitele intenzity napětí K_c , kterou při splnění určitých podmínek lze považovat za hodnotu lomové houževnatosti.
- 2) Oblast elasticko-plastické lomové mechaniky (EPLM), která na rozdíl od LELM umožňuje brát v úvahu větší plastické deformace. Odlišný přístup pro popis stavu napjatosti na čele trhliny znamenal zavedení nových veličin, především J -integrálu a kritického rozevření kořene trhliny (CTOD). Obě tyto charakteristiky je možné, stejně jako v případě LELM, považovat při splnění určitých podmínek za parametry charakterizující odolnost materiálu proti křehkému porušení, navíc je lze za určitých podmínek přepočítat na kritické hodnoty lomové houževnatosti.

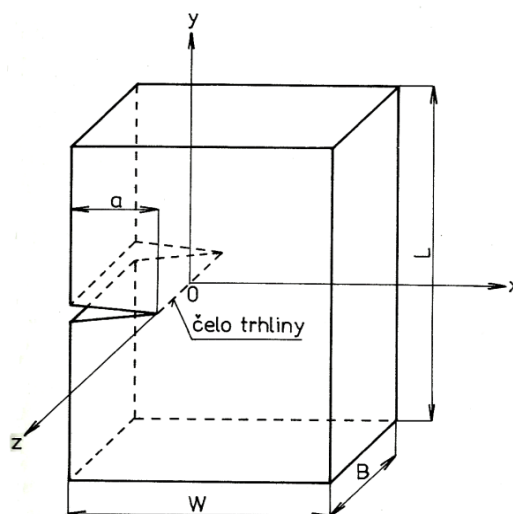


Obr. 12 Plastická zóna na čele trhliny; upraveno dle [2]

4.2 Napjatost v tělese s trhlinou

Pro popis napjatosti tělesa s trhlinou použijeme pravouhlý souřadnicový systém x , y , z . Z obr. 13 je patrná orientace jednotlivých os. Osa x je orientována kolmo na čelo trhliny, tj. ve směru jejího šíření. Pro zjednodušení se čelo trhliny považuje za přímkové. Osa y je orientována kolmo na rovinu lomu a osa z rovnoběžně s čelem trhliny. W , L a B jsou celkové rozměry tělesa, jedná se o šířku, délku a tloušťku.

Při řešení elastické napjatosti v okolí čela trhliny se výsledné řešení často skládá z několika dílčích řešení, odpovídajících třem základním módům zatěžování na obr. 14. [3,8]

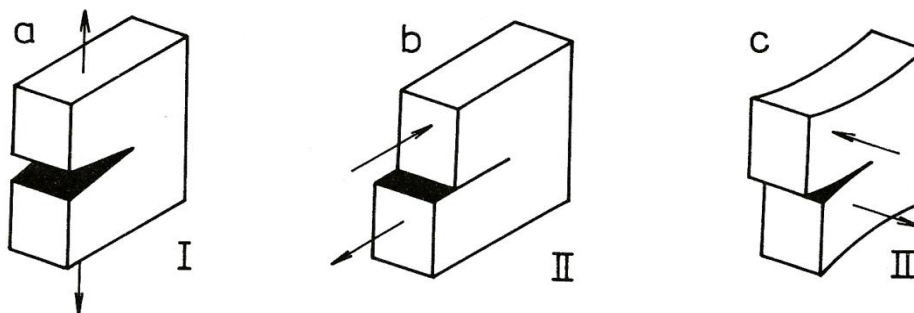


Obr. 13 Čelo trhliny v tělese [3]

Mód I – tahový mód. Nastává odtržení působením vnější síly kolmo na rovinu lomu a volné povrchy se od sebe oddalují při zachování symetrie v rovinách x - y a x - z . Tento mód je při praktických výpočtech používán nejčastěji, protože nejlépe specifikuje způsob namáhání součástí a konstrukcí v praxi.

Mód II – rovinný smykový mód. Dochází k posunutí ve směru osy x .

Mód III – antirovinný smykový mód. Posunutí je v tomto případě rovnoběžné s čelem trhliny, tj. ve směru osy z .



Obr. 14 Základní módy zatěžování [3]

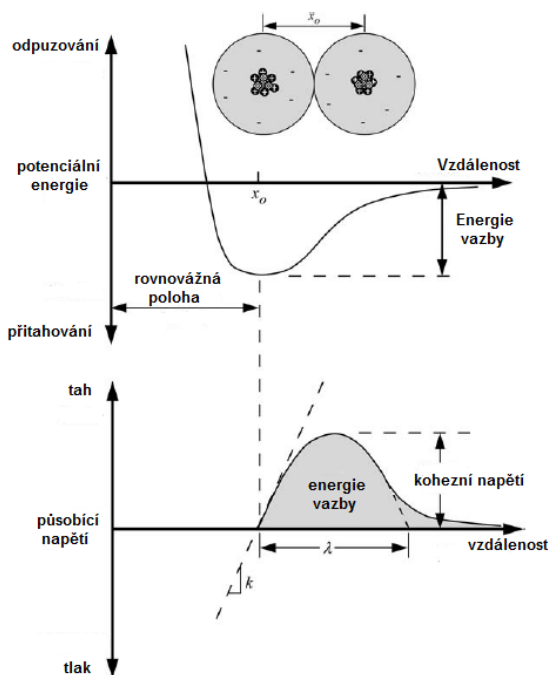
4.3 Těleso s trhlinou, napjatost na čele defektu

Na základě Inglisovy teorie [13] je možné zjistit, že koncentrace napětí na čele defektu v tělese, jakým je například trhlina nebo konstrukční vrub, nezáleží jen na délce defektu, ale také na poloměru čela tohoto defektu. Pokud se na tento případ podíváme z atomárního hlediska, zjistíme, že koncentrace napětí může být větší než kohezivní pevnost materiálu (viz obr. 15) a může tak dojít k jeho porušení, vytváření nových povrchů a následně šíření

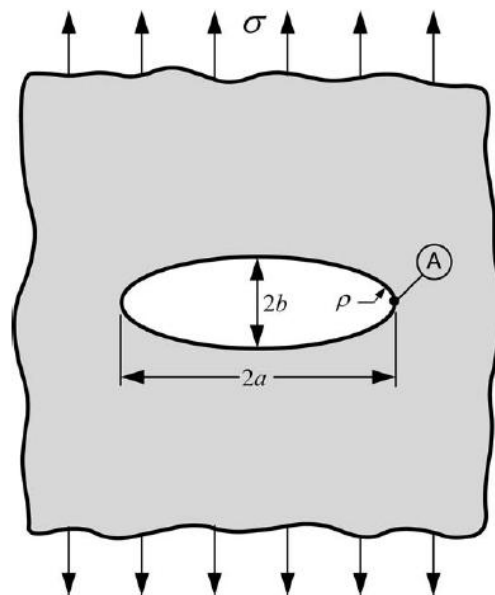
mikrotrhlin. Na základě předpokladu platnosti Hookova zákona a tvorby dvou nových povrchů při porušování tělesa definujeme kohezivní pevnost rovnicí [2]

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{a_0}}, \quad (1)$$

kde γ_s určuje práci vykonanou meziatomovými silami při vzniku nového povrchu, E značí Youngův modul pružnosti a a_0 je parametr mřížky.



Obr. 15 Lom z atomárního hlediska; upraveno dle [2]



Obr. 16 Eliptický defekt [2]

U materiálů, které neobsahují pohyblivé dislokace, je možné docílit hodnot pevnosti srovnatelných s teoretickou pevností. Všeobecně však tento fakt nemusí platit, např. větší tělesa z keramiky nebo kovů mohou mít pevnost mnohonásobně nižší. Děje se tak proto, že defekt oslabuje pevnost součásti tím, že zvyšuje lokální napjatost ve svém okolí.

Inglis při zkoumání koncentrace napětí v okolí eliptických trhlin o délce $2a$ a šířce $2b$ (viz obr. 16) dospěl k závěru, že pokud bude délka hlavní poloosy elipsy a mnohem větší než vedlejší poloosa b , bude se měnit charakter oblého defektu na ostrou trhlinu, a pro napětí na čele trhliny v bodě A bude platit [2]

$$\sigma_A = 2\sigma \sqrt{\frac{a}{\rho}}, \quad (2)$$

kde σ je napětí působící na těleso (viz obr. 16) a ρ vyjadřuje poloměr čela trhliny; $\rho = b^2/a$.

4.4 Griffithovo energetické kritérium

Inglisova teorie zahrnuje předpoklad, že zvětšováním a se mění trhlina z eliptické na ostrou, v důsledku čehož dochází ke zmenšování poloměru na čele trhliny. To by však znamenalo, že napětí může dosahovat nekonečna, což se reálně nemůže stát. Tento paradox zkoumal Griffith [14], který místo koncepce lokálních napětí pro řešení využil rozbor energetické bilance zatíženého tělesa. Zavedl u materiálů, kde nemůže dojít k plastické deformaci, substituci $\rho = a_0$. Dospěl k závěru, že k porušení vazeb mezi atomy a šíření trhliny musí napětí dosáhnout kohezivní pevnosti, tj. $\sigma_A = \sigma_c$. Kombinací rovnic (1) a (2) dostaneme vztah pro výpočet napětí σ_f nutného k iniciaci lomu v elastické oblasti

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{E\gamma_s}{4a_0}}. \quad (3)$$

Na základě Griffithovy energetické koncepce byl později odvozen vztah definující hodnotu kritického napětí, který uvažuje také disipaci (pohlcování) energie v materiálu v důsledku větvení trhliny [2,8]

$$\sigma_f = \sqrt{\frac{2Ew_f}{\pi a}}, \quad (4)$$

ve kterém vyjadřuje veličina w_f měrnou energii lomu a a délku trhliny.

4.5 Hnací síla trhliny a stabilita lomu

Irwin [15] upravil Griffithův model pro řešení běžných technických problémů. Zavedl novou veličinu G , kterou definoval jako rychlost uvolňování energie, resp. rychlost změny potenciální energie soustavy v závislosti na růstu lomové plochy. Tato veličina bývá nazývána také hnací síla trhliny z důvodu určování G derivací energie. Pro zatížené těleso s trhlinou délky $2a$ se G vypočítá dle rovnice

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E}. \quad (5)$$

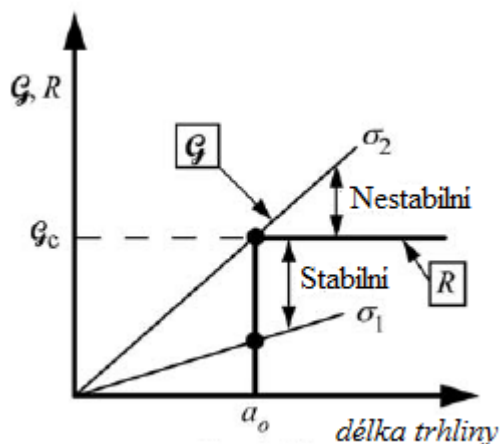
Při překonání jisté kritické hodnoty, kterou označujeme jako houževnatost materiálu G_c , nastane nestabilní šíření trhliny. Je-li hodnota G závislá na délce trhliny, nazýváme ji odporem materiálu proti nestabilnímu šíření trhliny R . Platí tedy

$$G_c = \frac{dW_s}{da} = 2w_f = R, \quad (6)$$

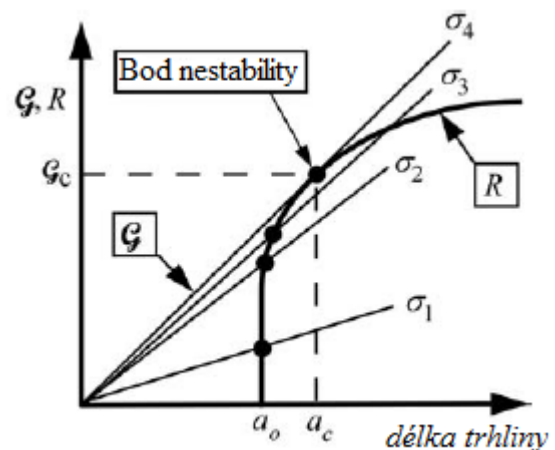
kde W_s je energie potřebná na vytvoření nových povrchů a da značí přírůstek délky trhliny.

Z výše uvedeného vyplývá, že lom nastává v okamžiku, kdy platí $G \geq G_c$. Při měření je hnací síla nezávislá na podmínkách zatěžování.

K iniciaci trhliny dojde v okamžiku, kdy $G = 2w_f$. Následující růst trhliny může probíhat stabilně nebo nestabilně. Pravděpodobnost jednoho či druhého typu šíření trhliny je závislá na změně veličin G a R s měnící se délkou trhliny, přičemž tuto závislost vyjadřuje R -křivka.



Obr. 17 Plochá R -křivka; upraveno dle [2]

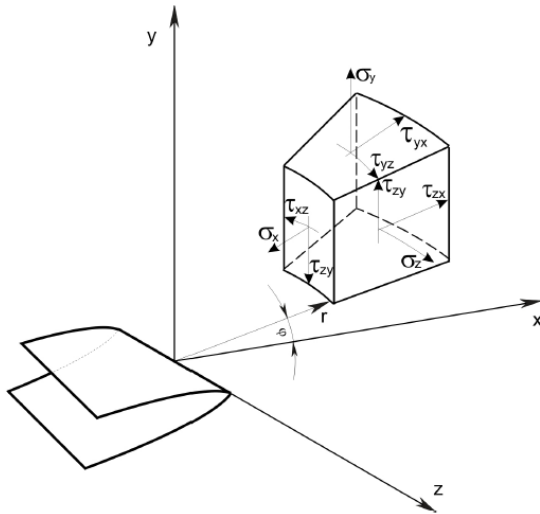


Obr. 18 Rostoucí R -křivka; upraveno dle [2]

Obr. 17 zobrazuje plochou R -křivku v případě, kdy je odpor materiálu R nezávislý na délce trhliny. V případě napětí σ_1 je trhlina stabilní a její růst je prakticky nulový. Jakmile je těleso zatíženo napětím σ_2 , trhlina se začne šířit nestabilně, jelikož hnací síla s rostoucí délkou trhliny roste, ale odpor materiálu se nemění.

Druhým případem je situace, kdy R závisí na délce trhliny (viz obr. 18). Trhlina se šíří stabilně do okamžiku zatížení napětím σ_4 (bod nestability), kdy je křivka hnací síly G tečnou k R -křivce, tzn. platí $\frac{dG}{da} > \frac{dR}{da}$. Od této chvíle se trhlina začíná šířit nestabilně, protože $G > R$. [2,8]

4.6 Napět'ová analýza trhliny



Obr. 19 Definice souřadnicových os před čelem trhliny [8]

I přes modifikaci Griffithovy teorie bylo stále obtížné použít tuto koncepci v praxi, protože výpočet G pro tvarově složité součásti byl prakticky nemožný. Irwin společně s dalšími autory [16,17,18,19] popsal napět'ové pole v jakémkoliv lineárně-elasticky zatíženém tělese. Po zavedení polárních souřadnic s počátkem v místě čela trhliny je možné vyjádřit napět'ové pole v tělese s trhlinou pomocí vztahu

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta), \quad (7)$$

kde r a θ jsou polární souřadnice, σ_{ij} vyjadřuje složku tenzoru napětí, k je konstanta, $f_{ij}(\theta)$ a $g_{ij}^{(m)}(\theta)$ jsou bezrozměrné tvarové funkce, které jsou funkcí úhlu θ , m je hodnota řádu a A_m je amplituda.

Tenzory napětí σ_{ij} obsahují první člen, který je nepřímě úměrný r . Pokud r klesá k nule, první člen, vyjadřující singularitu napětí v blízkosti čela trhliny, se blíží nekonečnu, kdežto ostatní členy dosahují konečných hodnot nebo se blíží nule. V blízkém okolí čela trhliny tak rozhoduje o velikosti napětí pouze první člen ze vztahu (7). Určování tenzorů je závislé na módu zatěžování (viz kap. 4.2.). [2,8,12]

4.7 Faktor intenzity napětí

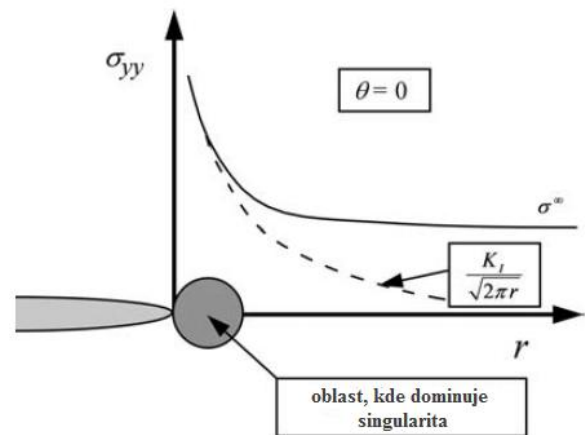
Každý mód zatěžování vytváří $1/\sqrt{r}$ singularitu na čele trhliny, ale konstanta k a funkce $f_{ij}(\theta)$ ve vztahu (7) závisí na módu zatížení. Konstanta k je nahrazována výrazem $K = k\sqrt{2\pi}$, kde K je faktor intenzity napětí. K označení veličiny se přidává index označující mód zatěžování tělesa (K_I , K_{II} nebo K_{III}). Pro mód zatěžování I tak můžeme napět'ové pole před čelem trhliny v isotropním, lineárně-elastickém materiálu popsat jako

$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^{(I)} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{(I)}(\theta). \quad (8)$$

Uvažujeme-li nadále mód zatěžování I, v rovině trhliny ($\theta = 0$) jsou napětí ve směrech x a y rovna

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}, \quad (9)$$

což znamená, že rovina trhliny je současně hlavní rovinou pro mód zatěžování I. Na obr. 20 je schematicky znázorněn průběh napětí σ_{yy} kolmého na rovinu trhliny. Je nutné dodat, že rovnice (9) platí jen v blízkosti čela trhliny, kde v napětovém poli převládá $1/\sqrt{r}$ singularita. Napětí dále od čela trhliny jsou dána vzdálenými okrajovými podmínkami, což znamená, že pomocí vztahu (8), popisujícího napětové pole, můžeme definovat oblast, ve které převládá singularita (viz obr. 20). Faktor intenzity napětí definuje amplitudu singularity na čele trhliny, což znamená, že napětí v okolí trhliny roste přímo úměrně s K , který tak zcela definuje podmínky u čela trhliny. Pokud známe hodnotu K , můžeme spočítat všechny složky napětí a posunutí jako funkci polárních souřadnic r a θ . Tento popis stavu napjatosti na čele trhliny pomocí jednoho parametru K je považován za jeden z nejdůležitějších konceptů lomové mechaniky.



Obr. 20 Napětí kolmé k rovině trhliny – mód zatížení I; upraveno dle [2]

Dle rovnice (8) je hlavní jednotkou faktoru intenzity napětí $\text{MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$, a je tedy nutné do úvah zahrnout konečné rozměry tělesa. Jelikož se v reálné praxi nesečkáme s ideálním případem rovné, kruhové, nebo eliptické trhliny, není jednoduché nalézt přesné řešení pro výpočet K . Často je užíváno obecné řešení pro mód zatížení I

$$K_I = \frac{F}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right), \quad (10)$$

kde B značí tloušťku tělesa a W rozměr tělesa ve směru šíření trhliny, a je délka trhliny, F označuje působící sílu, $f(a/W)$ je bezrozměrná tvarová funkce geometrie zkušebního tělesa.

Pro těleso konečných rozměrů s průchozí trhlinou platí:

$$K_{(I,II,III)} = \sigma\sqrt{\pi a} \cdot Y = \frac{F}{BW} \sqrt{\pi a} \left[\sqrt{\frac{W}{\pi a}} f\left(\frac{a}{W}\right) \right], \quad (11)$$

kde Y je bezrozměrná tvarová funkce závislá na geometrii tělesa a módu zatížení. [2,8,12]

4.7.1 Vztah mezi faktorem intenzity napětí a hnací silou trhliny

Dosud byly představeny dva parametry popisující chování trhliny – faktor intenzity napětí K a hnací síla trhliny G . I přesto, že K je lokální parametr, popisující stav napjatosti v blízkosti čela trhliny, a G charakterizuje globální chování, je možné tyto veličiny

pro lineárně-elastické materiály zaměnit. Pro průchozí trhlinu v nekonečně velké stěně, rovnoměrně zatížená tahovým napětím, platí následující vztah mezi faktorem intenzity napětí K_I a hnací silou trhliny G

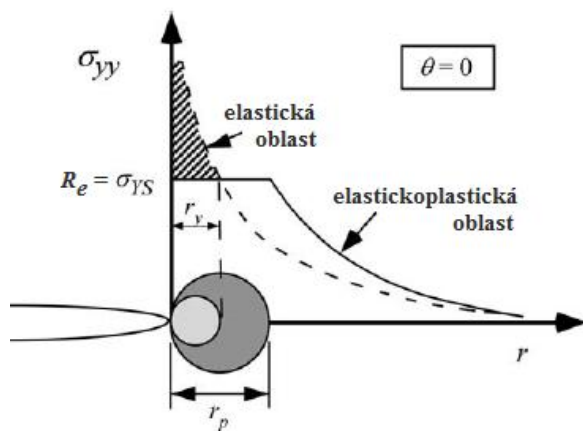
$$\boxed{G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E}} \rightarrow \boxed{G = \frac{K_I^2}{E}} \leftarrow \boxed{K_I = \sigma\sqrt{\pi a}} \quad (12)$$

Tento vztah platí pouze pro stav rovinné napjatosti. Pro stav rovinné deformace je nutné E nahradit výrazem $\frac{E}{1-\mu}$. Později bylo díky Irwinově analýze [16] napětíových poměrů na čele trhliny prokázáno, že vztah mezi faktorem intenzity napětí K_I a hnací silou trhliny G platí všeobecně pro jakoukoliv konfiguraci. [2,12]

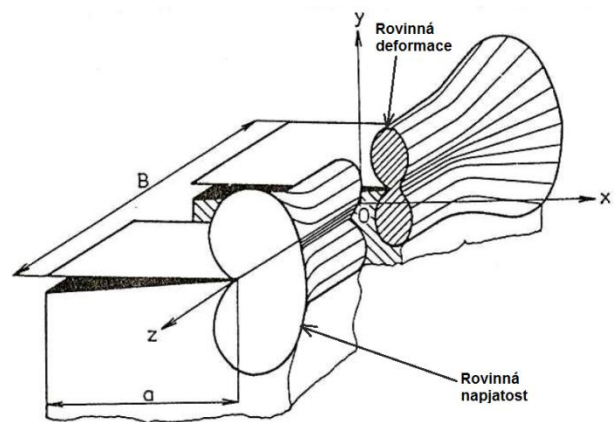
Pojmy rovinná napjatost a rovinná deformace jsou vysvětleny v následující kapitole.

4.8 Vliv plastické deformace na napjatost na čele trhliny

Lineárně-elastická napětíová analýza trhliny (viz kap. 4.6.) předpokládá nekonečně vysoká napětí na čele trhliny v případě, že $r \rightarrow 0$. Tento případ ale nemůže v reálných tělesech nastat, protože poloměr čela trhliny je konečný, což platí i pro napětí. Skutečné materiály nejsou v případě $r \rightarrow 0$ schopny přenést tak vysoké napětí, což vede při překročení meze kluzu k relaxaci napětí a u čela trhliny vzniká plastická zóna. Pomocí Irwinovy koncepce můžeme zjistit velikost této plastické zóny.



Obr. 21 Plastická oblast na čele trhliny; upraveno dle [2]



Obr. 22 Rovinná napjatost a deformace; upraveno dle [3]

V rovině trhliny ($\theta = 0$) je normálové napětí σ_{yy} pro lineárně-elastický materiál definováno vztahem (9). Předpokládejme, že přechod mezi elastickým a plastickým chováním nastane v okamžiku, kdy napětí dosáhne meze kluzu. Pro podmínky rovinné napjatosti (RN – viz obr. 22) se plasticita objeví v okamžiku $\sigma_{yy} = \sigma_{ys}$ (yield strength) = R_e (mez kluzu dle evropského značení).

Vztah (9) pak lze zapsat jako

$$\sigma_{yy} = R_e = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_y}}, \quad (13)$$

odkud můžeme určit poloměr plastické zóny

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2. \quad (14)$$

Pokud zanedbáme zpevnění v důsledku zatížení, přenos napětí pro $r = r_y$ může být reprezentován vodorovnou přímkou pro $\sigma_{yy} = R_e$ (viz obr. 21).

Tento jednoduchý výpočet je však založen pouze na elastickém řešení napjatosti na čele trhliny. V případě plastické deformace musí být splněny podmínky rovnováhy, a proto musí dojít k přerozdělení napětí. Vyšrafovaná oblast v obr. 21 reprezentuje síly přítomné v elastickém materiálu, které ale nemohou být přeneseny elasto-plastickým materiálem, protože napětí nemůže přesáhnout mez kluzu. Proto musí plastická zóna vzrůst na velikost, při které dojde k rovnováze sil. Poloměr této nové a větší plastické zóny lze určit integrací výrazu

$$R_e r_p = \int_0^{r_y} \sigma_{yy} dr = \int_0^{r_y} \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_p}}, \quad (15)$$

ze kterého lze určit hledaný poloměr r_p jako

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2. \quad (16)$$

Je zřejmé, že hodnota r_p je dvakrát větší než r_y .

V případě podmínek rovinné deformace (RD – viz obr. 22) je plastická deformace potlačena trojosým stavem napjatosti, kdy se materiál snaží deformovat pouze v osách x a z , ale brání mu v tom okolní materiál. Rozměr plastické zóny je menší, a to přibližně trojnásobně:

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2. \quad (17)$$

Z obr. 21 plyne, že materiál v plastické zóně přenáší menší napětí než materiál elastický. Irwin [20] pro houževnatější materiál v plastické zóně definoval tzv. efektivní délku trhliny

a_{eff} , která je delší než délka trhliny a , a je definována jako součet aktuální délky trhliny a korigované plastické zóny r_p , tj.

$$a_{eff} = a + r_p , \quad (18)$$

kde r_p lze určit podle vztahu (17).

Efektivní délku trhliny lze použít pro výpočet efektivního faktoru intenzity napětí

$$K_{eff} = Y(a_{eff})\sigma\sqrt{\pi a_{eff}} . \quad (19)$$

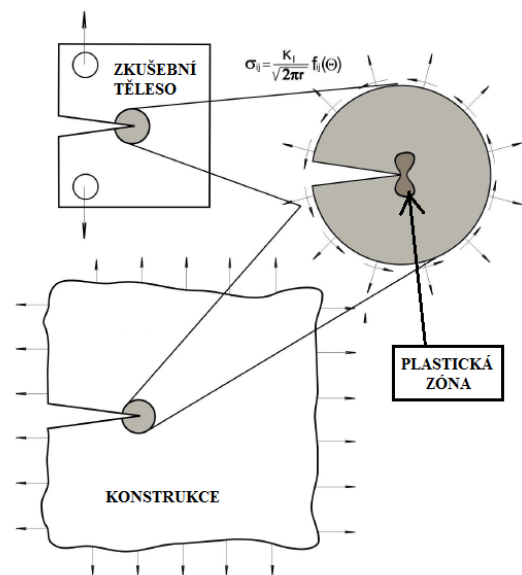
Jelikož je tvarová funkce Y funkcí a_{eff} , je obvykle nutné ji spočítat pomocí iterace. Pro mód zatěžování I v případě průchozí trhliny v nekonečně velkém tělese je výsledné řešení

$$K_{eff} = \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{\sqrt{1 - \frac{1}{2}\left(\frac{\sigma}{R_e}\right)^2}} . \quad (20)$$

Je nutné dodat, že ani jedna z podmínek RD a RN přesně neodpovídá trojrozměrným případům, protože se jedná pouze o dvojrozměrná zjednodušení. Pro představu o tom, jak se chová okolí čela trhliny při plastické deformaci, je však tato aproximace dostačující. [2,3,8]

4.9 Faktory intenzity napětí jako parametr určující lom

V předchozích kapitolách byl popsán koncept plastické zóny, ve které dominuje singularita, a faktor intenzity napětí jako parametr popisující stav napjatosti na čele trhliny, který lze určit pro libovolnou velikost a geometrii tělesa. Byla prokázána také jednoznačná korelace mezi K a G . Předchozí úvahy ale nezahrnují plasticitu a jiné projevy nelineárního chování materiálů u čela trhliny. Je také nutné pamatovat na fakt, že oblast singularity se týká pouze lineárně-elastických materiálů. Ačkoliv se předpokládá, že mikroskopické jevy vedoucí k iniciaci lomu vznikají v plastické zóně, není jisté, že lom iniciuje právě z oblasti dominance singularity. Je tedy nasnadě položit si otázku, zda je možné faktor intenzity napětí použít jako kritérium selhání pro materiály, které vykazují neelastickou deformaci na čele trhliny.

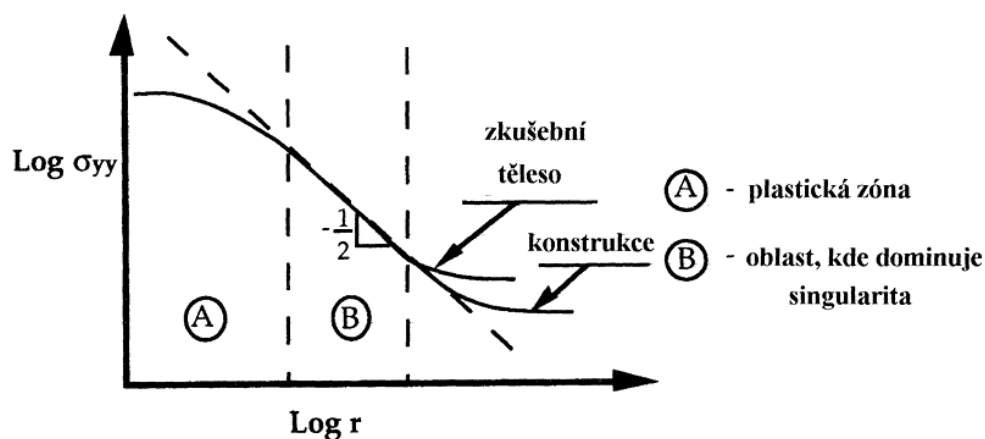


Obr. 23 Schematické znázornění plastické zóny v konfiguracích [8]

Za výše popsanych podmínek K stále jedinečně charakterizuje podmínky na čele trhliny i v případě, že je na čele trhliny plastická zóna. V takových případech je možné považovat kritickou hodnotu faktoru intenzity napětí K_c za materiálovou konstantu, nezávislou na geometrii tělesa, což bude nyní objasněno.

Na obr. 23 je zkušební těleso a část konstrukce, přičemž obě jsou zatíženy na stejnou úroveň K_I . Předpokládáme, že plastická oblast je velmi malá ve srovnání s rozměry obou soustav. Z těchto soustav vybereme pomyslný disk, v jehož středu se nachází kořen trhliny. Velikost plastické zóny a rozdělení napětí uvnitř disku jsou pouze funkcí okrajových podmínek a vlastností materiálu. Ačkoliv neznáme přesné rozdělení napětí v plastické zóně uvnitř disku, můžeme tvrdit, že toto rozdělení je dáno okrajovými podmínkami. Na obr. 24 je zobrazen graf závislosti napětí na poloměru plastické zóny. Oblast A je plastická zóna a jejími okrajovými podmínkami je oblast B, kde převládá singularita definovaná hodnotou K_I . Jestliže zatížíme konstrukci i zkušební těleso stejnou hodnotou K_I , pak budou v obou soustavách podmínky na čele trhliny shodné. Stejně tak pokud zatěžujeme obě struktury cyklicky tak, že rozkmit faktoru intenzity napětí ΔK_I je stejný, je rychlost šíření únavové trhliny stejná. Musí však platit, že existuje pouze malá plastická zóna obklopená oblastí, kde dominuje singularita. Za uvedeného předpokladu dojde při rovnoměrně rostoucím zatěžování u obou konfigurací k lomu při určité kritické hodnotě K_c . Pro rovnoměrně rostoucí i cyklické zatěžování platí v okamžiku lomu $K_I \equiv K_c$, přičemž K_c je materiálová charakteristika vyjadřující houževnatost materiálu.

V důsledku růstu plastické zóny působením zatížení se může stát, že se bude plastická zóna nacházet mimo oblast dominance singularity. V takovém případě jsou napěťová pole odlišná pro konstrukci a pro zkušební těleso a K již nedostačuje k popisu napětí v okolí čela trhliny. Jedná se o hranici platnosti LELM. [2,3,8]



Obr. 24 Podmínky na čele trhliny pro těleso a konstrukci; upraveno dle [2]

4.9.1 Vliv tloušťky zkušebního tělesa na lomovou houževnatost

Z předchozí kapitoly tedy plyne, že lom tělesa nastane v okamžiku dosažení K_c . Aby bylo možné určit hodnotu K_c , je nutné zajistit její nezávislost na geometrii tělesa, tj. na velikosti plastické zóny.

V případě RN je velikost plastické zóny r_y srovnatelná s tloušťkou tělesa B (viz obr. 25) a nižší stupeň trojososti napětí vede k nárůstu houževnatosti. Kritická hodnota faktoru intenzity napětí je za těchto podmínek označována jako K_c .

Pokud jsou však splněny podmínky RD, je plastická zóna r_y malá ve srovnání s tloušťkou tělesa B . V takovém případě hovoříme o lomové houževnatosti K_{Ic} (pro mód zatěžování I). [2,8,12]

Abychom mohli prohlásit naměřenou hodnotu faktoru intenzity napětí za platnou hodnotu K_{Ic} , musí být splněny podmínky RD dané vztahem [8]

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2, \quad (21)$$

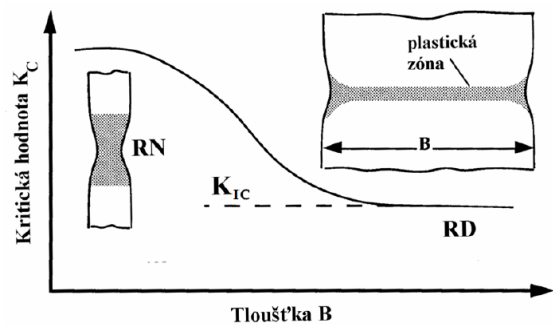
kde a značí délku trhliny a B tloušťku zkušební tělesa, proměnná $W-a$ je ligament, resp. rozměr tělesa od konce trhliny k povrchu tělesa.

Z této podmínky a z rovnice (17) můžeme zjistit poměr poloměru plastické zóny k tloušťce tělesa pro stav RD [22]

$$\frac{r_y}{B} = \frac{\frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2}{2,5 \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2} \cong \frac{1}{50}. \quad (22)$$

4.9.2 Závislost lomové houževnatosti na teplotě

Hodnota lomové houževnatosti (LH) je kromě rozměrů zkušební tělesa závislá také na okolní teplotě. Postupným rozvojem experimentální techniky bylo umožněno měření LH i při záporných teplotách. Analýzou naměřených dat bylo zjištěno, že LH je silně závislá na teplotě. Při poklesu teploty LH klesá, čímž klesá i odolnost materiálu proti porušení nestabilním (křehkým) lomem. Naopak pevnostní charakteristiky obvykle rostou. V praxi tak na tělesech s trhlinou s klesající teplotou klesá také odolnost vůči statickému porušení, kdežto u hladkých těles je tomu naopak. Závislost LH na teplotě je patrná z obr. 26. Teplotní závislost obsahuje několik charakteristických oblastí, odlišujících se dominantním mechanismem porušování.

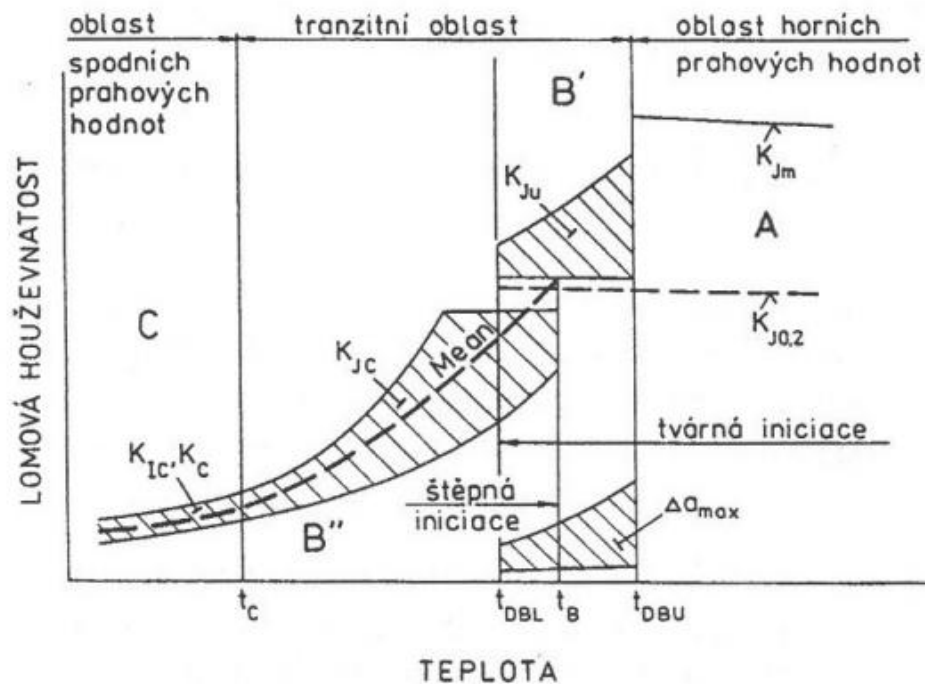


Obr. 25 Vliv tloušťky zkušební tělesa na lomovou houževnatost [21]

První oblastí je horní prahová oblast A, ve které je LH charakterizována lomovou houževnatostí $K_{J0,2}$. K porušení tělesa dochází po značné plastické deformaci tvárným lomem.

Důležitou oblastí v obr. 26 je tranzitní oblast, označená jako B. Hodnoty LH v této oblasti jsou určovány na tělesech porušených nestabilním křehkým lomem. Tranzitní oblast dělíme na další dvě podoblasti, vymezené charakteristickými teplotami. Teploty t_{DBU} (ductile brittle upper) a t_{DBL} (ductile brittle lower) ohraničují horní tranzitní oblast B'. LH v této oblasti vyjadřuje K_{Ju} , přepočtená z kritických hodnot J_u -integrálu pro tělesa, poškozená štěpným lomem po předchozím vzniku plastické zóny na čele trhliny. Druhou oblastí je spodní prahová oblast B'', vymezená teplotami t_c (cleavage) a t_B (brittle). V této oblasti je LH charakterizována pomocí veličiny K_{Jc} , kterou je možné určit z kritické hodnoty J -integrálu, určené při iniciaci nestabilního křehkého lomu tělesa.

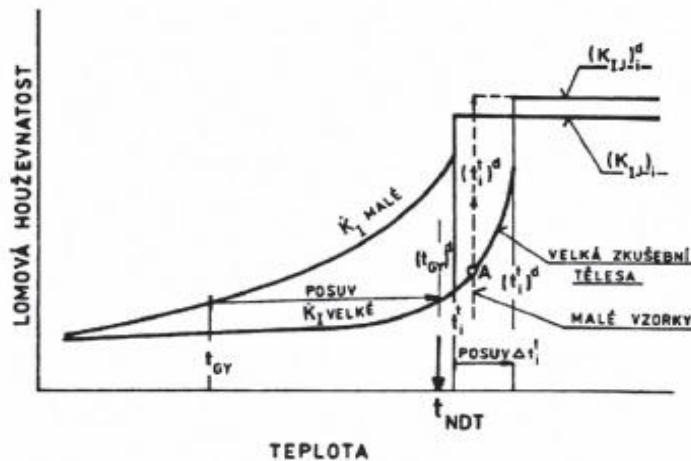
Poslední oblast C zahrnuje hodnoty K_{Jc} pro tělesa ve stavu RD, a hodnoty K_c v případě, že podmínky RD nebyly splněny. [3,22,23]



Obr. 26 Schéma teplotní závislosti lomové houževnatosti [23]

Závislost lomové houževnatosti na rychlosti zatěžování

Kromě teploty je LH závislá také na rychlosti zatěžování. Rychlost zatěžování má významný vliv nejen na charakter (mechanismus) lomu, ale ovlivňuje i další charakteristiky vztahované k LH, např. polohu tranzitní křivky na ose teplot (viz obr. 27).

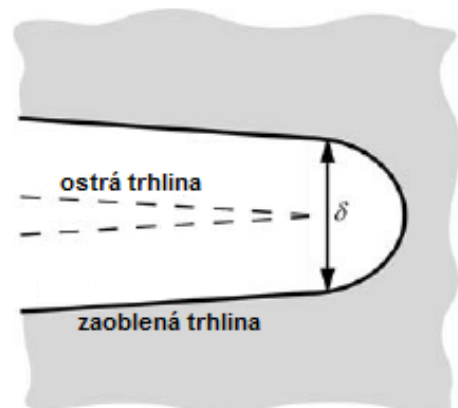


Obr. 27 Vliv rychlosti zatěžování na teplotní průběh lomové houževnatosti [23]

Z obr. 27 je zřejmé, že s rostoucí rychlostí zatěžování, resp. rychlostí deformace, se zvyšuje také rychlost růstu faktoru intenzity napětí. Příliš vysoká rychlost zatěžování může mít za následek lokální ohřev materiálu na čele trhliny, který je způsoben plastickou deformací. V důsledku toho může výrazně vzrůst hodnota LH. Patrný je i posuv křivky na ose teplot, způsobený odezvou materiálu, ve kterém nestačí docházet k přerozdělení napětí ve větším objemu. Lokální ohřev je závislý na velikosti napětí a rozsahu plastické deformace. Z fyzikálního hlediska je tento jev způsoben závislostí LH na schopnostech daného materiálu deformovat se pod účinkem napětí při dané rychlosti zatěžování a teplotě. [2,3,12,23]

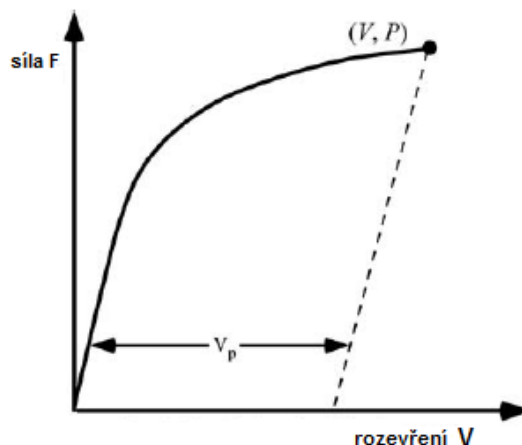
4.10 Kritické rozevření trhliny (CTOD)

Měřením hodnot K_{Ic} u některých ocelí bylo zjištěno, že jsou příliš houževnaté pro klasifikaci pomocí LELM, a nastal tak problém, kdy nebylo možné popsat chování důležité skupiny konstrukčních materiálů pomocí dosavadních metod lomové mechaniky. Wells [24] zjistil, že původně ostrý kořen trhliny při iniciaci se následným růstem zaobluje (viz obr. 28) a tento jev je tím výraznější, čím vyšší je houževnatost materiálu. Wells použil rozevření ve špičce trhliny jako novou veličinu charakterizující LH a označil ji δ . Je označována zkratkou CTOD (crack-tip-opening displacement). Wells také prokázal, že v oblasti, kde ještě platí principy LELM, má δ vztah k parametrům K_I a G .



Obr. 28 Zaoblení kořene trhliny; upraveno dle [2]

V prvních experimentech byl pro určení CTOD užíván model plastického kloubu (obdobu zkoušky tříbodovým ohybem), který se ale ukázal jako nepřesný v případě, že je rozevření trhliny z velké části elastické. Proto byla koncepce měření δ upravena tak, že rozevření V je rozděleno na plastickou část, v rámci které je použit model plastického kloubu, a elastickou část. Experimentálně je v dnešní době parametr δ určován ze závislosti síla – rozevření kořene trhliny (viz obr. 29). Je patrné, že záznam má na začátku přímkový lineární průběh a následně dochází k odklonu v důsledku plastické deformace. Z tohoto záznamu se pak metodou podobnosti trojúhelníků počítá rozevření V , resp. jeho elastická V_{el} a plastická část V_p . [2]



Obr. 29 Plastická část CTOD; upraveno dle [2]

$$\delta = \delta_{el} + \delta_p = \frac{K_I^2}{mR_e E} + \frac{r_{pl}(W - a)V_p}{r_{pl}(W - a) + a}, \quad (23)$$

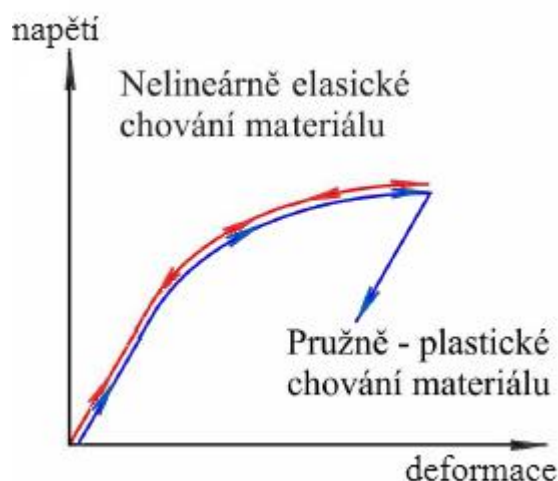
kde r_{pl} je plastický rotační faktor, který definuje relativní pozici zdánlivého závěsu. Obvykle se volí hodnota 0,44.

4.11 J-integrál

Velmi důležitým parametrem v oblasti EPLM je Ricem definovaný J-integrál. [25] Koncepce je založena na představě elasto-plastické deformace jako nelineárně elastické.

Obr. 30 znázorňuje chování elasto-plastického a nelineárně elastického materiálu při jednoosé napjatosti. Při zatěžování se materiály chovají stejně. Při odlehčování je však jejich odezva odlišná. Na rozdíl od elasto-plastického materiálu je vztah mezi napětím a prodloužením u nelineárně elastického jasně dán – jedné hodnotě přetvoření vždy odpovídá pouze jedna hodnota zatěžující síly. Za předpokladu, že nedochází k odlehčování, můžeme považovat teorii plasticity a nelineární elasticity za shodné.

Analýzou poměrů v okolí trhliny bylo dokázáno, že J_I (jednoosá napjatost, tj. mód zatěžování I) lze definovat jako



Obr. 30 chování nelineárně elastického a elasto-plastického materiálu; upraveno dle [8]

$$J_I = - \frac{dU}{da}, \quad (24)$$

tj. změnu potenciální energie tělesa dU v závislosti na změně délky trhliny da .

Vzorec je na první pohled formálně stejný jako vztah (6), definující rychlost uvolňování elastické energie G . Bylo prokázáno, že J_I -integrál je také nezávislý na způsobu zatěžování a také pro něj existují R -křivky. Pomocí J_I lze charakterizovat intenzitu napětí na čele trhliny pro geometricky různé typy těles. Fakt, že J -integrál může jednoznačně definovat stav napjatosti na čele trhliny, znamená, že v okamžiku lomu nabývá J_I kritické hodnoty, která charakterizuje odolnost materiálu proti iniciaci lomu, označovanou J_{Ic} . Z kritické hodnoty J -integrálu lze určit hodnoty lomové houževnatosti K_{Jc} , tj. hodnoty LH za podmínek větší plastické deformace před čelem trhliny. [2,8]

5 MASTER KŘIVKA LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI

Univerzální křivka (nebo také master křivka) lomové houževnatosti, kterou odvodil Wallin [26] popisuje teplotní závislost lomové houževnatosti K_{Ic} , K_{Jc} naměřené na tělesech s trhlinou a tloušťkou 25 mm, resp. 1T. K porušení těles dochází za podmínek malé plastické zóny u čela trhliny, tj. stavu SSY – Small Scale Yielding. Jedná se o stav zaručující maximální napětí ve všech třech osách (constraint) na čele trhliny. Master křivka LH představuje průběh mediánu lomové houževnatosti $K_{Jc(med)}$ v tranzitní oblasti, tj. hodnoty LH určené v oblasti porušení, nacházející se pod teplotou křehkosti t_B . V případě konstrukčních ocelí s mezí kluzu 275 MPa až 825 MPa by měly určené hodnoty lomové houževnatosti, vynesené v závislosti $T-T_0$, vykazovat podobný teplotní průběh z hlediska tvaru teplotní závislosti i velikosti rozptylového pásu, který vyjadřuje pravděpodobnost, že určené hodnoty lomové houževnatosti budou v tomto pásu ležet. Význam parametru T_0 , tzv. referenční teploty, bude popsán dále. Výhodou koncepce univerzální křivky LH je možnost určit průběh teplotní závislosti lomové houževnatosti v tranzitní oblasti i na základě měření LH relativně malého souboru zkušebních těles. [22,23]

Master křivku LH lze sestavit jak z hodnot K_{Ic} , tak i K_{Jc} . Wallin ale doporučuje pro konstrukci křivky použít hodnoty K_{Jc} vypočtené z kritické hodnoty J -integrálu. Důvodem je skutečnost, že pro určení platné hodnoty K_{Ic} je nutno splnit podmínky RD v blízkém okolí čela trhliny, což v praxi znamená, že není přípustěn vznik tvárné oblasti u čela trhliny. Těleso by tak muselo být porušeno křehkým lomem bez předchozí plastické deformace, což by se při výpočtu K_{Ic} z přepočtových hodnot K_Q , určených metodou sečen, projevilo příliš konzervativními hodnotami. Porušení tělesa bez vytvoření tvárné oblasti u čela trhliny je navíc ideální případ, který se v praxi obvykle nevyskytuje, vždy se vytvoří (byť velmi malá) oblast porušená tvárným lomem.

Hodnotu K_{Jc} lze vypočítat z J_C pomocí vztahu [2,27]

$$K_{Jc} = \sqrt{\frac{J_C E}{1 - \nu^2}}, \quad (25)$$

ve kterém E je Youngův modul pružnosti v tahu, ν je Poissonovo číslo a J_C je kritická hodnota J -intergrálu určená na tělese s trhlinou v okamžiku porušení lomem za stavu SSY. Měření J_C se provádí dle standardu ASTM E1921.

Vypočtené hodnoty K_{Jc} musí splňovat níže uvedenou podmínku, která zároveň slouží jako tzv. cut-off funkce a zároveň zaručuje, že byly naměřené hodnoty J_C určeny za stavu SSY.

$$K_{Jc(limit)} = \sqrt{\frac{E b_0 R_{p0,2}}{30(1 - \nu^2)}}, \quad (26)$$

kde $b_0 = W - a_0$ je tzv. ligament a $R_{p0,2}$ je mez kluzu za dané teploty.

Důležitým principem Wallinovy koncepce je formulace vztahu, pomocí kterého je možné popsat rozptyl LH při dané teplotě díky tříparametrovému Weibullovu rozdělení [28]

$$P_f = 1 - \exp \left[-\frac{B}{25} \left(\frac{K_{Jc} - K_{min}}{K_0 - K_{min}} \right)^b \right], \quad (27)$$

kde P_f zastupuje kumulativní pravděpodobnost porušení při hodnotě K_{Jc} , B je tloušťka tělesa, K_0 je normalizační parametr, b je hodnota Weibullova parametru ($b = 4$) a K_{min} je minimální hodnota faktoru intenzity napětí, pro kterou dle ASTM E 1920 platí $K_{min} = 20 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$.

Je důležité uvést, že Wallinův model počítá s tím, že iniciace štěpného lomu je řízena mechanismem nejslabšího článku, u kterého byla ale statisticky prokázána závislost na tloušťce tělesa, kdy s rostoucí tloušťkou tělesa, resp. rostoucí délkou čela trhliny, má houževnatost tendenci klesat, protože se zvyšuje pravděpodobnost výskytu defektu, který usnadní iniciaci lomu. Na základě těchto poznatků byla jako standardní tloušťka tělesa pro predikci lomového chování určena hodnota 25 mm. [29,30]

Z výše uvedených důvodů je tedy nutné v případě, že byla LH měřena na tělesech různé tloušťky, přepočítat určené hodnoty K_{Jc} na hodnoty K_{Jc} pro tělesa tloušťky 25 mm dle vztahu [2,27]

$$K_{Jc(1T)} = K_{min} + (K_{Jc(0)} - K_{min}) \left(\frac{B_0}{B_x} \right)^{1/4}, \quad (28)$$

kde $K_{Jc(1T)}$ vyjadřuje hodnotu K_{Jc} pro vzorek tloušťky B_0 , resp. $1T = 25 \text{ mm}$ a B_x je tloušťka tělesa, jehož hodnotu LH je třeba převést na hodnotu $K_{Jc(1T)}$.

Jediným neznámým parametrem v rovnici (27) zůstává Weibullův normalizační parametr K_0 , což je hodnota mediánu lomové houževnatosti $K_{Jc (med)}$ pro kumulativní pravděpodobnost porušení $P_f = 63 \%$. Hodnotu K_0 lze určit ze vztahu [2,27]

$$K_0 = \left[\sum_{i=1}^N \frac{(K_{Jc(i)} - K_{min})^4}{r} \right]^{1/4} + K_{min} , \quad (29)$$

kde N je počet vstupních hodnot K_{Jc} a r vyjadřuje počet pouze těch vstupních hodnot, které splňují podmínku $K_{Jc(limit)}$.

Pro medián lomové houževnatosti $K_{Jc (med)}$ při dané teplotě platí [27]

$$K_{Jc(med)} = K_{min} + 0,9124(K_0 - K_{min}) . \quad (30)$$

Univerzální křivku LH, která bude reprezentována teplotní závislostí mediánu lomové houževnatosti $K_{Jc(med)}$ pro zkušební těleso tloušťky $1T = 25$ mm lze ve výsledku popsat rovnicí

$$K_{Jc(med)} = 30 + 70 \exp[0,019(T - T_0)] . \quad (31)$$

Výše uvedený vztah platí v celé tranzitní oblasti a částečně i ve spodní prahové oblasti, pokud platí $K_{Jc(med)} > 50 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Pod touto hodnotou již neplatí teorie nejslabšího článku pro popis vlivu velikosti tělesa na LH.

Kromě $K_{Jc(med)}$ je možné určit spodní a horní toleranční meze $K_{Jc(P_f)}$, které určují rozptylový pás P_f hodnot $K_{Jc(med)}$, podle vztahu

$$K_{Jc(P_f)} = 20 + \{11 + 77 \exp[0,019(T - T_0)]\} \left[\ln \left(\frac{1}{1 - P_f} \right) \right]^{1/4} , \quad (32)$$

kde P_f reprezentuje kumulativní pravděpodobnost porušení dle vztahu (27).

Důležitým krokem je určení referenční teploty T_0 , při které je medián lomové houževnatosti $K_{Jc(med)}$ roven hodnotě $100 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. Wallin určil tuto teplotu na základě úvahy, kdy by teplota T_0 měla být dle obr. 26 v intervalu mezi teplotou křehkosti t_B a teplotou t_C . Tento interval zvolil proto, aby došlo ke křehkému lomu tělesa bez vzniku tvárné oblasti u čela trhliny, ale zároveň aby hodnota $K_{Jc(med)}$ měřená za teploty T_0 ležela v oblasti tranzitní křivky, kde LH silně závisí na teplotě. Určení T_0 má zásadní vliv na konstrukci master křivky LH, protože je díky ní možné určit hodnoty $K_{Jc(med)}$ a tolerančních mezí $K_{Jc(P_f)}$ pro libovolnou teplotu T .

Z Wallinovy práce rovněž plyne existence závislosti mezi lomovou houževnatostí K_{Jc} a nárazovou prací KV . Wallin dospěl úvahami k závěru, že teplotní průběh nárazové práce KV musí zahrnovat i jistou charakteristickou teplotu, při které dochází k elasto-plastickému štěpnému lomu Charpyho tělesa s V-vrubem, jehož lomová plocha má zcela krystalický

vzhled. Současně musí být také blízko tranzitní teplotě, při jejímž překročení již nastává smíšený lom, u něhož je část lomové plochy tvořena tvárným porušením a část vykazuje známky štěpného porušení. Rozborem velkého množství tranzitních křivek ze zkoušek rázem v ohybu těles opatřených V-vrubem Wallin zjistil, že výše uvedené podmínky splňuje teplota T_{28J} , tj. teplota, při které se nárazová práce KV rovná hodnotě 28 J. Korelací teplotních závislostí T_{28J} a T_0 (pro tělesa tloušťky 1T) dospěl k závěru, že vztah obou tranzitních teplot je možné popsat vztahem

$$T_0 = T_{28J} - 18 \text{ °C} , \quad (33)$$

na základě kterého je možné přibližně určit teplotu vhodnou pro měření LH a určení T_0 . [22,23,27]

Metodika určení referenční teploty T_0 je obsažena v normě ASTM E1921-14b Standard Test Method for Determination of Reference Temperature T_0 for Ferritic Steels in Transition Range. V této normě je pro určení T_0 v případě, že bylo provedeno měření K_{Jc} na souboru zkušebních těles za jediné teploty, uveden vztah

$$T_0 = T - \left(\frac{1}{0,019} \right) \ln \left[\frac{K_{Jc(med)} - 30}{70} \right] . \quad (34)$$

Jestliže byla zkušební tělesa testována při různých teplotách, je pro určení referenční teploty T_0 nutné použít vztah [27]

$$\sum_{i=1}^9 \delta_i \frac{\exp[0,019(T_i - T_0)]}{11 + 77\exp[0,019(T_i - T_0)]} - \sum_{i=1}^9 \frac{(K_{Jc(i)} - 20)^4 \exp[0,019(T_i - T_0)]}{\{11 + 77\exp[0,019(T_i - T_0)]\}^5} = 0 \quad (35)$$

6 EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

6.1 Experimentální materiál

Pro experimentální část práce byl zvolen materiál P91 dle ASTM A335 [31], resp. X10CrMoVNb9-1 dle EN 10216-2. Jedná se o žárovečnou feriticko-martenzitickou ocel s nízkým obsahem uhlíku, která dále obsahuje 9 % Cr, 1 % Mo a další legury v malém procentuelním zastoupení. Úplné chemické složení dle normy ASTM A335 je uvedeno v tabulce 1. Tato ocel je určena pro vysokoteplotní aplikace, kde je vyžadovaná vysoká pevnost, odolnost proti creepu a korozi. Pozitivními vlastnostmi této oceli je také nízký koeficient tepelné roztažnosti a vysoká tepelná vodivost. Typickou aplikací jsou například tlakové nádoby vysokoteplotních reaktorů.

Zkušební materiál byl dodán v podobě bezešvé trubky o rozměrech 355,6 x 35,71 x 500 mm firmou Productos Tubulares, s.a.u., Španělsko. Polotovár byl dodán ve stavu po normalizačním žhání za teploty 1050 °C po dobu 231 minut a následném popouštění při teplotě 780 °C po dobu 5 hodin.

Tabulka 1 Normalizované chemické složení v hm.% oceli P91 [31]

Prvek	C	Mn	P	S	Si	Cr	Mo
	0,08-0,12	0,30-0,60	≤0,020	≤0,010	0,20-0,50	8,00-9,50	0,85-1,05
Prvek	V	N	Ni	Al	Nb	Ti	Zr
	0,18-0,25	0,03-0,07	≤0,40	≤0,040	0,06-0,10	≤0,10	≤0,10

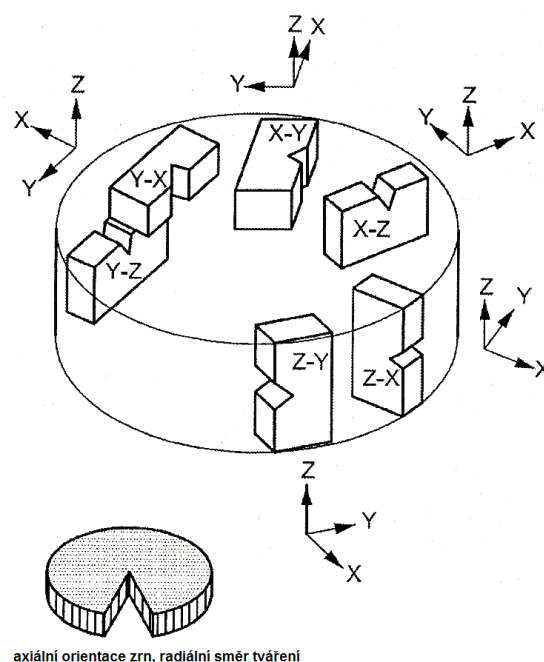
Dodaná trubka byla rozřezána na několik částí, ze kterých bylo poté vyrobeno devět zkušebních těles (tzv. CT těles, viz obr. 32) dle normy ČSN EN ISO 12737 [32] pro měření LH. Osy otvorů pro čepy jsou kolmé k ose trubky – v obrázku 31 se jedná o orientaci Z-Y.

Pro tahové zkoušky bylo zhotoveno 12 zkušebních tyčí, které byly orientovány tak, že osa zkušební tyče byla rovnoběžná s osou dodané trubky.

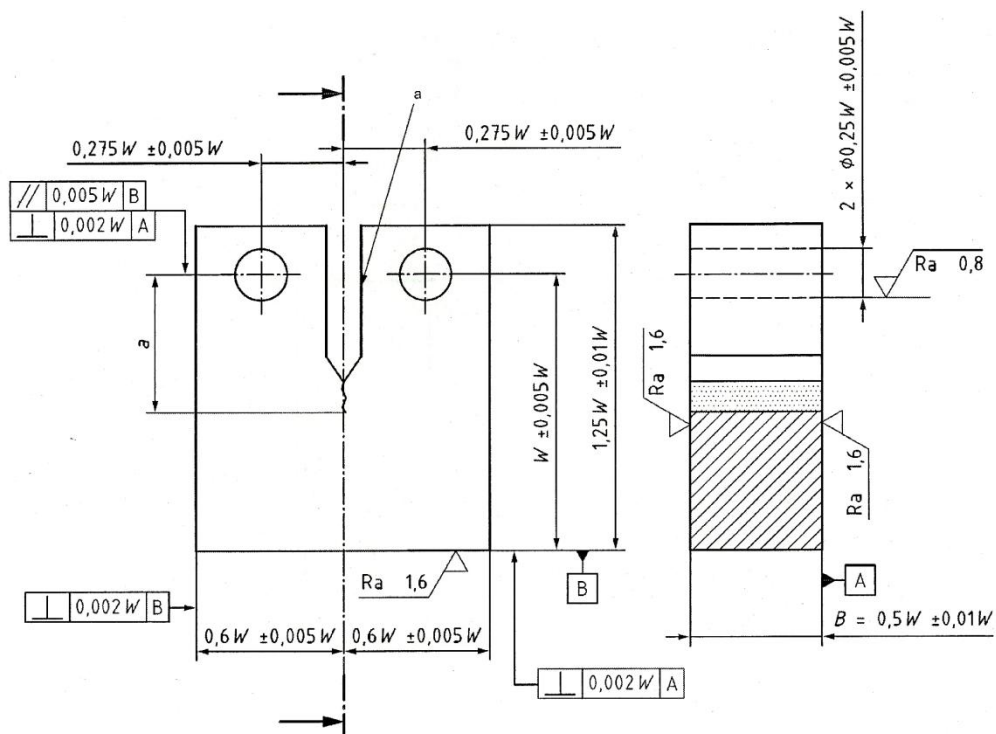
Kompletní řezný plán je v Příloze A.

Tvrдость byla měřena na tělese tvaru hranolu.

Po provedení mechanických zkoušek následovaly rozborů chemického složení pomocí spektrometru, rastrovacího elektronového mikroskopu a metalografie.



Obr. 31 Orientace zkuš. těles v polotovaru [32]



Obr. 32 Rozměry CT těles dle normy ČSN EN ISO 12737 [32]

Označení zkušebních vzorků pro mechanické zkoušky je uvedeno v tabulce 2.

Tabulka 2 Označení vzorků použitých pro mechanické zkoušky

Zkoušky lomové houževnatosti		Tahové zkoušky	
Teplota [°C]	Těleso	Teplota [°C]	Těleso
-90	PL_1	-90	PL_4
	PL_19		PL_10
	PL_8		PL_9
-80	PL_3	-80	PL_12
	PL_17		PL_5
	PL_6		PL_13
-70	PL_16	-70	PL_11
	PL_11		PL_6
	PL_21		PL_8
20		20	PL_1
			PL_2
			PL_3

6.2 Použité experimentální metody

Experimenty, provedené v rámci práce, sestávaly z

- a) zkoušek lomové houževnatosti na CT tělesech při teplotách $-90\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$ [33,34],
- b) zkoušek tahem při teplotách $-90\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ [35,36],
- c) měření tvrdosti [37],
- d) určení univerzální křivky lomové houževnatosti (master křivky) [27],
- e) plošné chemické analýzy
- f) lokální chemické analýzy pomocí metody EDS v rastrovacím elektronovém mikroskopu
- g) metalografické a fraktografické analýzy.

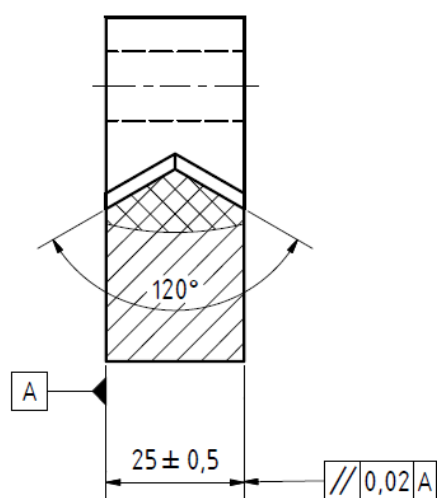
První část experimentů, zahrnující měření LH, zkoušky tahem a měření tvrdosti, probíhala na pracovišti ÚFM AV ČR v Brně, ostatní byly provedeny v laboratořích Ústavu materiálových věd a inženýrství FSI VUT v Brně.

6.3 Zkoušky těles excentrickým tahem

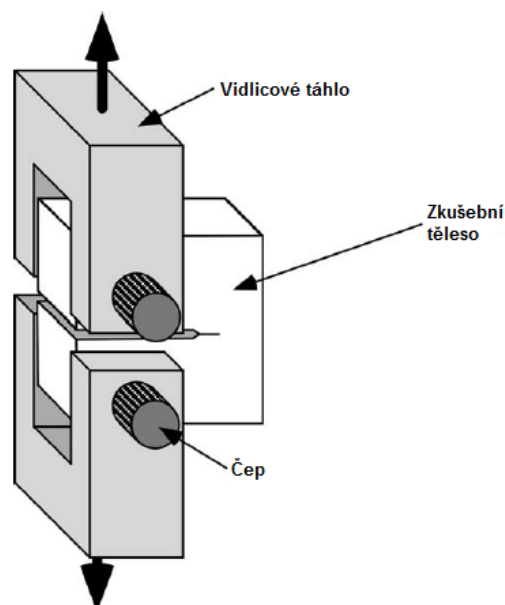
Na CT tělesech o tloušťce 1T (25 mm) obsahujících vrub typu Chevron (viz obr. 33), vyrobených v souladu s normou ASTM E1820-13 [33] byly provedeny zkoušky excentrickým tahem (viz obr. 34), z nichž byla jako výstup získána závislost rozevření trhliny na působící síle. Cílem bylo získat data pro výpočet hodnot LH.

Zkušební tělesa obsahovala nacyklovanou únavovou trhlinu dle ASTM E1820-13. Rozměry těles byly $W = 50\text{ mm}$ (šířka tělesa), $B = 25\text{ mm}$ (tloušťka) a $a = 25\text{ mm}$ (výchozí délka trhliny). Celkem bylo testováno devět CT těles, z toho tři tělesa při teplotě $-90\text{ }^{\circ}\text{C}$, čtyři tělesa při teplotě $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$ a dvě tělesa při teplotě $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$. Všechna tělesa byla při zkouškách rozlomena na dvě části, na kterých byly v dalším kroku měřeny délky trhlín.

Měření pro zjištění LH bylo provedeno při konstantní rychlosti zatěžování 1 mm/min na zkušební stroji Zwick/Roell Z250 s maximální silovou kapacitou 250 kN. Pro měření otevření trhliny byl použit sponový snímač (tzv. clip gage) Sandner EX RC 2-4u. Zkoušky při nízkých teplotách probíhaly v kryostatu, chlazeném parami kapalného dusíku. Teplota byla měřena pomocí termočlánku, připevněného přímo na zkušební těleso, a řízena s přesností $\pm 1\text{ }^{\circ}\text{C}$. Výsledky zkoušek byly vyhodnoceny pomocí softwaru Zwick testXpert II.



Obr. 33 Vrub typu Chevron

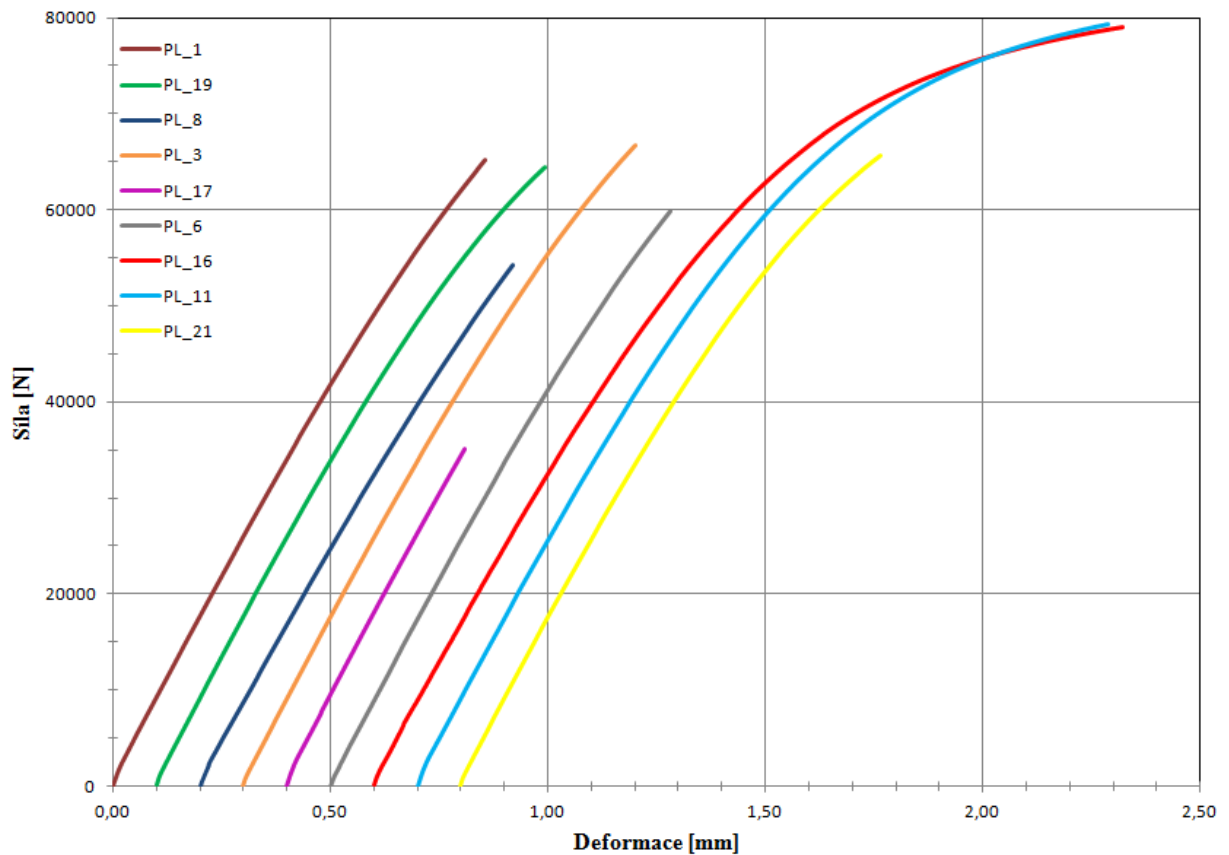


Obr. 34 Princip zkoušky excentrickým tahem; upraveno dle [2]

Výstupní data z měření jsou uvedena v tabulce 3. Veličina A_c vyjadřuje množství celkové absorbované energie při maximální síle F_{max} . Na obr. 35 jsou uvedeny závislosti rozevření trhliny na působící síle.

Tabulka 3 Výstupní data ze zkoušky excentrickým tahem

Teplota [°C]	n	Zkušební těleso	F_{max} [kN]	dL při F_{max} [mm]	A_c při F_{max} [J]
-90	1	PL_1	65,224	0,854	30,041
	2	PL_19	64,449	0,892	31,976
	3	PL_8	54,284	0,720	20,722
-80	4	PL_3	66,687	0,901	32,790
	5	PL_17	35,055	0,409	7,465
	6	PL_6	59,860	0,800	25,061
	7	PL_16	79,344	1,600	82,805
-70	8	PL_11	79,050	1,723	91,562
	9	PL_21	65,593	0,965	36,040



Obr. 35 Závislost síla – deformace pro všechna CT tělesa

Je patrné, že u těles PL_11 a PL_16, v porovnání s ostatními tělesy, došlo k většímu rozevření trhliny, tj. tato tělesa se deformovala plasticky více než ostatní.

6.4 Měření délky trhliny

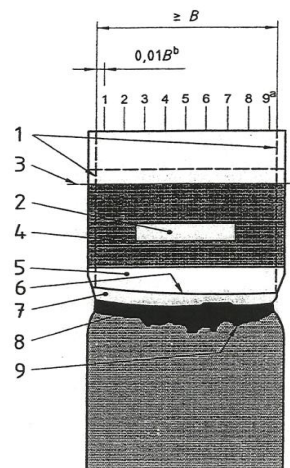
U všech těles byly pomocí mikroskopu Mitutoyo TM-500 dle normy ISO 12135 [34] změřeny délky trhlín devítibodovou metodou (viz obr. 36). Pro standardní CT tělesa platí, že bod 1 leží ve vzdálenosti 0,25 mm od okraje tělesa (1/100 tloušťky tělesa). Od něj jsou délky trhliny dále určovány vždy po vzdálenosti 3,0625 mm. Naměřené délky trhlín v jednotlivých bodech byly poté zprůměrovány dle vztahu [34]

$$a_0 = \frac{1}{8} \left(\frac{a_1 + a_9}{2} + \sum_{i=2}^8 a_i \right). \quad (36)$$

Výsledná délka trhliny byla určena jako aritmetický průměr hodnot délek trhlín naměřených na obou polovinách zkušebního tělesa.

Legenda k obrázku 36:

- 1 – referenční čáry
- 2 – rovina lomu
- 3 – osa kolíku pro spojení s táhlem
- 4 – uměle vytvořený vrub
- 5 – oblast nacyklované trhliny
- 6 – čelo počáteční trhliny
- 7 – zóny plasticity
- 8 – oblast růstu trhliny
- 9 – čelo finální trhliny



Obr. 36 Schéma měření délky trhliny [34]

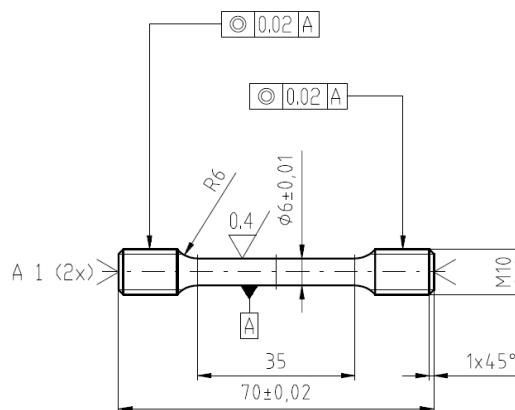
V tabulce 4 jsou uvedeny výsledné délky trhlin pro jednotlivá zkušební tělesa.

Tabulka 4 Naměřené délky trhlin v jednotlivých tělesech

Zk. těleso	PL_1	PL_19	PL_8	PL_3	PL_17	PL_6	PL_16	PL_11	PL_21
Délka trhliny a_0 [mm]	26,255	26,241	26,861	26,033	26,149	26,158	26,705	26,432	25,997
Teplota [°C]	-90			-80			-70		

6.5 Tahové zkoušky

Zkoušky tahem byly prováděny z důvodu zjištění meze kluzu, meze pevnosti, tažnosti a kontrakce oceli P91 za příslušných teplot. Celkem bylo testováno 12 zkušebních tyčí s měrnou délkou 30 mm a výchozím průměrem válcové části tyče 6 mm. Devět tyčí bylo použito pro testování za snížených teplot dle ČSN 42 0313 [35] a tři byly použity pro určení základních mechanických charakteristik za pokojové teploty dle ČSN EN 10002-1 [36]. Z devíti těles pro zkoušení za snížených teplot byla tři tělesa testována při teplotě -90 °C, tři tělesa při teplotě -80 °C a tři tělesa při teplotě -70 °C. Výchozí rozměry zkušebních tyčí pro zkoušku tahem jsou zobrazeny na obr. 37.



Obr. 37 Výchozí geometrie zkušebních tyčí

Zkoušky byly provedeny na zkušebním stroji Zwick/Roell Z050 s maximální silovou kapacitou 50 kN. Zkoušky probíhaly při konstantní rychlosti zatěžování 1 mm/min a byly vyhodnoceny pomocí softwaru Zwick testXpert II. Grafickým výstupem je závislost napětí na deformaci. Parametry prodloužení A a kontrakce Z byly spočteny na základě vyhodnocení výchozích a konečných rozměrů zkušebních tyčí, provedených pomocí mikroskopu Mitutoyo TM-500. Výsledky zkoušek tahem jsou shrnuty v tabulce 5, z důvodu přehlednosti byly grafy závislosti napětí – deformace umístěny do Přílohy B.

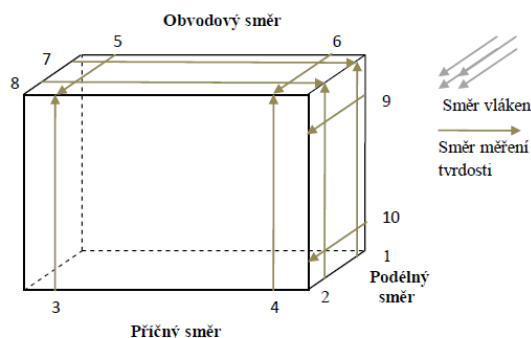
V tab. 5 značí $R_{p0,2}$ smluvní mez kluzu, R_m mez pevnosti, L_0 (L_U) měrnou (konečnou) délku zkušební tyče, d_0 (d_U) výchozí (výsledný) průměr válcové části tyče, S_0 (S_U) počáteční (konečný) obsah průřezu válcové části tyče, A tažnost a Z kontrakci.

Tabulka 5 Výsledky tahových zkoušek

Teplota [°C]	Zkuš. těleso	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	L_0 [mm]	d_0 [mm]	S_0 [mm ²]	L_U [mm]	d_U [mm]	S_U [mm ²]	A [%]	Z [%]
20	PL_1	560,90	704,92	30	5,994	28,218	38,199	5,757	7,129	27,30	74,73
	PL_2	615,32	747,32	30	6,007	28,340	37,764	5,806	7,898	25,90	72,13
	PL_3	592,48	729,50	30	5,994	28,218	37,365	5,786	7,857	24,60	72,16
-70	PL_11	625,90	804,21	30	6,002	29,293	38,238	5,682	8,827	27,50	68,80
	PL_6	672,87	841,34	30	5,994	28,218	37,718	5,720	9,528	25,70	66,23
	PL_8	643,45	803,06	30	5,986	28,143	37,448	5,715	8,573	24,80	69,54
-80	PL_12	672,32	842,21	30	5,994	28,218	37,198	5,865	9,166	24,00	67,52
	PL_5	636,14	821,93	30	5,994	28,218	38,887	5,705	9,140	29,60	67,61
	PL_13	618,37	794,18	30	6,001	28,284	37,448	5,663	9,142	24,80	67,68
-90	PL_9	687,87	857,42	30	6,002	28,293	37,312	5,715	8,753	24,40	68,03
	PL_10	628,29	813,60	30	5,999	28,265	37,063	5,612	10,938	23,50	61,30
	PL_4	636,60	821,12	30	5,996	28,237	38,132	5,625	9,026	27,10	69,70

6.6 Měření tvrdosti

Pro měření tvrdosti byl z polotovaru odřezán vzorek ve tvaru hranolu, na kterém bylo následně provedeno 10 sérií měření tvrdosti HV10 dle Vickerse na elektro-mechanickém počítačem řízeném zkušebním stroji Zwick Z2.5 vybaveným tvrdoměrnou hlavou ZHU0.2 a optikou. Schéma zkušebního tělesa je na obr. 38. Šipky s čísly označují trajektorie, na kterých probíhaly série měření tvrdosti. Jednotlivé série sestávaly z 12 až 16 vpichů indentačním tělesem. Naměřené hodnoty byly pro každou sérii měření průměrovány. Výsledky měření jsou uvedeny v tab. 6.



Obr. 38 Schéma měření tvrdosti

Tabulka 6 Výsledky měření tvrdosti

Série	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
HV10	231,0	231,5	225,9	223,4	227,2	223,8	224,0	225,4	236,1	234,6

Z tab. 6 je patrné, že hodnoty tvrdosti nevykazují výrazný rozptyl. Dle dostupných podkladů [38,39,40] a materiálových listů by se měla hodnota tvrdosti pohybovat v intervalu 200 – 260 HV10.

6.7 Určení master křivky lomové houževnatosti

Pro určení master křivky LH byla použita data, získaná při zkouškách CT těles.

Prvním krokem bylo určení K_{Ic} dle norem ASTM E1820, resp. ČSN EN ISO 12737. Hodnotu K_{Ic} bylo možné určit pomocí výpočtové hodnoty K_Q . Sestrojením 95 % sečen (viz [32,33]) byla určena síla F_Q . Provizorní hodnoty K_Q byly vypočteny podle vztahu

$$K_Q = \frac{F_Q}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a_0}{W}\right), \quad (37)$$

kde B je tloušťka tělesa, W vyjadřuje rozměr tělesa ve směru šíření trhliny a a_0 je délka trhliny.

Hodnoty tvarové funkce $f\left(\frac{a_0}{W}\right)$ byly určeny dle rovnice

$$f\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a_0}{W}\right) \left[0,886 + 4,64 \frac{a_0}{W} - 13,32 \left(\frac{a_0}{W}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a_0}{W}\right)^3 - 5,6 \left(\frac{a_0}{W}\right)^4\right]}{\left(1 - \frac{a_0}{W}\right)^{1,5}}. \quad (38)$$

Aby bylo možné provizorní hodnotu K_Q prohlásit za platnou hodnotu K_{Ic} , musí být splněny podmínky vyjádřené vztahy (39) a (40). První podmínka vyjadřuje maximální možný poměr F_{max}/F_Q . Pokud je překročena hodnota 1,1, znamená to, že hodnoty K nejsou nezávislé na velikosti tělesa, a není je tak možné prohlásit za platné hodnoty K_{Ic} . Vztah (40) vyjadřuje podmínku rovinné deformace, kdy hodnota na pravé straně, zahrnující poměr výpočtové síly K_Q a změřené meze kluzu $R_{p0,2}$, nesmí překročit uvedené rozměry tělesa. V případě, že není podmínka splněna, je závěr stejný jako u předchozí podmínky. Obě podmínky zároveň vyjadřují platnost LELM.

$$F_{max} \leq 1,1F_Q \quad (39)$$

$$a_0, B, (W - a_0) \geq 2,5 \left(\frac{K_Q}{R_{p0,2}}\right)^2 \quad (40)$$

Výsledky jsou přehledně uvedeny v tabulce 7.

Plyne z ní, že výše uvedené podmínky platnosti LELM ani u jednoho vzorku nebyly splněny, neplatí tedy podmínky rovinné deformace a není možné považovat spočtené hodnoty K_Q za platné hodnoty K_{Ic} . Z těchto důvodů bylo nutné určit K_{Ic} pomocí J -integrálu.

Tabulka 7 Hodnoty K_Q a ověření podmínek platnosti LELM

Teplota [°C]	Zkušební těleso	a_0 [mm]	B [mm]	W [mm]	F_{max} [kN]	F_Q [kN]	F_{max}/F_Q	a/W	f(a/W)	K_Q [MPa.m ^{0,5}]	$R_{p0,2}$ [MPa]	$2,5*(K_Q/R_{p0,2})^2$ [mm]
-90	PL_1	26,26	25,01	50	65,224	53,000	1,23	0,525	10,457	99,099		57,982
	PL_19	26,24	25	50	64,449	46,500	1,39	0,525	10,447	86,902	650,72	44,588
	PL_8	26,86	24,98	50	54,284	45,700	1,19	0,537	10,883	89,036		46,804
-80	PL_3	26,03	24,99	50	66,687	48,600	1,37	0,521	10,308	89,650		48,707
	PL_17	26,15	24,98	50	35,055	35,055	1	0,523	10,385	65,173	642,28	25,741
	PL_6	26,16	24,97	50	59,860	47,435	1,26	0,523	10,391	88,278		47,228
	PL_16	26,71	24,98	50	79,344	43,916	1,81	0,534	10,770	84,673		43,450
-70	PL_11	26,43	24,97	50	79,050	39,700	1,99	0,529	10,578	75,214	647,41	33,743
	PL_21	26,00	24,99	50	65,593	40,300	1,63	0,520	10,284	74,168		32,811

Pro CT tělesa byla kritická hodnota J -integrálu pro okamžik nestability spočtena dle vztahu

$$J_c = J_{el} + J_{pl} = \frac{K_c^2(1 - \nu^2)}{E} + \frac{\eta A_{pl}}{B b_0}, \quad (41)$$

kde

K_c je hodnota lomové houževnatosti pro F_{max} ,

E zastupuje Youngův modul pružnosti ($E = 210$ GPa)

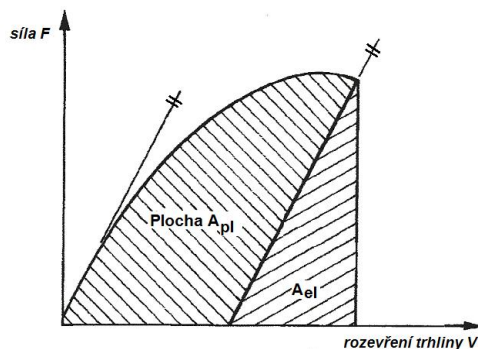
ν vyjadřuje Poissonovo číslo ($\nu = 0,3$)

A_{pl} je plocha vyjadřující plastickou práci (viz obr. 39)

b_0 značí ligament ($W - a_0$)

$$\eta = 2 + 0,522 b_0 / W$$

Hodnotu K_c je možné vypočítat pomocí vztahu (37), a A_{pl} je možné určit odečtením plochy A_{el} od celkové plochy pod zatěžovací křivkou A_c (viz tab. 3).



Obr. 39 Plocha A_{pl} pro výpočet J_c ; upraveno dle [27]

Vztah (41) platí pouze za podmínky

$$\Delta a_p < \left(0,2 \text{ mm} + \frac{J_c}{2R_{p0,2}} \right), \quad (42)$$

která říká, že přírůstek délky lomu způsobený plastickou deformací na čele trhliny nesmí přesáhnout hodnotu výrazu v závorce. Výsledky výpočtů jsou uvedeny v tab. 8.

Tabulka 8 Hodnoty J_c a ověření podmínky velikosti plastické zóny

Teplota [°C]	Zkuš. těleso	K_c [MPa.m ^{0,5}]	ν	E [GPa]	η	A_{pl} [J]	B [mm]	b_0 [mm]	J_c [MPa.m]	Δa_p [mm]
	PL_1	122,0			2,248	3,453	25,01	23,74	0,0775	0
-90	PL_19	120,5	0,3	210	2,248	6,016	25,00	23,76	0,0856	0
	PL_8	105,8			2,242	2,305	24,98	23,14	0,0574	0
	PL_3	123,0			2,250	4,995	24,99	23,97	0,0843	0
-80	PL_17	65,2	0,3	210	2,249	0,000	24,98	23,85	0,0184	0
	PL_6	111,4			2,249	2,666	24,97	23,84	0,0638	0
	PL_16	153,0			2,243	43,458	24,98	23,30	0,2689	0,15
-70	PL_11	149,8	0,3	210	2,246	52,506	24,97	23,57	0,2976	0,17
	PL_21	120,7			2,251	9,150	24,99	24,00	0,0975	0

Ze vztahu (42) je zřejmé, že podmínka pro Δa_p stanovuje v nejpřísnějším případě přírůstek 0,2 mm. Této hodnoty nebylo dosaženo ani u jednoho vzorku, proto je možné považovat podmínku za splněnou.

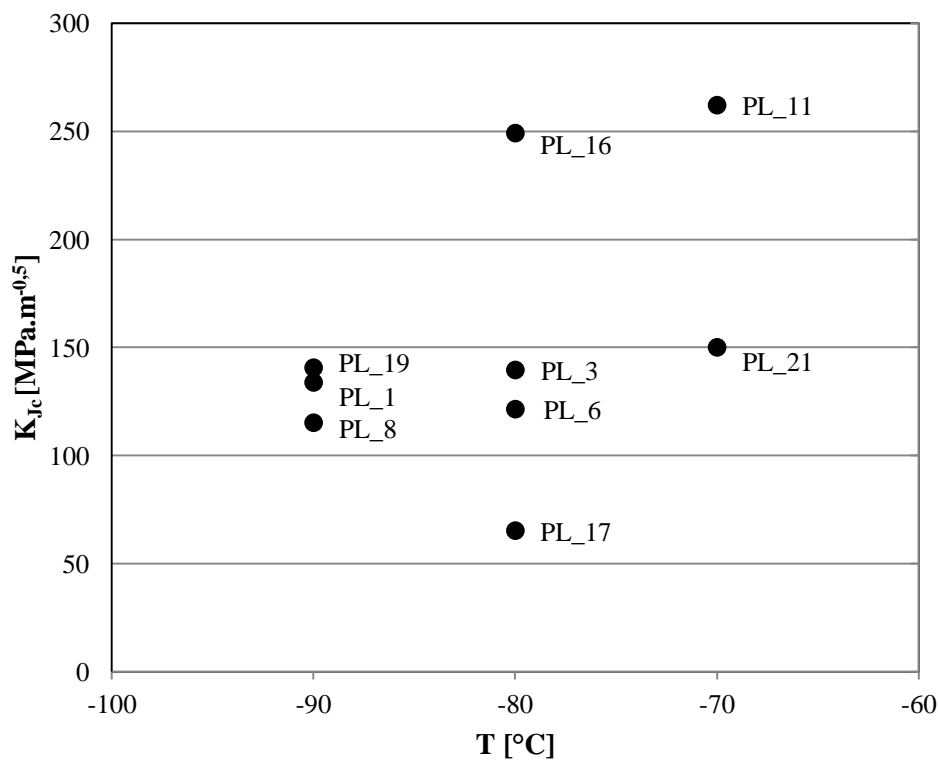
Díky určení platné hodnoty J_c bylo možné vypočítat hledanou hodnotu lomové houževnatosti K_{Jc} pomocí rovnice

$$K_{Jc} = \sqrt{\frac{J_c E}{1 - \nu^2}} \quad (43)$$

Výsledné hodnoty lomové houževnatosti K_{Jc} jsou uvedeny v tab. 9, jejich teplotní závislost pak v grafu na obr. 40.

Tabulka 9 Výsledné hodnoty K_{Jc}

Teplota [°C]	Zkušební těleso	J_c [MPa.m]	ν	E [GPa]	K_{Jc} [MPa.m ^{0,5}]
-90	PL_1	0,0775	0,3	210	133,8
	PL_19	0,0856			140,6
	PL_8	0,0574			115,1
-80	PL_3	0,0843	0,3	210	139,5
	PL_17	0,0184			65,2
	PL_6	0,0638			121,4
	PL_16	0,2689			249,1
-70	PL_11	0,2976	0,3	210	262,1
	PL_21	0,0975			150,0



Obr. 40 Teplotní závislost lomové houževnatosti K_{Jc}

Parametry master křivky LH byly určeny dle normy ASTM E1921.

Jako první byla vypočtena limitní hodnota $K_{Jc(limit)}$ podle vztahu (26). Výsledky jsou uvedeny v tabulce 10. Jedná se o parametr, který je nezávislý na teplotě a velikosti tělesa, proto je možné uvažovat pouze jednu z vypočtených hodnot. Byly zvoleny nejpřísnější podmínky, tj. byla zvolena nejnižší hodnota $K_{Jc(limit)}$ pro těleso PL_16.

Tabulka 10 Hodnoty $K_{Jc(limit)}$

Teplota [°C]	Zkušební těleso	E [GPa]	b_0 [mm]	$R_{p0,2}$ [MPa]	ν	$K_{Jc(limit)}$ [MPa.m ^{0,5}]
-90	PL_1	210	23,74	650,72	0,3	344,6
	PL_19		23,76			344,9
	PL_8		23,14			340,3
-80	PL_3	210	23,97	642,28	0,3	344,1
	PL_17		23,85			343,3
	PL_6		23,84			343,2
	PL_16		23,30			339,6
-70	PL_11	210	23,57	647,41	0,3	342,6
	PL_21		24,00			345,7

Důležitým parametrem master křivky LH je referenční teplota T_0 , při které je hodnota mediánu $K_{Jc(med)}$ rovna 100 MPa.m^{0,5}. Jelikož byly zkoušky prováděny při různých teplotách, je pro výpočet referenční teploty nutné použít rovnici (30). Z dané rovnice byla (pomocí softwaru Matlab) určena referenční teplota $T_0 = -127,5$ °C.

Samotná master křivka LH je vyjádřena následujícím vztahem

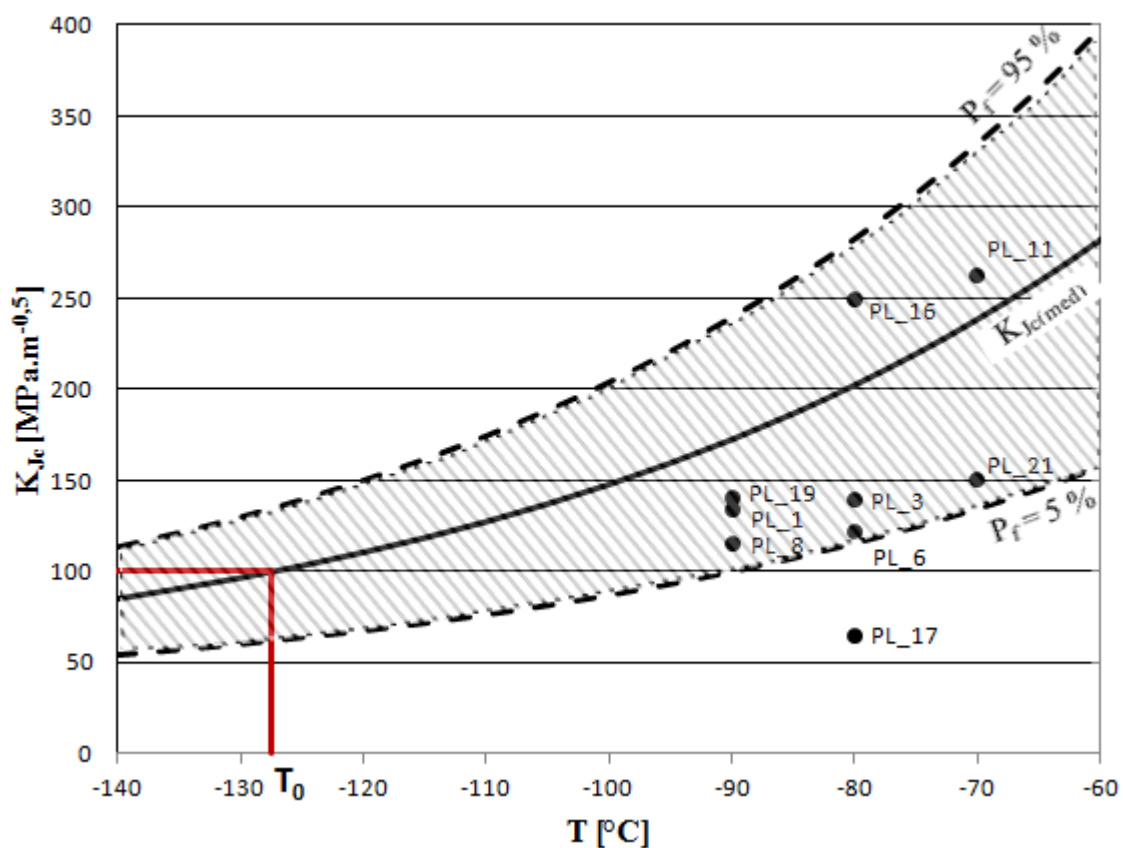
$$K_{Jc(med)} = 30 + 70 \exp[0,019(T - T_0)] \quad (44)$$

Toleranční meze uvedené závislosti pro kumulativní pravděpodobnost porušení $P_f = 5\%$ a $P_f = 95\%$ lze popsat vztahy

$$K_{Jc(0,05)} = 25,2 + 36,6 \exp[0,019(T - T_0)] \quad (45)$$

$$K_{Jc(0,95)} = 34,5 + 101,3 \exp[0,019(T - T_0)] \quad (46)$$

Grafické znázornění master křivky LH oceli P91 včetně rozptylového pásu 90 % je uvedeno na obrázku 41.



Obr. 41 Univerzální křivka lomové houževnatosti oceli P91

6.8 Chemická analýza

Analýza chemického složení byla provedena pomocí spektrometrie na optickém emisním spektrometru s doutnavým výbojem (GDOES) Spectrumat GDS 750. Pro analýzu byl z dodané trubky odřezán disk o tloušťce asi 1 cm, ze kterého byl následně odřezán element pro analýzu (viz obr. 42). Na fotografii je naznačena orientace CT těles pro mechanické zkoušky. V tabulce 11 jsou výsledky měření společně s hodnotami udávanými normou. Pro úplnost je v tabulce uvedeno i chem. složení, deklarované dodavatelem materiálu.



Obr. 42 Vzorek pro chemickou analýzu

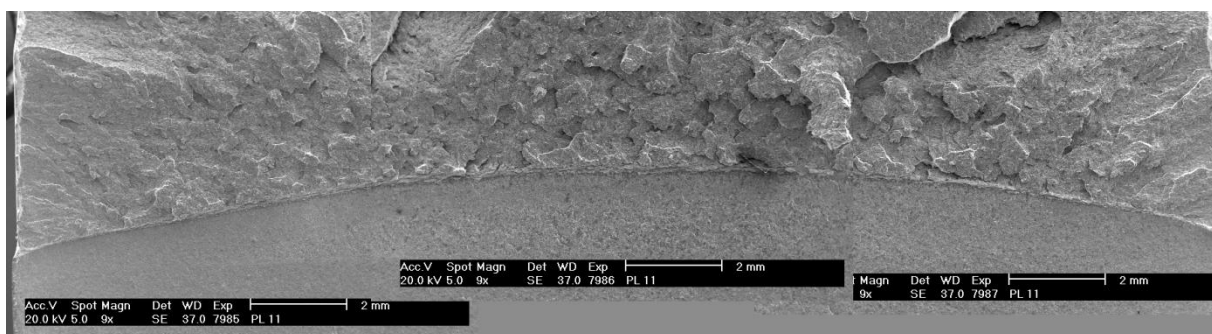
Tabulka 11 Chemické složení oceli P91

Prvek	C	Mn	P	S	Si	Cr
Norma	0,08-0,12	0,30-0,60	≤0,020	≤0,010	0,20-0,50	8,00-9,50
Dodavatel	0,11-0,12	0,49-0,50	0,018	0,006	0,36-0,37	8,04-8,26
GDOES	0,10	0,50	0,016	0,004	0,36	8,2
Prvek	Mo	V	N	Ni	Al	Nb
Norma	0,85-1,05	0,18-0,25	0,03-0,07	≤0,40	≤0,040	0,06-0,10
Dodavatel	0,96-0,99	0,20-0,22	0,04	0,10	0,016	0,08
GDOES	0,96	0,23	-	0,10	0,012	0,08
Prvek	Ti	Zr	Cu	Co	Sn	
Norma	≤0,10	≤0,10	norma neuvádí			
Dodavatel	-	-	-	-	-	
GDOES	-	-	0,08	0,01	0,01	

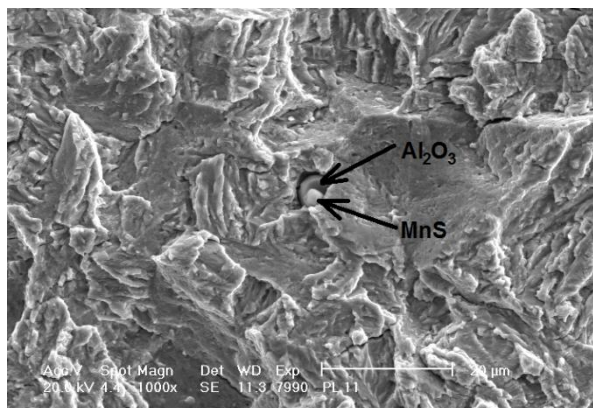
Při spektrometrii byla odhalena stopová množství kobaltu a cínu. Kobalt, stejně jako nikl, je prvek, který stabilizuje austenit a během tepelného zpracování a ochlazení přispívá k tomu, aby došlo k úplné přeměně austenitu na martenzit bez vzniku δ -feritu. Přispívá také ke zvýšení pevnosti. Měď je také prvkem stabilizujícím austenit, na rozdíl od kobaltu a niklu má však nízkou rozpustnost ve feritu. Jeho precipitáty přispívají k lepší distribuci a rychlejší nukleaci Lavesových fází, což jsou intermediální fáze vznikající mezi prvky s největšími rozdíly v atomových poloměrech. [41,42]

6.9 Analýza lomových ploch pomocí SEM

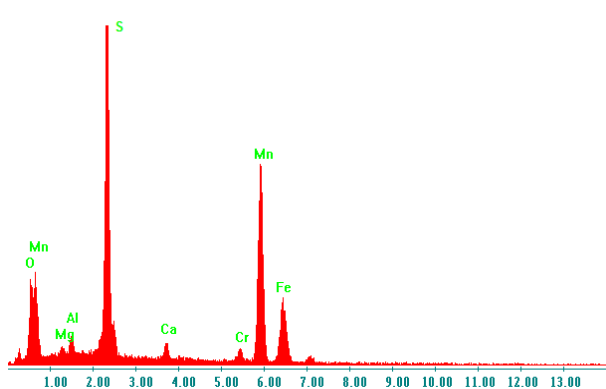
Pro zjištění distribuce vměstků, jejich složení a hledání možných míst iniciace trhliny byl využit rastrovací elektronový mikroskop (SEM) Philips XL30 se systémem analýzy prvků založeném na detekci charakteristického RTG záření, neboli EDS. Pro analýzu byly použity poloviny zkušebních těles PL_3, PL_11 a PL_17, porušených lomem při zkouškách excentrických tahem. Na obr. 43 je uveden makrosnímek lomové plochy zkušebního tělesa PL_11, fotografie lomových ploch byly pro přehlednost sloučeny pomocí softwaru do jednoho snímku. Kompletní fotodokumentace je uvedena v Příloze C, v Příloze D jsou pak přiložena data z EDS analýzy zkušebních těles PL_11 a PL_17. U tělesa PL_3 nebyla EDS analýza prováděna, byla u něj pouze hledána místa iniciace lomu pomocí SEM.



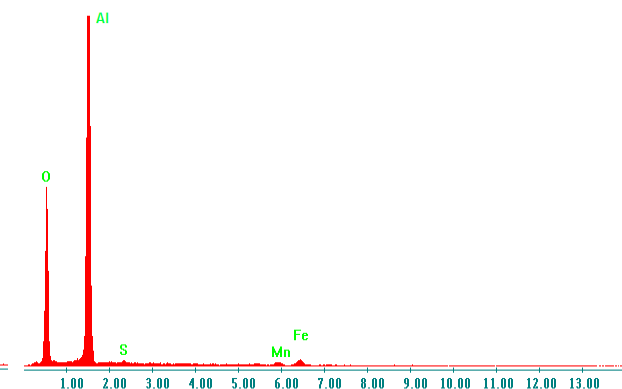
Obr. 43 Lomová plocha zkušebního tělesa PL_11



Obr. 44 Těleso PL_11; šipky ukazují na vměstky



Obr. 45 EDS analýza vměstku MnS z obr. 44

Obr. 46 EDS analýza vměstku Al₂O₃ z obr. 44

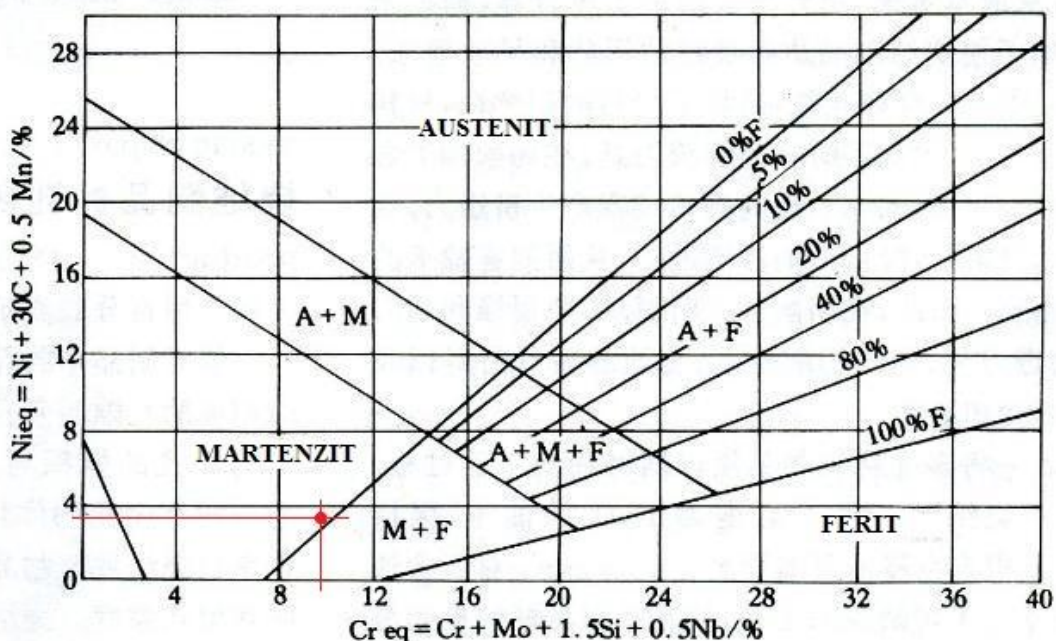
Na obr. 43 je vidět malá plastická zóna na čele trhliny. U tělesa PL_11 došlo tedy k tvárné iniciaci trhliny. Místo iniciace lomu není jednoznačně možné určit, z orientace štěpných fazet je nicméně patrné, že lom byl iniciován ve střední části. U ostatních zkoumaných těles je velikost tvárného natržení prakticky nulová a tělesa byla takřka ihned porušena štěpným lomem. Na obr. 44 je uveden detail střední části čela trhliny, šipky směřují na vměstky v dutině. Jak ukázala EDS analýza, jedná se o vměstek MnS (obr. 45) a v jeho těsné blízkosti vměstek Al₂O₃ (obr. 46).

Z Příloh C a D je vidět, že tyto vměstky se nacházely ve všech analyzovaných tělesech. Na základě fotografie lomové plochy tělesa PL_3 v makroskopickém měřítku lze usoudit, že i zde proběhla iniciace lomu z více míst. Na rozdíl od ostatních dvou těles jsou u tělesa PL_3 v detailu zřetelnější mikrotrhliny na čele trhliny a štěpná iniciace trhliny. V případě tělesa PL_17 je při makroskopickém pohledu na lomovou plochu patrné hlavní místo iniciace v pravé části (obr. C11 v Příloze C). Při větším zvětšení jsou na lomových plochách všech těles patrné kvazištěpné fazety.

6.10 Metalografická analýza

Cílem metalografické analýzy bylo vyhodnocení mikrostruktury materiálu, zjištění fází přítomných v experimentálním materiálu, příp. nalezení vad ve struktuře. Pro přípravu vzorků pro analýzu mikrostruktury posloužilo těleso použité pro spektrometrii, ze kterého byly odebrány dva metalografické preparáty.

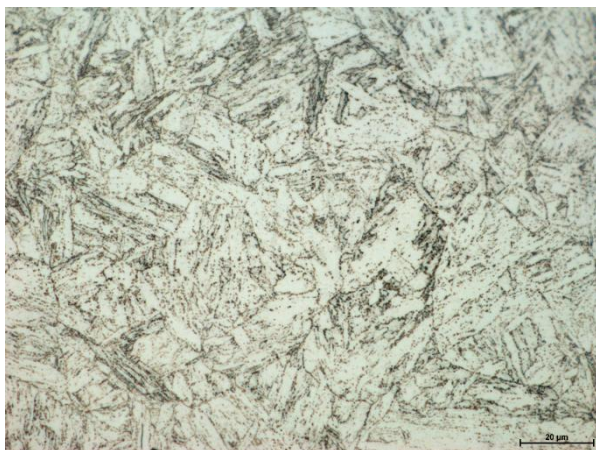
Před samotnou přípravou vzorků byla pomocí Schaefflerova diagramu určena fáze, která by měla být ve struktuře dominantní (viz obr. 47). Na základě zjištěného chemického složení při spektroskopické analýze byl jako stěžejní fáze určen martenzit ($Cr_{eq} = 3,35 \%$, $Ni_{eq} = 9,74 \%$).



Obr. 47 Schaefflerův diagram – určení fáze podle chem. složení; upraveno dle [43]

Dělení materiálu proběhlo na pile Struers Discotom-2 s ručním posuvem a pevnými otáčkami 3440 ot./min. Následovalo zalisování vzorků za tepla (cca 180 °C) v metalografickém lisu Leco PR-4X dle automaticky nastaveného programu řízení teploty a tlaku. Plochy vzorků, které byly následně broušeny a leštěny, byly zafixovány pomocí pryskyřice Struers MultiFast Green, která poskytuje vyšší pevnost hran. Zbylé části vzorků byly zasypány transparentní pryskyřicí Struers ClaroFast. Celková doba potřebná pro zalití za tepla byla 15 minut. Broušení proběhlo na poloautomatické brusce Struers Pedemin-2 za použití brusných papírů drsnosti 100, 320, 500, 800 a 1200. Vzorky byly následně na stejném stroji vyleštěny na saténovém plátně pomocí diamantových past s částicemi o velikosti 1 a 3 μm . Pro závěrečné leptání bylo použito leptadlo s označením Marble obsahující 47,3 % ethanolu (98 %), 48,6 % kyseliny chlorovodíkové (35 %) a pentahydrát síranu měďnatého.

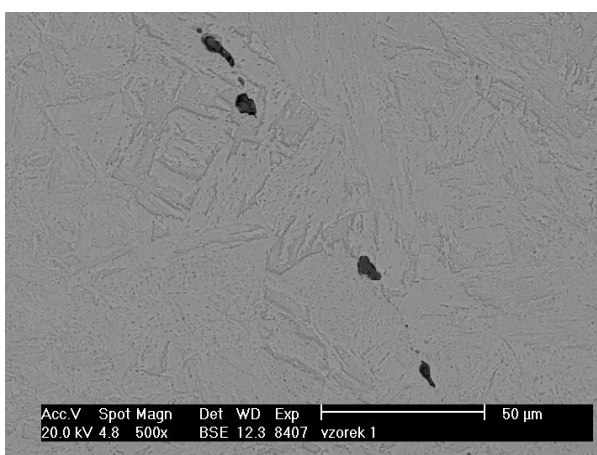
Uvedeným postupem získané metalografické preparáty byly pozorovány světelným mikroskopem Olympus, vzorek 1 byl pozorován také pomocí rastrovacího elektronového mikroskopu. Vybrané snímky výsledné mikrostruktury jsou uvedeny na obr. 48 až 51, kompletní fotodokumentace je obsažena v Příloze E.



Obr. 48 Vzorek 1 – 1000x zvětšení



Obr. 49 Vzorek 2 – 1000x zvětšení

Obr. 50 Vzorek 1 – 500x zvětšení, SEM;
vměstky Al_2O_3 Obr. 51 Vzorek 1 – 50x zvětšení, SEM;
vměstek MnS

Pozorováním mikrostruktury byl jako hlavní fáze určen popuštěný martenzit, čímž se potvrdil počáteční předpoklad ze Schaefflerova diagramu. Strukturu martenzitu lze rozpoznat podle zrn ve tvaru protažených jehlic. Je patrné, že zrna nejsou stejně orientována, což může v důsledku vést k izotropnímu chování materiálu. Při pozorování v SEM byly objeveny vměstky MnS (viz obr. 51), které během tváření mění svůj tvar, ale nerozpadají se, a vměstky Al_2O_3 (viz obr. 50), které jsou křehčí a v průběhu válcování se rozpadají na menší částice. Na hranicích původních austenitických zrn jsou patrné drobné částičky karbidů. Dutiny nebylo možné jednoznačně identifikovat.

7 HODNOCENÍ VÝSLEDKŮ A DISKUZE

Během měření lomové houževnatosti CT-těles za teplot $-90\text{ }^{\circ}\text{C}$, $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$ a $-70\text{ }^{\circ}\text{C}$ došlo u dvou těles, PL_11 ($-70\text{ }^{\circ}\text{C}$) a PL_16 ($-80\text{ }^{\circ}\text{C}$), k porušení při vyšší síle v porovnání s ostatními zkoušenými tělesy a ke vzniku rozsáhlejší plastické zóny před čelem trhliny. Analýza lomových ploch tento jev prokázala. Naopak u tělesa PL_17 došlo při maximální síle prakticky ihned ke štěpnému porušení bez známek tvárné iniciace trhliny.

Naměřené hodnoty lomových sil vykazují značný rozptyl, což je charakteristické pro měření v oblasti tranzitního chování materiálů. Tato skutečnost může souviset s tím, jakým mechanismem a ve kterém místě došlo k iniciaci lomu.

Při měření délek trhlín byly naměřeny u všech zkušebních těles podobné hodnoty bez větších odchylek. Při analýze trhlín světelným mikroskopem bylo možné na tělesech PL_11 a PL_16 spatřit velmi malé oblasti tvárného lomu. Z výše uvedených důvodů byl vzorek PL_11 vybrán pro analýzu lomové plochy pomocí rastrovacího elektronového mikroskopu, společně se vzorky PL_3 a PL_17. Během měření délky trhlín světelným mikroskopem nebyla u většiny těles prokázána přítomnost tvárného natržení, což dokazuje, že tělesa byla porušena převážně štěpným mechanismem lomu.

Výsledky měření tvrdosti dle Vickerse nevykazovaly výrazný rozptyl a oscilovaly okolo hodnoty 230 HV10.

Výsledky měření teplotní závislosti meze pevnosti a meze kluzu zkouškou tahem vykazovaly, stejně jako v případě měření teplotní závislosti LH excentrickým tahem, výrazný rozptyl naměřených hodnot. Vypočtené hodnoty tažnosti A a kontrakce Z oproti tomu nevykazovaly výrazný rozptyl, není patrná ani jejich zřetelná závislost na teplotě.

Určení master křivky LH sestávalo z několika dílčích kroků. Vypočtené hodnoty K_Q nebylo z důvodu nesplnění podmínek RD možné prohlásit za platné hodnoty lomové houževnatosti K_{Jc} . Pomocí elasto-plastického přístupu, zahrnujícího výpočet kritických hodnot J -integrálu splňujících podmínku Δa_p , byly určeny hodnoty lomové houževnatosti K_{Jc} . Vzorky PL_11 a PL_16, u kterých byla prokázána plastická zóna na čele trhliny, vykazovaly vyšší hodnoty K_{Jc} , které ale stále ležely pod limitní hodnotou $K_{Jc(limit)}$. Po výpočtu referenční teploty T_0 a hodnot $K_{Jc(med)}$ byla určena hledaná master křivka LH. Pro univerzální křivku lomové houževnatosti byl zvolen rozptylový pás 90% s tolerančními mezemi $K_{Jc(0,05)}$ a $K_{Jc(0,95)}$. Zvolený rozptylový pás vyjadřuje 90% pravděpodobnost, že experimentálně určené hodnoty lomové houževnatosti spadají do tohoto pásu. Z výsledné master křivky LH (viz obr. 41) je patrné, že z devíti naměřených hodnot lomové houževnatosti do daného pásu nespádá pouze jedna hodnota (zkušební těleso PL_17) a tedy přibližně 90% hodnot do rozptylového pásu spadá. Konstrukční ocel P91 splňuje požadavky pro určení master křivky LH, jelikož její mez kluzu leží v požadovaném intervalu 275 MPa až 825 MPa, proto by měl být tvar a velikost rozptylového pásu podobný jako u jiných ocelí, které splňují danou podmínku.

Při analýze chemického složení pomocí spektrometrie byla zjištěna přítomnost prvků, jejichž obsah není definován normou a nebyl uveden ani v informacích od dodavatele. Jednalo se o stopová množství mědi, kobaltu a cínu. V případě kobaltu a cínu se jednalo o množství pouhých 0,01 hm.%, je tedy nepravděpodobné, že by tyto mikrolegury měly nějaký zásadní

vliv na strukturu oceli a výsledné mechanické vlastnosti. Množství mědi však bylo vyšší, naměřena byla hodnota 0,08 hm.%, přičemž 0,3 hm.% je již považováno za množství, které má významnější vliv na prokalitelnost ocelí. Je otázkou, zda naměřené množství mědi mohlo nějak zásadně ovlivnit vlastnosti zkoušeného materiálu. Měď je zároveň prvek, který stabilizuje austenit, podporuje tvorbu Lavesových fází a zvyšuje pevnost. Přítomnost mědi tedy nemusí nutně být na škodu. Trochu překvapivě nebyla pomocí metody GDOES odhalena přítomnost dusíku, jehož obsah deklaruje dodavatel i norma, přitom by měl být pomocí této metody odhalitelný. Dusík je, stejně jako již uvedené prvky, stabilizátor austenitu. Díky nízké rozpustnosti ve feritu přispívá k tvorbě karbidů, nitridů a karbonitridů, které zvyšují pevnost. Nepřítomnost dusíku tak může znamenat potenciální snížení pevnosti. Množství ostatních zjištěných prvků jsou v souladu s hodnotami jejich obsahu, deklarovanými dodavatelem a uvedenými v normě.

Analýza tří zkušebních těles PL_3, PL_11 a PL_17 pomocí rastrovacího elektronového mikroskopu s EDS prokázala přítomnost vměstků v dutinách v podobě oxidu Al_2O_3 a sulfidu MnS – viz Příloha E. Jejich přímou souvislost s místy iniciace trhlin se však nepodařilo určit. Na obr. C6 v Příloze C je v případě zkušebního tělesa PL_11 při menším zvětšení dobře viditelné tvárné natržení na čele trhliny, vzhled lomové plochy naznačuje, že místo iniciace lomu se nacházelo v prostřední části tělesa. Na obr. C8 lze pozorovat interkrystalický lom, na obr. C7 je dobře patrný přechod z únavové trhliny ke štěpnému charakteru lomu. Celkově je možné na základě fotografií potvrdit informace napsané v teoretické části práce, tj. že i když se lom v makropohledu jeví jako štěpný, v mikroskopickém měřítku zjistíme, že se jedná spíše o kvazištěpný lom, protože je vždy, byť v minimální míře, přítomna tvárná oblast u čela trhliny. Na fotografiích lomové plochy zkušebního tělesa PL_17 je také dobře patrné místo iniciace lomu v pravé části lomové plochy (viz obr. C11). Na obr. C12 až C15 jsou patrné štěpné fazety. Podobně vypadají lomové plochy zkušebního tělesa PL_3, u něj je však obtížnější přesně určit místo iniciace lomu. Je zřejmé, že lom byl iniciován ve více místech současně. Při větším zvětšení jsou opět dobře patrné kvazištěpné fazety.

Při analýze metalografických vzorků byly potvrzeny předpoklady ze Schaefflerova diagramu, tj. že struktura je tvořena především popuštěným martenzitem, což je v souladu s provedeným tepelným zpracováním – žíháním a následným popuštěním. Výsledné mechanické vlastnosti jsou silně závislé na vlastnostech popuštěného martenzitu a přítomných precipitátech. Byl potvrzen výskyt velmi malého množství feritu (obvykle u této oceli do 1 %). Struktura popuštěného martenzitu se vyznačuje podlouhlými zrny. Dobře jsou zřetelné hranice původních austenitických zrn a drobné částičky karbidů na hranicích zrn. Nepodařilo se bohužel zviditelnit možné defekty ve struktuře, což mohlo být způsobeno zanesením možných dutin nečistotami vzniklými při broušení. Tento nedostatek by teoreticky bylo možné odstranit mechanicko-chemickým leptáním metodou OPS, kdy je již během broušení aplikováno leptadlo, které odstraní z možných dutin nahromaděné nečistoty. Při následném leptání pak dojde ke zvýraznění dutin.

8 ZÁVĚR

Cílem práce bylo získání referenčních hodnot z výsledků měření lomové houževnatosti a tahových zkoušek konstrukční oceli P91. Na základě naměřených hodnot byly vypočteny parametry master křivky lomové houževnatosti, která slouží k predikci teplotní závislosti lomové houževnatosti.

Teoretická část zahrnuje informace, týkající se mechanismů lomu a tranzitního chování ocelí, doplněné o popis metodiky určení master křivky lomové houževnatosti.

V experimentální části bylo při rozboru chemického složení pomocí spektroskopie zjištěno, že v materiálu jsou přítomny příměsové prvky, které norma nedefinuje. Především změřené množství mědi mohlo mít potenciální vliv na strukturu materiálu a jeho výsledné mechanické vlastnosti. Aby byl vyloučen vliv mědi na mechanické vlastnosti, bylo by nutné opakovat mechanické zkoušky se stejným typem oceli, u kterého by byl deklarován nulový obsah mědi. Pozorování mikrostruktury pak potvrdilo fázové složení oceli P91, kdy je struktura tvořena především popuštěným martenzitem s přítomností karbidů a vměstků MnS a Al_2O_3 . Při opakovaném zkoumání mikrostruktury by bylo vhodné použít mechanicko-chemické leštění namísto konvenčního mechanického. Tímto způsobem by pravděpodobně bylo možné případné defekty (tj. potenciální místa iniciace mikrotrhlin) ve struktuře zviditelnit. Z časových důvodů nebylo bohužel možné metalografickou analýzu zopakovat.

Praktická část dále obsahuje výsledky z měření lomové houževnatosti excentrickým tahem a zkoušek tahem, ze kterých byly získány hodnoty potřebných mechanických vlastností pro určení master křivky lomové houževnatosti. Během zkoušek vykazovala některá zkušební tělesa chování, které se projevilo na rozptylu hodnot lomové houževnatosti. Při výpočtech bylo zjištěno, že pro určení K_{Ic} z K_Q nebyly splněny podmínky rovinné deformace, tudíž bylo nutné určit hodnoty lomové houževnatosti přepočtem z J -integrálu. Z naměřených hodnot bylo poté možné určit parametry master křivky lomové houževnatosti a predikovat teplotní závislost lomové houževnatosti pro zvolenou ocel P91. Tato ocel splňuje požadavky na určení master křivky pro konstrukční oceli, tj. hodnota meze kluzu leží v intervalu (275 ÷ 825) MPa. Bylo prokázáno, že metodu univerzální křivky lomové houževnatosti lze aplikovat na danou ocel za účelem zjištění teplotní závislosti lomové houževnatosti. Rozptyl experimentálně určených hodnot lomové houževnatosti odpovídá průběhu tolerančního pásu univerzální křivky lomové houževnatosti, v našem případě s hranicemi pro 5% a 95% kumulativní pravděpodobnost porušení.

LITERATURA

- [1] CHOTĚBORSKÝ, R. *Nauka o materiálu*. Praha: Česká zemědělská univerzita, 2011. 408 s. ISBN 978-80-213-2236-3.
- [2] ANDERSON, T. *Fracture mechanics: fundamentals and applications*. Boca Raton: Taylor, 2005, 621 s. ISBN 08-493-1656-1.
- [3] KUNZ, J. *Základy lomové mechaniky*. Praha: ČVUT, 1994, 172 s. ISBN 80-010-1215-8.
- [4] POKLUDA, J., F. KROUPA a L. OBDRŽÁLEK. *Mechanické vlastnosti a struktura pevných látek: kovy, keramika, plasty*. Brno: PC-DIR, 1994, 385 s. ISBN 80-214-0575-9.
- [5] PTÁČEK, L. *Nauka o materiálu*. Brno: CERM, 2003, 516 s. ISBN 80-720-4283-1.
- [6] TETELMAN, A.S a A. J. MCEVILY. *Fracture of Structural Materials: (Science & Technology of Materials)*. New York: John Wiley & Sons Inc., 1967, 716 s. ISBN 978-0-471-85350-3.
- [7] DLOUHÝ, I. *Tranzitní lomové chování ocelí I* [přednáška]. Brno: VUT, 2012. Dostupné z: http://ime.fme.vutbr.cz/images/umvi/vyuka/mezni_stavy/prednasky/05_6MS_tranzitni_lomove_chovani_I.pdf
- [8] VLK, M. a Z. FLORIÁN. *Mezní stavy a spolehlivost*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2007. Dostupné z: <http://www.zam.fme.vutbr.cz/~vlk/meznistavy.pdf>
- [9] FORET, R. *Systemizace fraktografických pojmů a mechanismů porušení* [přednáška]. Brno: VUT, 2014.
- [10] WARNES, W.H. *ENGR322: Homework Set Seven* [online]. Dostupné z: <http://oregonstate.edu/instruct/engr322/Homework/AllHomework/S12/ENGR322HW7.html>
- [11] *SEM PHOTOS SCANNING ELECTRON MICROSCOPE IMAGES* [online]. Dostupné z: <http://semphotos.com/wp-content/gallery/intergranular-fracture/intergranular-fracture-2.jpg>
- [12] BROEK, D. *Elementary engineering fracture mechanics*. Dordrecht: Springer Netherlands, 1986. ISBN 978-94-010-8425-3.
- [13] INGLIS, C.E. Stresses in a Plate Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners. *Transactions of the Institute of Naval Architects*. 1913, roč. 55, s. 219–241.
- [14] GRIFFITH, A.A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 1920, roč. 221, s. 163–198. DOI: 10.1098/rsta.1921.0006.
- [15] IRWIN, G.R. Onset of Fast Crack Propagation in High Strength Steel and Aluminum Alloys. *Sagamore Research Conference Proceedings*, 1956, roč. 2, s. 289–305.
- [16] IRWIN, G.R. Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate. *Journal of Applied Mechanics*, 1957, roč. 24, s. 361–364.
- [17] WESTERGAARD, H.M. Bearing Pressures and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 1939, roč. 6, s. 49–53.
- [18] SNEDDON, I.N. The Distribution of Stress in the Neighbourhood of a Crack in an Elastic Solid. *Proceedings, Royal Society of London*, 1946, roč. 187, č. 1009, s. 229–260.

- [19] WILLIAMS, M.L. On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack. *Journal of Applied Mechanics*, 1961, roč. 28, č.1, s. 78-82. DOI 10.1115/1.3640470.
- [20] IRWIN, G.R. Plastic Zone Near a Crack and Fracture Toughness. *Sagamore Research Conference Proceedings*, 1961, roč. 4, s. 63–78.
- [21] DLOUHÝ, I. *Základy lomové mechaniky* [přednáška]. Brno: VUT, 2012. Dostupné z: http://ime.fme.vutbr.cz/images/umvi/vyuka/mezni_stavy/prednasky/07_6MS_lomova_mechanika.pdf
- [22] DLOUHÝ, I., H. HADRABA, V. KOZÁK, Z. CHLUP a M. HOLZMANN. Současné přístupy k hodnocení křehkolomových charakteristik ocelí. *Design a porušování materiálů: sborník semináře Křehký lom 2010*. Brno: Ústav fyziky materiálů AV ČR, 2010, s. 7-34. ISBN 978-80-87434-01-7.
- [23] HOLZMANN, M. a L. JURÁŠEK. *Princip koncepce Master křivky, její určování a aplikace*. Konstrukce. 2009, č. 1, s. 68–77.
- [24] WELLS, A.A. Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture. *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, 1961.
- [25] RICE, J.R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 1968, roč. 35, č. 2, s. 379–386. DOI 10.1115/1.3601206.
- [26] WALLIN, K. A. *Simple Theoretical Charpy V-K_{IC} Correlation for Irradiation Embrittlement*. New York: American Society of Mechanical Engineers, 1989.
- [27] ASTM E1921-14a. *Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T₀, for Ferritic Steels in the Transition Range*. 2014.
- [28] WALLIN, K. The scatter in K_{IC} results, *Eng. Frac. Mech.*, 1984, roč. 19, s. 1085-1093.
- [29] WALLIN, K. The size effect in K_{IC} results, *Eng. Frac. Mech.*, 1985, roč. 22, s. 149–163.
- [30] TORRONEN, K. *Overview of recent results of the safety - related research in pressure boundary components of finish nuclear power plants*, Espoo: Technical Research Centre of Finland, 1988. VTTMET B131
- [31] ASTM A335 / A335M-11. *Standard Specification for Seamless Ferritic Alloy-Steel Pipe for High-Temperature Service*. 2011.
- [32] ČSN EN ISO 12737. *Kovové materiály - Stanovení lomové houževnatosti při rovinné deformaci*. 2011.
- [33] ASTM E1820-13. *Standard test method for measurement of fracture toughness*. 2013.
- [34] ISO 12135. *Metallic materials - Unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness*. 2002.
- [35] ČSN 42 0313. *Zkoušení kovů. Zkouška tahem za snížených teplot*. 1985.
- [36] ČSN EN 10002-1. *Kovové materiály - Zkoušení tahem - Část 1: Zkušební metoda za okolní teploty*. 2002.
- [37] ČSN EN ISO 6507-1. *Kovové materiály - Zkouška tvrdosti podle Vickerse - Část 1: Zkušební metoda*. 2006.
- [38] KLUEH, R. L. a J. P. SHINGLEDECKER. *Investigation of a Modified 9Cr-1Mo (P91) Pipe Failure*. Oak Ridge: Oak Ridge National Laboratory, 2006.

-
- [39] TAMMASOPHON, N., W. HOMHRAJAI a G. LOTHONGKUM. Effect of Postweld Heat Treatment on Microstructures and Hardness of Dissimilar TIG Weldment between P22 and P91 Steels with Inconel 625 Filler Metal, *Journal of Metals, Materials and Minerals*, 2011, roč. 21, č. 1, s. 93-99.
- [40] DISTEFANO J. R., et al., *Summary of Modified 9Cr-1Mo Steel Development Program: 1975-1985*, Oak Ridge: Oak Ridge National Laboratory, 1985. ORNL-6303
- [41] KLUEH, R.L. *Elevated-temperature Ferritic and Martensitic Steels and their Application to Future Nuclear Reactors*. ORNL/TM-2004/176.
- [42] JANDA, Z. *Studie problematiky frézování feriticko-martenzitické oceli P91*. Plzeň: Západočeská univerzita v Plzni. Fakulta strojní, 2012. 158s.
- [43] *Mysteel.com* [online]. Dostupné z: <http://baike.mysteel.com/uploadfiles/Image/444.jpg>

SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK

Zkratka	Význam
FCC	krychlová plošně středěná mřížka
BCC	krychlová prostorově středěná mřížka
HCP	šesterečná těsně uspořádaná mřížka
LM	lomová mechanika
LELM	lineárně-elastická lomová mechanika
EPLM	elasticko-plastická lomová mechanika
CTOD	kritické rozevření kořene trhliny
RN	rovinná napjatost
RD	rovinná deformace
LH	lomová houževnatost
SSY	Small Scale Yielding
ASTM	American Society for Testing and Materials
EN	evropská norma
CT	compact tension
ČSN	Česká technická norma (Československá státní norma)
ISO	International Organization for Standardization
HV	tvrdost dle Vickerse
GDOES	Glow Discharge Optical Emission Spectroscopy
SEM	scanning electron microscope
EDS	energy dispersive X-ray spectroscopy

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ

Symbol	Jednotka	Význam
$(W-a), b_0$	[mm]	ligament
$2a$	[mm]	délka průchozí trhliny
$2b$	[mm]	šířka průchozí trhliny
A	[mm]	délka hlavní poloosy elipsy, délka trhliny
A	[%]	tažnost
a_0	[mm]	mřížkový parametr, výchozí délka trhliny
A_c	[J]	celková absorbovaná energie
a_{eff}	[mm]	efektivní délka trhliny
A_m	[MPa]	amplituda
A_{pl}	[J]	plastická práce
B	[mm]	tloušťka zkušební tělesa
B	[mm]	délka vedlejší poloosy elipsy
B	[-]	Weibullův parametr
$B_0, 1T$	[mm]	tloušťka standardního zkušební tělesa
B_x	[mm]	tloušťka nestandardního zkušební tělesa
d_0	[mm]	výchozí průměr válcové části tyče
da	[mm]	přírůstek trhliny
dL	[mm]	deformace
d_U	[mm]	končný průměr válcové části tyče
dU	[J]	změna potenciální energie tělesa
E	[GPa]	Youngův modul pružnosti
F	[N]	působící síla
$f(a/W)$	[-]	tvarová funkce
$f_{ij}(\Theta)$	[-]	tvarová funkce
F_{max}	[kN]	maximální síla
F_Q	[kN]	provizorní síla
G	[N.m ⁻¹]	hnací síla trhliny
G_c	[MPa.m ^{0,5}]	houževnatost
$g_{ij}(\Theta)$	[-]	tvarová funkce
J	[MPa.m]	J-integrál
J_c	[MPa.m]	kritická hodnota J-integrálu

J_{el}	[MPa.m]	elastická složka J-integrálu
J_I	[MPa.m]	J-integrál pro mód zatěžování I
J_{IC}	[MPa.m]	kritická hodnota J_I -integrálu
J_{pl}	[MPa.m]	plastická složka J-integrálu
J_u	[MPa.m]	J-integrál pro těleso poškozené štěpným lomem s plastickou zónou na čele trhliny
k	[-]	konstanta
K	[MPa.m ^{0,5}]	faktor intenzity napětí
K_0	[MPa.m ^{0,5}]	normalizační parametr
K_c	[MPa.m ^{0,5}]	kritická hodnota součinitele napětí
K_{eff}	[MPa.m ^{0,5}]	efektivní faktor intenzity napětí
K_I, K_{II}, K_{III}	[MPa.m ^{0,5}]	faktor intenzity napětí dle módu zatěžování
K_{Ic}	[MPa.m ^{0,5}]	lomová houževnatost
K_{Jc}	[MPa.m ^{0,5}]	lomová houževnatost určená z J_c
$K_{Jc(IT)}$	[MPa.m ^{0,5}]	hodnota lomové houževnatosti těleso standardní tloušťky 1T
$K_{Jc(limit)}$	[MPa.m ^{0,5}]	limitní hodnota lomové houževnatosti
$K_{Jc(med)}$	[MPa.m ^{0,5}]	medián lomové houževnatosti
$K_{Jc(Pf)}$	[MPa.m ^{0,5}]	toleranční mez
K_{Jm}	[MPa.m ^{0,5}]	měřená lomová houževnatost
K_{Ju}	[MPa.m ^{0,5}]	lomová houževnatost určená z kritických hodnot J_u
K_{min}	[MPa.m ^{0,5}]	minimální hodnota faktoru intenzity napětí
K_Q	[MPa.m ^{0,5}]	přepočtová hodnota faktoru intenzity napětí
L	[mm]	délka zkušební tělesa
L_0	[mm]	měrná délka zkušební tyče
L_U	[mm]	konečná délka zkušební tyče
m	[-]	řád
N	[-]	počet vstupních hodnot
P_f	[%]	kumulativní pravděpodobnost porušení
R	[MPa.m ^{0,5}]	odpor materiálu proti nestabilnímu šíření materiálu
r	[m]	polární souřadnice poloměru
R_e	[MPa]	mez kluzu
R_{eH}	[MPa]	horní mez kluzu
R_{eL}	[MPa]	spodní mez kluzu
R_m	[MPa]	smluvní mez pevnosti

$R_{p0,2}$	[MPa]	smluvní mez kluzu
r_{pl}	[-]	plastický rotační faktor
r_y, r_p	[mm]	poloměr plastické zóny
S_0	[mm ²]	počáteční obsah průřezu válcové části tyče
S_U	[mm ²]	konečný obsah průřezu válcové části tyče
T	[°C]	teplota
T_0	[°C]	referenční teplota
T_{28J}	[°C]	teplota, při které je nározová práce rovna 28 J
t_B	[°C]	tranzitní teplota křehkosti
t_C	[°C]	teplota křehkosti
t_D	[°C]	tranzitní teplota houževnatosti
t_{DBL}	[°C]	spodní tranzitní teplota
t_{DBU}	[°C]	horní tranzitní teplota
t_{NDT}	[°C]	teplota nulové houževnatosti
V	[mm]	rozevření trhliny
V_{el}	[mm]	elastická složka rozevření
V_p	[mm]	plastická složka rozevření
W	[mm]	šířka zkušebního tělesa
w_f	[J.mm]	měrná energie lomu
W_s	[J]	energie potřebná na vytvoření nových povrchů
x, y, z	[-]	osy souřadnicového systému
Y	[-]	tvarová funkce
Z	[%]	zúžení (kontrakce)
γ_s	[J]	práce vykonaná meziat. silami při vzniku nového povrchu
δ	[mm]	kritické rozevření trhliny (CTOD)
Δa_p	[mm]	přírůstek délky lomu způsobený plastickou deformací na čele trhliny
δ_{el}	[mm]	elastická složka CTOD
ΔK_I	[MPa.m ^{0,5}]	rozkmit faktoru intenzity napětí
δ_p	[mm]	plastická složka CTOD
Θ	[°]	polární souřadnice úhlu
ν	[-]	Poissonovo číslo
ρ	[mm]	poloměr čela trhliny
σ	[MPa]	tahové napětí

σ_A	[MPa]	napětí na čele trhliny v bodě A
σ_c	[MPa]	kohezivní pevnost
σ_{CF}	[MPa]	kritické lomové napětí
σ_f	[MPa]	napětí nutné k iniciaci lomu v elastické oblasti
σ_{FR}	[MPa]	skutečné lomové napětí
σ_{ij}	[m]	složka tenzoru napětí
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	[MPa]	napětí ve směru osy x,y,z
σ_{xx}	[MPa]	napětí v rovině trhliny
σ_{ys}	[MPa]	mez kluzu (dle ASTM)
σ_{yy}	[MPa]	napětí v rovině kolmé na rovinu trhliny
τ	[MPa]	smykové napětí

SEZNAM OBRÁZKŮ

- Obr. 1 Transkrystalický štěpný lom - odlišná orientace sousedních zrn [2]
- Obr. 2 Transkrystalický štěpný lom - ukázka říčkování [7]
- Obr. 3 Interkrystalický štěpný lom - trhлина kopíruje hranice zrn [2]
- Obr. 4 Interkrystalický štěpný lom [7]
- Obr. 5 Jednotlivé fáze tvárného lomu [3]
- Obr. 6 Transkrystalický tvárný lom [10]
- Obr. 7 Interkrystalický tvárný lom [11]
- Obr. 8 Tranzitní křivka; upraveno dle [7]
- Obr. 9 Vzhled lomových ploch [7]
- Obr. 10 Teplotní závislost mechanických charakteristik [7]
- Obr. 11 Mění se charakter lomu v závislosti na vnitřních a vnějších faktorech; upraveno dle [8]
- Obr. 12 Plastická zóna na čele trhliny; upraveno dle [2]
- Obr. 13 Čelo trhliny v tělese [3]
- Obr. 14 Základní módy zatěžování [3]
- Obr. 15 Lom z atomárního hlediska; upraveno dle [2]
- Obr. 16 Eliptický defekt [2]
- Obr. 17 Plochá R -křivka; upraveno dle [2]
- Obr. 18 Rostoucí R -křivka; upraveno dle [2]
- Obr. 19 Definice souřadnicových os před čelem trhliny [8]
- Obr. 20 Napětí kolmé k rovině trhliny – mód zatížení I; upraveno dle [2]
- Obr. 21 Plastická oblast na čele trhliny; upraveno dle [2]
- Obr. 22 Rovinná napjatost a deformace; upraveno dle [3]
- Obr. 23 Schematické znázornění plastické zóny v konfiguracích [8]
- Obr. 24 Podmínky na čele trhliny pro těleso a konstrukci; upraveno dle [2]
- Obr. 25 Vliv tloušťky zkušebního tělesa na lomovou houževnatost [21]
- Obr. 26 Schéma teplotní závislosti lomové houževnatosti [23]
- Obr. 27 Vliv rychlosti zatěžování na teplotní průběh lomové houževnatosti [23]
- Obr. 28 Zaoblení kořene trhliny; upraveno dle [2]
- Obr. 29 Plastická část CTOD; upraveno dle [2]
- Obr. 30 chování nelineárně elastického a elasto-plastického materiálu; upraveno dle [8]
- Obr. 31 Orientace CT těles v polotovaru [32]

-
- Obr. 32 Rozměry CT těles dle normy ČSN EN ISO 12737 [32]
- Obr. 33 Vrub typu Chevron
- Obr. 34 Princip zkoušky excentrickým tahem; upraveno dle [2]
- Obr. 35 Závislost síla – napětí pro všechna CT tělesa
- Obr. 36 Schéma měření délky trhliny [34]
- Obr. 37 Výchozí geometrie zkušebních tyčí
- Obr. 38 Schéma měření tvrdosti
- Obr. 39 Plocha A_{pl} pro výpočet J_c ; upraveno dle [27]
- Obr. 40 Teplotní závislost lomové houževnatosti K_{Jc}
- Obr. 41 Univerzální křivka lomové houževnatosti oceli P91
- Obr. 42 Vzorek pro chemickou analýzu
- Obr. 43 Lomová plocha zkušebního tělesa PL_11
- Obr. 44 Těleso PL_11; šipky ukazují na vměstky
- Obr. 45 EDS analýza vměstku MnS z 45
- Obr. 46 EDS analýza vměstku Al_2O_3 z 45
- Obr. 47 Schaefflerův diagram – určení fáze podle chem. složení; upraveno dle [43]
- Obr. 48 Vzorek 1 – 1000x zvětšení
- Obr. 59 Vzorek 2 – 1000x zvětšení
- Obr. 50 Vzorek 1 – 500x zvětšení, SEM; vměstky Al_2O_3
- Obr. 51 Vzorek 1 – 50x zvětšení, SEM; vměstek MnS

SEZNAM TABULEK

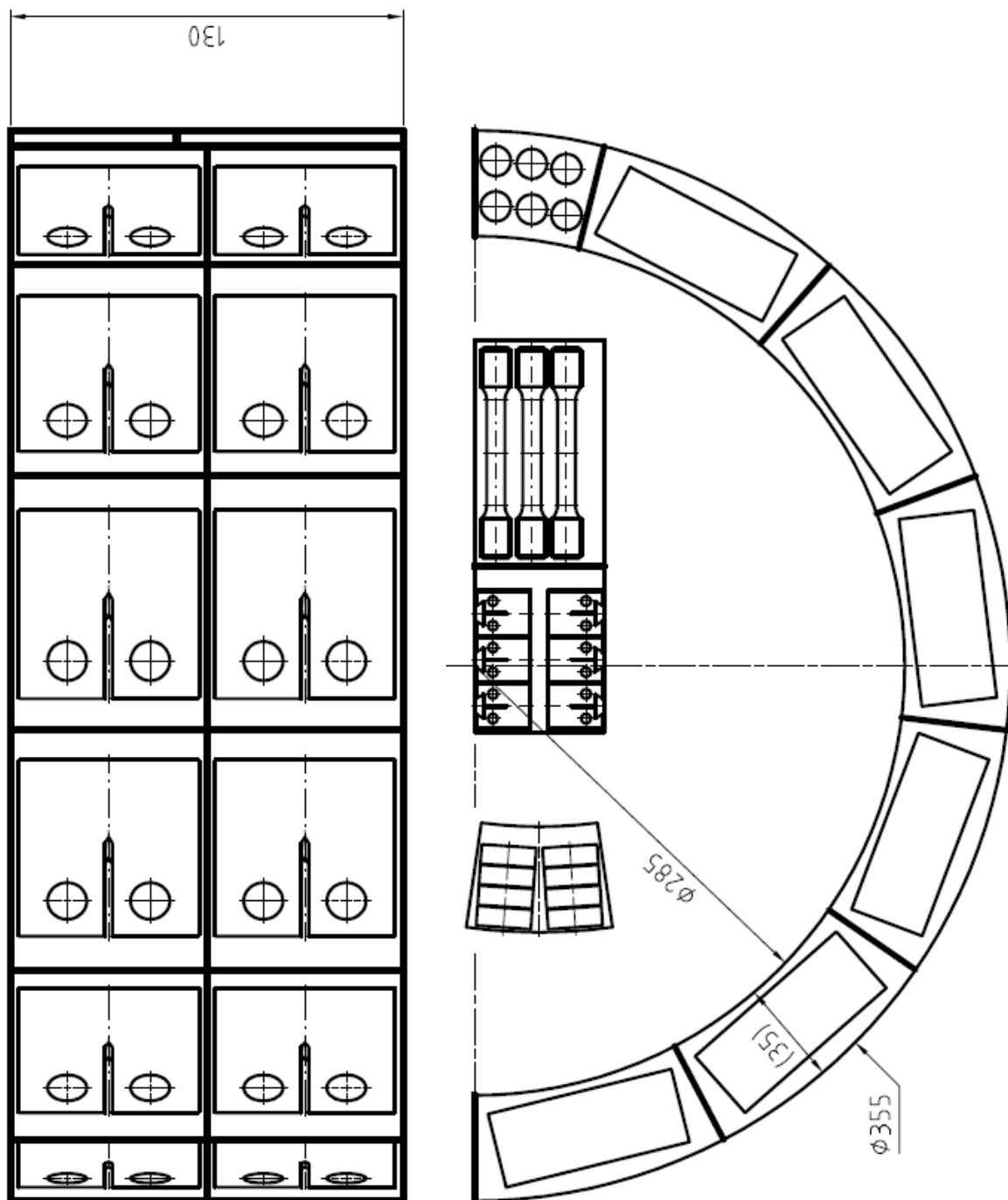
Tabulka 1	Normalizované chemické složení v hm.% pro ocel P91 [31]
Tabulka 2	Označení vzorků použitých pro mechanické zkoušky
Tabulka 3	Výstupní data ze zkoušky excentrickým tahem
Tabulka 4	Naměřené délky trhlin v jednotlivých tělesech
Tabulka 5	Výsledky tahových zkoušek
Tabulka 6	Výsledky měření tvrdosti
Tabulka 7	Hodnoty K_Q a ověření podmínek platnosti LELM
Tabulka 8	Hodnoty J_c a ověření podmínky velikosti plastické zóny
Tabulka 9	Výsledné hodnoty K_{Jc}
Tabulka 10	Hodnoty $K_{Jc(limit)}$
Tabulka 11	Chemické složení oceli P91

SEZNAM PŘÍLOH

Příloha A: Řezný plán pro přípravu zkušebních těles pro mechanické zkoušky	I
Příloha B: Tahové diagramy zkušebních tyčí	II
Příloha C: Fotodokumentace lomových ploch z rastrovacího elektron. mikroskopu	VI
Příloha D: Data z EDS analýzy	XVIII
Příloha E: Fotodokumentace z pozorování mikrostruktury	XXIV

PŘÍLOHY

Příloha A: Řezný plán pro přípravu zkušebních těles pro mechanické zkoušky



Příloha B1: Tahové diagramy zkušebních tyčí při teplotě 20 °C

Zwick / Roell**Tensile test report****30.04.15****Test parameters:**

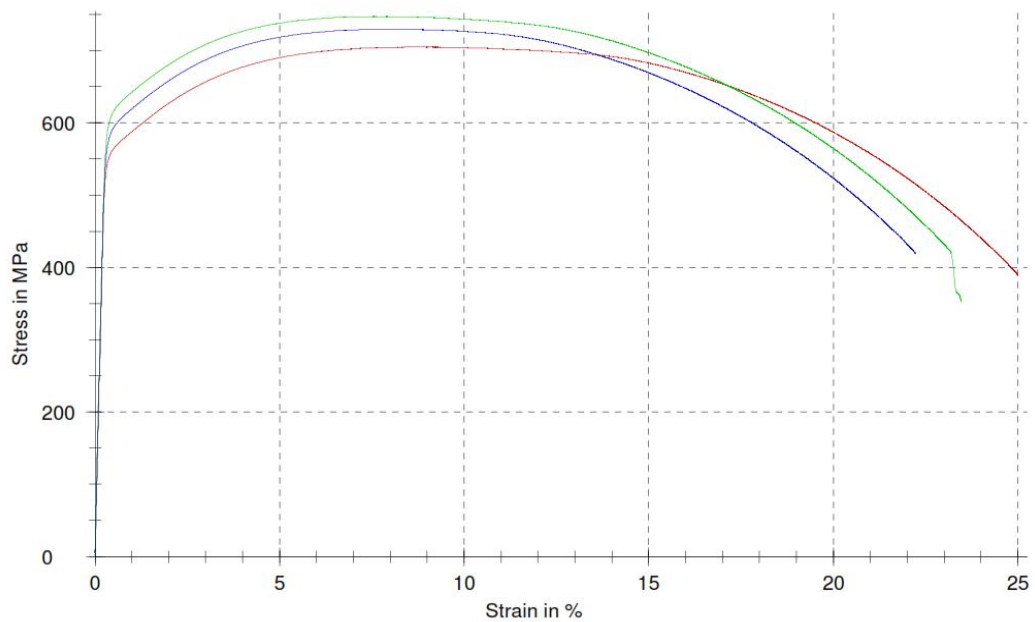
Customer : Interni
 Test standard : CSN EN 10002-1
 Material : P91

Specimen type : round d6/L30 M10
 Tester : Cupera
 Machine data : Control SN: 156591
 Crosshead SN: 156591
 Force SN: 155476 50 kN
 Macro extensometer SN: 156476

Test speed : 1 mm/min

Test results:

Legends	Nr	Specimen id.	d ₀ mm	S ₀ mm ²	E _{mod} GPa	R _p 0.2 MPa	R _m MPa	Ag %	F ^{Break} N	At %	dL at break mm
Red	1	PL_1	5.994	28.22	212.5	560.90	704.92	8.3	10986.8	24.8	7.496
Green	2	PL_2	6.007	28.34	201.2	615.32	747.12	7.2	9966.1	23.3	7.039
Blue	3	PL_3	5.994	28.22	199.2	592.48	729.50	7.6	11828.6	22.0	6.666

Series graph:**Statistics:**

FMS n = 3	d ₀ mm	S ₀ mm ²	E _{mod} GPa	R _p 0.2 MPa	R _m MPa	Ag %	F ^{Break} N	At %	dL at break mm
\bar{x}	5.998	28.26	204.3	589.57	727.18	7.7	10927.1	23.4	7.067
s	0.008	0.07	7.2	27.32	21.19	0.6	932.7	1.4	0.416
v	0.13	0.25	3.51	4.63	2.91	7.64	8.54	5.98	5.88

Příloha B2: Tahové diagramy zkušebních tyčí při teplotě -70 °C



29.04.15

Tensile test report

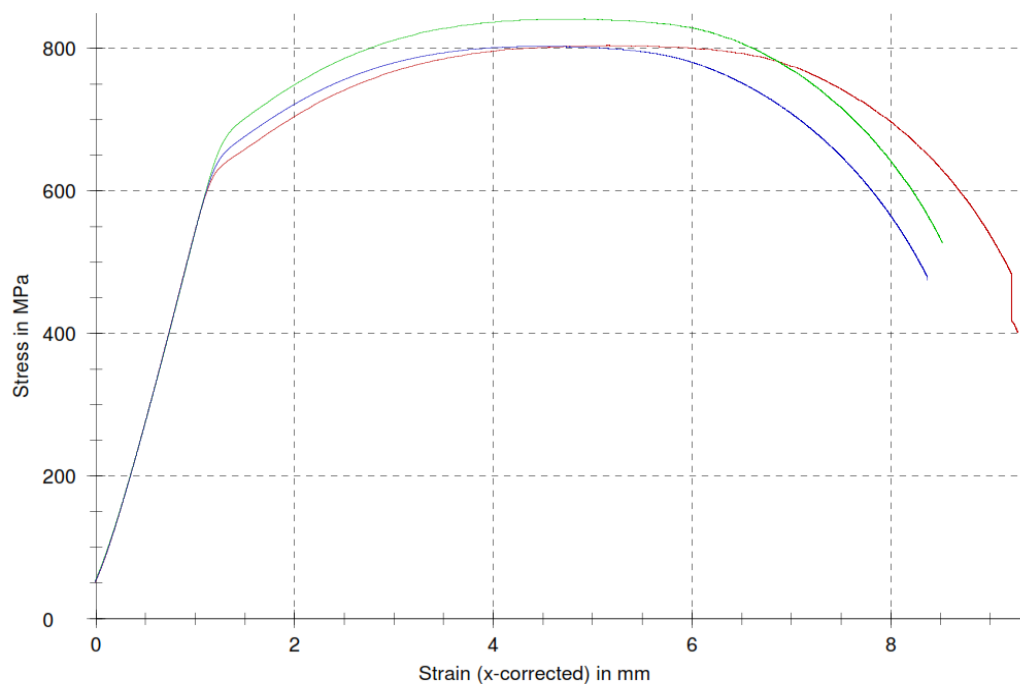
Customer	: KL	Specimen type	: round d6/I30 M10
Test standard	: ČSN EN 10002-1	Tester	: Cupera,Balik
Type and designation of		Machine data	: Control SN: 156591
Material	: P91		: Crosshead SN: 156591
			: Force SN: 155476 50 kN

Speed E-Modulus	: 1	mm/min
Speed Yield point	: 1	mm/min
Test speed	: 1	mm/min

Test results:

Legends	Sub-series 1 Nr	Specimen id.	d ₀ mm	S ₀ mm ²	E _{mod} GPa	R _p 0.2 MPa	R _m MPa	Ag %	F _{Break} N	At %
■	1.1	PL11_-70	6.002	28.29	16.4	625.90	804.21	12.3	11359.0	28.5
■	1.4	PL6_-70	5.994	28.22	16.3	672.87	841.34	11.2	14869.7	25.2
■	1.7	PL8_-70	5.986	28.14	16.3	643.45	803.06	9.9	13369.8	25.0

Series graph:



Statistics:

Sub-series 1 n = 3	d ₀ mm	S ₀ mm ²	E _{mod} GPa	R _p 0.2 MPa	R _m MPa	Ag %	F _{Break} N	At %
\bar{x}	5.994	28.22	16.3	647.41	816.20	11.1	13199.5	26.2
s	0.008	0.08	0.0	23.73	21.78	1.2	1761.5	2.0
v	0.13	0.27	0.23	3.67	2.67	10.59	13.35	7.49

Příloha B3: Tahové diagramy zkušebních tyčí při teplotě -80 °C

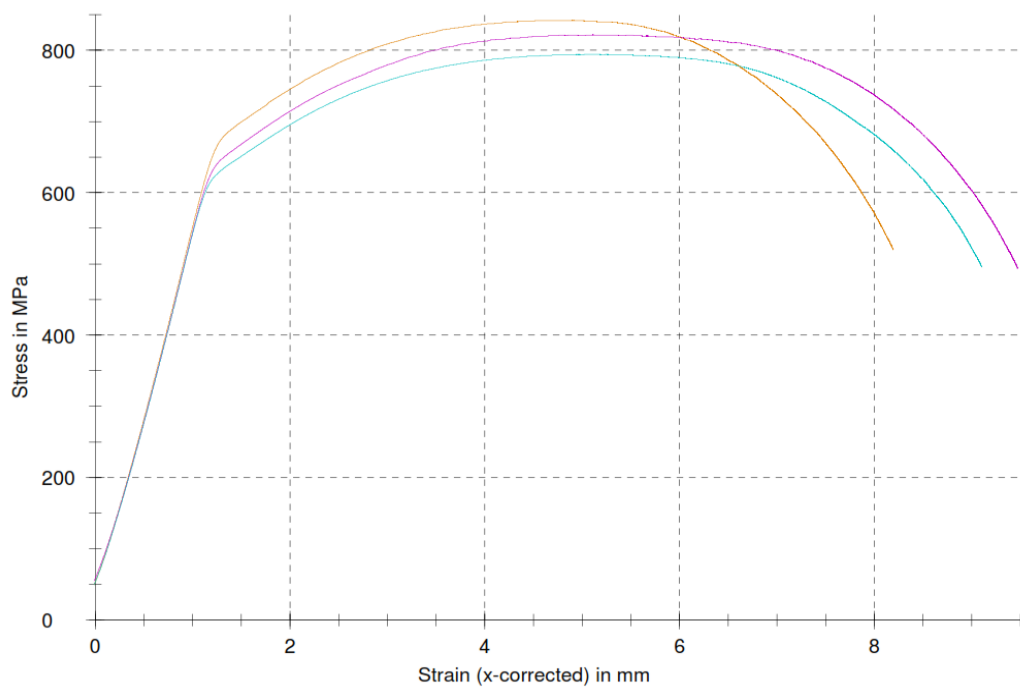
Zwick / Roell

29.04.15

Test results:

Legends	Sub-series 2 Nr	Specimen id.	d ₀ mm	S ₀ mm ²	E _{mod} GPa	Rp 0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	F _{Break} N	At %
■	2.2	PL12 -80	5.994	28.22	16.5	672.32	842.21	11.2	14660.8	24.2
■	2.5	PL5 -80	5.994	28.22	16.3	636.14	821.93	12.0	13942.1	28.5
■	2.8	PL13 -80	6.001	28.28	16.3	618.37	794.18	12.1	14003.6	27.3

Series graph:



Statistics:

Sub-series 2 n = 3	d ₀ mm	S ₀ mm ²	E _{mod} GPa	Rp 0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	F _{Break} N	At %
\bar{x}	5.996	28.24	16.4	642.28	819.44	11.8	14202.2	26.7
s	0.004	0.04	0.1	27.49	24.11	0.5	398.4	2.3
v	0.07	0.13	0.80	4.28	2.94	4.07	2.81	8.44

Příloha B4: Tahové diagramy zkušebních tyčí při teplotě -90 °C

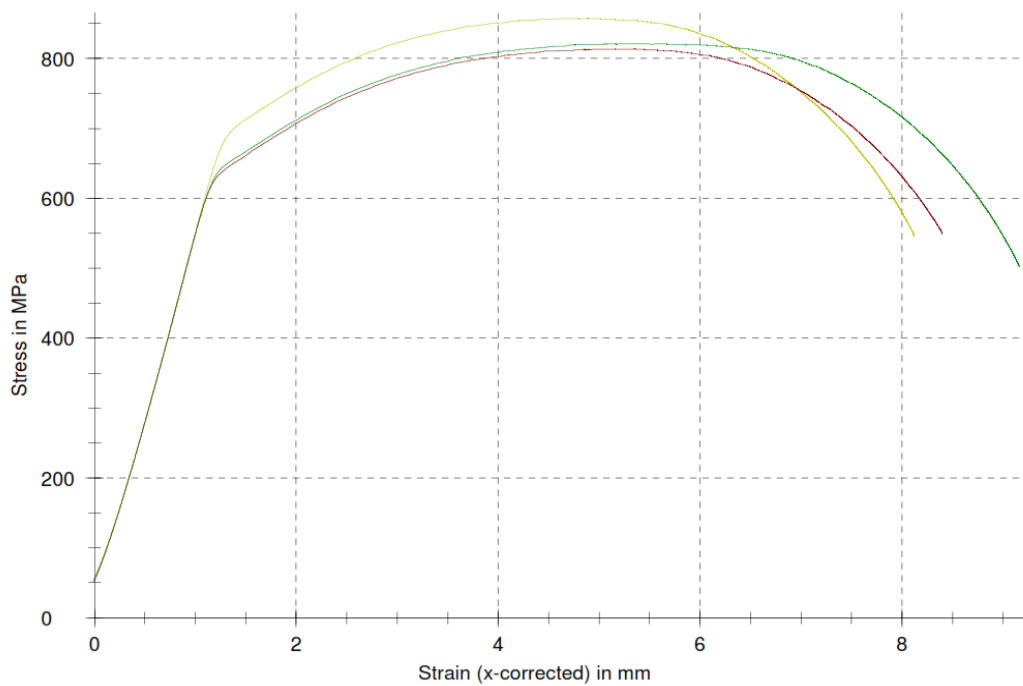
Zwick / Roell

29.04.15

Test results:

Legends	Sub-series 3 Nr	Specimen id.	d ₀ mm	S ₀ mm ²	E _{mod} GPa	Rp 0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	F _{Break} N	At %
■	3.9	PL9 -90	6.002	28.29	16.5	687.27	857.42	11.1	15440.9	23.7
■	3.6	PL10 -90	5.999	28.26	16.5	628.29	813.60	12.9	15519.9	24.7
■	3.3	PL4 -90	5.996	28.24	16.5	636.60	821.12	13.0	14194.5	27.5

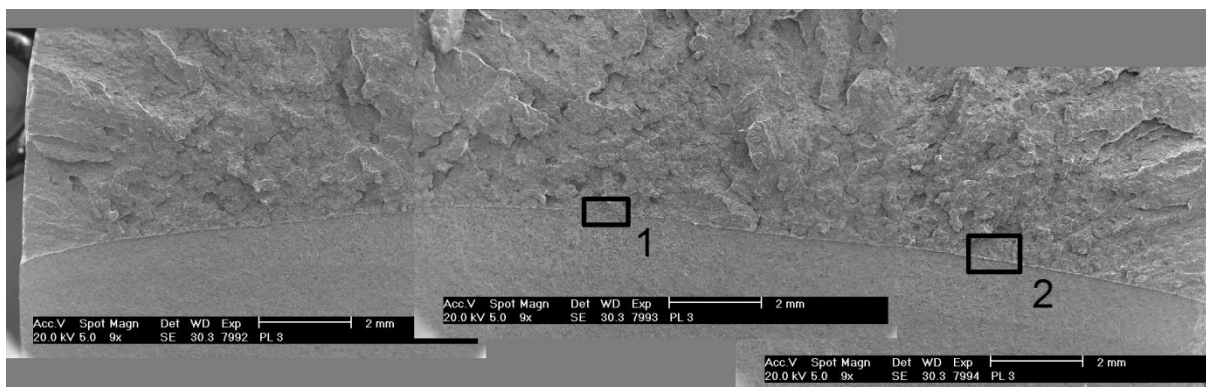
Series graph:



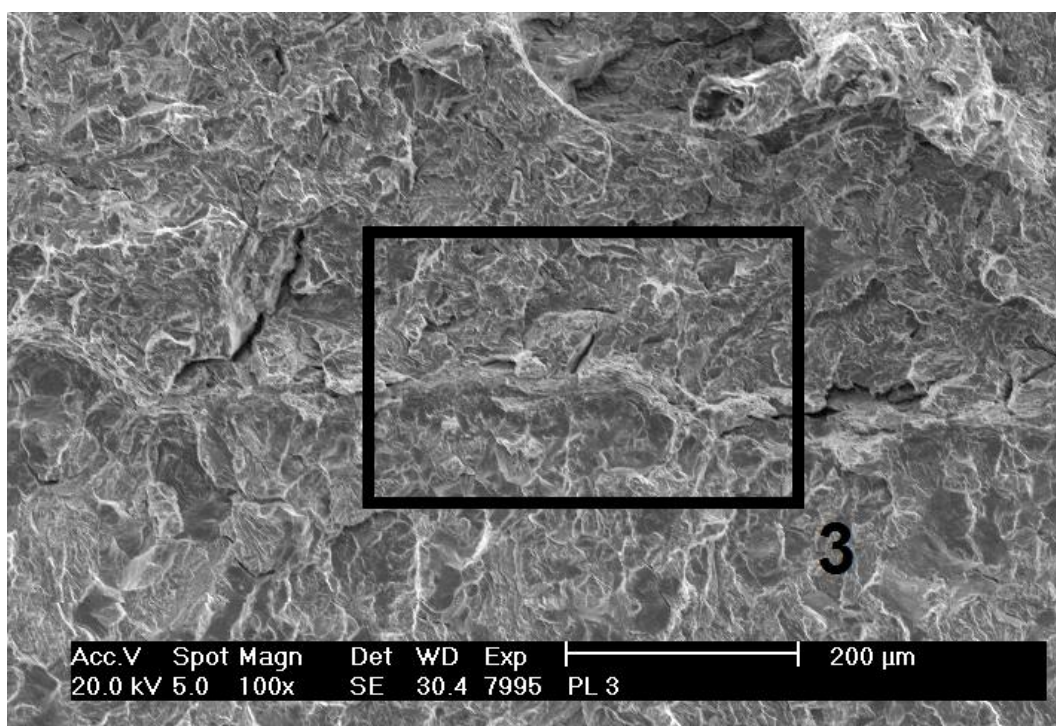
Statistics:

Sub-series 3 n = 3	d ₀ mm	S ₀ mm ²	E _{mod} GPa	Rp 0.2 MPa	Rm MPa	Ag %	F _{Break} N	At %
\bar{x}	5.999	28.26	16.5	650.72	830.71	12.3	15051.8	25.3
s	0.003	0.03	0.0	31.92	23.43	1.1	743.5	1.9
v	0.05	0.10	0.16	4.91	2.82	8.73	4.94	7.70

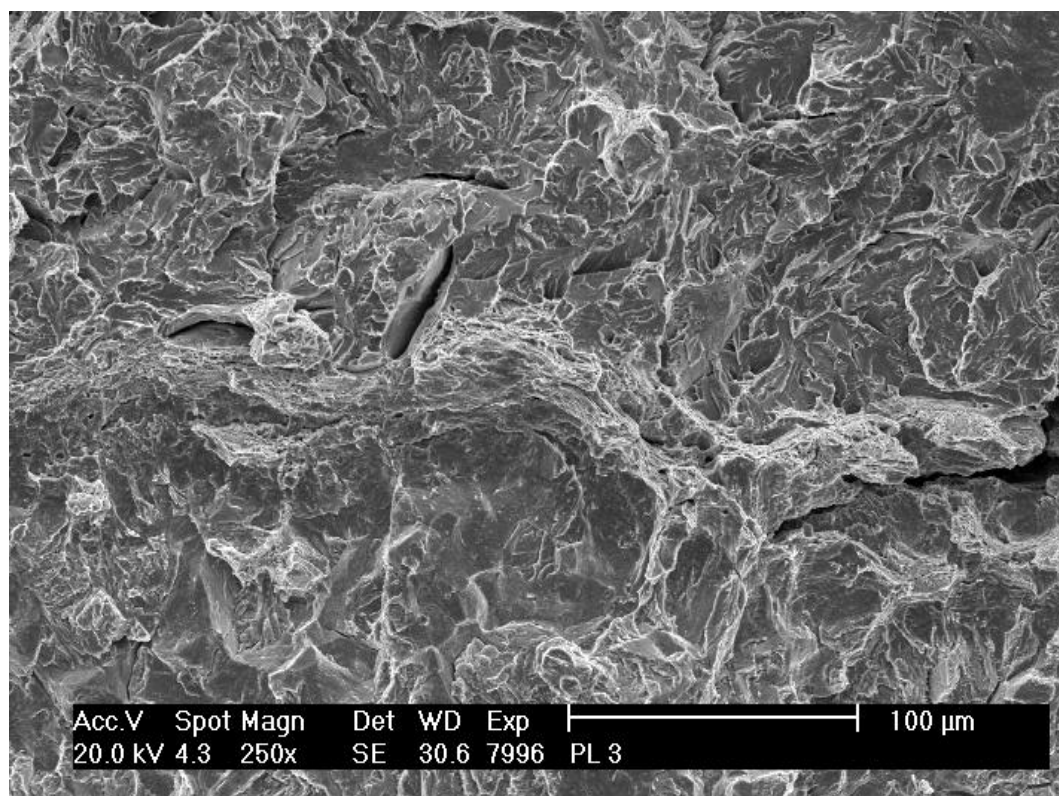
Příloha C1: Lomová plocha zkušebního tělesa PL_3



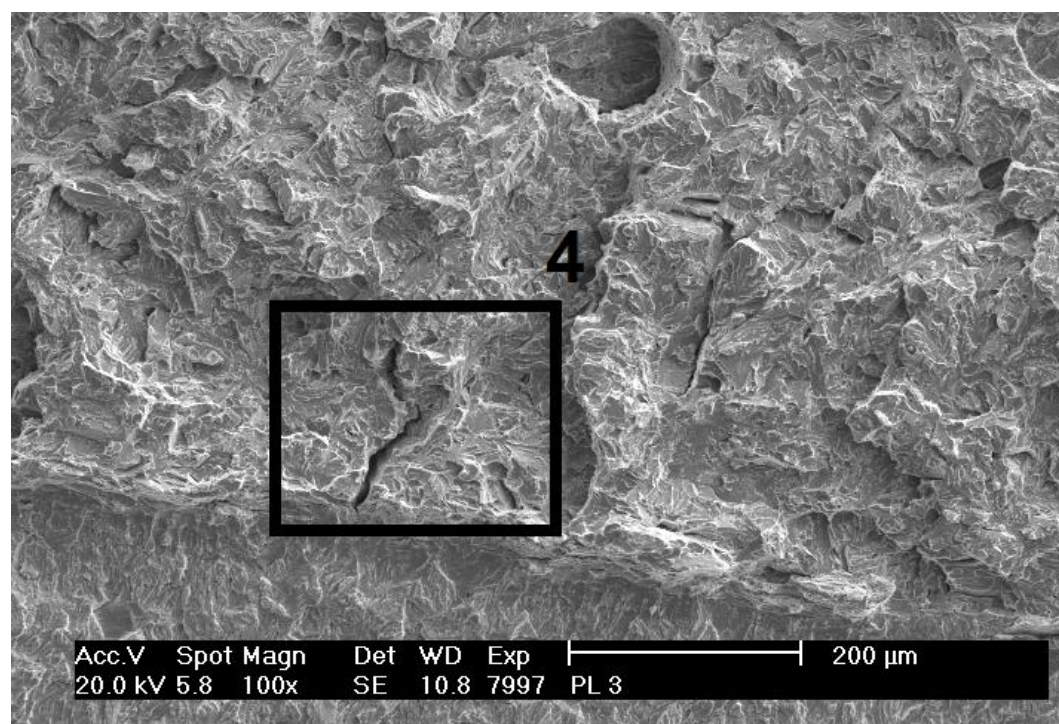
Obr. C1 Makrosnímek lomové plochy zkušebního tělesa PL_3



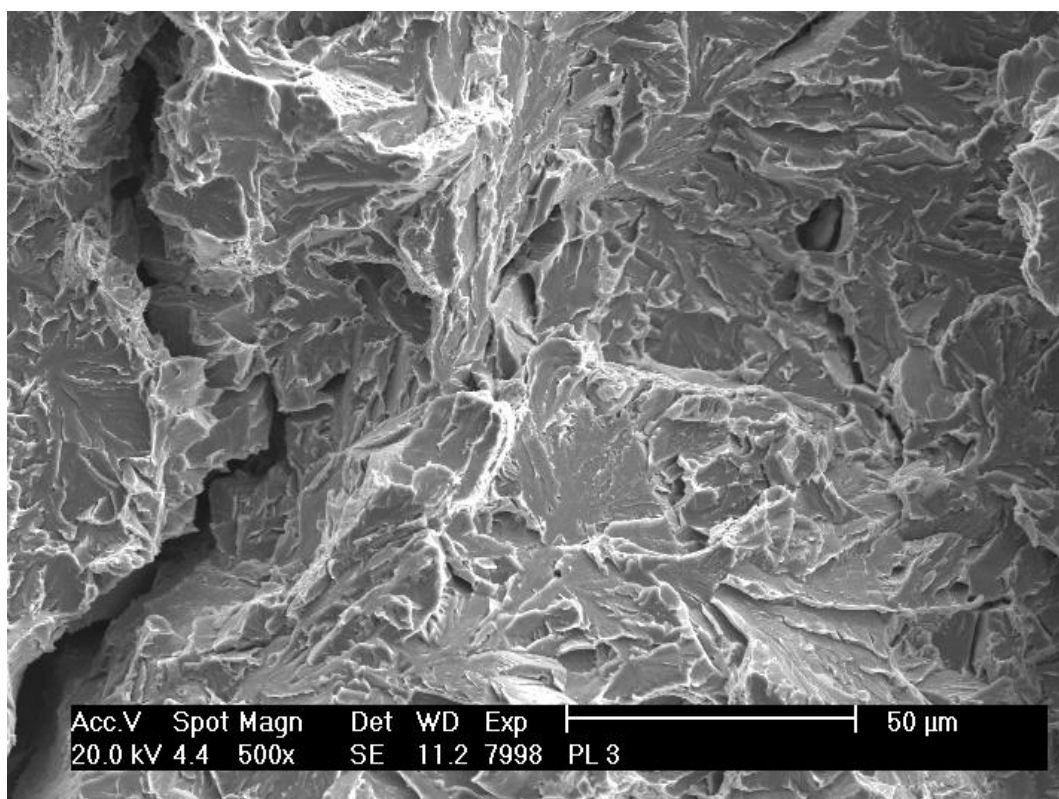
Obr. C2 Detail oblasti 1 z obr. C1



Obr. C3 Detail oblasti 3 z předchozího obrázku

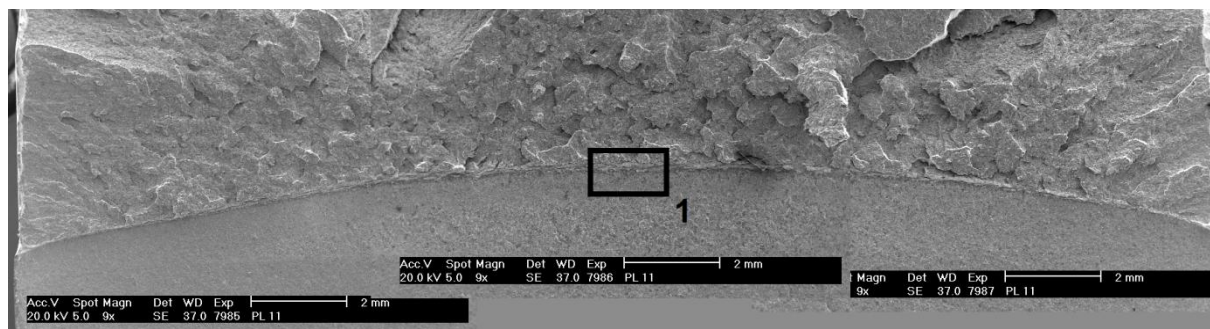


Obr. C4 Detail oblasti 2 z obr. C1

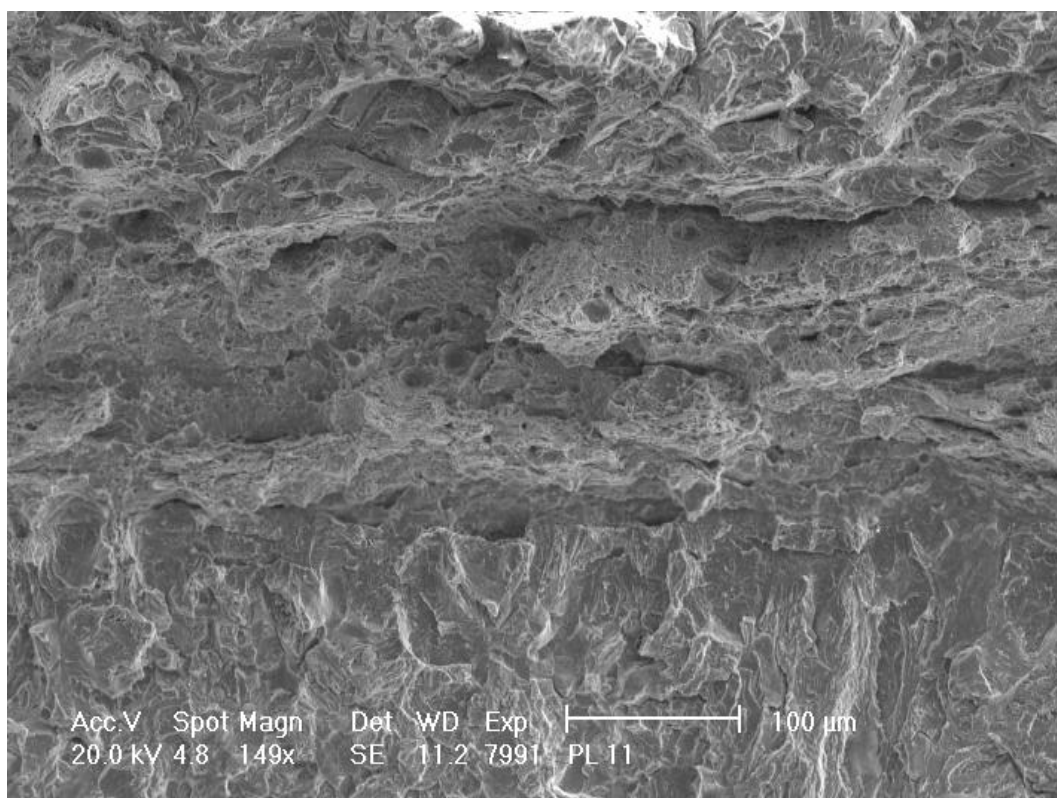


Obr. C5 Detail oblasti 4 z předchozího obrázku

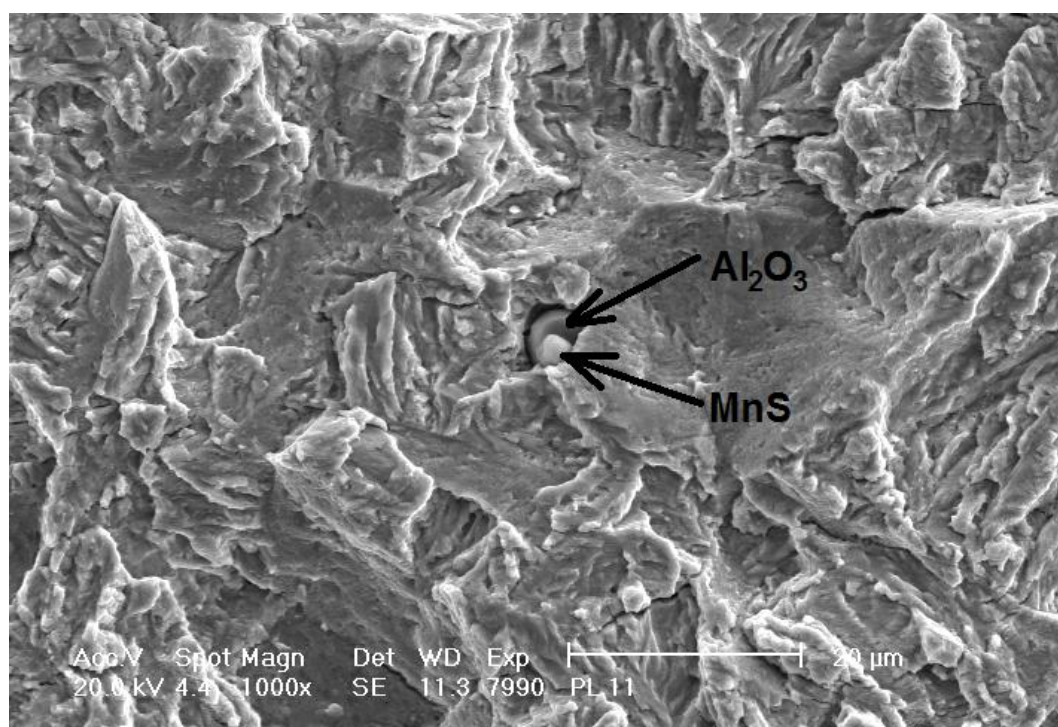
Příloha C2: Lomová plocha zkušebního tělesa PL_11



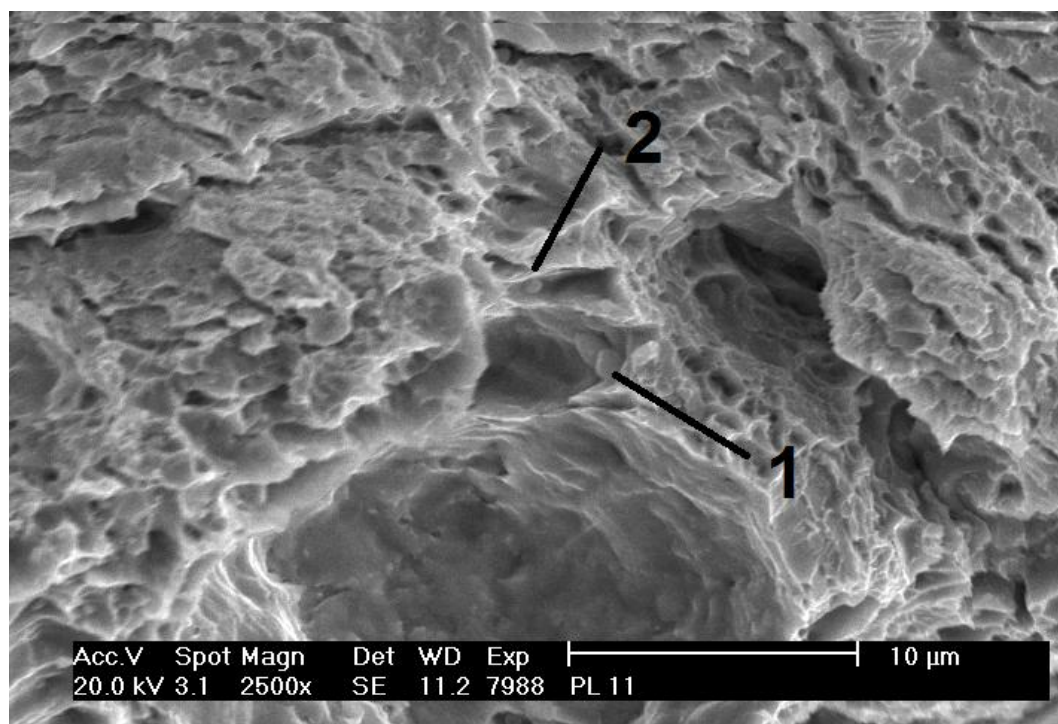
Obr. C6 Makrosnímek lomové plochy zkušebního tělesa PL_11



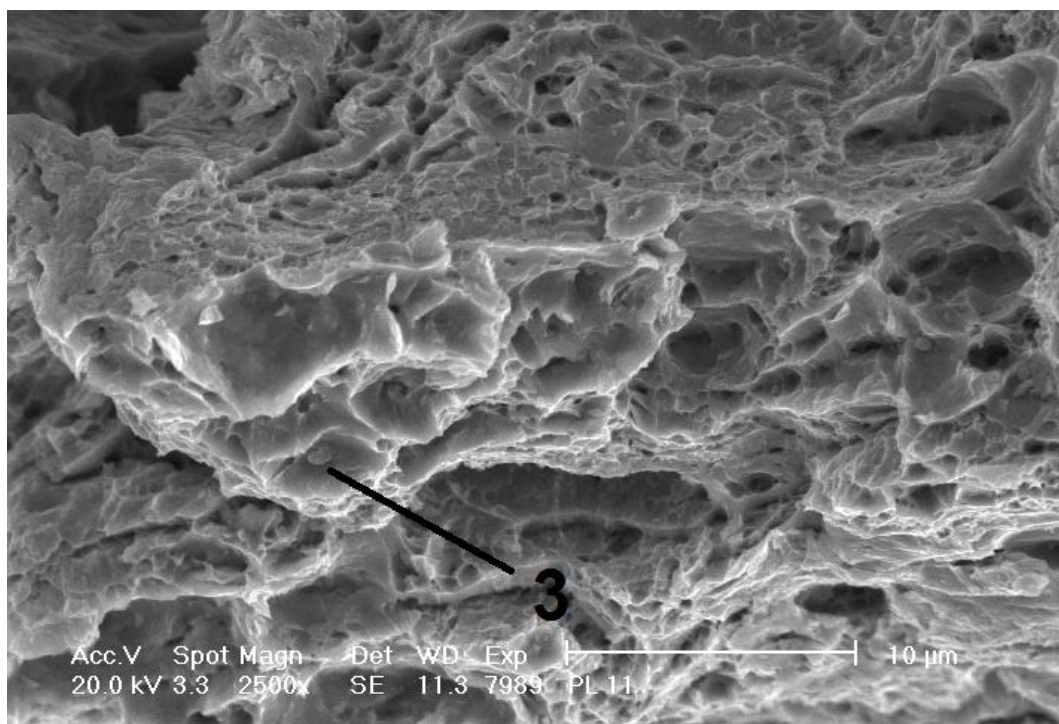
Obr. C7 Detail oblasti 1 z obr. C6 při 149x zvětšení



Obr. C8 Oblast 1 při 1000x zvětšení, vyznačení vměstků MnS a Al_2O_3

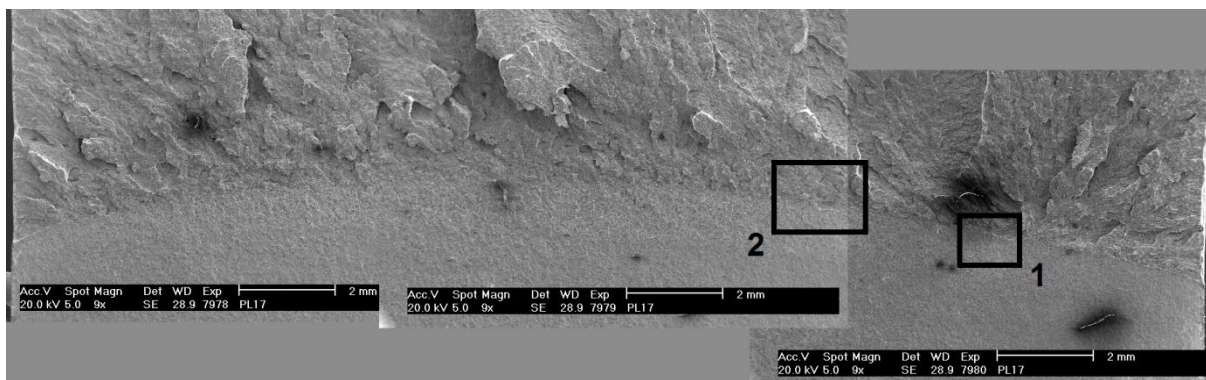


Obr. C9: Zvětšení 2500x, porušená dutina s vměstků

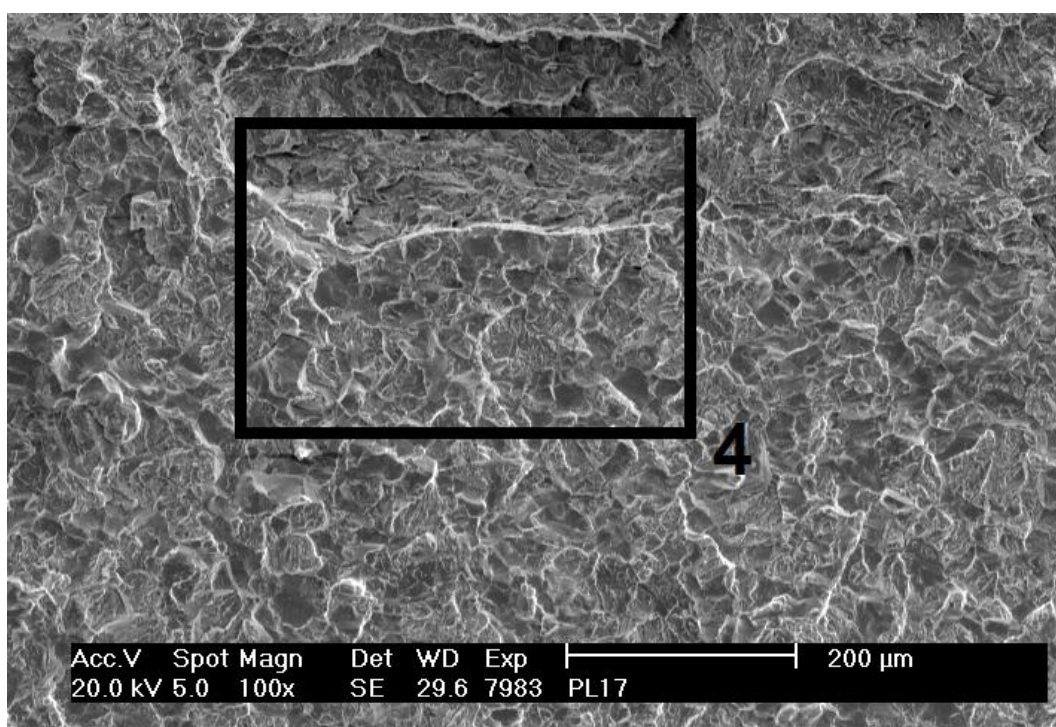


Obr. C10: Detail oblasti 4 z předchozího obrázku

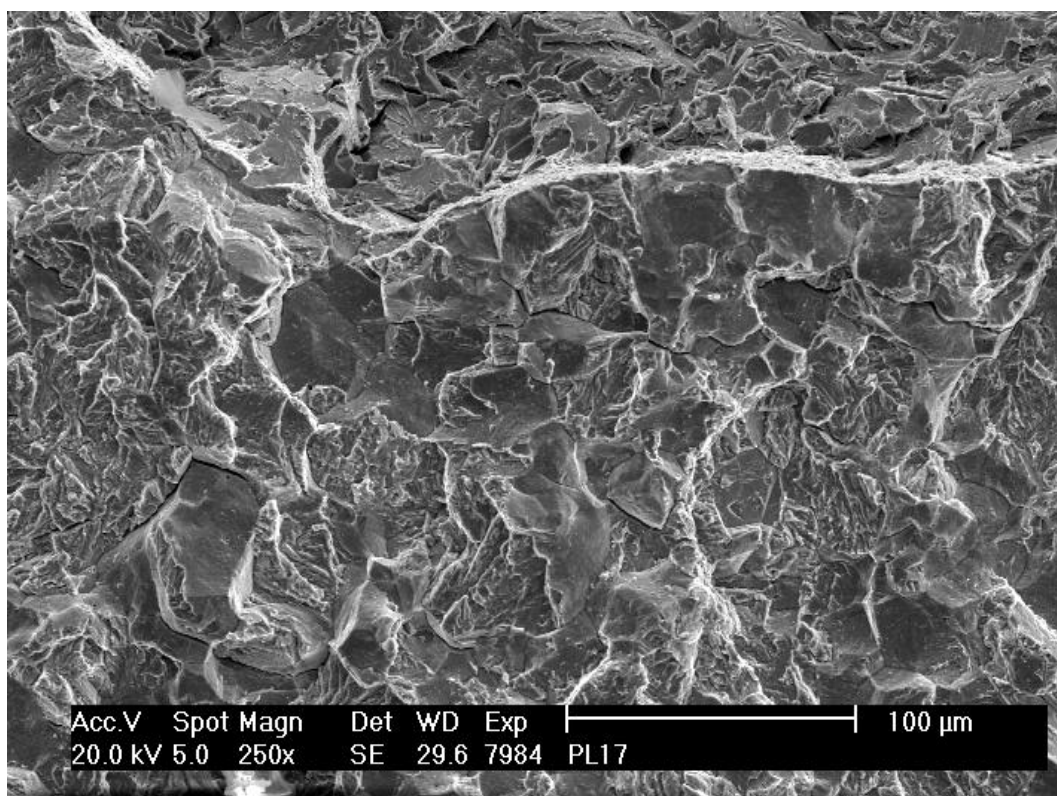
Příloha C3: Lomová plocha zkušebního tělesa PL_17



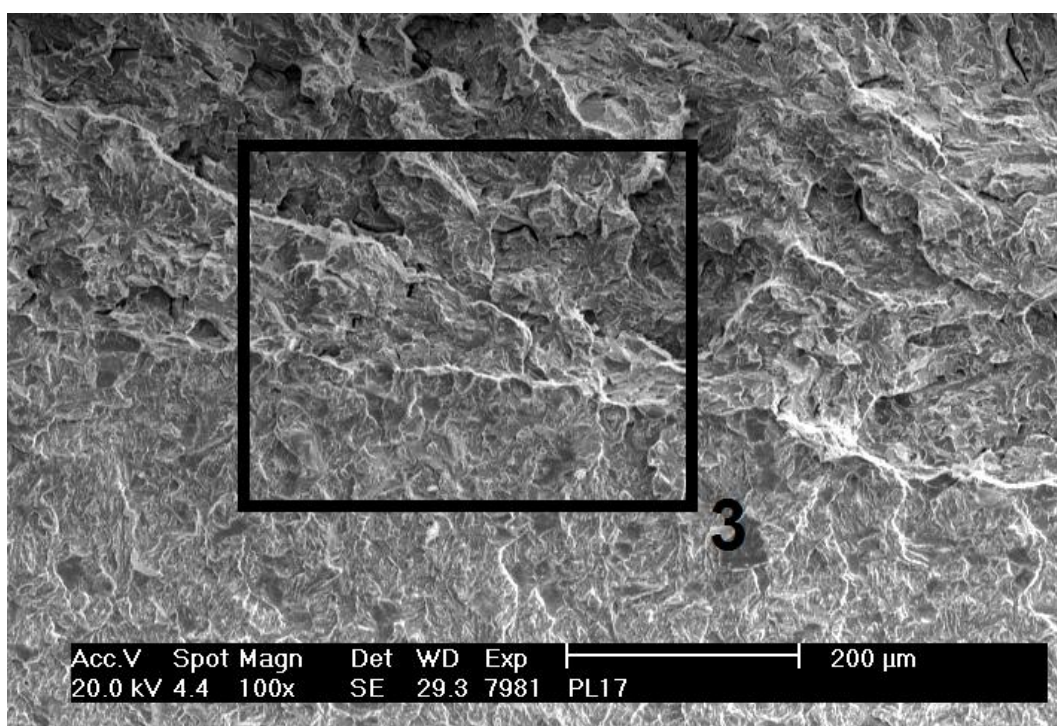
Obr. C11: Makrosnímek lomové plochy zkušebního tělesa PL_17



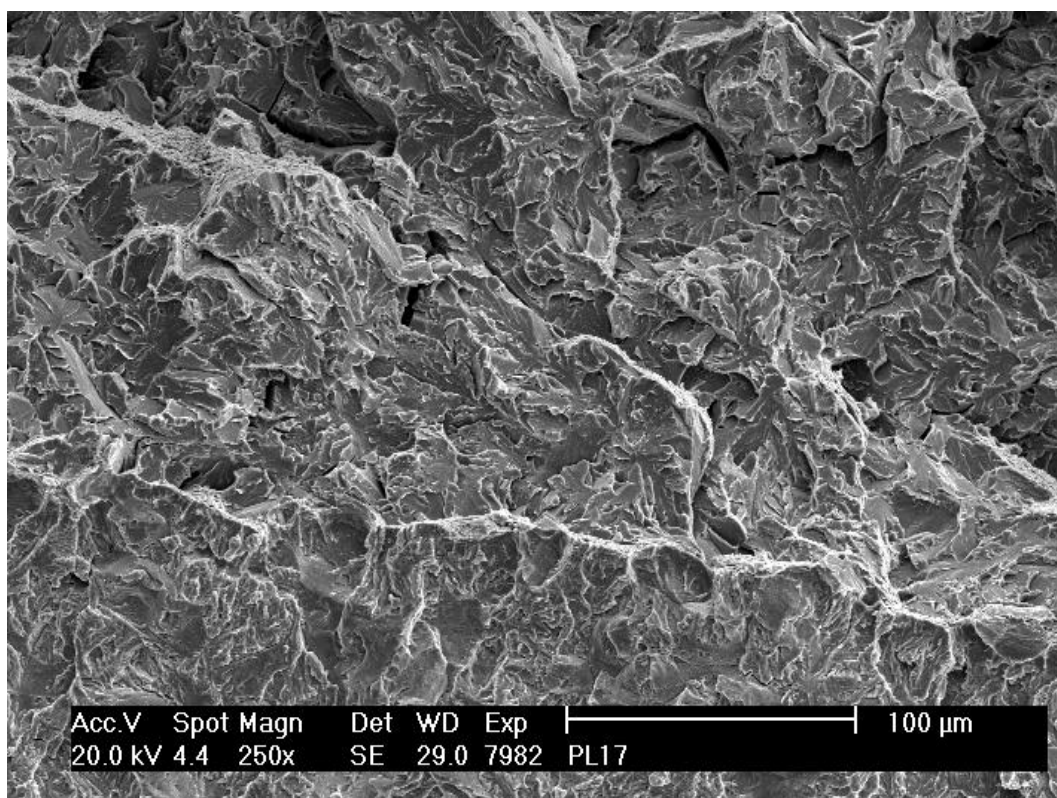
Obr. C12 Detail oblasti 2 z obr. C11



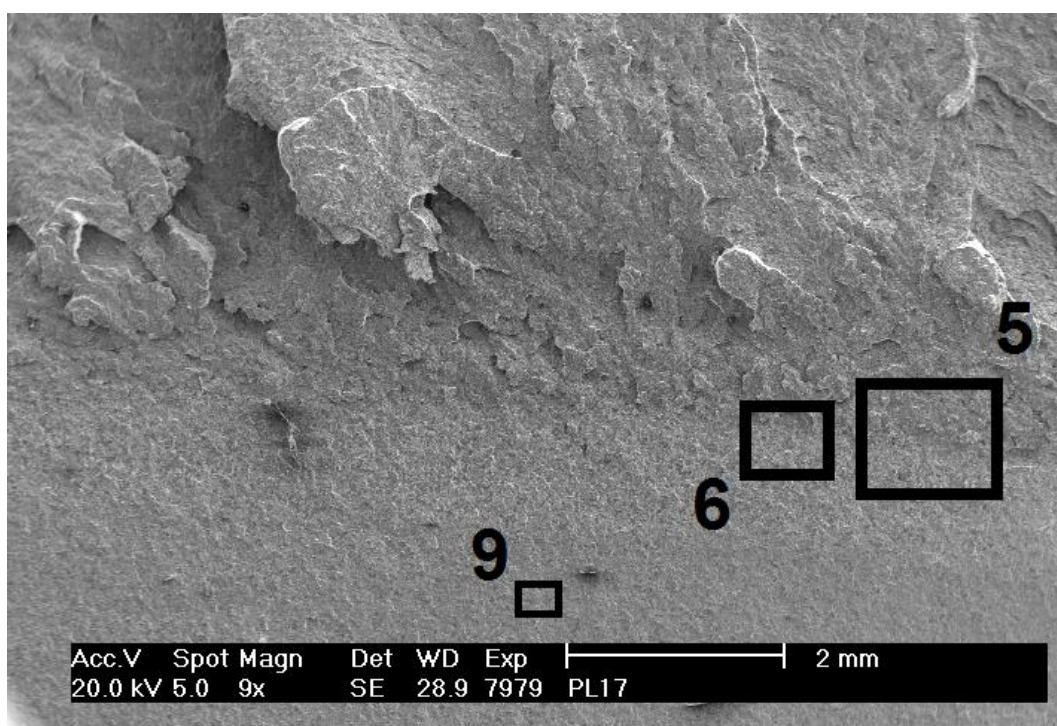
Obr. C13 Detail oblasti 4 z předchozího obrázku při 250x zvětšení



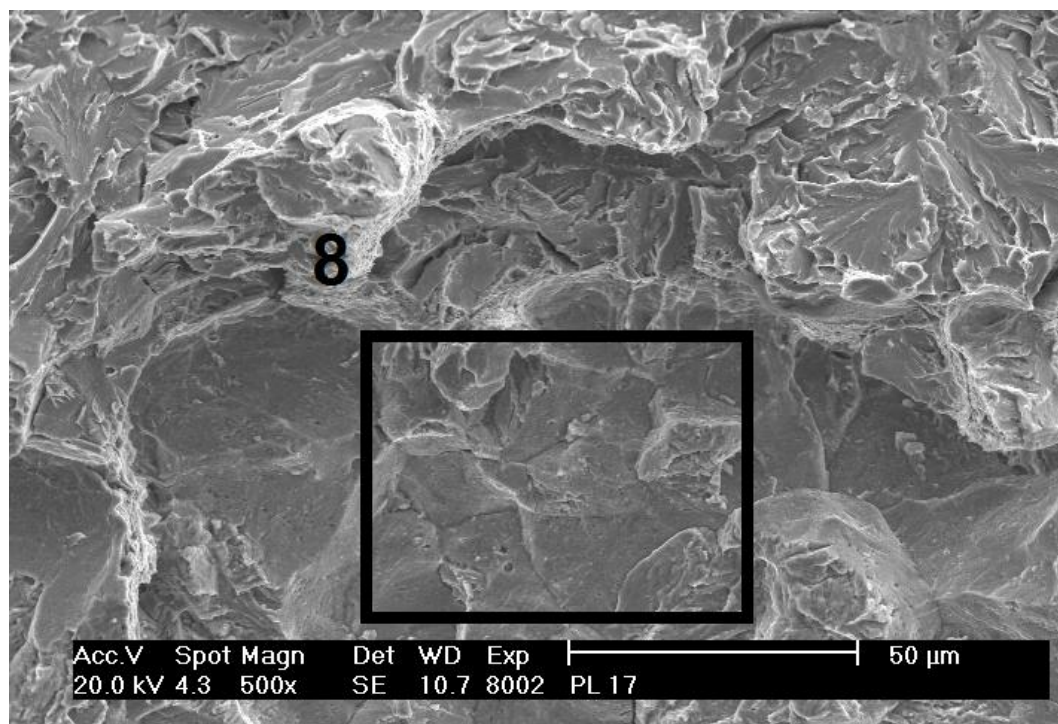
Obr. C14 Detail oblasti 1 z obr. C11



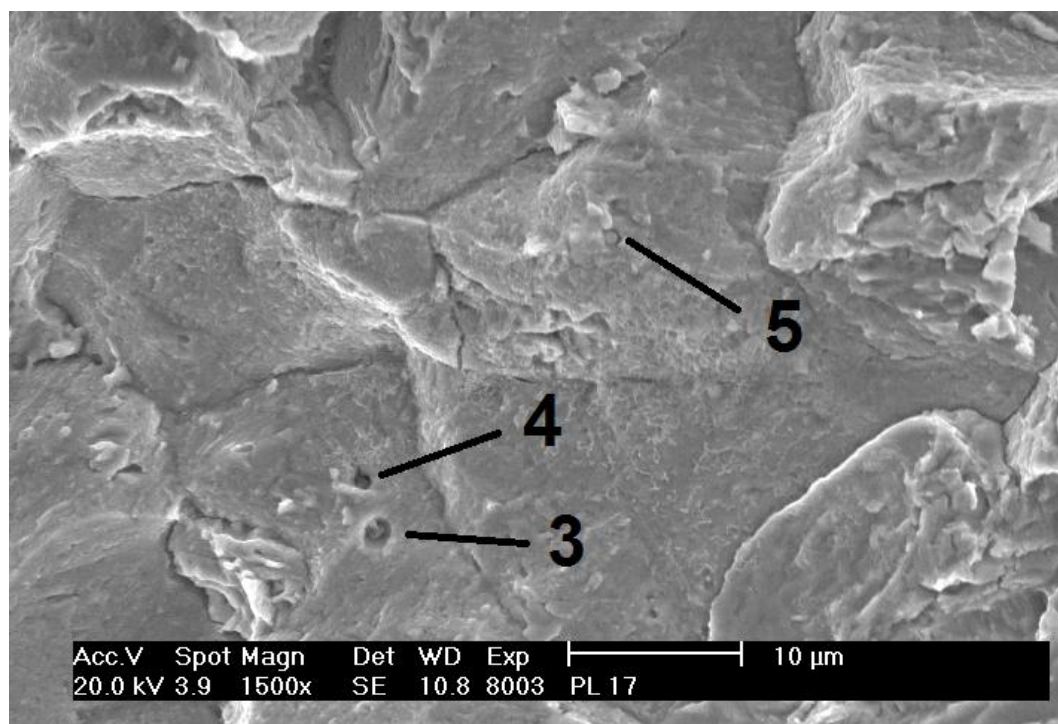
Obr. C15 Detail oblasti 3 z předchozího obrázku při 250x zvětšení



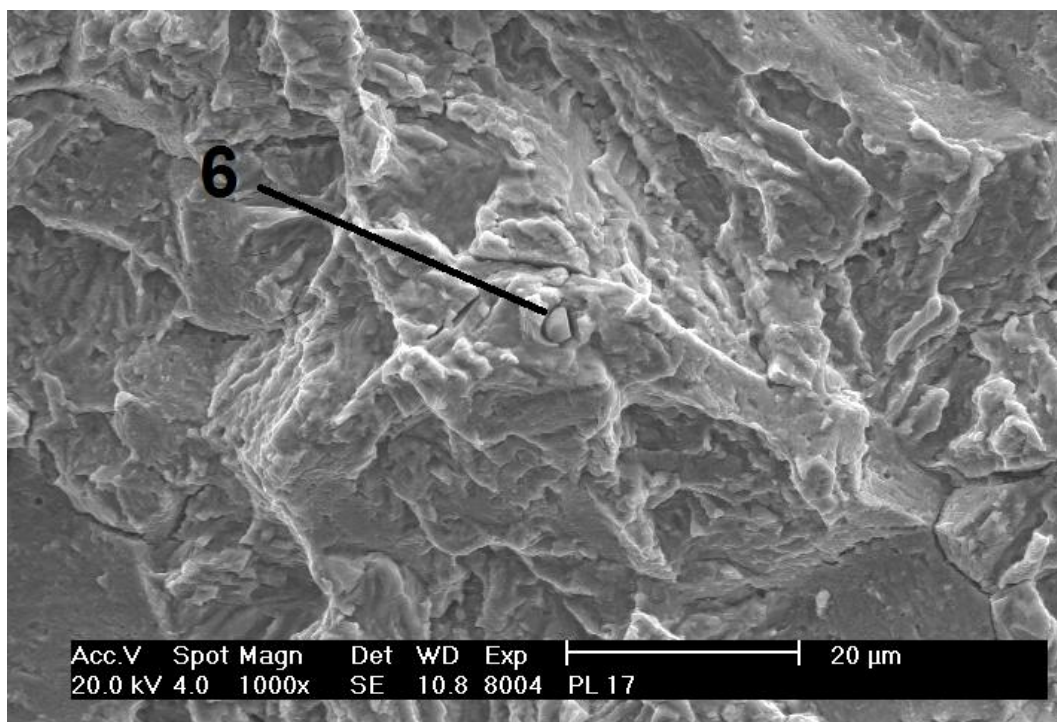
Obr. C16 Samostatný snímek středu lomové plochy pro lepší přehlednost



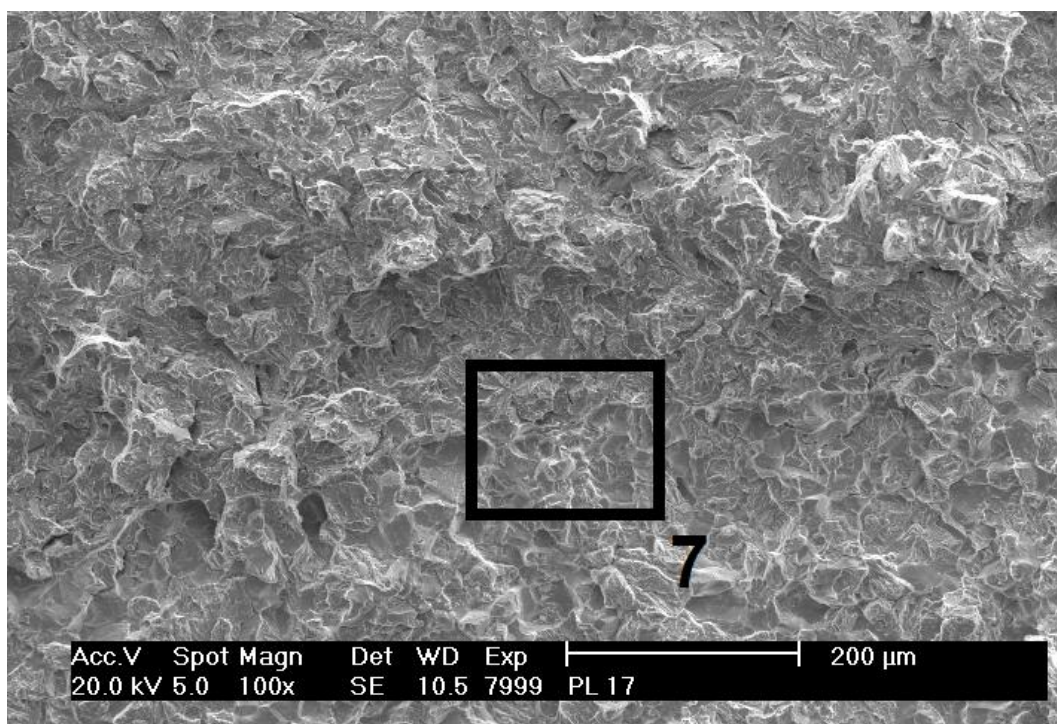
Obr. C17 Oblast 5 z předchozího obrázku při 500x zvětšení



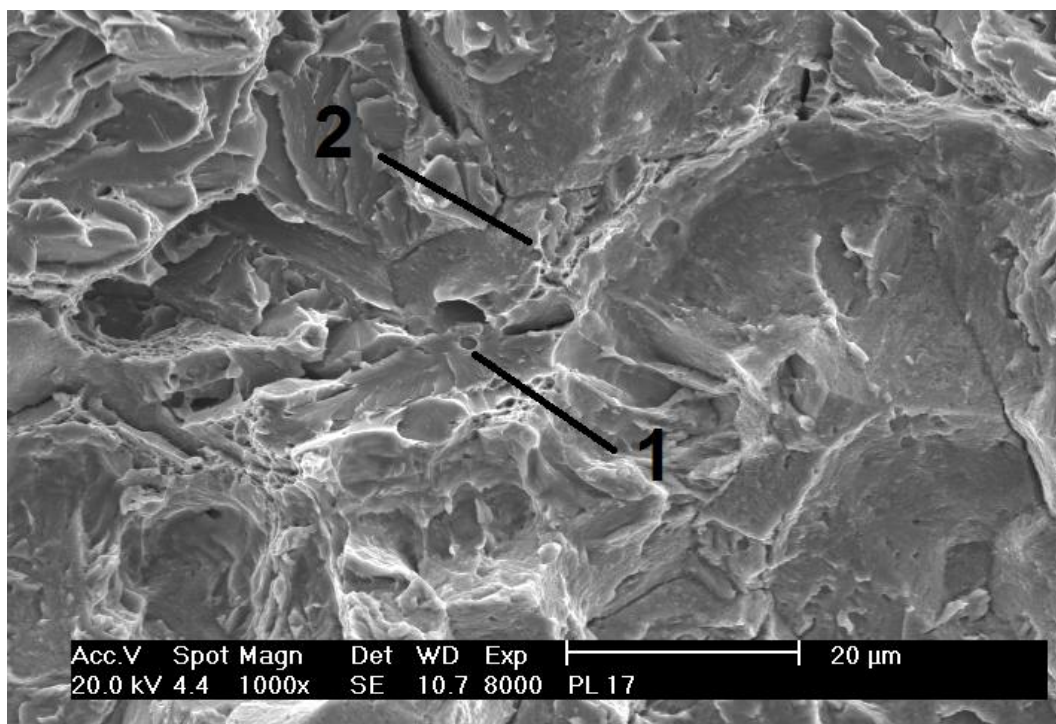
Obr. C18 Detail oblasti 8, na vyznačených místech byla provedena EDS analýza



Obr. C19 Detail oblasti 9 z obr. C16, na vyznačeném místě byla provedena EDS analýza

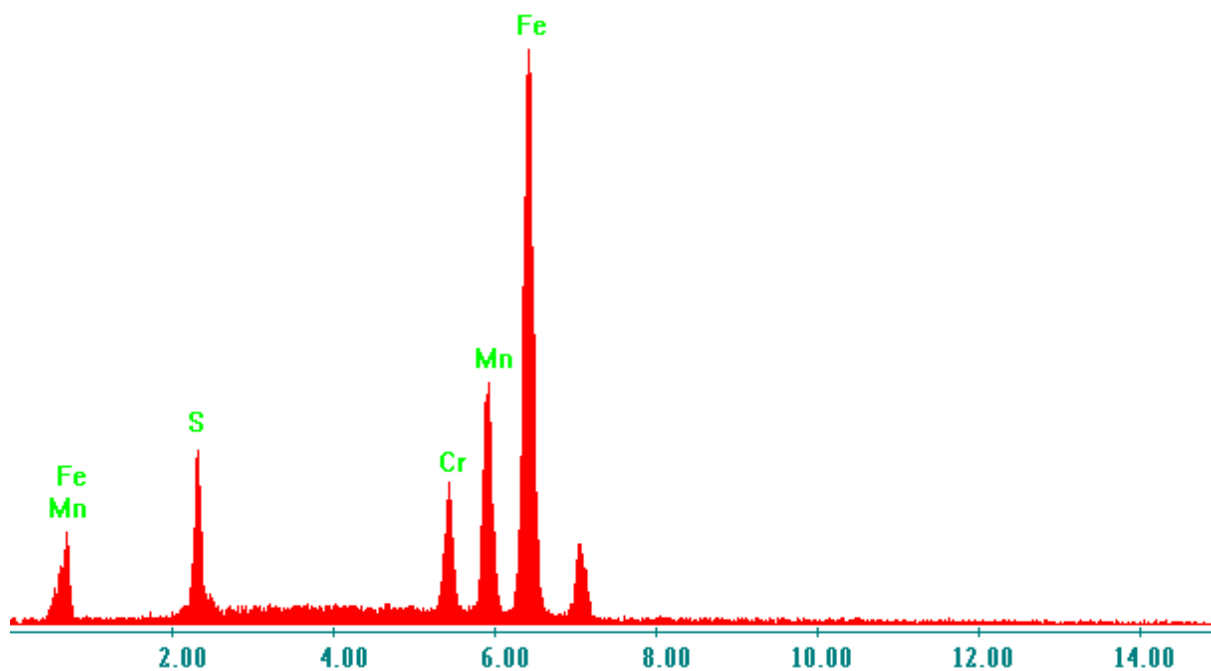


Obr. C20 Oblast 1 z obr. C11 při 100x zvětšení

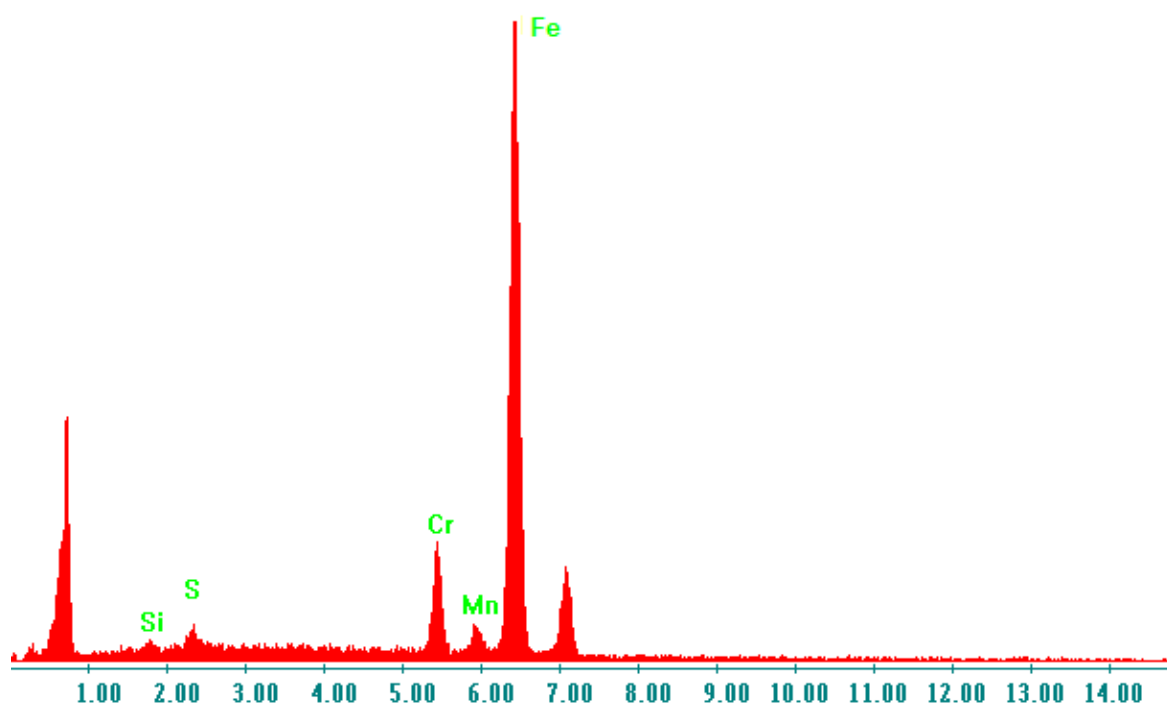


Obr. C21 Detail oblasti 7 z obr. C20, na vyznačených místech byla provedena EDS analýza

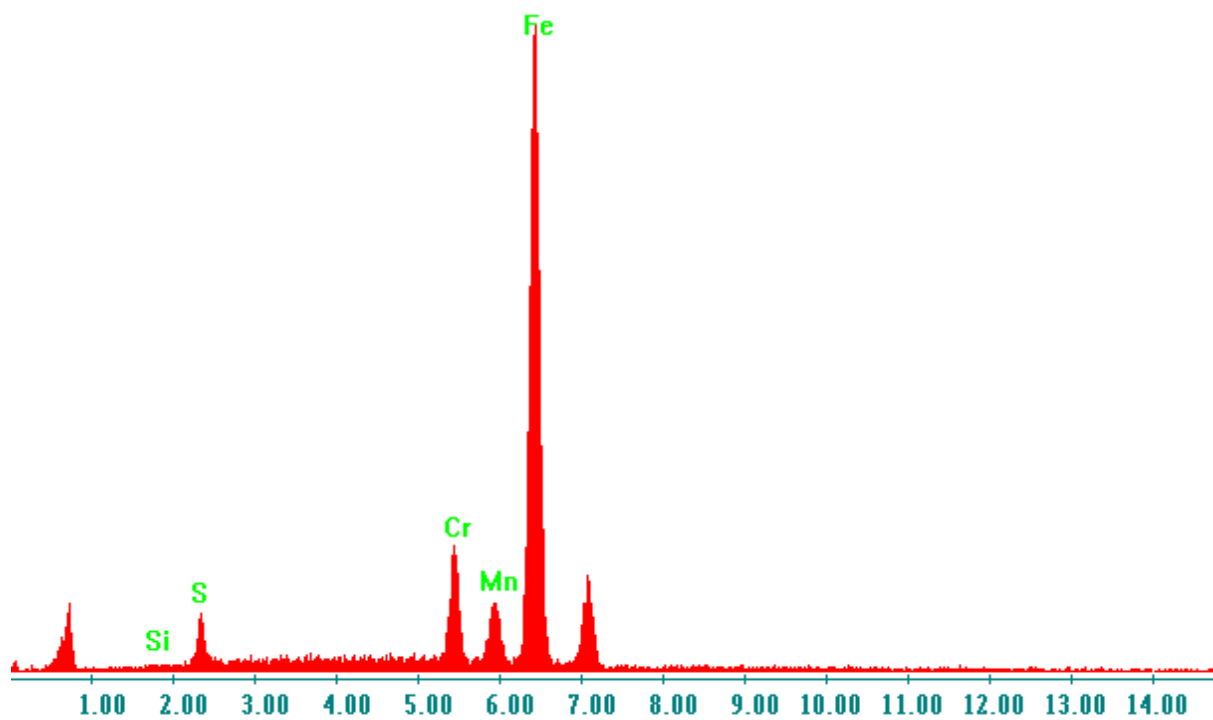
Příloha D1: Data z EDS analýzy zkušebního tělesa PL_11



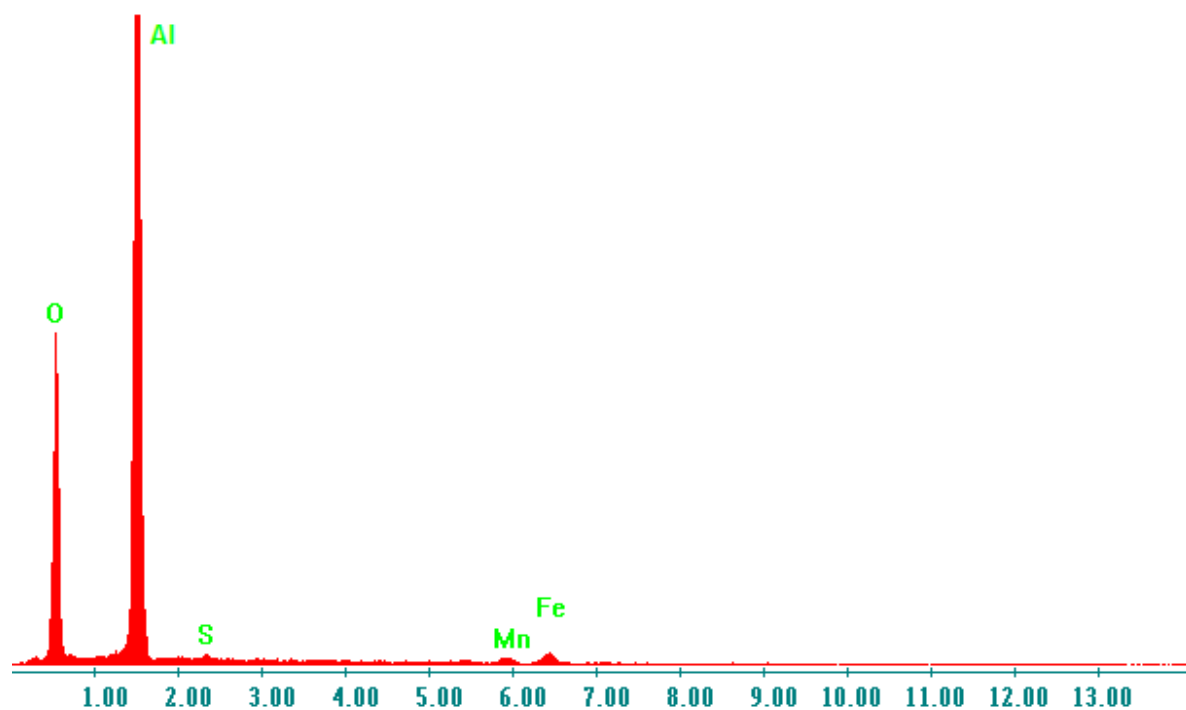
Obr. D1: Zkušební těleso PL_11 – místo 1 (viz obr. C9)

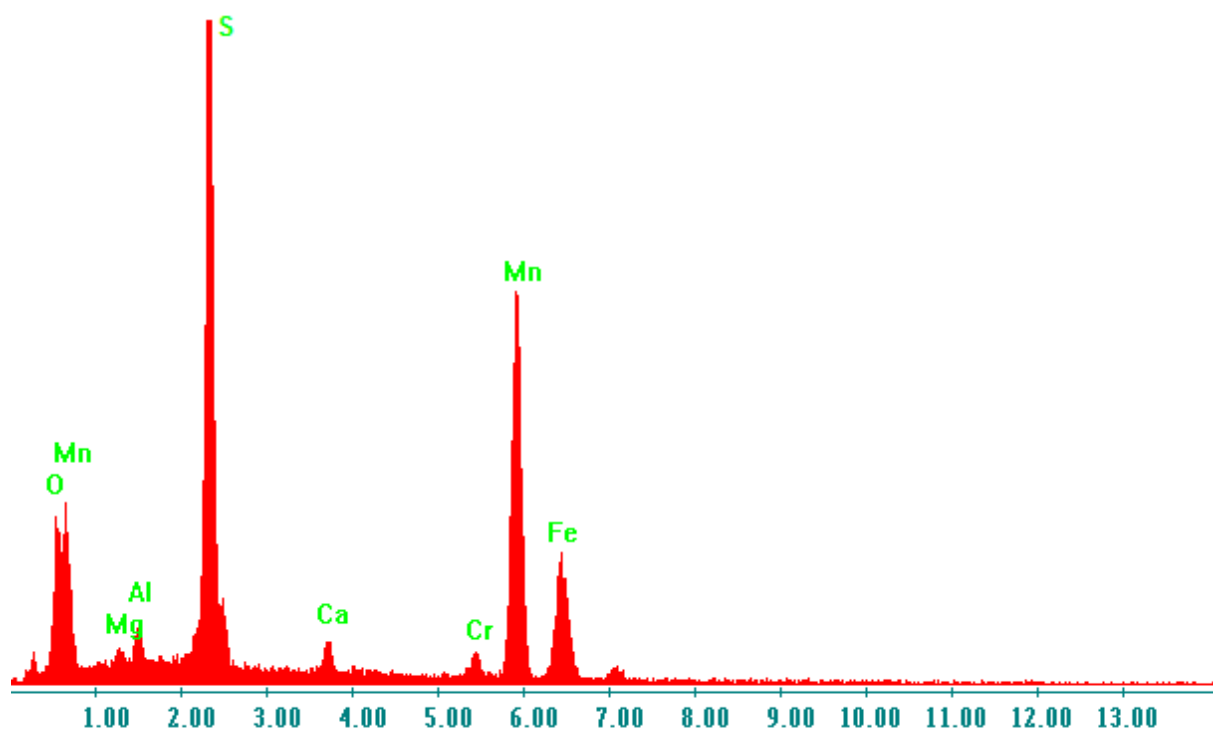


Obr. D2 Zkušební těleso PL_11 – místo 2 (viz obr. C9)



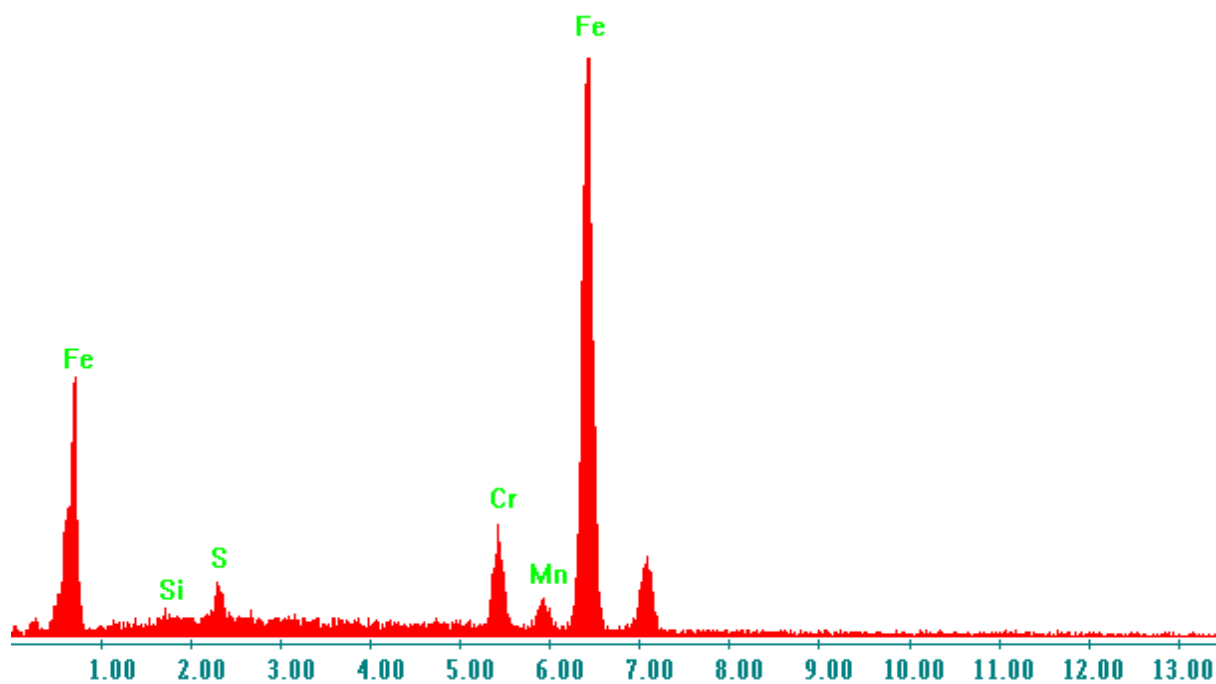
Obr. D3 Zkušební těleso PL_11 – místo 3 (viz obr. C10)

Obr. D4 Zkušební těleso PL_11 – vměstek Al_2O_3 (viz obr. C8)

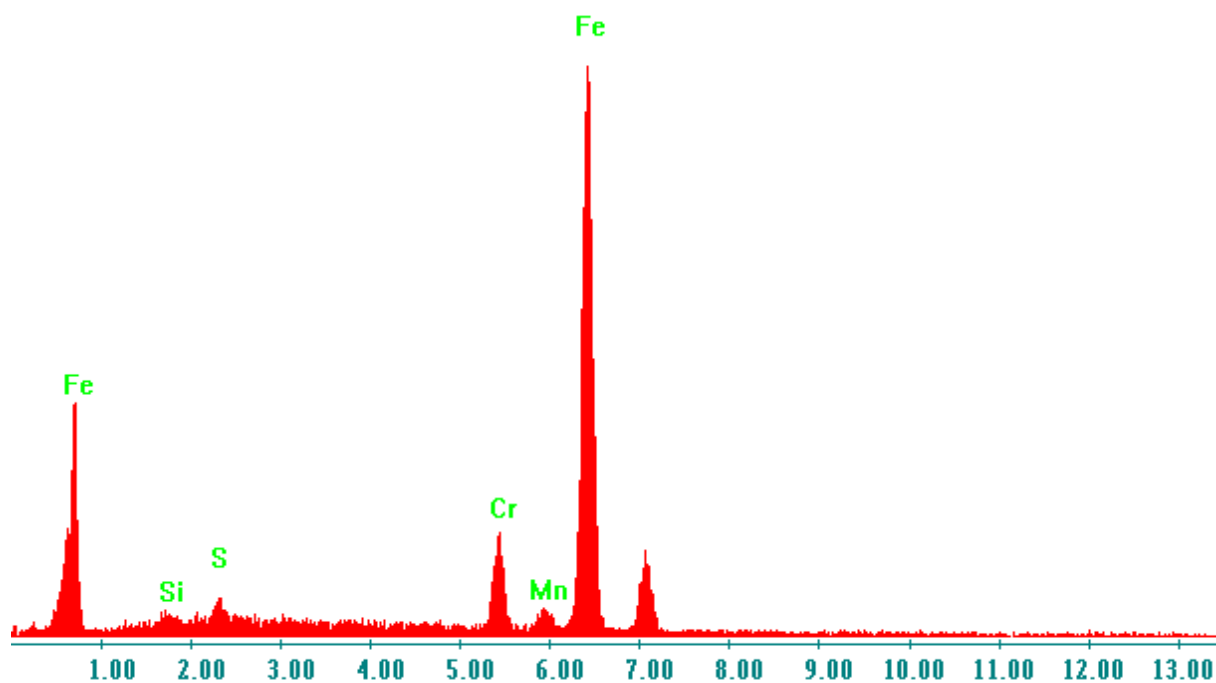


Obr. D5 Zkušební těleso PL_11 – vměstek MnS (viz obr. C8)

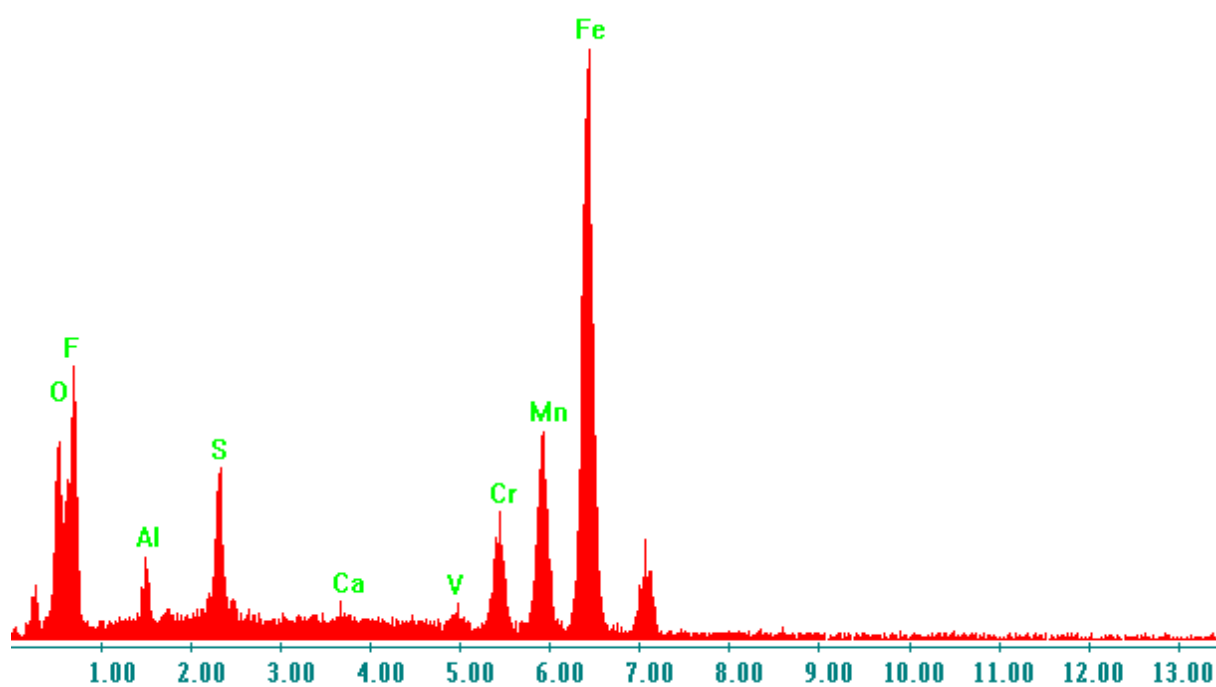
Příloha D2: Data z EDS analýzy zkušebního tělesa PL_17



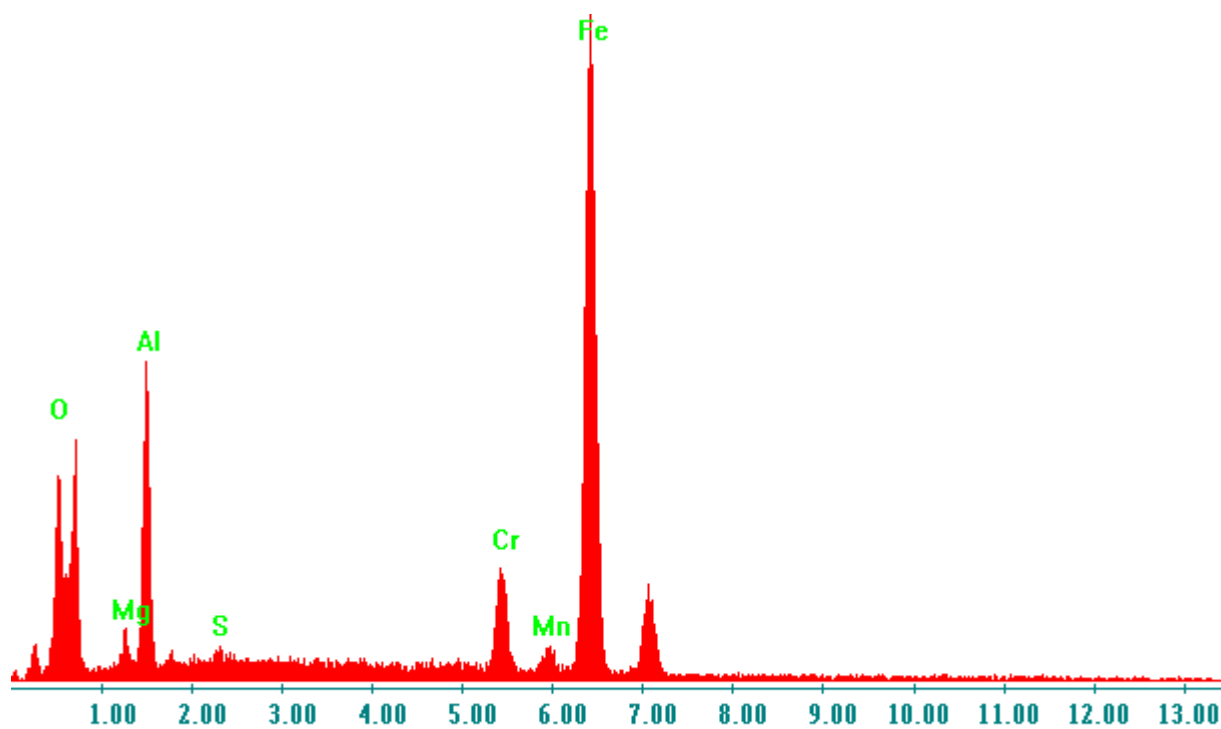
Obr. D6: Zkušební těleso PL_17 – místo 1 (viz obr. C21)



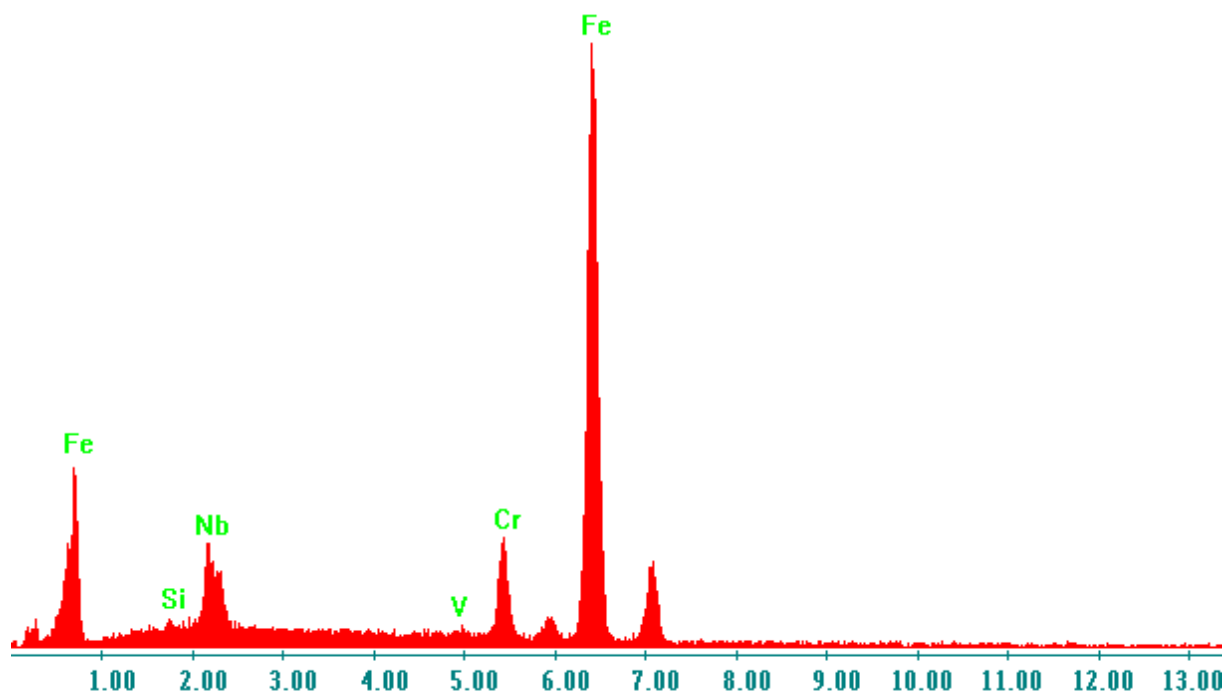
Obr. D7 Zkušební těleso PL_17 – místo 2 (viz obr. C21)



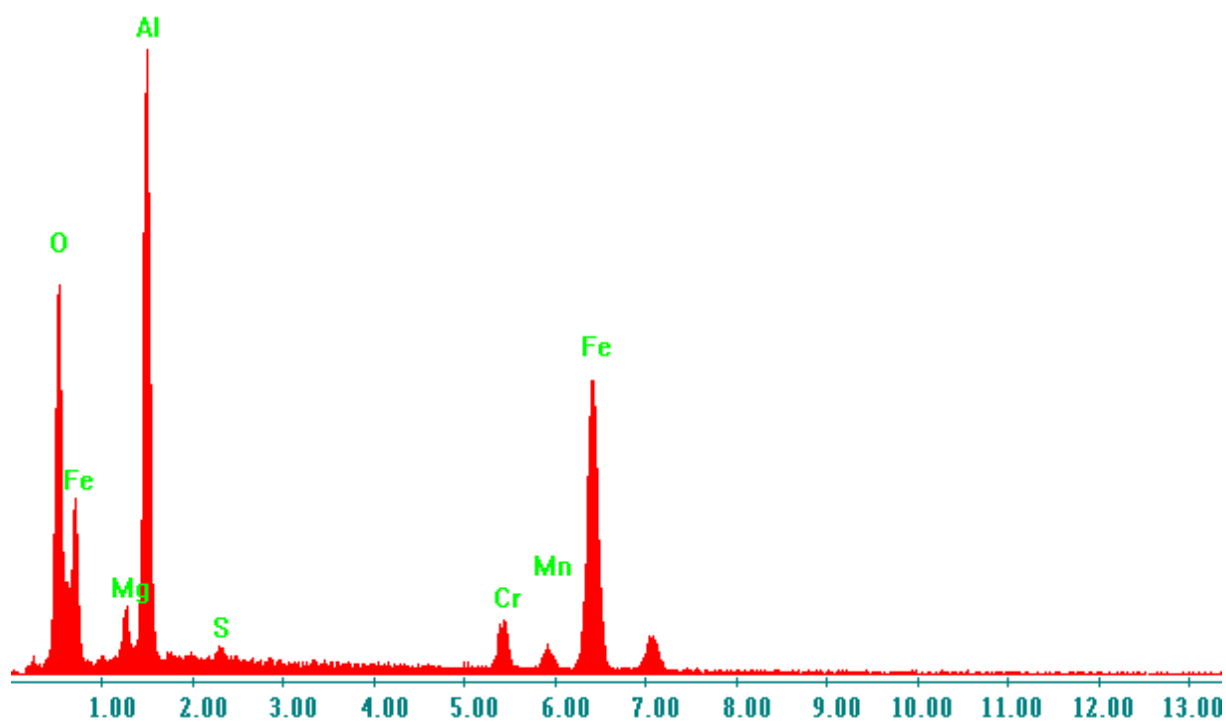
Obr. D8 Zkušební těleso PL_17 – místo 3 (viz obr. C18)



Obr. D9 Zkušební těleso PL_17 – místo 4 (viz obr. C18)



Obr. D10 Zkušební těleso PL_17 – místo 5 (obr. C18)



Obr. D11 Zkušební těleso PL_17 – místo 6 (obr. C19)

Příloha E1: Pozorování mikrostruktury světelným mikroskopem



Obr. E1 Vzorek 1 – 50x zvětšení



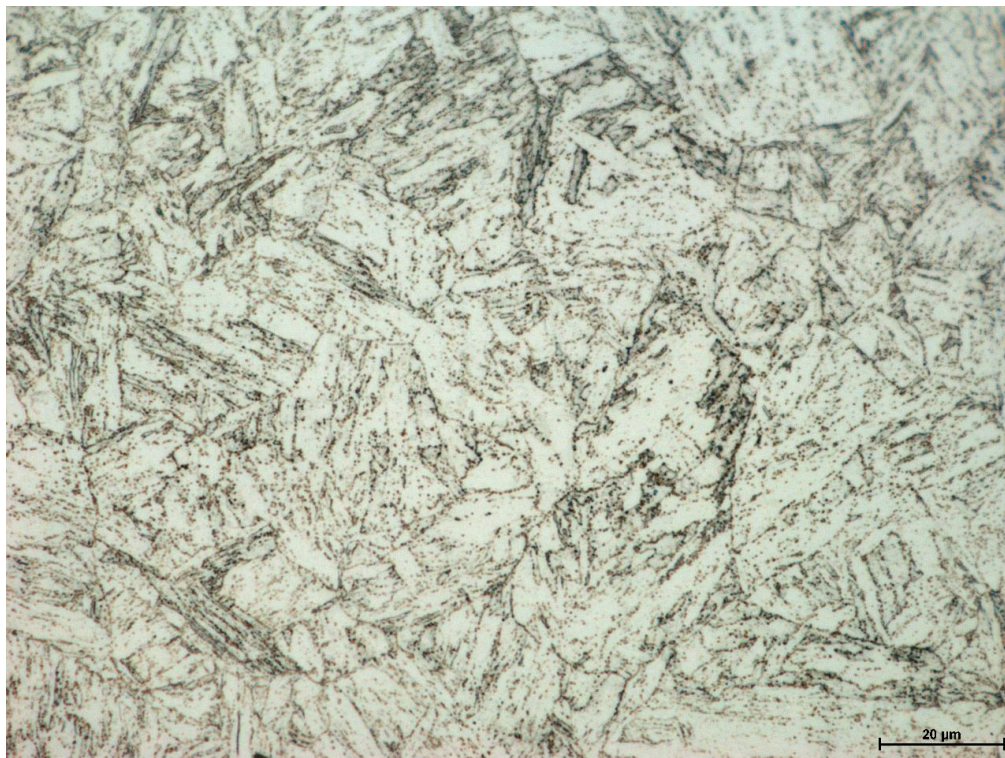
Obr. E2 Vzorek 2 – 50x zvětšení



Obr. E3 Vzorek 1 – 200x zvětšení



Obr. E4 Vzorek 2 – 200x zvětšení

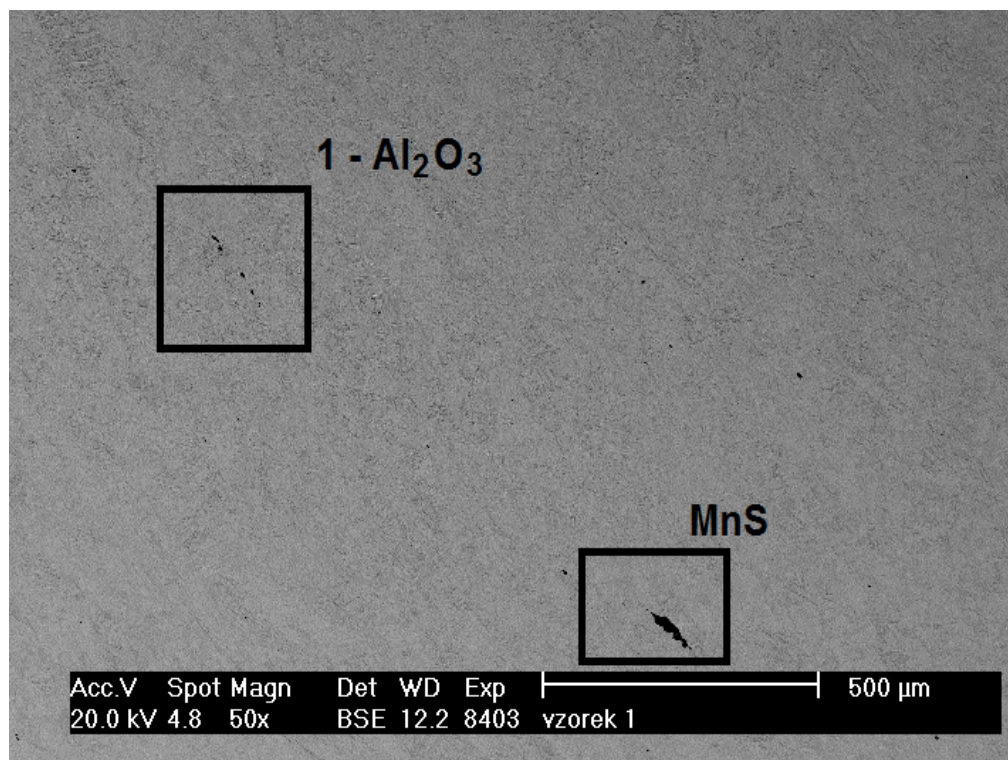
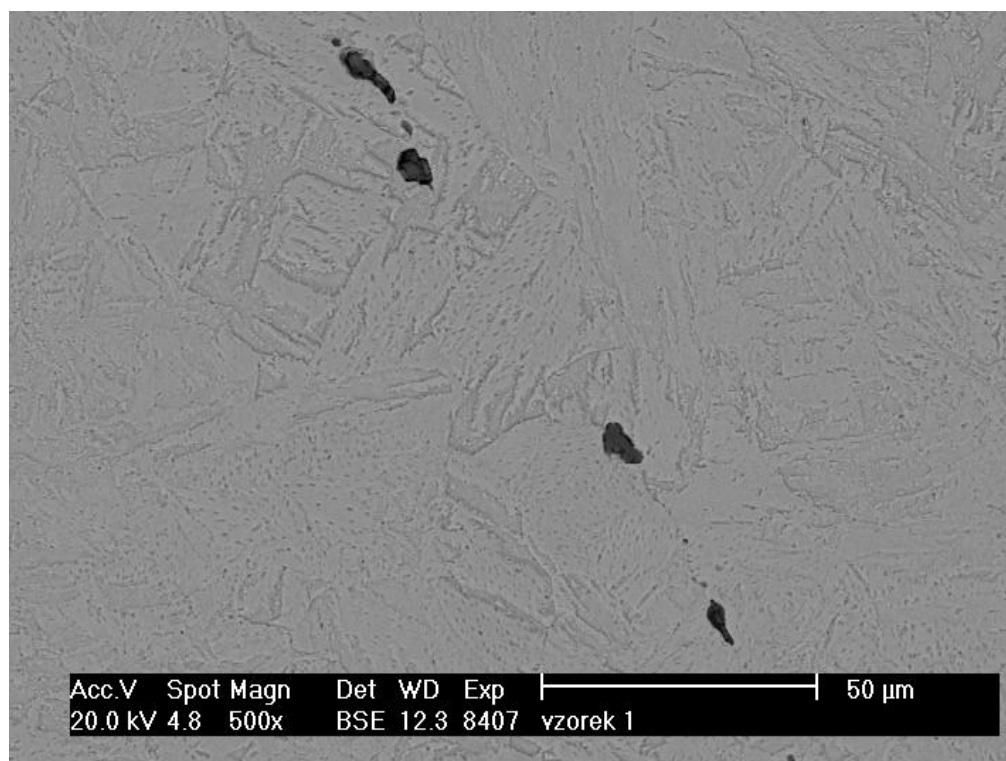


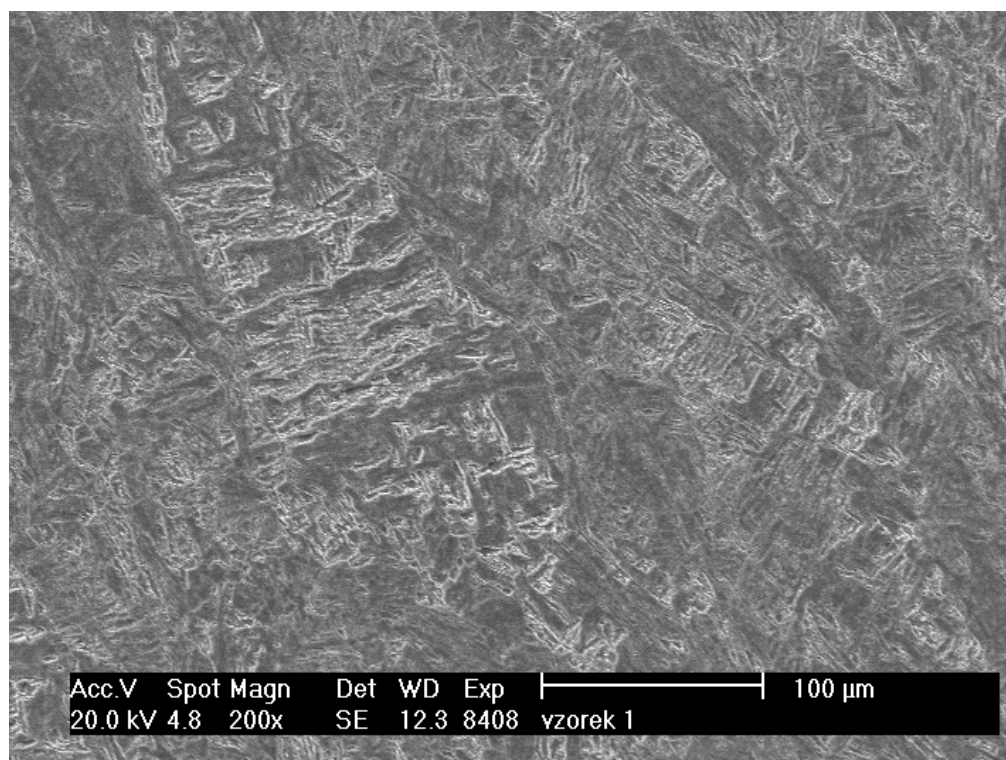
Obr. E5 Vzorek 1 – 1000x zvětšení



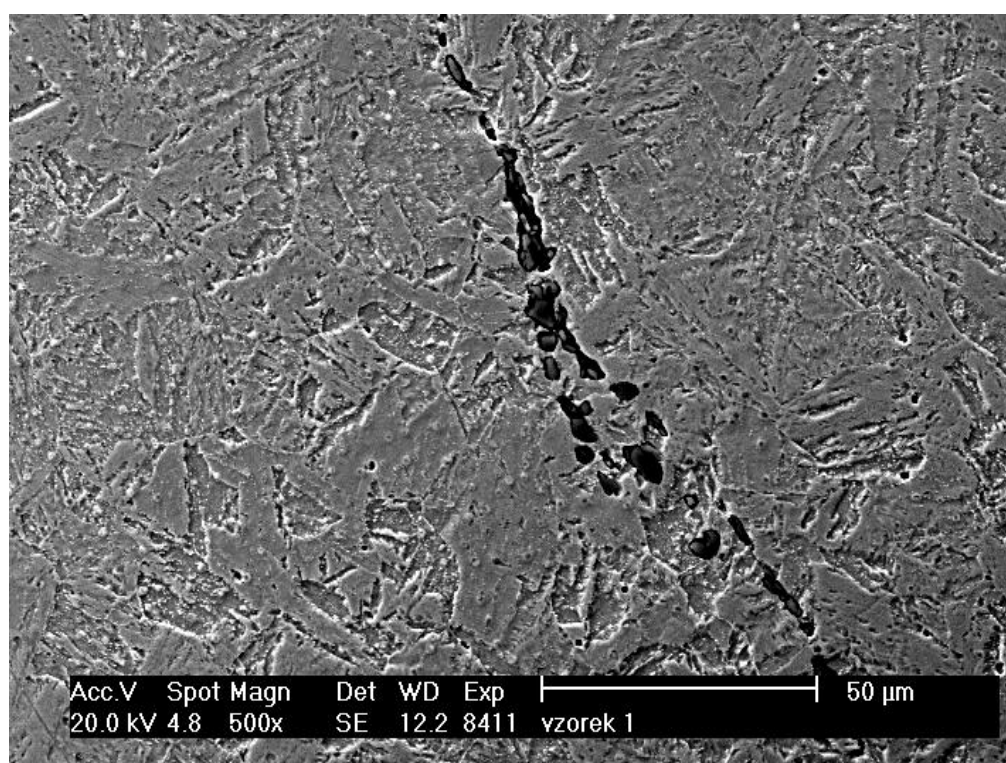
Obr. E6 Vzorek 2 – 1000x zvětšení

Příloha E2: Pozorování mikrostruktury rastrovacím elektronovým mikroskopem

Obr. E7 Vměstky Al₂O₃ a MnS ve struktuře, 50x zvětšeníObr. E8 Vměstky Al₂O₃ – detail oblasti 1 z předchozího obrázku



Obr. E9 Odlišná orientace zrn, která může způsobit anizotropní vlastnosti



Obr. E10 Vměstky v mikrostruktuře, pravděpodobně Al_2O_3