



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV MATERIÁLOVÝCH VĚD A INŽENÝRSTVÍ

INSTITUTE OF MATERIALS SCIENCE AND ENGINEERING

**HODNOCENÍ LOMOVÉHO CHOVÁNÍ SVAROVÝCH SPOJŮ
POUŽÍVANÝCH V ENERGETICKÉM PRŮMYSLU**

AN ASSESSMENT OF FRACTURE BEHAVIOUR OF WELD JOINTS USED IN THE POWER INDUSTRY

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Milan Rádsetoulal

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Luděk Stratil, Ph.D.

BRNO 2021

Zadaní diplomové práce

Ústav: Ústav materiálových věd a inženýrství
Student: Bc. Milan Rádsetoulal
Studijní program: Aplikované vědy v inženýrství
Studijní obor: Materiálové inženýrství
Vedoucí práce: Ing. Luděk Stratil, Ph.D.
Akademický rok: 2020/21

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:

Hodnocení lomového chování svarových spojů používaných v energetickém průmyslu

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Průmyslová zařízení pro výrobu elektrické energie jsou tvořena celou řadou technologických komponent vzájemně propojených potrubími. Z hlediska hodnocení integrity a bezpečnosti provozu je nutné posuzovat jak jednotlivé komponenty a potrubí, tak i a jejich spojení prostřednictvím svarových spojů. Rozdílné konstrukční materiály technologických zařízení a potrubí často vyžadují použití heterogenních svarových spojů, např. svar nízkolegované bainitické a korozivzdorné austenitické oceli 10GN2MFA–08Ch18N10T. Svarové spoje mohou obsahovat různé typy výrobních nebo také provozních vad, které je možné detekovat prostřednictvím periodicky prováděných nedestruktivních kontrol. Z pohledu mechanického namáhání je jedním z nejkritičtějších typů defektu trhlinka způsobující v okolním objemu materiálu značnou koncentraci napětí. Popis napěťového a deformačního stavu komponenty s trhlinou umožňuje aplikace lomové mechaniky za předpokladu znalosti lomové houževnatosti daného materiálu. Práce bude zaměřena na hodnocení lomových vlastností vybraných svarových spojů použitých v zařízeních pro výrobu elektrické energie. Bude provedeno stanovení lomové houževnatosti v oblasti horních prahových svarových spojů při daných podmínkách statického zatěžování.

Cíle diplomové práce:

- 1) Popsat současný stav poznání v oblasti hodnocení mechanických vlastností součástí se svary (včetně heterogenních svarů) a jejich odolnosti proti poškození vlivem mechanického namáhání.
- 2) Experimentálně stanovit mechanické vlastnosti vybraných svarových spojů zejména s důrazem na určení lomové houževnatosti při statickém zatěžování.
- 3) Provést metalografickou analýzu vybraných svarových spojů spolu s měřením tvrdosti a fraktografickou analýzu lomových ploch pro popis vlivu mikrostruktury na zjištěné lomové chování.
- 4) Spolupracovat na metodice hodnocení životnosti svařovaných komponent v součinnosti s ÚFM AV ČR, v.v.i. a ÚAM, s.r.o.

Seznam doporučené literatury:

ANDERSON, T. L. Fracture Mechanics: fundamentals and applications. 3rd ed. Boca Raton, FL : CRC Press, 2005. 640 s. ISBN 978-0-8493-1656-2.

ASTM E1820-20ae1. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2020. 65 s.

TIMOFEEV, B. T., A. A. BLUMIN and VV. ANIKOVSKY. Fracture toughness of 10GN2MFA steel and its welds. Inter. Journal of Press. Vessel. Pip., 2000, vol. 77, pp. 195-201.

PTÁČEK, L. et al. Nauka o materiálu I. 2. Opr. a rozš. vyd. Brno : CERM, 2003, 516 s. ISBN 80-720-283-1.

PTÁČEK, L. et al. Nauka o materiálu II. 2. Opr. a rozš. vyd. Brno : CERM, 2002, 392 s. ISBN 80-7-248-3.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2020/21

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Ivo Dlouhý, CSc.
ředitel ústavu

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

ABSTRAKT

Tato diplomová práce se zabývá rozbořem lomového chování modelového heterogenního svarového spoje. Cílem je určení lomového chování rozhraní feritického základního materiálu a austenitického svarového kovu při teplotě 255 °C. Tento typ svarového spoje je běžně využíván v energetických aplikacích. Lomová houževnatost byla měřena na tělesech typu CT s velikostí 0,5T s cílem určení iniciačních hodnot tvárného porušení. Lomové chování je korelováno s výsledky metalografické a fraktografické analýzy. Pro fraktografickou analýzu je využito světelné i elektronové mikroskopie. Kvůli charakterizaci lomového chování rozhraní materiálů je důležitá zejména příprava zkušebního tělesa s nacyklovanou trhlinou do oblasti rozhraní. V případě vhodně připravené trhliny dosahuje svarový spoj nejnižší hodnoty houževnatosti. V ostatních případech, kdy došlo k mírnému odklonu trhliny mimo rovinu vrubu, je určena vyšší hodnota lomové houževnatosti. Heterogenní svarové spoje vykazují velký rozptyl mechanických vlastností. Objektivní hodnocení lomové houževnatosti je tedy spojeno s nutností měření většího počtu těles. Korelace výsledků lomové houževnatosti s fraktografickou analýzou umožňuje objasnit trajektorii a mechanismus šíření trhliny.

ABSTRACT

This thesis is focused on assessment of fracture behaviour of heterogeneous welded joint. The goal is to determine fracture behaviour at the interface of ferritic base metal and austenitic weld metal at temperature of 255°C. This kind of weld is widely used at energy industry. Fracture toughness was evaluated using CT specimens with size 0,5T in order to determine the initiation values of stable crack propagation. Fracture behaviour of the weld is correlated with results of metallography and fractography analysis. Both light and scanning electron microscopy is used for fractography analysis. An assessment of fracture behaviour of the interface of the weld joint is first of all connected with a need of suitable location of cycled crack to the interface of metals. In the case of well-prepared crack, the lowest values of J-integral are observed. In other cases of slight crack deviation from the notch plane fracture values increase. Due to a large scatter of mechanical properties of heterogeneous weld joints an increased number of test specimens is needed to obtain relevant and conservative fracture toughness values. Correlation of fracture toughness with the results of fractography analysis leads to clarification of the crack trajectory and to description of fracture mechanism.

KLÍČOVÁ SLOVA

lomová houževnatost, energetický průmysl, J-R křivky, CT tělesa, heterogenní svar, mechanické vlastnosti

KEYWORDS

fracture toughness, energy industry, J-R curves, CT specimens, heterogeneous weld, mechanical properties

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

RÁDSETOULAL, Milan. *Hodnocení lomového chování svarových spojů používaných v energetickém průmyslu*. Brno, 2021. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/132952>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav materiálových věd a inženýrství. Vedoucí práce Luděk Stratil.

ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že tato práce je mým původním dílem, zpracoval jsem ji samostatně pod vedením Ing. Lud'ka Stratila, Ph.D. a s použitím literatury uvedené v seznamu.

V Brně dne 21. května 2021

.....

Milan Rádsetoulal

PODĚKOVÁNÍ

Rád bych poděkoval vedoucímu mé diplomové práce panu Ing. Luděkovi Stratilovi, Ph.D., za poskytnutí důležitých informací, cenných rad a připomínek při tvorbě této diplomové práce. Dále bych rád poděkoval Ústavu fyziky materiálů AV ČR, v. v. i. za poskytnutí zázemí pro experimentální část. Poděkování patří i mé rodině, přítelkyni a přátelům, za trpělivost a podporu při psaní této diplomové práce.

OBSAH

Úvod	10
1 Svarové spoje v energetickém průmyslu	11
1.1 Homogenní svarové spoje	11
1.2 Heterogenní svarové spoje	11
1.3 Technologie výroby svarových spojů	13
1.4 Mikrostruktura svarových spojů	16
2 Mechanické vlastnosti svarových spojů	20
2.1 Tvrdost	21
2.2 Tahová zkouška	25
2.3 Zkouška lámavosti	28
2.4 Zkouška rázem v ohybu	28
3 Lomová mechanika	30
3.1 Lineárně elastická lomová mechanika	30
3.2 Napětový stav tělesa s trhlinou	32
3.3 Elasto-plastická lomová mechanika (EPLM)	34
3.4 Tranzitní chování ocelí	37
3.5 Určování lomově mechanických charakteristik	38
4 Lomová houževnatost svarových spojů	42
5 Experimentální část	45
5.1 Popis metodiky	45
6 Popis výsledků a diskuze	53
6.1 Metalografie svarového spoje	53
6.2 Měření profilu tvrdosti	55
6.3 Tahová zkouška	56
6.4 Test lomové houževnatosti 0,5T CT těles	59
Závěr	69
Použité informační zdroje	70
Seznam použitých zkratk a symbolů	73
Seznam tabulek	77
Seznam obrázků	78

ÚVOD

Průmyslová zařízení využívaná v energetickém průmyslu pro výrobu a konverzi energie jsou tvořena celou řadou technologických celků, které jsou vzájemně propojené potrubím. Z hlediska integrity a bezpečnosti provozu zařízení vyplývá požadavek hodnocení nejen samotných komponent a potrubí, ale i jejich propojení pomocí svarových spojů. Rozdílné nároky na technologická zařízení vedou k využívání celé řady materiálů, kdy často vzniká požadavek tavného svaření chemicky nebo strukturně rozlišných materiálů. Takovéto svarové spoje se nazývají heterogenní a přinášejí s sebou celou řadu specifík a nároků na technologii výroby a dodatečné nedestruktivní kontroly.

Mezi častá spojení nacházející uplatnění v energetickém průmyslu lze považovat heterogenní svar nízkolegované feritické oceli 10GN2MFA a austenitické korozivzdorné oceli 08Ch18N10T. Heterogenní svarové spoje jsou charakteristické vysoce variabilní strukturou a mechanickými vlastnostmi po tloušťce svaru. Tyto skutečnosti zvyšují pravděpodobnost výskytu defektů. Z pohledu mechanického namáhání je jedním z nejkritičtějších typů defektů trhlinka způsobující v okolním materiálu značnou koncentraci napětí. Popis napětíového a deformačního stavu s trhlinou umožňuje aplikace lomové mechaniky za předpokladu znalosti lomové houževnatosti materiálů.

Testování lomové houževnatosti na zmenšených tělesech vede k určení odporu materiálu proti šíření trhliny při využití menšího objemu materiálu, než je tomu v případě použití těles větší velikosti předepsaných v příslušných standardech lomové houževnatosti. Ve specifických případech může být využití zkušebních těles menší velikosti pro hodnocení lomové houževnatosti výhodnou alternativou spojenou s využitím omezeného množství zkušebního.

Práce je zaměřena na hodnocení lomových vlastností vybraného typu modelového svarového spoje využitím těles typu CT s velikostí 0,5T, které odpovídá tloušťce 12,5 mm. Bude provedeno stanovení lomové houževnatosti v oblasti horní prahové oblasti lomové houževnatosti svarového spoje při daných podmínkách statického zatěžování.

1 SVAROVÉ SPOJE V ENERGETICKÉM PRŮMYSLU

V energetickém průmyslu hraje svařování významnou roli při výrobě, montáži, údržbě a opravách zařízení. Energetický průmysl patří k důležité infrastruktuře, a právě proto je snaha eliminovat možnost vzniku poruch, které by vedly k odstávkám zařízení, nebo dokonce k nehodám. Je kladen důraz na periodické nedestruktivní kontroly svarů pro odhalení případných defektů. Typickým příkladem svarů v tomto odvětví průmyslu jsou spoje na parních potrubích. Díky vysoké teplotě a tlaku páry jsou tyto svary kritickým místem celého systému.

Svarové spoje lze chápat jako nerozebíratelné spojení materiálovým stykem, kdy obě součásti a přídavný materiál jsou ztaveny k sobě. Svařování s sebou nese velkou řadu specifik, kde správná technologie a volba vhodných technologických parametrů rozhodují o výsledné mikrostruktuře v okolí svaru, o množství a typu defektů a jejich rozmístění v objemu, což rozhoduje o kvalitě spojení. V současné době lze proces velmi výhodně mechanizovat pro snížení možnosti vzniku skrytých vad. Největší překážkou při využití svařovacích automatů jsou nároky na dostatečný prostor v okolí spoje, což mnohdy u energetických zařízení nelze zajistit. V případě ručního svařování má velký vliv na kvalitu svarového spoje i zkušenost a disciplína svářeče. To přispívá k hodnocení svarových spojů jako kritických míst konstrukce.

1.1 HOMOGENNÍ SVAROVÉ SPOJE

Homogenní svarový spoj vzniká v případě svařování dvou chemicky i fázově shodných, nebo velmi blízkých materiálů. Přídavný materiál respektuje chemické složení základního materiálu, čímž se zamezí vzniku nežádoucích strukturních fází. Díky chemické homogenitě v celém objemu svaru se spoj jeví jako spolehlivý za předpokladu, že jsou dodrženy vhodné technologické podmínky. [1]

1.2 HETEROGENNÍ SVAROVÉ SPOJE

Komplexnost zařízení pro energetický průmysl v sobě zahrnuje nutnost využití širokého spektra materiálů. Volba těchto materiálů musí zohledňovat pracovní podmínky, převážně pak teplotu, tlak a korozní vlastnosti proudícího média. Z čehož vyplývá požadavek na vytvoření svarového spoje mezi různými druhy ocelí. Díky rozdílnému chemickému a fázovému složení jsou tyto svary označovány jako heterogenní.

Při svařování různorodých materiálů je nutno uvážit mnoho faktorů, jako jsou rozdílné fyzikální (teplota tavení, polymorfismus, koeficient teplotní roztažnosti a tepelné vodivosti) a mechanické vlastnosti, případně vzájemná mísitelnost a rozpustnost materiálů. [2]

Základním předpokladem pro kvalitní zhotovení heterogenního svarového spoje je vhodná volba chemického složení svarového kovu, technologie svařování a případně i dodatečného tepelného zpracování [2][1]. Cílem je vytvořit spojitý svar bez trhlin s požadovanými vlastnostmi (korozivzdorností, žárovečností, žáruvzdorností apod.). Z důvodu nehomogenity struktury dochází k poklesu mechanických a fyzikálních vlastností jednoho, nebo i obou základních materiálů.

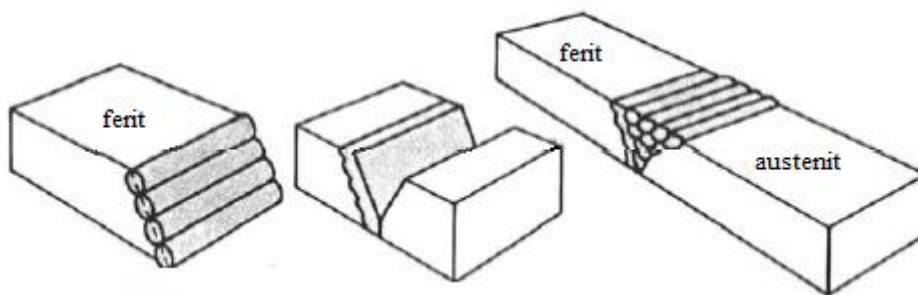
1.2.1 VLASTNOSTI HETEROGENNÍCH SVAROVÝCH SPOJŮ

Pro energetické aplikace je častou kombinací základních materiálů ocel s feritickou matricí, která je svařena s austenitickou ocelí. Jmenovitě se pak jedná o nízkolegované uhlíkové oceli a vysokolegované korozivzdorné oceli. Uhlíkové oceli mají zpravidla nižší cenu, dostatečnou žáruvzdornost a menší riziko vzniku trhlin ve svarovém kovu, případně v tepelně ovlivněné oblasti. Na druhou stranu austenitická korozivzdorná ocel má výbornou žáruvzdornost a svařitelnost, ale značně vyšší cenu.

Chemické složení svarového kovu nebývá po tloušťce svaru homogenní, obzvláště v případě mnohovrstvých svarů a závisí na chemickém složení obou základních materiálů a stupně promísení. Solidifikační charakteristiky svarového kovu jsou ovlivňované relativním promísením a gradienty koncentrace v blízkosti přechodových oblastí na straně každé z ocelí. Jako všeobecné pravidlo se bere, že pevnost a korozní odolnost svarového kovu se musí minimálně rovnat vlastnostmi horšího z obou základních materiálů. Svar také musí odolávat praskání, což vyvolává v případě využití austenitického přídavného materiálu potřebu projektování mikrostruktury s obsahem 5–10 % feritu. [2]

Při svařování dvou heterogenních ocelí dochází k difuzi intersticiálních prvků přes hranici natavení z méně legované oceli do více legované oceli. To se projeví vznikem nauhličené zóny ve více legovaném materiálu. Oddifundovaný uhlík vyvolá vznik oduhličené zóny v méně legovaném materiálu. Proces migrace uhlíku probíhá za zvýšených teplot, ať už od samotného procesu svařování, nebo od následného tepelného zpracování. Kromě ovlivnění mechanických vlastností, dochází k poklesu korozní odolnosti a žáropevnosti. [4]

Dalším faktorem jsou rozdílné teploty tavení jednotlivých základních materiálů. Více legovaná ocel, nejčastěji austenitická, má nižší teplotu tavení než ocel méně legovaná. Navíc austenitické oceli mají širší interval tuhnutí jak oceli feritické. Velký rozdíl v teplotě tavení může způsobit praskání na straně oceli s nižší teplotou tavení, protože smrštění svaru na straně konstrukční oceli vyvolává působení teplotních napětí na straně austenitické oceli, jejíž teplota je stále v pásmu teploty horké křehkosti. Tento problém lze odstranit nanesením jedné nebo více vrstev svaru na stranu konstrukční oceli s vyšší teplotou tavení. Tento postup se nazývá polštářování (*Obr. 1*), kdy je nejprve nanesena vrstva na feritický základní materiál, která je následně zarovnána obráběním. Poté je vytvořen samotný svarový spoj. Polštářování lze využít také jako bariéru proti difuzi intersticiálních prvků do svarového kovu. [2]



Obr. 1 Postup svařování s využitím polštářování [2]

Hlavní problémy heterogenních svarových spojů jsou spojeny se vznikem křehkých intermetalických fází a nežádoucích zbytkových napětí, což má za následek tvorbu trhlin. Toto lze omezit vhodnou mikrostrukturou, která přímo koreluje s volbou technologických parametrů při samotném svařování. [3]

Rozdíly v teplotní roztažnosti austenitické a feritické oceli vedou ke vzniku pnutí na straně oceli s vyšším koeficientem teplotní roztažnosti (feritické konstrukční oceli). Pro svarové spoje pracující v proměnlivém teplotním režimu (tepelné cyklování, náběhy teplot a odstávky) jsou v důsledku rozdílných koeficientů teplotní roztažnosti cyklicky namáhané v oblasti tepelné (vysoko–deformační) únavy. Z toho plyne nutnost volby chemického složení svarového kovu takového, aby jeho koeficient teplotní roztažnosti ležel mezi koeficienty obou svařovaných materiálů, případně aby svarový kov byl dostatečně plastický pro akomodaci plastické deformace plynoucí z tohoto rozdílu. [2]

1.3 TECHNOLOGIE VÝROBY SVAROVÝCH SPOJŮ

Kromě materiálových problémů způsobuje heterogenita fyzikálních vlastností i některé technologické problémy. Například rozdílnost magnetických vlastností obou základních materiálů může vést k foukání elektrického oblouku na stranu feritického základního materiálu a tím ke špatnému formování svarového kovu. [2]

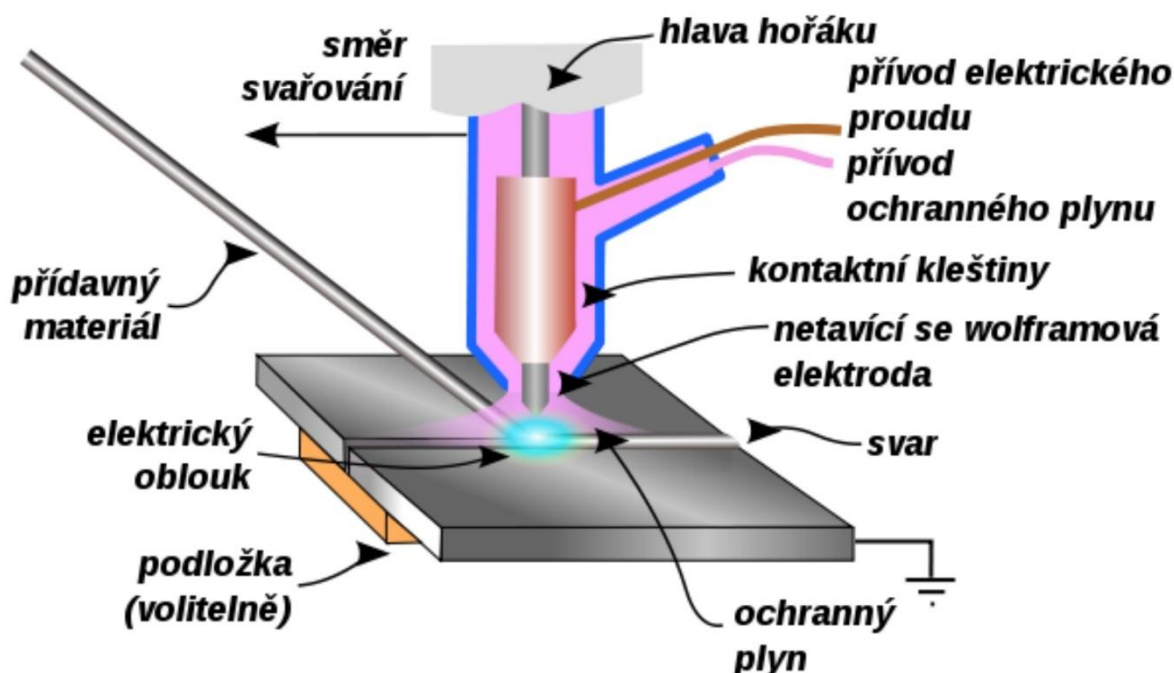
Pro zabránění vnesení velkého množství tepla do materiálu se využívají technologie, které mají vysokou koncentraci tepelné energie. Z tohoto důvodu se využívá převážně tavné svařování elektrickým obloukem. Požadavek vysoké čistoty svarového kovu v kořenové vrstvě splňuje technologie svařování metodou TIG (metoda 141), přičemž výplňové vrstvy mohou být zhotoveny ručním obloukovým svařováním obalenou elektrodou (metoda 111). Další možností je využít svařování pod tavidlem, které zajistí vysokou čistotu svarového kovu. Nevýhodou zmíněné technologie je nutnost dostatečného prostoru okolo svarového spoje pro pohyb mechanizovaného svařovacího zařízení.

Důležitým faktorem výroby heterogenního svarového spoje je jeho následná provozní teplota. Pokud svarový spoj pracuje do teplot nepřekračujících 350 °C, používá se jako přídavný materiál austenitická ocel (případně austeniticko-feritická ocel s majoritním podílem austenitu). Překračuje-li však provozní teplota hranici 350 °C, je nutno vytvořit bariéru pro difundující uhlík ve formě polštářovací vrstvy.

1.3.1 OBLOUKOVÉ SVAŘOVÁNÍ NETAVÍCÍ SE ELEKTRODOU V OCHRANNÉ ATMOSFÉŘE-TIG

Metoda TIG využívá k natavení základního materiálu a přídavného materiálu elektrický oblouk, který hoří mezi netavicí se wolframovou elektrodou a svařovaným materiálem. Díky využití ochranné atmosféry (Ar, He) je zabráněno vzniku nežádoucích oxidů ve svarové lázni. Přídavný materiál je dodáván do místa svařování ve formě drátu (u ručního svařování), případně z cívky (automatizované svařování).

Tato technologie je používána pro svařování legovaných ocelí, zejména tam, kde je vyžadován dokonale provařený kořen, jako v jaderné energetice, při svařování tlakových nádob, potrubí apod. Dále se této metody využívá pro svařování neželezných kovů a jejich slitin [5]. Lze také svařovat i heterogenní svary – ocel s mědí, bronzem nebo niklovými slitinami a návary v oblasti renovací např. nástrojové oceli, niklové a kobaltové tvrdé návary. Svařování metodou TIG má oproti jiným metodám obloukového svařování výhody ochrany svarové lázně inertním plynem před účinkem vzdušného kyslíku. Díky zamezení propalu prvků dochází ke značnému omezení vzniku strusky – výsledkem je čistý povrch svaru. Elektrický oblouk vytváří velmi příznivé formování svarové housenky na straně povrchu i kořene svaru. Při svařování není vyžadováno využití tavidel, lze je ale s výhodou použít. Svary vzniklé touto metodou mají velmi malé tepelně ovlivněné zóny a minimální deformace. [6][7]



Obr. 2 Schéma svařování metodou TIG [8]

Schéma metody TIG je na Obr. 2, znázorněno je svařování tupého I svaru, který svojí podstatou odpovídá svařování kořenové vrstvy většiny tupých svarů. Metoda TIG vyžaduje použití ochranných plynů, jejichž hlavním úkolem je zamezit přístupu vzduchu do místa svařování, tj. především chránit elektrodu, oblouk i tavnou lázeň, její okolí a kořen svaru před účinky vzdušného kyslíku, který způsobuje oxidaci, naplynění, pórovitost a propal prvků. Ochranné plyny mají také významný vliv na typ přenosu kovu v oblouku, přenos tepelné energie do svaru, chování svarové lázně, hloubku a tvar závaru a další. Nejčastěji se využívají inertní plyny skupiny „I“ - argon, helium a jejich směsi. [6][7]

1.3.2 RUČNÍ OBLOUKOVÉ SVAŘOVÁNÍ OBALENOU ELEKTRODOU (111)

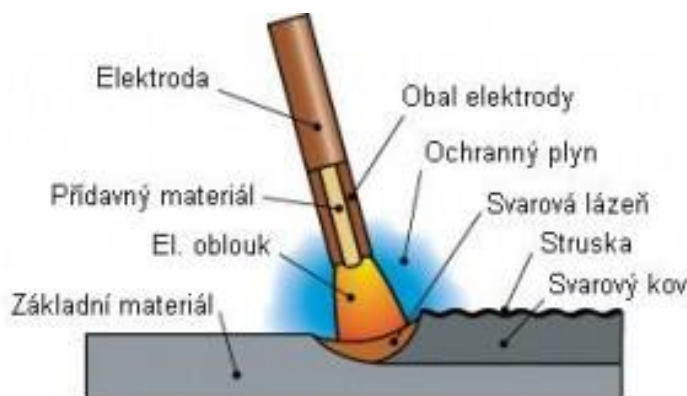
Tato metoda svařování využívá jak zdroj tepla elektrický oblouk, který hoří mezi tavící se obalenou elektrodou a základním materiálem. Tavící se elektroda se skládá z kovového jádra a obalu elektrody, jenž je na kovové jádro nejčastěji nalisován.

Obal plní funkci [5]:

- Fyzikální – formuje povrch a tvar svarové lázně, čímž umožňuje svařovat v polohách.
- Metalurgickou – brání přístupu atmosféry, zejména kyslíku, dusíku a vodíku. Reguluje propal prvků ve svarovém kovu, případně svarovou lázeň dolegovává. Dále rafinuje svarovou lázeň od škodlivých prvků (P, S), které se vylučují do strusky, která zároveň zpomaluje chladnutí a tím omezuje vznik nežádoucích struktur
- Elektrickou a ionizační – zlepšuje ionizaci ve svarovém úkosu a tím zlepšuje stabilitu hoření oblouku

Obaly elektrod se dle chemického složení dělí na [5]:

- Bazické – hlavní složkou jsou uhličitany (vápenec, křída), dezoxidace svarového kovu se provádí ferosiliciem nebo titanem, neobsahují oxidy železa. Oblouk je chladnější, svarová lázeň viskóznější, díky čemuž lze svařovat v polohách. Jelikož jsou hyroskopické, hrozí vznik pórů ve svarové lázni, proto je potřeba je před svařováním vysušet.
- Kyselé – základní složkou jsou oxidy železa. Dezoxidace se provádí feromanganem. Oblouk je velmi horký, struska tekutější, proto nejsou vhodné pro svařování v polohách.
- Rutilové – základní látkou je rutil a další uhličitany a silikáty. Svarový kov i struska jsou poměrně viskózní, a tím je umožněno svařovat v polohách. Tyto elektrody jsou vhodné pro svařování tenkých plechů.



Obr. 3 Schéma ručního obloukového svařování obalenou elektrodou [9]

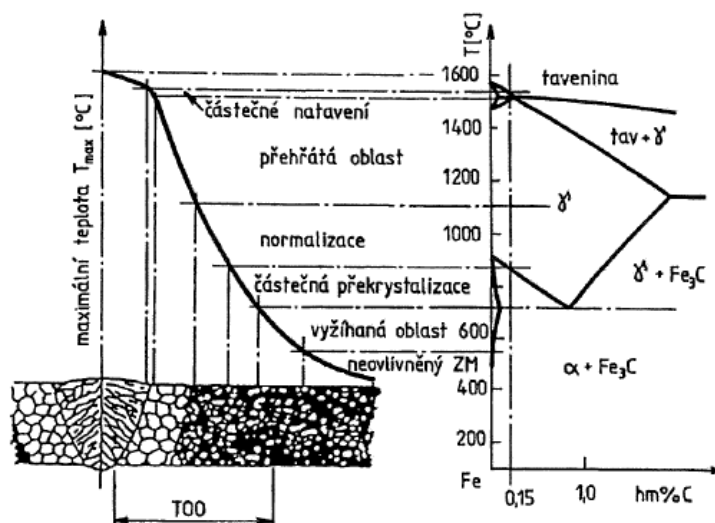
V energetickém průmyslu se pro svařování žáruvzdorných a korozivzdorných ocelí používají elektrody s rutilovým obalem. Hlavní nevýhodou této technologie je nutnost dokonalého odstranění strusky, jinak hrozí zatavení strusky do vícevrstvého svaru. Struskové vměstky mohou být iniciační místa trhlin. Schéma svařování je na Obr. 3, jasně definovaná struska na povrchu svaru se formuje okamžitě po solidifikaci svarového kovu.

1.4 MIKROSTRUKTURA SVAROVÝCH SPOJŮ

Při tavném svařování je vnášeno do základního materiálu značné množství tepla. V těsné oblasti svarového kovu dochází k roztavení základního materiálu, teplo z oblouku se však šíří vlivem vedení dále do základního materiálu. Z tohoto důvodu lze pozorovat různorodé struktury v závislosti na chemickém a fázovém složení. V tepelně ovlivněné oblasti (TOO) dochází k výrazným změnám mikrostruktury, které mají zásadní vliv na vlastnosti svarových spojů. Tyto přeměny závisí především na chemickém složení základního materiálu, původní mikrostruktuře a teplotních cyklech, kterými byla TOO ovlivněna (rychlost ohřevu, maximální teplota, rychlost ochlazování). [10]

Podle maximální teploty rozdělujeme svarový spoj ocelí s úplnou přeměnou ferit $\rightarrow$ austenit $\rightarrow$ ferit na následující oblasti dle Obr. 4:

- Svarový kov – část svarového spoje zahřátá nad teplotu likvidu T_L
- Přechodové pásmo – hranice natavení – úzká zóna zahřátá na teplotu mezi teplotou solidu T_S a teplotou likvidu T_L
- Tepelně ovlivněná oblast (TOO) s následujícími dílčími pásmy:
 - pásmo přehřátí – definované rozmezím teplot T_{pr} a T_S
 - pásmo normalizace – definované rozmezím teplot T_{pr} a A_{C3}
 - pásmo částečné překrystalizace – definované rozmezím teplot A_{C1} a A_{C3}
 - pásmo ovlivněné na teploty nižší než A_{C1}



Obr. 4 Vliv teplotního cyklu svařování na strukturu svarového spoje [10]

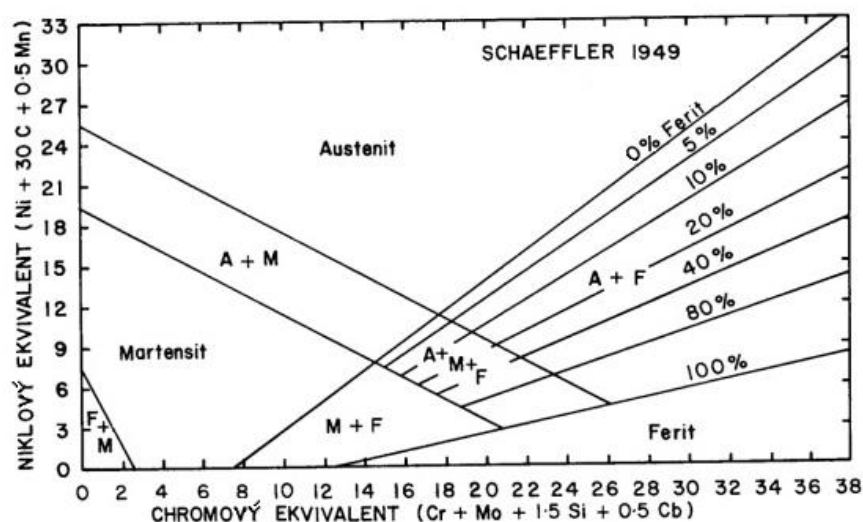
Tyto jednotlivé oblasti svarových spojů lze pozorovat a identifikovat na mikrovýbrusech svarů po naleptání a dostatečném zvětšení.

V pásmu částečné překrystalizace (mezi teplotami A_{C1} a A_{C3}) dochází k transformaci perlitu na austenit. Díky difuznímu mechanismu této přeměny je nutný určitý čas, aby došlo k této transformaci, která neprobíhá v celém objemu zrna najednou. Při dostatečně dlouhé výdrži by docházelo k transformaci feritu na austenit, ale z důvodu ochlazování pásma částečné překrystalizace tento proces neproběhne až do konce. Při chladnutí svaru nedokáže všechen uhlík difundovat zpět do původního perlitického zrna, které neprodělalo transformaci na austenit. Výsledkem je forma perlitu nazývaná jako načechráný perlit. Při větších

rychlostech ochlazování hrozí zakalení zbytkového perlitu na martenzit. Podle výše dosažené teploty mezi A_{C1} a A_{C3} můžeme ve struktuře pozorovat určitý objem původní netransformované vysoce popuštěné struktury. V případě ocelí legovaných Cr, Mo, V a W mohou být ve feritické matici vyloučeny karbidy, nebo karbonitridy těchto prvků. Při svařování tudíž nemůže dojít k transformaci perlitu na austenit, protože se ve struktuře nevyskytuje. Přeměna feritu na austenit nukleuje heterogenně na hranicích původních austenitických zrn, nebo na vměstcích. Vznikající austenit nemá eutektoidní koncentraci, ale průměrnou koncentraci uhlíku v oceli. [10]

1.4.1 MIKROSTRUKTURA HETEROGENNÍCH SVAROVÝCH SPOJŮ

V případě heterogenních svarů se výsledná struktura svarového kovu dá odhadnout pomocí Schaefflerova diagramu (Obr. 5). Nejdůležitějším předpokladem je odhad promísení roztaveného kovu obou základních materiálů a přídavného materiálu. V případě energetických aplikací je potřeba výslednou strukturu ověřovat metalografickým pozorováním, buď přímo na konstrukci, nebo na separátně svařeném vzorku za stejných technologických podmínek. Cílem je vytvořit strukturu, která bude nositelem požadovaných mechanických vlastností.



Obr. 5 Schaefflerův diagram pro určení předpokládaného složení svarového spoje [11]- upraveno

Niklový ekvivalent dle Schaefflera [12]

$$Ni_{ekv} = hm. \% Ni + 30C + 0,5Mn \quad [-] \quad (1)$$

zahrnuje vliv austenitizačních prvků a rozšiřuje oblast austenitu. Schaefflerova verze neuvažuje (narozdíl od DeLongova diagramu) vliv dusíku.

Chromový ekvivalent dle Schaefflera [12]

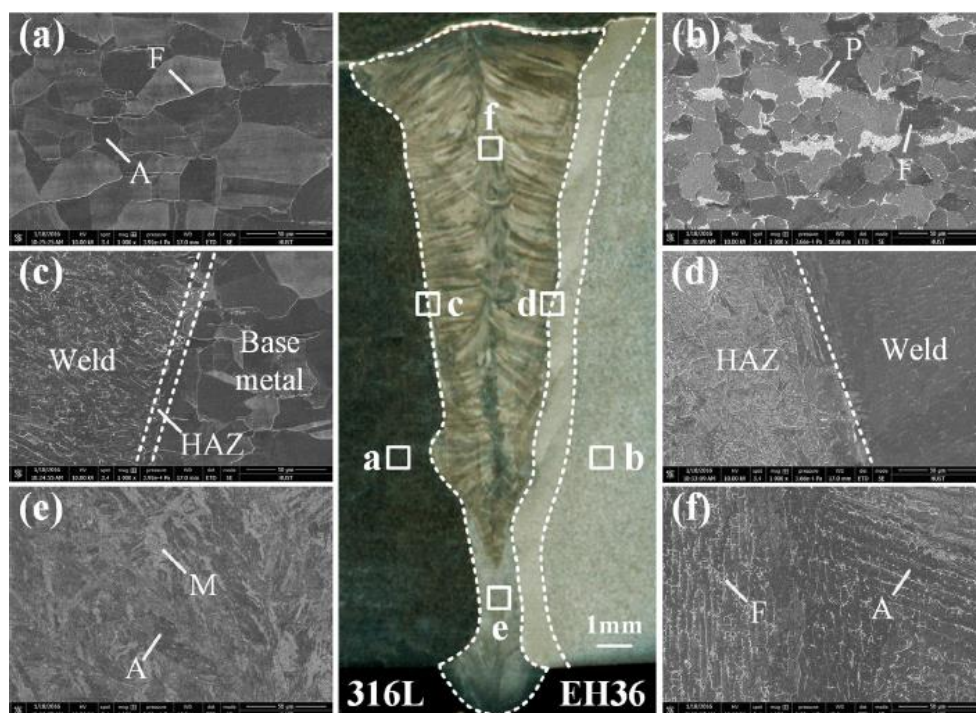
$$Cr_{ekv} = hm. \% Cr + Mo + 1,5Si + 0,5Nb \quad [-] \quad (2)$$

zahrnuje vliv feritotvorných prvků, jako je primárně chrom a molybden.

Pro určení výsledné mikrostruktury svarového kovu potřebujeme znát niklové a chromové ekvivalenty jak obou základních kovů, tak i přídavného materiálu. Další nezbytnou podmínkou pro predikci mikrostruktury svarového spoje jsou stupně promísení obou základních kovů s přídavným materiálem i mezi sebou. Promísení lze určit metalografickým pozorováním naleptané mikrostruktury. Jednotlivé technologie svařování pracují s jiným promísením, proto je třeba uvažovat do predikce finální struktury i technologii svařování.

PŘÍKLAD MIKROSTRUKTURY HETEROGENNÍHO SVAROVÉHO SPOJE

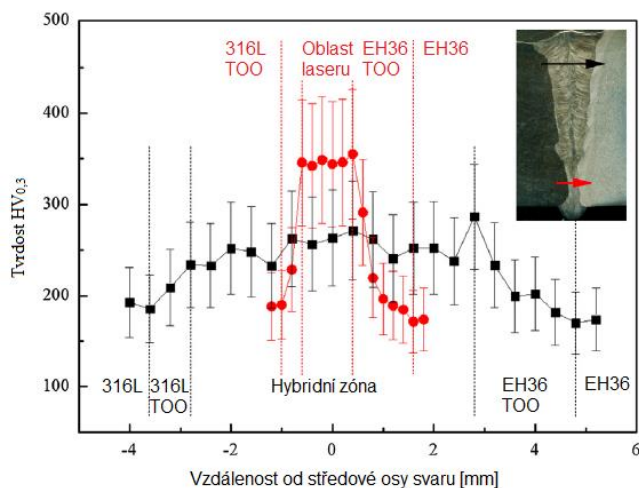
Pro demonstraci vlivu strukturních vlastností heterogenního svarového spoje na výsledné mechanické vlastnosti je použit článek [13], ve kterém je metodou hybridního laserového svařování (metoda kombinuje principy laserového a obloukového svařování) proveden heterogenní spoj HSLA oceli (EH36) s austenitickou korozivzdornou ocelí (316L). Zkušební vzorky mají tloušťku 20 mm a jsou svařeny natupo svarem typu Y. Ze samotného principu hybridního laserového svařování, kdy laserový paprsek zajišťuje vysoký průvar i v relativně úzké drážce mezi základními materiály, je svarový spoj tvořen pěti vrstvami. Jako přídavný materiál byl použit drát ER316LSi.



Obr. 6 Mikrostruktura heterogenního svarového spoje vytvořeného hybridním svařováním: (a) 316L, (b) EH36, (c) tepelně ovlivněné oblasti 316L, (d) tepelně ovlivněné oblasti EH36, (e) zóna laseru a (f) hybridní zóna [13]

Z Obr. 6 vyplývá, že ve struktuře oceli 316L se vyskytují strukturní složky ferit (F) a austenit (A). Ve druhém základním materiálu – EH36 – je zastoupen perlit (P) a ferit (F). V zóně laseru – oblasti, kde je materiál taven pouze laserovým paprskem, je ve struktuře kromě austenitu přítomen i martenzit (M) z důvodu vysoké rychlosti chlazení, která je způsobena odváděním tepla do základního materiálu. V hybridní zóně – oblasti, kde je spojený vliv elektrického oblouku s vlivem laserového paprsku – se vyskytuje feriticko-austenitická struktura.

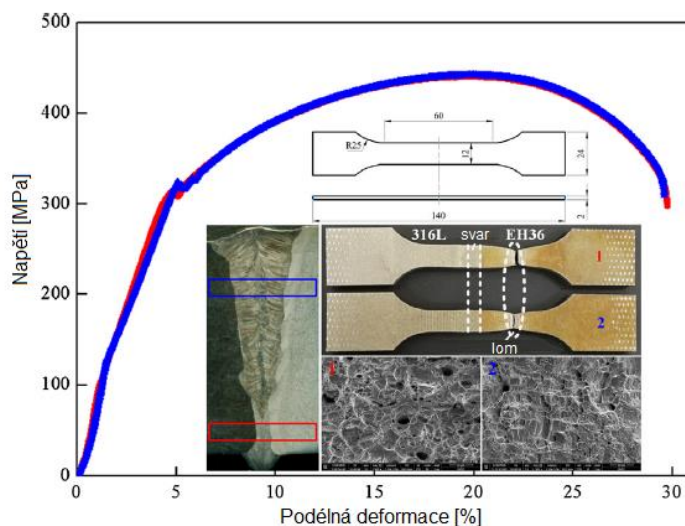
Na svarovém spoji bylo provedeno měření tvrdosti ve dvou řadách. První řada prochází zónou laseru (červená křivka) a druhá řada pak hybridní zónou (černá křivka). Z Obr. 7 jde vidět, že nejvyšší tvrdost je dosažena v oblasti svarového kovu.



Obr. 7 Průběh tvrdosti po svarovém spoji [13] – upraveno

Rozdíl v tvrdosti hybridní zóny a oblasti laseru lze přisuzovat velkému podílu martenzitu ve struktuře laserové zóny a menší velikosti zrn oproti hybridní zóně.

Kromě měření tvrdosti byly provedeny i tahové zkoušky ve dvou oblastech svaru, a to přes hybridní zónu a oblast laseru. Výsledky patrně z Obr. 8 naznačují, že ke tvorbě krčku a k lomu došlo v základním materiálu EH36.



Obr. 8 Tahová křivka a fraktografie lomových ploch [13] - upraveno

Obě tahová tělesa vykazují velmi podobné průběhy tahových zkoušek. V obou lomových plochách byly zřetelné jamkové morfologie naznačující tvárné lomové chování. Porušení zkušebních těles v základním materiálu naznačuje lepší tahové vlastnosti svarového spoje než základního materiálu EH36.

2 MECHANICKÉ VLASTNOSTI SVAROVÝCH SPOJŮ

Za mechanické vlastnosti lze považovat odezvu materiálu na vnější zatížení. Ve své podstatě rozlišujeme pouze čtyři mechanické vlastnosti a to pružnost, plasticitu, pevnost a houževnatost, nicméně mechanických charakteristik je podstatně více. Důvod rozdílného počtu mechanických vlastností a mechanických charakteristik spočívá v jejich rozdílných povahách experimentálního určování. Z tohoto faktu pramení proměnlivost hodnot mechanických vlastností v závislosti na podmínkách zkoušky. [14]

Svarový spoj je vždy rizikovým místem celé konstrukce. Jeho mechanické vlastnosti jsou silně ovlivněny technologií svařování, následným tepelným zpracováním svaru, ale také i rozměry svaru a jeho typem. Díky širokému spektru nedestruktivních kontrolních metod lze dnes minimalizovat riziko vzniku skrytých vad. Význam strukturních a substrukturních změn v tepelně ovlivněné oblasti jsou její mechanické, elektrochemické anebo fyzikální změny. Tyto změny lze hodnotit na základě vnějších mechanických vlastností. [2] V tepelně ovlivněné oblasti, kde vlivem teploty došlo ke zhrubnutí zrna dochází k poklesu pevnosti dle Hall-Petchova vztahu (3)

$$\sigma_{ys} = \sigma_i + kd^{-1/2} \text{ [MPa]} \quad (3)$$

kde σ_{ys} je mez kluzu materiálu, σ_i je vnitřní napětí nutné k pohybu dislokací (materiálová charakteristika), k je konstanta zahrnující vliv hranic zrn a d je velikost zrna.

Strukturní změny vedoucí směrem k přesyceným bainiticko-martenzitickým mikrostrukturám mohou naopak vést k navýšení pevnosti, kdy toto transformační zpevnění převyšuje snížení pevnosti v důsledku růstu zrn. [2]

Hlavním indikátorem změn mechanických vlastností jsou pevnost v tahu a tvrdost po tepelně ovlivněné zóně. Z potřeb vyplývajících z aplikace heterogenních svarových spojů v energetickém průmyslu je velmi významnou veličinou i lomová houževnatost. Typickými zkouškami svarových spojů vytvořených pro ověření správných parametrů technologie a vhodnosti kombinace přídavného materiálu se základním materiálem jsou i zkoušky lámavosti svarů.

Zkoušky mechanických vlastností aplikovaných na svarové spoje lze rozdělit na:

- Destruktivní – kdy dochází k poškození nebo znehodnocení součástí. Mezi tyto zkoušky patří tahová zkouška, zkouška lámavosti, zkouška vrubové houževnatosti a ve většině případů i zkoušky tvrdosti.
- Nedestruktivní – nedochází k poškození svarového spoje, což umožňuje zkoušení již vytvořených finálních svarů na místě aplikace. Kromě defektoskopických zkoušek, kdy je zkoumáno pouze množství, velikost a rozložení vad uvnitř svaru, lze chápat jako nedestruktivní zkoušku i speciální zkoušky tvrdosti založené na elastické odezvě materiálu.

2.1 TVRDOST

Měření tvrdosti je jednou ze základních mechanických zkoušek. Spolu se zkouškou tahem a zkouškou rázem v ohybu poskytují souhrnný pohled na mechanické vlastnosti svarového spoje. Tvrdost je charakterizována jako odolnost proti vnikání cizích těles do materiálu. Většina zkoušek využívá indentace zkušební vzorku, tudíž se jedná o destruktivní metody zkoušení materiálu. Zkoušky měření tvrdosti jsou rozděleny v *Tabulka 1*. Jednotlivé metody měření tvrdosti se liší geometrií a silou vtláčování indenteru do vzorku. U svarových spojů se vytváří tvrdostní profil přes tloušťku svaru, tj. jsou v něm zohledněny oba základní materiály, tepelně ovlivněná zóna i svarový kov. Hlavní předností je jednoduchost zkoušek a dále to, že ve většině případů není nutno zhotovovat dodatečná zkušební tělesa, protože ji lze měřit na již vyhotovených výrobcích, nebo na zkušebních tyčích z jiných typů zkoušek. [15]

Tabulka 1 Rozdělení zkoušek tvrdosti [15] – upraveno s ohledem na destruktivní (D) a nedestruktivní (N) zkoušky [15]

Zkoušky makrotvrdosti	Statické	Vrypové (D)	Metoda Martens
		Vnikací (D)	Metoda Brinell
			Metoda Vickers
			Metoda Rockwell
	Dynamické	Plastické nárazové (D)	Metoda volným pádem
			Metoda stlačenou pružinou
			Porovnávací metoda
		Elastické nárazové (N)	Metoda volným pádem (Shorova)
			Metoda kyvadlová (Duroskep)
Zkoušky mikrotvrdosti	Statické	Vnikací (D)	Metoda Vickers při zatížení do 4,9 N

U svarových spojů se využívají především statické vnikací zkoušky, jmenovitě pak metoda dle Brinella a metoda dle Vickerse. Statické vnikací zkoušky jsou charakterizovány vtláčováním indenteru do zkoušeného materiálu postupně vzrůstající silou. Povrch materiálu se porušuje za vzniku vtisku nebo vrypu, jejichž velikost je následně změřena a vyhodnocena jako odolnost proti vnikání cizích těles, tj. tvrdosti. Vnikající těleso nesmí podléhat plastickým deformacím, které by výrazně ovlivnily výslednou tvrdost. Z tohoto důvodu musí mít co nejvyšší možnou tvrdost a mez pružnosti. K potlačení elastických deformací při vnikání do zkušební tělesa je u indenteru vyžadován vysoký modul pružnosti. [15]

ZKOUŠKA TVRDOSTI PODLE BRINELLA

Tato zkouška byla zavedena již počátkem 20. století. Kulový indentor z kalené oceli je vtlačován standardizovanou statickou silou do povrchu vzorku (Obr. 9). Poměr poloměru indentoru ku zátěžné síle je vybrán s ohledem na tvrdost vzorku, a tím i na vzniklé hloubce vtisku. Průměr indentoru může být 10 mm, 5 mm nebo 1 mm, přičemž zátěžná síla je s ohledem na historické podmínky uváděna v kilopondech (1 kp = 9,80665 N). Volba zátěžné síly se odvíjí od materiálu vzorku podle vztahu (4)

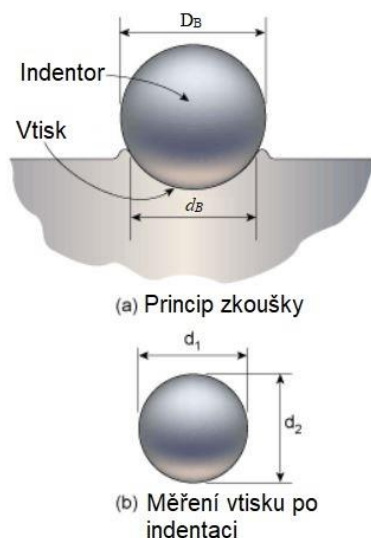
$$F_{Brinell} = K_B D_B^2 \text{ [kp]} \quad (4)$$

kde koeficient $K_B = 30$ pro ocel a D_B je průměr kulového indentoru. Probíhá-li zkouška za normálních podmínek pro ocel, tj. $D_B = 10$ mm ($F_{Brinell} = 3000$ kp) a době zatížení 10 až 15 s, výsledek zkoušky se označuje písmeny HB, za kterými následuje číslo tvrdosti.

Číslo tvrdosti HB se vypočítá jako podíl zátěžné síly $F_{Brinell}$ a plochy vtisku $S_{Brinell}$.

$$HB = \frac{F_{Brinell}}{S_{Brinell}} = \frac{K_B D_B^2}{0,5\pi D_B [D_B - (D_B^2 - d_B^2)^{0,5}]} \text{ [-]} \quad (5)$$

kde d_B je průměr vtisku určený ze dvou na sobě kolmých měření.

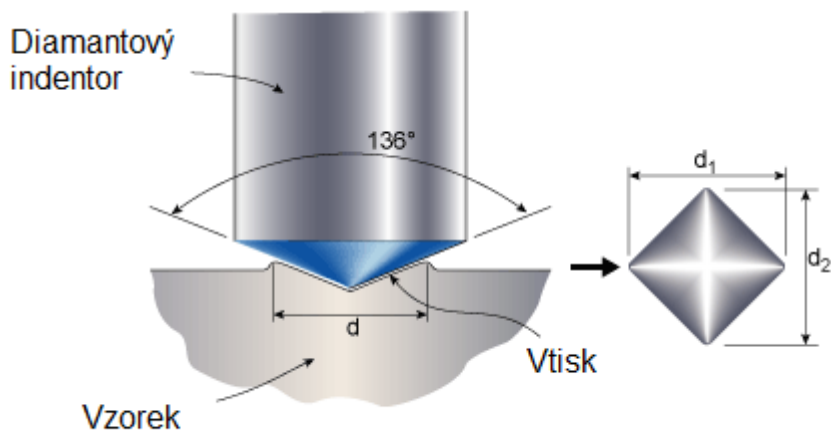


Obr. 9 Princip zkoušky podle Brinella a měření vtisku po indentaci [16] – upraveno

Měření tvrdosti dle Brinella se provádí pro objemové materiály z důvodu většího průměru vtisku než například u zkoušky podle Vickerse. Výhodou větší plochy indentace je potlačení strukturních heterogenit a získání tak širšího obrazu tvrdosti jako celku. Další výhodou je menší ovlivnění výsledků nerovnostmi povrchu. Jelikož svarový spoj je silně heterogenní struktura, je preferováno určování tvrdosti dle Vickerse. Velmi tvrdé kovy (nad 450 HB) mohou způsobovat plastickou deformaci indentoru a zkreslovat výslednou tvrdost, toto lze potlačit volbou indentoru z karbidu wolframu, který lze využít pro tvrdosti měřeného materiálu dosahující hodnot až 600 HB.

ZKOUŠKA TVRDOSTI PODLE VICKERSE

Tato zkouška je ve své podstatě velmi podobná zkoušce podle Brinella, hlavní rozdíl je v geometrii indentoru. Metoda měření tvrdosti dle Vickerse využívá jako indentor diamantový čtyřboký jehlan s vrcholovým úhlem 136° . Geometrie indentoru i vzniklého vpichu je patrná z Obr. 10.



Obr. 10 Schéma Vickersovy zkoušky tvrdosti [16] - upraveno

Vtisk Vickersovi indentační metody je menší než v případě Brinellovy zkoušky, což umožňuje měřit tvrdost v mnohem menších oblastech. Tohoto faktu se využívá pro vytvoření tvrdostního profilu po průběhu svarového spoje – tj. v jednotlivých vrstvách svarového kovu, tepelně ovlivněné zóně i v obou základních materiálech. Malé rozměry vtisku s sebou ale přinášejí nutnost dokonale hladkého povrchu, v opačném případě povrchová drsnost způsobuje značné zkreslení výsledné tvrdosti. Tvrdost, značená HVxx, kde xx je zátěžná síla během testu, je určena porovnáním s tabelovanými hodnotami z obou délek úhlopříček čtvercového vtisku. [16]

NEPŘESNOSTI A FAKTORY OVLIVŇUJÍCÍ VÝSLEDKY MĚŘENÍ TVRDOSTI

Kromě již zmíněné drsnosti povrchu je velmi důležitá i rovinnost měřené plochy. Maximální odchylka od základny by neměla převyšovat $\pm 1^\circ$. Pro zajištění správné velikosti aplikované zátěže je potřeba, aby třecí ztráty v celém kinematickém řetězci zkušebního stroje byly co nejmenší. Zásadní je i stav indentoru – Vickersův diamantový čtyřboký jehlan je velmi rozměrově i tvarově stabilní za předpokladu, že nedošlo k jeho uvolnění ze zkušebního stroje nebo k jeho poškození. Na druhou stranu u Brinellova kulového indentoru dochází opakovaným používáním k postupné změně tvaru, a tím k nepřesnostem při vyhodnocování výsledků. Dalším důležitým faktorem je i doba zatížení. Velké omezení vychází i z požadavku tloušťky zkušebního vzorku. Díky velké plastické zóně, která je způsobená vnikem Brinellova indentoru, je požadavek alespoň desetinásobku tloušťky vzorku oproti hloubce vtisku. U Vickersovy zkoušky je pak tato tloušťka alespoň dvojnásobkem délky úhlopříčky vtisku. Nízké hodnoty tvrdosti mohou být způsobeny i při měření tvrdosti v blízkosti hrany vzorku. Je doporučeno, aby vtisk byl alespoň 4 nebo 5 délek charakteristického rozměru vtisku od hrany vzorku. Pokud je povrch vzorku zakřiven, například v případě trubky, je potřeba aplikovat korekci dle normy ISO 6507 část 1. [16]

MĚŘENÍ TVRDOSTI SVAROVÝCH SPOJŮ – MIKROTVRDOST A PŘENOSNÁ ZAŘÍZENÍ PRO NEDESTRUKTIVNÍ MĚŘENÍ TVRDOSTI

Svary jsou specifické velkou změnou mechanických vlastností na relativně malé oblasti. Z toho vyplývá požadavek určení tvrdostního profilu po průběhu svaru pro odhad vznikajících struktur. V praxi může nastat požadavek, kdy zkoumaný výrobek je příliš masivní a je potřeba určit tvrdost přímo na místě. [17] Většina metod měření tvrdosti využívá definici tvrdosti jako odolnosti materiálu vůči vnikání cizích těles. Proto je vyhodnocován charakteristický rozměr vrypu, případně indentace. Tento vtisk, nebo vryp poškozují povrch vzorku, a proto jsou tyto metody řazeny mezi destruktivní metody kontroly svarových spojů. Na druhou stranu existují metody, které využívají korelaci mezi tvrdostí a pevností materiálu. Tyto metody jsou založeny na elastických deformacích vzorku (odrazivost kuliček do ložisek), případně na odrazivosti předem určeného tělesa za předem určitých podmínek od povrchu vzorku (Leebovo kladivo). Další možností je měření vířivých proudů uvnitř součásti, případně využít ultrazvukovou metodu.

Ultrazvuková metoda nezávisí na měření rozměrů vtisku. Tato metoda využívá Vickersův indenter na konci kovového ramene. Rameno je rozvibrováno ultrazvukem na svoji rezonanční frekvenci a přiblíženo do kontaktu se vzorkem pod malým zatížením. Dochází ke změně vlastní frekvence v závislosti na velikosti vtisku. Vtisk je extrémně malý, proto je tato metoda brána jako nedestruktivní zkouška. [17]

Pro měření mikrotvrdomosti lze využít metody dle Knoop, Vickerse a ultrazvukovou zkoušku mikrotvrdomosti. Zkouška tvrdosti dle Knoop využívá diamantový čtyřboký jehlan, obdobný jako u Vickersovy metody s tím rozdílem, že jeho úhlopříčky jsou v poměru 7:1. V Evropě je Knoopova metoda málo rozšířená, je preferována metoda dle Vickerse. Zátěžné síly u zkoušek mikrotvrdomosti se pohybují v rozmezí 0,01 N až po 10 N. Vtisk je změřen pomocí mikroskopu, případně přímo ve zkušebním stroji. [17]

Přenosná zařízení pro měření tvrdosti (např. na Obr. 11) nachází uplatnění hlavně u velkých konstrukcí a při požadavku změření tvrdosti komponent přímo na místě. U svarových spojů nachází uplatnění pro kontrolu tepelného zpracování po svařování. Častým požadavkem svarových spojů je maximální hodnota tvrdosti v tepelně ovlivněné oblasti.



Obr. 11 Ultrazvukový přenosný tvrdoměr – UCI-3000D [18]

VZTAH MEZI TVRDOSTÍ A PEVNOSTÍ

Norma ČSN EN ISO 15653 *Kovové materiály – metoda měření lomové houževnatosti svarů* zavádí pro uhlíkové a uhlíko-manganové oceli empirické vztahy (6) - (8) [14]:

$$R_{p0,2} = 3,28 HV_{10} - 221 \text{ [MPa]} \quad \text{pro } 160 < HV < 495 \quad (6)$$

$$R_m = 3,3 HV_{10} - 8 \quad \text{[MPa]} \quad \text{pro } 100 < HV < 250 \quad (7)$$

$$R_m = 3,15 HV_{10} + 93 \quad \text{[MPa]} \quad \text{pro } 250 < HV < 400 \quad (8)$$

2.2 TAHOVÁ ZKOUŠKA

Při tahové zkoušce je zkušební těleso namáháno jednoosým tahem. Cílem zkoušky je stanovení závislosti aplikované síly na prodloužení zkušebního tělesa.

Základní charakteristiky, které jsme schopni určit z tahové zkoušky jsou trojího typu a to deformační (tažnost, kontrakce), napěťové (mez kluzu a mez pevnosti) a energetické (resilience a tahová houževnatost). Ze záznamu zkušebního stroje získáváme závislost zatěžovací síly na přemístění příčnicku. Smluvní tahový diagram vzniká přepočtením síly na napětí (R) vztažené na původní průřez tělesa (S_0). Pokud je určován skutečný průřez tělesa během celé zkoušky, lze sestavit skutečnou závislost σ - ε .

Tažnost
$$A = \frac{L_u - L_0}{L_0} \cdot 100 \% [\%] \quad (9)$$

kde L_u je délka zkušebního tělesa po zkoušce a L_0 je počáteční délka tělesa.

$$k = \frac{L_0}{\sqrt{S_0}} [-] \quad (10)$$

Poměrné zkušební tyče existují ve dvou provedeních a to $k = 5,65$ a $k = 11,3$. Podle toho rozlišujeme tažnost A_5 a A_{10} .

Kontrakce
$$Z = \frac{S_0 - S_u}{S_0} \cdot 100 \% [\%] \quad (11)$$

kde S_u je průřez zkušebního tělesa po zkoušce a S_0 je počáteční průřez tělesa.

Smluvní mez kluzu $R_{p0,2}$ je dána jako napětí, při kterém dosáhne plastická deformace 0,2 % počáteční délky zkušební tyče.

Mez pevnosti R_m je určena jako podíl maximální síly působící na vzorek vztažená na původní průřez.

Resilience
$$w_{el} = \frac{R_{p0,2}^2}{2E} \left[MPa = \frac{MJ}{m^3} \right] \quad (12)$$

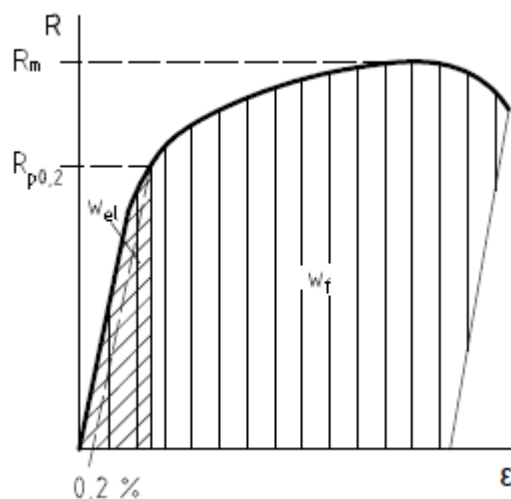
kde $R_{p0,2}$ je smluvní mez kluzu a E je Youngův modul pružnosti. Resilience je množství energie naakumulované v jednotce objemu materiálu při mezi kluzu.

Tahová houževnatost

$$w_f = \frac{R_{p0,2} + R_m}{2} \cdot \frac{A}{100} \left[\frac{MJ}{m^3} \right] \quad (13)$$

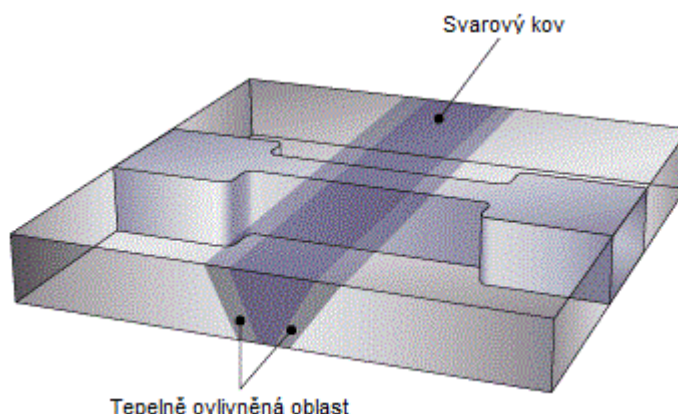
kde R_m je mez pevnosti, je množství energie potřebné k porušení materiálu.

Jednotlivé tahové charakteristiky jsou znázorněny na vzorovém smluvním tahovém diagramu na Obr. 12. Tažnost a kontrakce jako deformační charakteristiky jsou určeny až po zkoušce proměřením zkušební tělesa.



Obr. 12 Smluvní tahový diagram

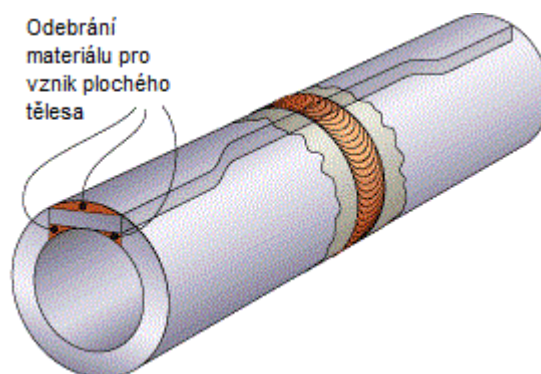
V případě svarových spojů se ve většině případů pouze porovnává mez pevnosti s požadovanou hodnotou. Zkušební tělesa mají čtvercový nebo obdélníkový příčný průřez a jsou umístěna tak, aby svarový kov, tepelně ovlivněná oblast a oba základní materiály byly testovány, jak je znázorněno na Obr. 13.



Obr. 13 Orientace zkušební tělesa ve svarovém spoji [19] - upraveno

Převýšení svaru může být odstraněno třískovým obráběním. Přestože je možné měřit mez kluzu, prodloužení i kontrakci zkušební tělesa, skutečnost, že ve vzorku se nachází minimálně tři strukturně odlišné oblasti způsobuje, že tato měření jsou značně nespolehlivá, přesto mohou nést základní informaci o strukturní pevnosti svaru jako celku. Výstupem této zkoušky na svarových spojkách je pevnost v tahu a umístění trhliny, které musí korespondovat

s předepsanými požadavky. Ve většině případů je svarový kov pevnější než oba základní materiály, proto k rozlomení zkušební tělesa dochází převážně v tepelně ovlivněné oblasti nebo v jednom ze základních materiálů. U plochých svařenců není problém s výrobou zkušebních těles. V případě zkoušení svarů na trubkách je potřeba odstranit zakřivení povrchu, které by mohlo ovlivnit výsledky testu, jelikož by nebyla zajištěna jednoosá tahová napjatost ve vzorku. Příklad této úpravy je patrný z Obr. 14. [19]



Obr. 14 Úprava trubky pro výrobu plochého tahového tělesa [19] – upraveno

Je-li zkoumaný svar větší tloušťky, je možné zhotovit tahová tělesa z různých hloubek pod povrchem svaru, hlavně pak v případě, kdy se jedná o masivní svary, kdy by kapacita stroje nestačila pro zhotovení celé tahové křivky. Zvláštním případem je zkoušení tenkých trubiček o malých průměrech, kdy je dovnitř vsunuto jádro, které má za úkol zabránit zborcení stěny trubičky v čelistech zkušebního stroje. Podélné zkušební vzorky, které jsou orientovány rovnoběžně s osou svaru, jsou velmi výhodné, pokud je svarový kov, nebo tepelně ovlivněná oblast velmi pevná a má nízkou houževnatost. [19] Tyto podélné vzorky jsou odebrány pouze ze svarového kovu, tudíž je lze chápat jako běžné tahové zkušební vzorky homogenního materiálu. Z těchto vzorků lze získat všechny pevnostní a deformační charakteristiky, jako je mez pevnosti, mez kluzu, tažnost, kontrakce, Youngův modul a Poissonův poměr. Pevnost jednotlivých zón tepelně ovlivněné oblasti můžeme zkoušet pouze na tělesech se simulovaným svářecím cyklem, nebo pomocí měření tvrdosti. [2]

Zhodnocení výsledků zkoušky tahem u svarových spojů se řídí normami ISO 6892-1 a ISO 6892-2. U příčně odebraného zkušební tělesa vzhledem k ose svaru (Obr. 15) je potřeba určit polohu lomu, která je následně zanesena do protokolu o tahové zkoušce. Pro zvýraznění struktury, především pak tepelně ovlivněné oblasti, je možné boční stěnu zkušební tělesa naleptat a vyhodnotit metalografickým pozorováním. Důležitou součástí protokolu pro oba typy zkušebních těles, jsou i druhy a rozměry vad přítomných ve svarovém spoji zkušební tělesa.

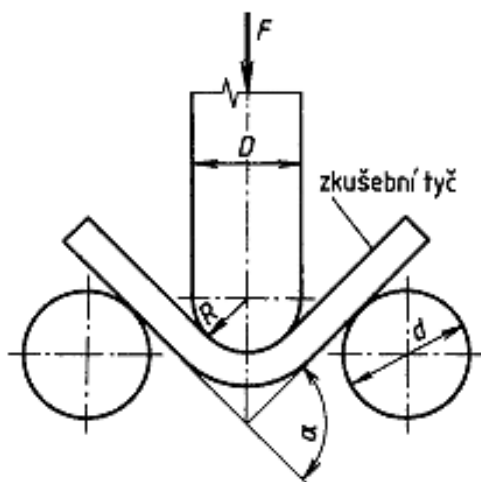


Obr. 15 Příčné tahové zkušební těleso před a po zkoušce tahem [20]

2.3 ZKOUŠKA LÁMAVOSTI

Jedná se o v praxi velmi rozšířenou zkoušku pro vyhodnocení deformačních schopností svarového spoje. Podstatou zkoušky lámavosti (ohybové zkoušky) je ohýbání zkušební tyče obsahující svar tak, aby zkoumaný povrch (povrch svaru nebo kořen) byl rozevírán, čímž je v jeho povrchu zajištěna tahová napjatost. [21] Princip zkoušky je patrný z Obr. 16.

Norma ČSN EN ISO 5173 (051124) – *Destruktivní zkoušky svarů kovových materiálů – zkoušky ohybem* stanovuje typy a způsoby odběru vzorků ze svarových spojů. Norma určuje úhel ohybu, při kterém dojde k ukončení zkoušky. Po ukončení zkoušky je hodnocena integrita vnějšího taženého povrchu s ohledem na výskyt trhlin. [22]



Obr. 16 Zkouška lámavosti [23]

2.4 ZKOUŠKA RÁZEM V OHYBU

Pro určení náchylnosti materiálu ke křehkému lomu je v praxi často využíváno zkoušky rázem v ohybu. Pro určení této náchylnosti je potřeba, aby těleso obsahovalo defekt – vrub a bylo zatěžováno rychlým dynamickým zatěžováním. Podstatou zkoušky je přeražení zkušebního tělesa jediným rázem zkušebního kladiva. Těleso je umístěno na dvou oporách tak, že na hladkou stranu bez vrubu dopadá kyvadlové kladivo. Práce spotřebovaná na přeražení vzorku je dána rozdílem potenciálních energií.

$$W_p = F_G V \text{ [J]} \quad a \quad W_k = F_G v \text{ [J]} \quad (14)$$

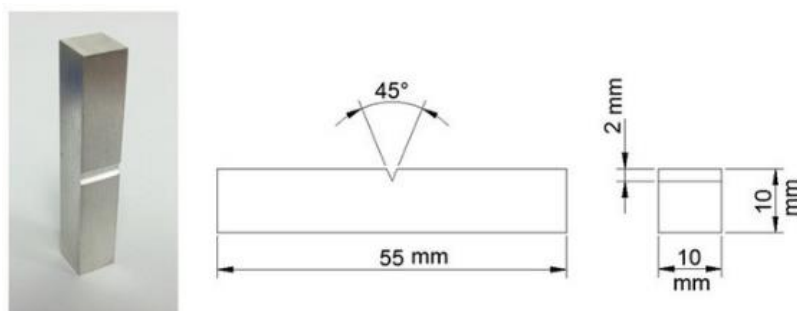
kde F_G je tíha závaží beranu, V je počáteční výška beranu a v je výška, do které se beran vykýváne po přeražení vzorku. Nárazová práce KU (KV) je pak dána rozdílem počáteční potenciální energie W_p a koncové potenciální energie W_k . Z předchozího vyplývá

$$KU (KV) = F_G (V - v) \text{ [J]} \quad (15)$$

Při vytvoření závislosti nárazové práce na teplotě zkoušky lze pozorovat tranzitní chování oceli.

Nejpoužívanějším vrubem pro zkoušku rázem v ohybu jsou vruby typu U a typu V. Celou problematiku pak řeší norma ČSN EN ISO 148-1 (420381) *Kovové materiály – Zkouška rázem*

v ohybu metodou Charpy – Část I: Zkušební metoda. [14] Standardní těleso pro zkoušku rázem v ohybu metodou Charpy má rozměry viz Obr. 17.



Obr. 17 Zkušební těleso pro zkoušky rázem v ohybu Charpy a jeho rozměry [24]

Specifika spjatá se zkoušením svarových spojů zohledňuje norma ČSN EN ISO 9016 (051125) *Destruktivní zkoušky svarů kovových materiálů – Zkouška rázem v ohybu – Umístění zkušebních tyčí, orientace vrubu a zkoušení*. Tato norma upravuje umístění zkušebních těles ve svarovém spoji, jejich počet, orientaci vrubu a záznam výsledků. Tato norma je pouze doplňkem normy ČSN EN ISO 148-1 a je aplikovatelná na všechny typy svarových spojů vzniklých tavným svařováním. Pro snazší umístění vrubu při jeho výrobě může být mikrostruktura svarového spoje předem naleptána. Prakticky vždy jsou tato tělesa odebrána příčně ze svaru. Označení zkoušky je doplněno pětici písmen, která určují typ vrubu, umístění vrubu, orientaci vrubu, vzdálenost středu vrubu od referenční linie a vzdálenost mezi horním povrchem svaru a bližším povrchem zkušebního tělesa (Obr. 18). Je-li vrub umístěn ve svarovém kovu (značka W), pak je referenční linie uprostřed svarového kovu. Pokud je vrub v tepelně ovlivněné oblasti (značka H), pak se za referenční linii chápá hranice natavení. [22]

Odkaz	Sřřed svaru	Odkaz	Linie natavení/svaru
Značení	Znázornění	Značení	Znázornění
VWT 0/b		VHT 0/b	
VWT a/b		VHT a/b	

Obr. 18 Příklady značení vzorků pro zkoušku rázem v ohybu [21] - upraveno

3 LOMOVÁ MECHANIKA

Lomová mechanika je vědní obor zkoumající stav napjatosti tělesa s trhlinou. První počátky sahají již do první poloviny dvacátého století, kdy C. E. Inglis přišel s výpočtovým modelem pro eliptickou trhlinu v nekonečně velké desce s konečnou tloušťkou, zatížené konstantním tahovým napětím. Z jeho vztahu však vyplývala singularita napětí při poloměru zaoblení trhliny blízkému se nule. S rozvojem materiálových věd a s objevem elektronových mikroskopů bylo však dokázáno, že poloměr trhliny nemůže být nikdy nulový, jeho dolní mezí je mřížkový parametr. Přesto však Inglisovo řešení poskytlo základní předpoklady pro další rozvoj lomové mechaniky.

3.1 LINEÁRNĚ ELASTICKÁ LOMOVÁ MECHANIKA

S ohledem na Inglisovo elastické řešení, vytvořil A. A. Griffith hledisko založené na energetické rovnováze [25].

$$\frac{dW}{dA} = \frac{dW_{el}}{dA} + \frac{dW_s}{dA} \leq 0 \text{ [kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (16)$$

kde dW je celková potenciální energie pro přírůstek lomových ploch o dA , dW_{el} je přírůstek elastické energie z vnějšího zatížení a dW_s je přírůstek energie potřebné pro vznik lomové plochy. Aby mohlo dojít k šíření trhliny, musí mít tento nový stav (stav s trhlinou) menší energii než stav neporušeného tělesa. Toto řešení lze aplikovat pouze na velmi křehké materiály, které nevykazují podstatné plastické deformace.

$$W_{el} = -\frac{\pi a^2 \sigma^2 B}{E} \text{ [J]} \quad (17)$$

W_{el} je elastická energie a závisí na druhé mocnině velikosti trhliny a , druhé mocnině vnějšího napětí σ , tloušťce desky B a nepřímo úměrně pak na Youngově modulu pružnosti E .

$$W_s = 4aB\gamma_s \text{ [J]} \quad (18)$$

Energie potřebná pro vznik nových ploch závisí na délce trhliny a , tloušťce desky B a měrné povrchové energii γ_s . Dosazením a úpravou lze určit kritické lomové napětí σ_f .

$$\sigma_f = \left(\frac{2E\gamma_s}{\pi a} \right)^{1/2} \text{ [MPa]} \quad (19)$$

Doposud jsme stále uvažovali čistě elastický přístup čili že šíření trhliny je dáno pouze elastickou energií akumulovanou v tělese od vnějšího zatížení. E. Orowan a G. R. Irwin modifikovali Griffithův vztah přidáním plastického členu, přepočtené energie v deformaci plastické zóny vztažené na jednotku plochy γ_p .

Díky tomu lze postihnout tímto výpočtovým modelem i malé plastické deformace na čele trhliny [25].

$$\sigma_{f'} = \left(\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a} \right)^{1/2} \text{ [MPa]} \quad (20)$$

Griffith zavedl parametr $\mathcal{G}$, který je definovaný jako

$$\mathcal{G} = -\frac{dW_{el}}{da} [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (21)$$

$$\mathcal{G} = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \left[\frac{\text{MJ}}{\text{m}^2} = \frac{\text{MN}}{\text{m}} \right] \quad (22)$$

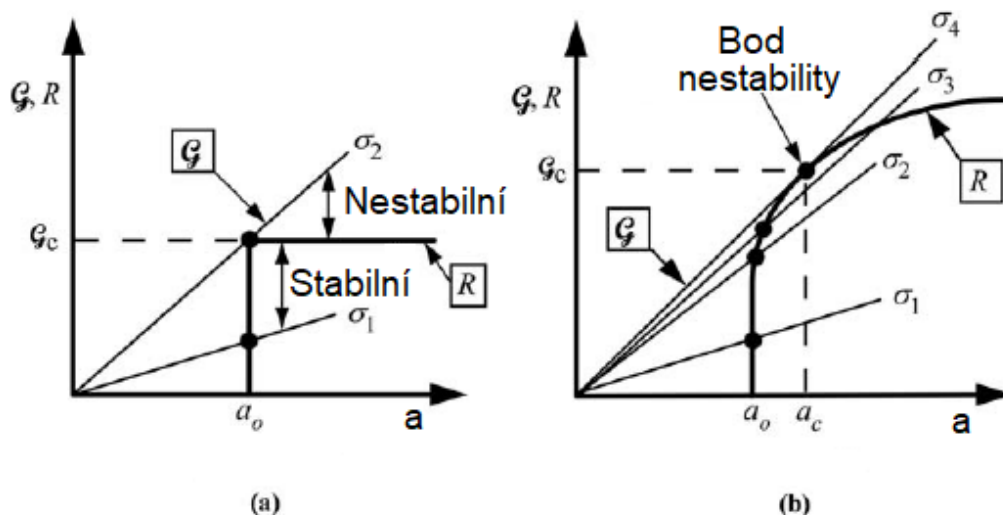
kde da je přírůstek délky trhliny. Tato jednotková dualita je dána definicí tohoto parametru jako rychlostí uvolňování energie nebo jako hnací silou trhliny. Vzhledem k výše uvedenému, k růstu trhliny dojde právě tehdy, pokud hnací síla trhliny dosáhne kritické hodnoty $\mathcal{G}_c$. [25]

Z úpravy energetické bilance vychází vztah

$$\mathcal{G}_c = \frac{dW_s}{da} = 2\omega_f = 2(\gamma_s + \gamma_p) \left[\frac{\text{MN}}{\text{m}} \right] \quad (23)$$

Tato kritická hodnota hnací síly trhliny je nazývána lomová houževnatost.

Trhlina se šíří právě tehdy, je-li $\mathcal{G} > \mathcal{G}_c$. Tento růst trhliny může být stabilní nebo nestabilní, dle toho, jak se mění $\mathcal{G}$ a $2\omega_f$ v závislosti na délce trhliny. Parametr $R = 2\omega_f$ se nazývá odpor proti šíření trhliny. Závislost R - a se nazývá křivka odporu proti šíření trhliny, nebo častěji také jako R -křivka. Závislost $\mathcal{G}$ - a je pak křivkou hnací síly trhliny. Jelikož R i $\mathcal{G}$ mají stejné jednotky, lze obě hodnoty zaznamenat do jednoho grafu. R -křivka může být buď plochá, nebo rostoucí. U ploché R -křivky je odpor materiálu s rostoucí délkou trhliny stále konstantní. Toto je případ pouze pro velmi křehké materiály.



Obr. 19 Plochá a rostoucí R -křivka [25] - upraveno

Dle Obr. 19 (a) pro průběh napětí σ_1 nedochází k šíření trhliny, jelikož hnací síla je menší než odpor proti šíření trhliny. Pro napětí σ_2 dochází k nestabilnímu šíření trhliny, tedy k lomu při délce trhliny a_0 . Pro Obr. 19 (b) je R -křivka rostoucí. Pro napětí σ_1 nedochází k šíření trhliny, její délka je stále a_0 , až do okamžiku, kdy napětí dosáhne velikosti σ_2 . Tehdy dochází ke stabilnímu růstu délky trhliny.

Při napětí σ_4 , kdy je jeho průběh tečný ke křivce odporu proti šíření trhliny dochází k nestabilnímu šíření trhliny. Z toho vyplývá podmínka, že trhlina je stabilní právě tehdy, když

$$\mathcal{G} = R \left[\frac{MN}{m} \right] \quad \text{a} \quad \frac{d\mathcal{G}}{da} \leq \frac{dR}{da} \left[\frac{MN}{m^2} \right] \quad (24)$$

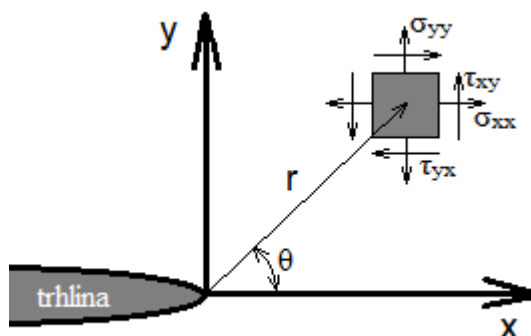
Pak nestabilní růst trhliny probíhá při podmínce

$$\frac{d\mathcal{G}}{da} > \frac{dR}{da} \left[\frac{MN}{m^2} \right] \quad (25)$$

Pro plochou R-křivku je odpor proti šíření trhliny charakterizován jedinou hodnotou, zatímco pro rostoucí R-křivku již nelze nalézt jedinou hodnotu určující lomové chování. Přestože k nestabilnímu šíření trhliny dojde, pokud je hnací síla trhliny tečná ke křivce odporu proti jejímu šíření, tvar křivky hnací síly je obecný a silně závislý na geometrii tělesa. [25]

3.2 NAPĚŤOVÝ STAV TĚLESA S TRHLINOU

Pro tělesa s trhlinou podrobeného vnějšímu zatížení lze při předpokladu izotropně lineárně elastické odezvy materiálu vyjádřit napěťová pole v okolí trhliny. Pro jednodušší interpretaci je na čele trhliny definován polární souřadný systém (Obr. 20).



Obr. 20 Polární souřadný systém na čele trhliny a napětí působící na elementární prvek

Řešení rozložení napěťového pole je zpracováno pomocí Williamsova rozvoje [25]

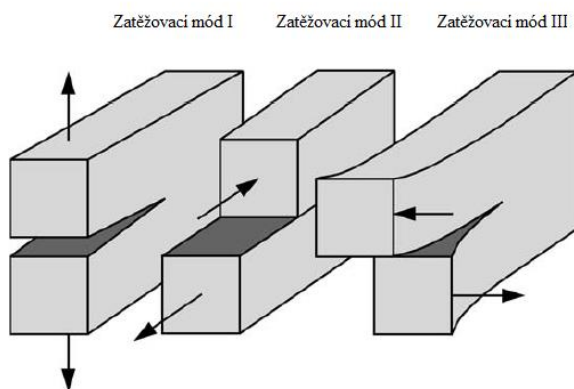
$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta) \quad [\text{MPa}] \quad (26)$$

kde σ_{ij} je tenzor napjatosti, r a θ jsou zdefinovány v Obr. 20, k je konstanta, $f_{ij}(\theta)$ a $g_{ij}(\theta)$ jsou bezrozměrné funkce úhlu θ . A_m je amplituda bezrozměrné funkce $g_{ij}(\theta)$.

Z tohoto rozvoje je zřejmé, že pro $r \rightarrow 0$ bude celé rovnici dominovat první člen rozvoje, který bude mnohonásobně větší než člen se sumou. Díky tomuto faktu je v blízkosti čela trhliny dominantní asymptotický člen

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}} \right) f_{ij}(\theta) \quad [\text{MPa}] \quad (27)$$

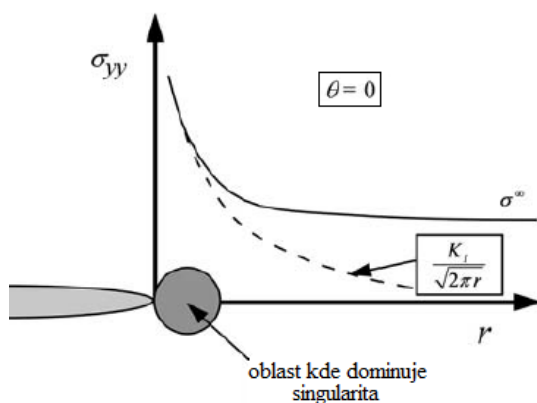
Je výhodné nahradit konstantu k faktorem intenzity napětí $K = k\sqrt{2\pi}$ [25]. Obecně lze těleso s trhlinou zatěžovat třemi možnými módy viz Obr. 21.



Obr. 21 Zatěžovací módy tělesa s trhlinou [25] - upraveno

přičemž mód I – rozevírací je nejnebezpečnější z hlediska mezního stavu tělesa s trhlinou. Velmi často dochází ke kombinaci některých zatěžovacích módů.

Před čelem trhliny, kde dominuje asymptotický člen určuje faktor intenzity napětí amplitudu průběhu napětí (Obr. 22). Díky tomu lze popsat stav napjatosti pouze parametrem K [25].

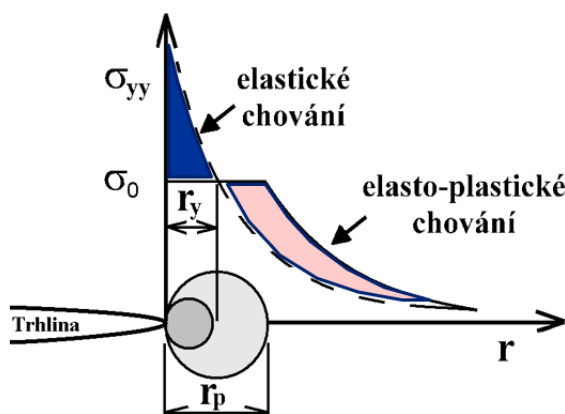


Obr. 22 Stav napjatosti v zatěžovacím módu I [25] - upraveno

Pro $r \rightarrow 0$, tedy v oblasti, kde dominuje singularita, dochází k nárůstům elastických napětí nade všechny meze. Jelikož materiál prodělává plastickou deformaci při napětích přesahujících mez kluzu, dochází k relaxaci elastických napětí za vzniku plastické zóny.

Platnost lineárně elastické lomové mechaniky je podmíněna velikostí plastické zóny r_y , která musí být podstatně menší, než je oblast dominance singularity napětí. Tato podmínka je splněna pro malé plastické oblasti a zároveň musí být plastická zóna podstatně menší, než jsou rozměry tělesa.

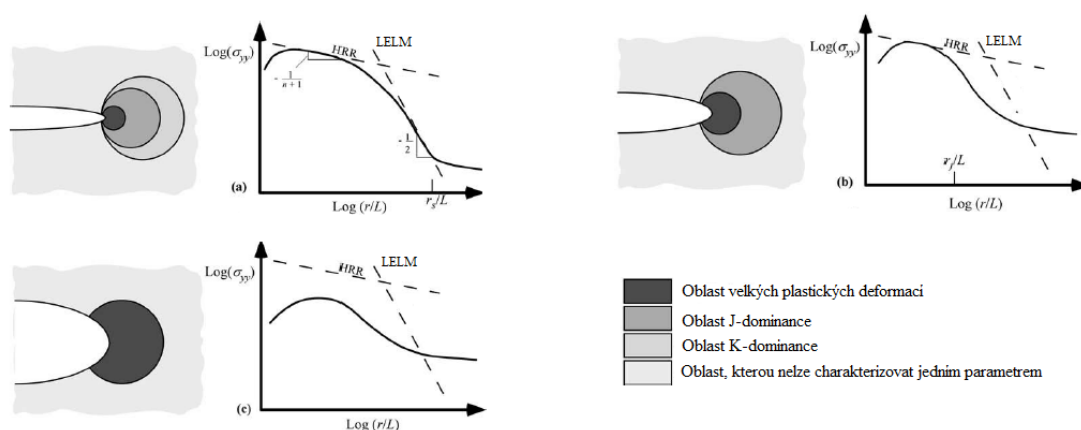
Porovnání LELM a EPLM je patrné z Obr. 23, kdy v případě EPLM dochází k redistribuci napětí v plastické zóně.



Obr. 23 Porovnání velikosti plastických zón pro LELM a EPLM [26]

3.3 ELASTO-PLASTICKÁ LOMOVÁ MECHANIKA (EPLM)

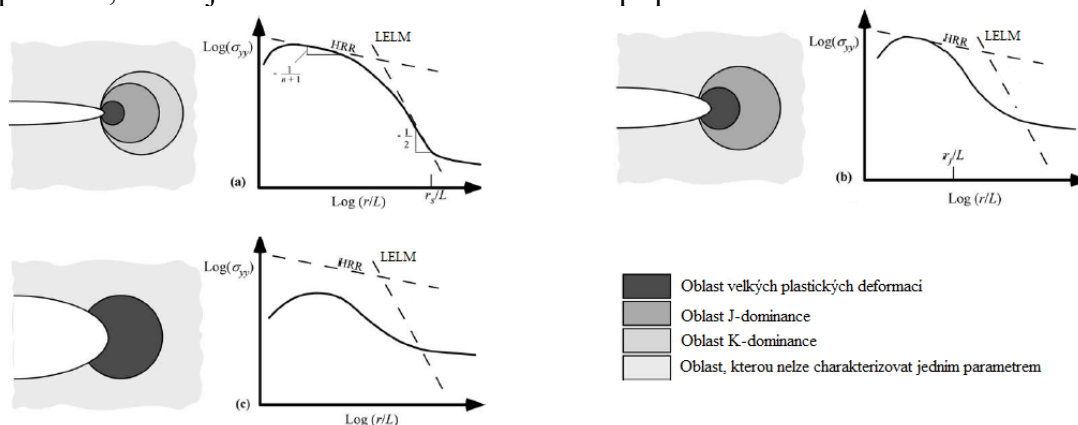
Slouží k popisu chování tělesa s trhlinou, jehož materiál vykazuje velkou plastickou zónu na čele trhliny. Většina materiálů prodělává plastickou deformaci v tak rozsáhlé oblasti před čelem trhliny, že podmínky platnosti lineární elastické lomové mechaniky nejsou splněny. Elasto-plastický přístup se využívá pro popis běžných ocelí, a to při běžných a zvýšených teplotách. Jelikož oceli s feritickou matricí vykazují tranzitní chování, v oblasti nízkých teplot lze s jistou mírou obezřetnosti využít i lineární elastický přístup, je však potřeba dbát zvýšené pozornosti na podmínky platnosti.



Obr. 24 Oblasti na čele trhliny: (a) malých plastických deformací, (b) elasto-plastického chování, (c) velkých plastických deformací. HRR – Hutchinson, Rise a Rosengren model [25] - upraveno

Pro hodnocení EPLM se ve velké míře využívá dvou parametrů, a to otevření čela trhliny a hodnoty J – integrálu. Oba parametry dokáží popsat podmínky na čele trhliny při značné elasto-plastické oblasti na čele trhliny a mohou sloužit jako kritérium lomové houževnatosti. Tyto parametry jsou do jisté oblasti nezávislé na velikosti tělesa, dokonce i při značné plastické oblasti na čele trhliny. Přesto mají tyto přístupy pro určování lomové houževnatosti podmínky

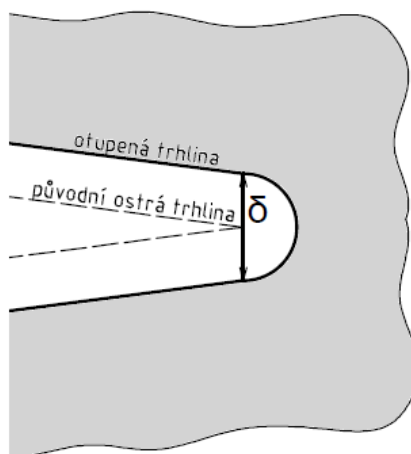
platnosti, které jsou však méně striktní než v případě lineárně elastického řešení. Obr. 24



schematicky znázorňuje vliv velikosti rozevření trhliny na velikosti plastické oblasti. Vedle každého schématu je znázorněn průběh napětí a je porovnán s podmínkami platnosti v závislosti na velikosti plastické oblasti. [25]

3.3.1 ROZEVŘENÍ ČELA TRHLINY – CTOD (CRACK TIP OPENING DISPLACEMENT)

Při zatěžování tělesa s trhlinou dochází u houževnatých materiálů k postupnému rozevírání trhliny, které lze měřit a využít pro kvantifikaci lomové houževnatosti. To se projevuje postupným otupováním čela trhliny. Velikost tohoto otupení je úměrná houževnatosti (plasticitě) materiálu. Zavedením parametru CTOD (někdy označovaný jako δ) jako rozevření na čele trhliny lze nepřímou určovat houževnatost materiálu (Obr. 25). [25]



Obr. 25 Schématické znázornění otupení čela trhliny, parametr δ

Parametr CTOD je při podmínkách malých plastických deformací úzce spjatý s parametry hnací síly trhliny $\mathcal{G}$ a faktoru intenzity napětí K_I .

$$\delta = \frac{K_I^2}{mR_{p0,2}E'} = \frac{\mathcal{G}}{R_{p0,2}} [\text{mm}] \quad (28)$$

kde m je bezrozměrná konstanta, která nabývá hodnot $m = 1$ pro rovinnou napjatost a $m = 2$ pro rovinnou deformaci. $E' = E$ pro rovinnou napjatost a $E' = \frac{E}{1-\mu^2}$ pro rovinnou deformaci, přičemž μ je Poissonův poměr. [25]

Díky tomuto parametru lze charakterizovat podmínky na čele trhliny i při elasto-plastickém chování. Při zatěžování tělesa dochází nejprve k otupování trhliny, a to až do maximální síly. Při maximální síle vzniká před čelem trhliny nová, ostrá trhlina, jejíž existence vede k poklesu síly. S postupně narůstající silou roste i tato nově vzniklá trhlina. Z důvodu nemožnosti přímého měření parametru δ , se určuje otevření trhliny COD na povrchu zkušební tělesa v místě vyústění vrubu. [25]

3.3.2 J-INTEGRÁL

Předpoklad, na kterém je křivkový J-integrál založen, je zjednodušení elasto-plastického chování materiálu na nelineárně elastickou odezvu. Je definován jako dráhově nezávislý křivkový integrál, vyjadřující změnu potenciální energie tělesa s trhlinou dU při změně délky trhliny o da . Podmínkou je, aby tento křivkový integrál uzavíral kořen trhliny. [25]

$$J = \frac{dU}{da} [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (29)$$

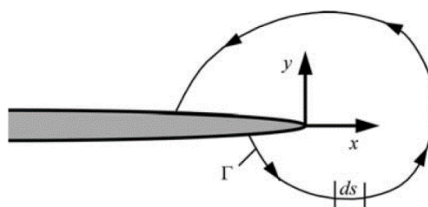
Stejná definice platí i pro hnací sílu trhliny, z této skutečnosti vyplývá, že pokud vykazuje těleso lineárně elastickou odezvu, pak

$$J = \mathcal{G} [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad \text{a} \quad J = \frac{K_I^2}{E'} [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (30)$$

Dráhově nezávislý křivkový J-integrál je pak definován jako

$$J = \int_{\Gamma} \left(w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (31)$$

kde w je hustota deformační energie, T_i jsou normálové složky vektoru napětí v každém bodě křivky Γ , ∂u_i jsou složky vektorů posunutí a ds je elementární přírůstek křivky Γ (Obr. 26). [25]



Obr. 26 J-integrál jako křivkově nezávislý integrál uzavírající čelo trhliny [25]

Oba tyto parametry (δ a J-integrál) mají mezi sebou vztah při omezeném rozsahu plastických deformací

$$J = m\delta\sigma_y [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (32)$$

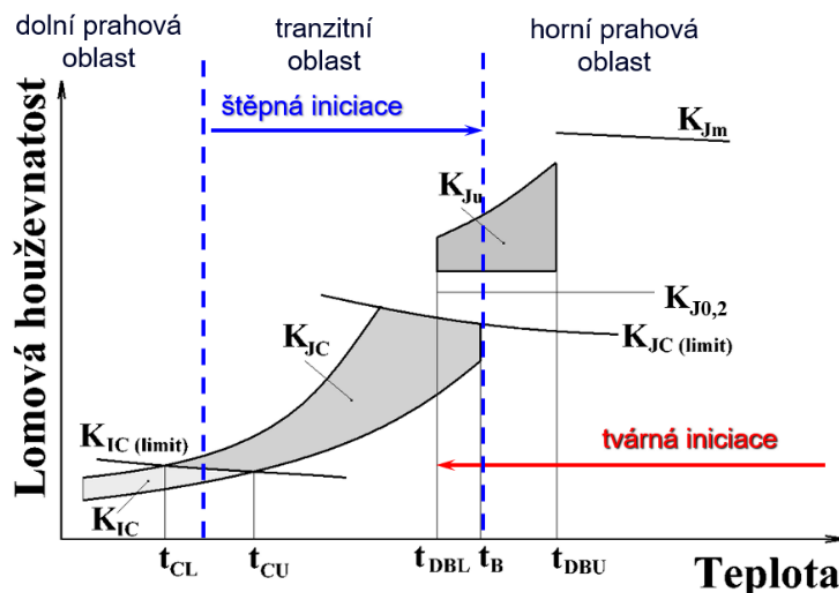
kde m je bezrozměrná konstanta zohledňující stav napjatosti a materiál.

3.4 TRANZITNÍ CHOVÁNÍ OCELÍ

Tranzitní chování se dá popsat jako změna houževnatosti, a tím i mechanismu lomu v závislosti na teplotě, rychlosti zatížení, stavu napjatosti (vruby a koncentrátoři napětí) a chemickém složení (přítomnost křehkých intermetalických fází a vměstků). Tato změna houževnatosti se vyskytuje u kovů a jejich slitin s mřížkami BCC a HCP. Díky tomu je většina konstrukčních ocelí náchylných k tranzitnímu chování a je potřeba brát v potaz provozní teplotu, při které bude daná součást pracovat.

Mechanismus tranzitního chování funguje tak, že při nízkých teplotách (nebo vysokých rychlostech zatěžování) je tepelná aktivace malá a dislokace se nemohou tak snadno pohybovat jako při vyšších teplotách – roste teplotně závislá složka meze kluzu. Důsledkem růstu meze kluzu se plastická zóna na čele trhliny zmenšuje, až dosáhne velikosti, kdy se změní mechanismus lomu z tvárného na štěpný. Vrubový účinek se dá popsat tak, že v blízkém okolí vrubu vzniká lokální koncentrace normálového napětí, které omezuje maximální smyková napětí v daném místě. Pro pohyb dislokací jsou potřebná smyková napětí. Z tohoto důvodu dochází ke značnému omezení pohyblivosti dislokací, které vede k nestabilnímu lomu. [14]

Tranzitní chování lze dobře charakterizovat závislostí lomové houževnatosti na teplotě. Při zakreslení této závislosti lze dobře určit podmínky platnosti jednotlivých charakteristik lomového chování materiálu.



Obr. 27 Teplotní závislost a rozložení jednotlivých parametrů lomové houževnatosti [26]

Dle Obr. 27 lze rozdělit oblasti teplotní závislosti lomové houževnatosti do tří částí:

- dolní prahová oblast – platí podmínky LELM, lomová houževnatost charakterizována hodnotou K_{IC} .

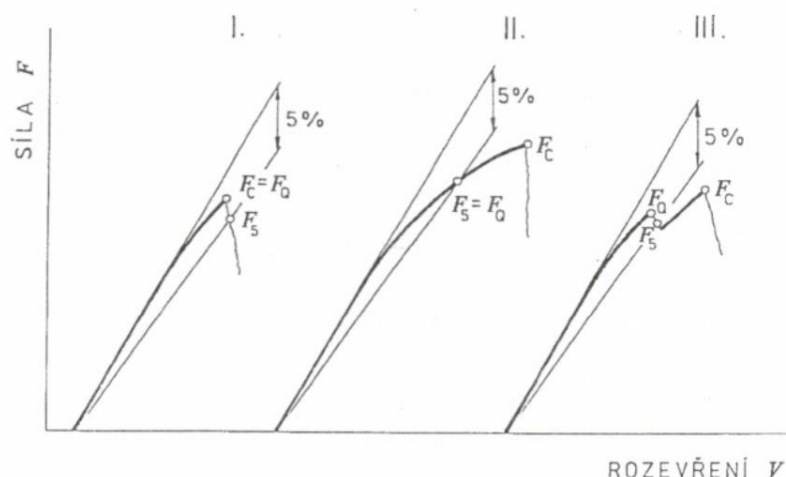
- b) tranzitní oblast – platí podmínky EPLM, lomová houževnatost charakterizována J-integrálem (možnost přepočtu na hodnoty K_{IC})
- c) horní prahová oblast – z důvodu stabilního růstu a tvárné iniciace trhliny nelze lomovou houževnatost charakterizovat jediným parametrem, je potřeba využít R-křivek

3.5 URČOVÁNÍ LOMOVÉ MECHANICKÝCH CHARAKTERISTIK

Všechna zkušební tělesa se opatří vrubem, který tvoří prvotní koncentrátor napětí nutný k vytvoření únavové trhliny cyklickým zatěžováním na únavovém zkušebním stroji. Je nutno dodržovat normou předepsané podmínky (amplituda a faktor intenzity napětí při cyklování) a vytvořit ostrou trhlínu předepsané délky. Následně je na univerzálním zkušebním stroji provedena samotná zkouška a je měřena závislost síly na rozevření vrubu. [14]

URČOVÁNÍ FAKTORU INTENZITY NAPĚTÍ

Vyhodnocení záznamu zkoušky se provádí podle Obr. 28, přičemž obrázek ilustruje tři typy záznamů a určení síly F_Q nutné pro určení provizorní hodnoty lomové houževnatosti.



Obr. 28 Typ závislosti síla – rozevření vrubu při měření lomové houževnatosti [14]

Z hodnoty síly F_Q určené výše se vypočte provizorní hodnota lomové houževnatosti

$$K_Q = \frac{F_Q}{BW^{1/2}} f\left(\frac{a}{W}\right) [\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}] \quad (33)$$

kde B je tloušťka tělesa, W je rozměr, ve kterém se bude šířit trhlina a $f(\frac{a}{W})$ je tvarová funkce závislá na rozměrech a geometrii tělesa.

Provizorní hodnota lomové houževnatosti je považována za platnou, platí-li všechny tři následující podmínky [14]:

$$F_{max} \leq 1,1F_Q [\text{N}] \quad (34)$$

tato podmínka zaručuje platnost lineární lomové mechaniky, tj. kontroluje velikost plastické zóny na čele trhliny. Druhá podmínka

$$a, B, (W - a) > 2,5 \left(\frac{K_Q}{\sigma_y} \right)^2 [\text{mm}] \quad (35)$$

zaručuje rovinnou deformaci před čelem trhliny a tím akceptuje rozměry zkušebního tělesa.

Poslední podmínka se týká přípravy cyklované trhliny, kdy maximální faktor intenzity napětí pro cyklovanou trhlínu K_f nesmí způsobit zplastizování významné oblasti

$$K_f \leq 0,6 K_Q \frac{\sigma_y(T_1)}{\sigma_y(T_2)} \quad (36)$$

kde T_1 je teplota cyklování trhliny a T_2 je teplota testu. Pokud není alespoň jedna podmínka splněna, je potřeba uvažovat chování tělesa jako elasto-plastické.

URČOVÁNÍ J-INTEGRÁLU

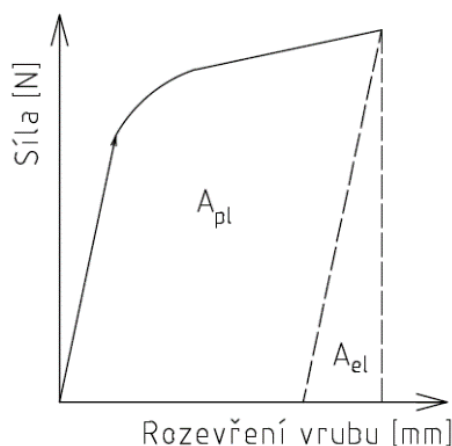
Velmi rozšířená norma ATSM E1820 popisuje náležitosti určování J-integrálu, a navíc obsahuje i vyhodnocování dalších lomově mechanických charakteristik jako je K_{IC} a δ_c . Přístup vyhodnocení J-integrálu je podobný výše uvedenému hodnocení faktoru intenzity napětí. Rozdílem je, že se vždy uvažuje maximální hodnota síly. Samotný J-integrál se skládá z elastické a plastické části [25]

$$J_Q = J_{el} + J_{pl} [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (37)$$

Elastická část využívá faktor intenzity napětí získaný z lomové síly

$$J_{el} = \frac{K_I^2(1-\mu^2)}{E} [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (38)$$

Plastický faktor J-integrálu se určuje z plastické části plochy pod křivkou záznamu síly na rozevření vrubu viz Obr. 29.



Obr. 29 Záznam síly na rozevření vrubu při testu EPLM

přičemž výpočet plastické části J-integrálu se řídí vzorcem

$$J_{pl} = \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B_N b_0} [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (39)$$

kde η_{pl} je bezrozměrný součinitel závislý na délce trhliny. Podmínky platnosti určujeme pro dvě hodnoty J-integrálu a to J_c (platná hodnota J-integrálu se štěpnou iniciací) a J_u (platná hodnota J-integrálu s tvárnou iniciací) viz Obr. 27.

Pro hodnotu J_c platí podmínky:

$$B, b_0 \geq \frac{100J_Q}{\sigma_y} [\text{mm}] \quad (40)$$

$$\Delta a < 0,2 \text{ mm} + \frac{J_Q}{M\sigma_y} [\text{mm}] \quad (41)$$

kde M je obecně 2, součin $M\sigma_y$ je směrnici čáry otupení, σ_y je průměr meze kluzu a meze pevnosti a $b_0 = W - a_0$.

Jestliže druhá výše zmíněná podmínka není splněna, tj.

$$\Delta a \geq 0,2 \text{ mm} + \frac{J_Q}{M\sigma_y} [\text{mm}] \quad (42)$$

jedná se o hodnotu J_u [25]. Pro potřeby přepočtu J_c na K_{IC} lze využít vztah, který ovšem platí pouze v elastické oblasti

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{E}{1-\mu^2}} [\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}] \quad (43)$$

URČOVÁNÍ R-KŘIVKY

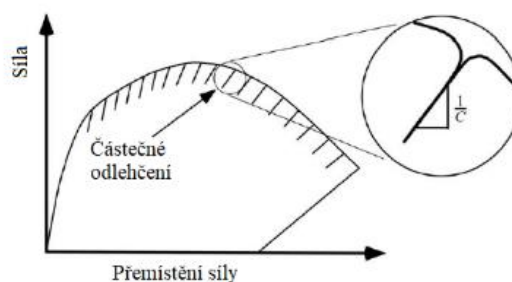
R-křivka dokáže pokrýt stav tělesa, kdy se trhlina šíří nejprve stabilně. Díky tomu lze tuto metodu s výhodou aplikovat na houževnaté materiály. Nevýhodou je, že vypočítávaná veličina (J-integrál nebo δ_c) musí být vždy korelována na délce přírůstku trhliny. Díky tomu rozlišujeme dvě hlavní metody určování R-křivek, a to metodu jednoho tělesa a metodu více těles.

Metoda více těles

Vyžaduje alespoň 6 zkušebních těles, na kterých je vytvořena únavová trhlina. Každé zkušební těleso je následně testováno na různé velikosti zatížení a tím i různé přírůstky délky trhliny. Následuje křehké dolomení a změření délky původní cyklované trhliny a délky stabilních přírůstků trhliny. Následně jsou pro každé těleso vypočítány hodnoty J-integrálu. Celý soubor dat je zpracován pro vytvoření závislosti J-integrálu na přírůstku délky trhliny. Značnou nevýhodou této metody je potřeba velkého množství materiálu pro vytvoření spolehlivé R-křivky. Naopak výhodou je přesné určení velikosti přírůstku trhliny a síly při ukončení testu.

Metoda jednoho tělesa – odlehčovací metoda

Jedná se o nejvíce využívanou metodu. V pravidelných intervalech dochází k částečnému odlehčení tělesa v elastické oblasti, díky čemuž lze určit poddajnost (viz Obr. 30). S rostoucí trhlinou roste i poddajnost tělesa, těleso se stává méně tuhým.



Obr. 30 Odlehčovací metoda [25] – upraveno

Každý odlehčovací cyklus je daný jednou sérií dat – poddajností, z ní určené délky trhliny, rozevřením vrubu, silou a vypočtenou hodnotou J -integrálu. Mimo tyto metody existuje i metoda potenciálová a normalizační metoda.

Pro určení hodnoty J_Q z R-křivky je potřeba nejprve vymežit podmínky platnosti (Obr. 31). Oblast R-křivky, kde je možná regresní analýza pomocí mocninné funkce je vymezena hodnotami $\Delta a = 0,15$ mm a průsečíku linie, která má směrnici blunting line a prochází hodnotou $\Delta a = 1,5$ mm, přičemž vymezuje hodnotu

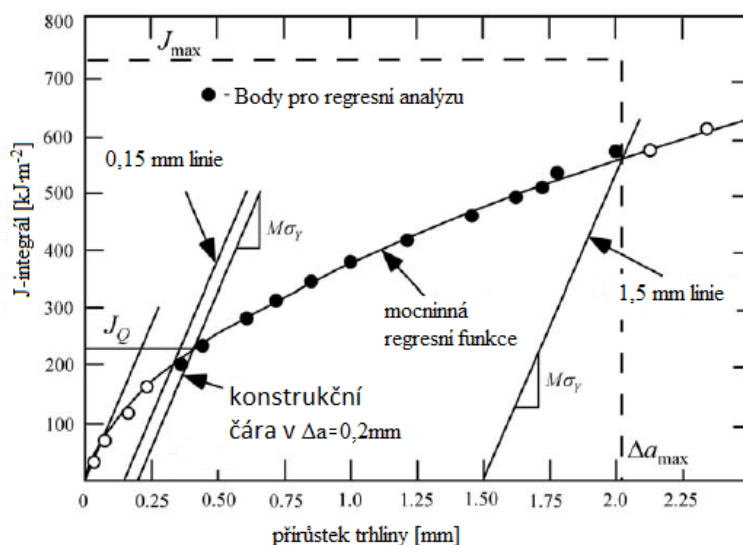
$$\Delta a_{max} = 0,25 \cdot (b_0) \text{ [mm]} \quad (44)$$

Shora je oblast ohraničena hodnotou J_{max} , která je definovaná vztahem

$$J_{max} = \frac{b_0 \sigma_y}{10} \text{ [kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (45)$$

Provizorní hodnota lomové houževnatosti J_Q je definovaná jako průsečík konstrukční čáry ve vzdálenosti $\Delta a = 0,2$ mm mající směrnici blunting line a regresní přímky. Pro platné hodnoty, tj. $J_Q = J_{IC}$ je potřeba, aby byla splněna podmínka

$$B, b_0 \geq \frac{25J_Q}{\sigma_y} \text{ [mm]} \quad (46)$$

Obr. 31 Určení hodnoty J -integrálu z R-křivky s podmínkami platnosti [25] – upraveno

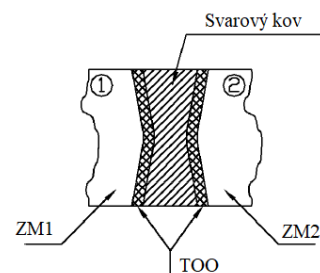
4 LOMOVÁ HOUŽEVNATOST SVAROVÝCH SPOJŮ

Díky lomové mechanice, která zavedla jednotlivé parametry popisující chování a stav napjatosti tělesa s trhlinou lze obecně říci, že trhlina se šíří právě tehdy, když daný parametr dosáhne své kritické hodnoty. Tato kritická hodnota je nazývána lomovou houževnatostí a je materiálovou charakteristikou. Charakteristické vlastnosti svarových spojů se promítají i do hodnocení a měření lomové houževnatosti. Problémem testování heterogenních svarových spojů je fakt, že se trhlina často odklání z rozhraní do feritického materiálu, což zkresluje (navyšuje) hodnotu lomové houževnatosti.

NESOURODOST MEZÍ KLUZU

Díky heterogenitě mechanických vlastností po tloušťce svarového spoje je potřeba zavést parametr nesourodosti mezi kluzu M_y . Tento parametr je definovaný jako podíl mezi kluzu svarového kovu a základního materiálu. Pro heterogenní svarové spoje je potřeba uvažovat parametry M_{y1} a M_{y2} , pro každý základní materiál zvlášť. Mohou nastat tři situace, kdy parametr M_y (resp. M_{y1} , M_{y2}) [27]:

- $M_y < 1$... dochází k podhodnocení pevnosti svarového kovu
- $M_y > 1$... dochází k nadhodnocení pevnosti svarového kovu
- $M_y = 1$... meze kluzu jsou rovnocenné

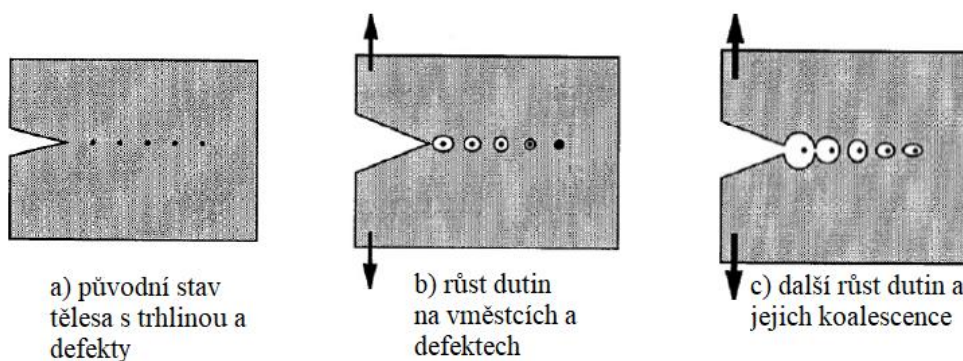


Obr. 32 Oblasti svarového spoje [27] - upraveno

Z hlediska životnosti svaru je žádoucí, aby svarový kov měl větší mez kluzu než základní materiál ($M_y > 1$). Oblasti svarového spoje jsou schematicky znázorněny na Obr. 32, kde jsou patrné tepelně ovlivněné oblasti obou základních materiálů.

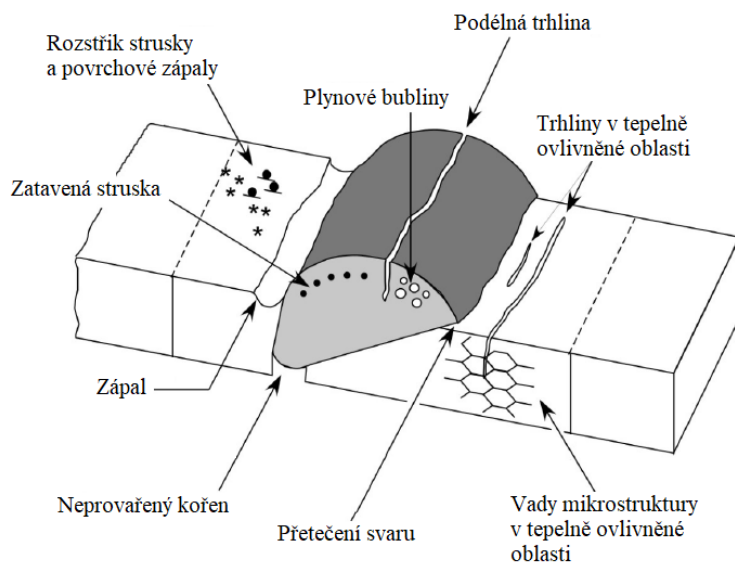
VLIV DEFEKTŮ NA LOMOVOU HOUŽEVNATOST

Defekty jsou často součástí svarových spojů. Z hlediska defektů lze hovořit o defektech vzniklých nesprávnou technologií, nevhodnou volbou přídavného materiálu nebo defekty vzniklé během provozu až dodatečně po samotném vyhotovení svaru.



Obr. 33 Mechanismus usměrnění trajektorie trhliny defekty [27]- upraveno

Defekty vždy oslabují strukturu, ať už vlivem dekoheze na vměstcích, spojováním marginální trhliny s trhlinami přítomnými ve struktuře, nebo vlivem praskání křehkých intermetalických fází (Obr. 33). Trajektorie trhliny je následně usměrňována defekty.



Obr. 34 Ilustrace defektů na plochem 1/2 V svaru [28] – upraveno

Vady dle Obr. 34 lze rozdělit na:

- plynové bubliny – z vlhkých elektrod a jiných nečistot
- podélné trhliny – příliš vysoké zbytkové tahové napětí
- trhliny v TOO – formování křehké martenzitické fáze při chladnutí austenitu
- vady mikrostruktury v TOO – růst zrn a tvorba martenzitu
- přetečení svaru – příliš nízká rychlost svařování, nebo vysoký výkon
- neprovařený kořen – příliš malý výkon svařování, nebo vysoká rychlost
- zápaly – příliš velký výkon svařování
- zatavení strusky – špatné odstranění strusky mezi svařováním dalších vrstev
- rozstřík strusky a povrchové zápaly – povrchové defekty vedoucí ke snížení únavové pevnosti

ZBYTKOVÁ NAPĚTÍ

Jak již bylo uvedeno výše, rozdílné koeficienty teplotní roztažnosti austenitické fáze a feritické fáze vedou ke vzniku tahových napětí, která setrvávají ve struktuře i po úplném zchladnutí svaru, aniž by na těleso působilo vnější zatížení. Zbytková napětí vznikají tehdy, když dojde k místní plastické deformaci ve svarovém spoji. Zplastizovaný svarový kov se nemůže volně rozpínat, jelikož chladnější oblasti mu v tom brání. Při ochlazování se svarový kov nemůže volně zkracovat, jelikož je pevně metalurgicky spojen se základním materiálem, a proto dojde ke vzniku vnitřního pnutí. Ve svarovém spoji musí být zachována rovnováha tahových a tlakových pnutí. Obecně lze říci, že zbytková napětí materiálu bez dodatečného tepelného zpracování mohou dosahovat až meze kluzu. Určující stránkou je velikost přívodu

tepelné energie do svaru. Limitním případem může být vyčerpání plasticity svarového kovu, což povede ke vzniku trhlin. [5]

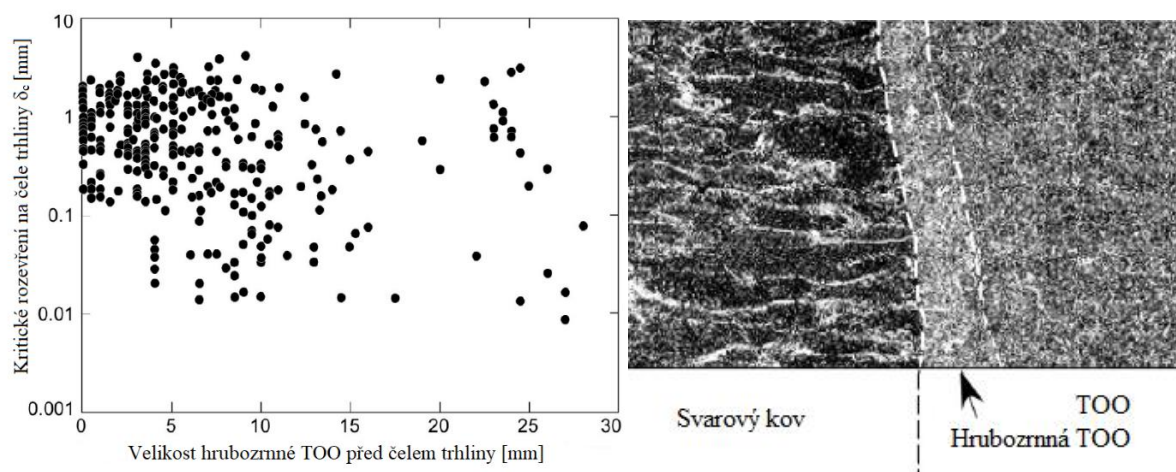
S ohledem na stav napjatosti vyvolaný zbytkovými napětími rozlišujeme podle [5]:

- jednoosou (lineární) napjatost – napětí ve svarku působí pouze jedním směrem
- dvojosá (rovinná) napjatost – napětí působí v různých směrech, ale pouze v jedné rovině (např. u tenkých plechů)
- trojosá napjatost – napětí působí v různých směrech v prostoru (vícevrstvé svary větší tloušťky)

Pro odstranění zbytkových napětí lze s úspěchem využít žíhání ke snížení pnutí při teplotách 500–650 °C s velmi dlouhou výdrží na teplotě (řádově hodiny) a pomalým ochlazováním na vzduchu.

ROZPTYL HODNOT LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI

Vlivem výše uvedených faktorů (nesourodosti mezí kluzu, defektů a vnitřních napětí) dochází k velkému rozptylu hodnot lomové houževnatosti. Z tohoto velkého rozptylu pramení specifika hodnocení lomové houževnatosti u svarových spojů, jako je určení mikrostruktury, a tím i oblasti šíření trhliny a nutnost většího počtu zkušebních těles. Vždy je potřeba uvažovat nejvíce konzervativní hodnotu, která může být mnohdy zavádějící (např. při nesprávné lokalizaci trhliny). Zerbst a kolektiv (2014) zpracovali data od autora Toyoda 1998 [28] a ukázali rozptyl kritického rozevření čela trhliny CTOD δ_c v závislosti na velikosti tepelně ovlivněné zóny vyznačující se zhrubnutými zrny před čelem trhliny (Obr. 35), jejich data vykazují řádový rozdíl v hodnotách δ_c .

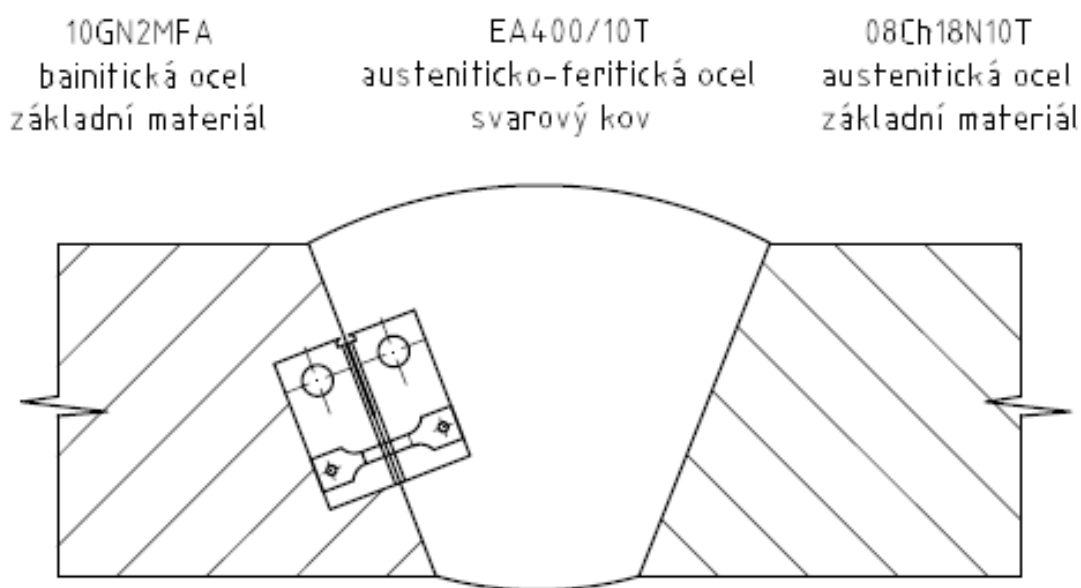


Obr. 35 Rozptyl hodnot δ_c po délce hrubozrné TOO s jejím znázorněním [28] - upraveno

5 EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

5.1 POPIS METODIKY

Zkušební materiál sestává z heterogenního svarového spoje, a to z rozhraní feritického základního materiálu a svarového kovu s feriticko-austenitickou strukturou. Podélný výřez ze svaru byl dále nařezán pomocí elektrojiskrové řezačky na jednotlivé bloky o tloušťce 20 mm, které byly opracovány na požadované rozměry. Pro zvýraznění mikrostruktury, a tím i snazšího určení rozhraní pro lokalizaci vrubu, byl povrch naleptán 5% Nitalém. Následně byly vyhotoveny 0,5T CT tělesa elektrojiskrovým obráběním. Na rozhraní byl vyhotoven vrub typu Chevron. Trhlina byla cyklována v souladu s normou ČSN EN ISO 12737. Poté byly vytvořeny boční vruby pro zvýšení příčného constraintu. Mezi jednotlivými tělesy pro zkoušení lomové houževnatosti byla vytvořena tahová tělesa. Celý řezný plán je patrný z Obr. 36.



Obr. 36 Řezný plán

5.1.1 ZKUŠEBNÍ MATERIÁL

Předmětem zkoumání byl modelový heterogenní svarový spoj nízkolegované feritické a austenitické oceli, který byl propojen austenitickým svarovým kovem pro vyrovnání gradientu chemického složení.

Pozornost byla věnována rozhraní svarového kovu typově odpovídajícího obalené elektrodě typu EA 400/10T s feritickým základním materiálem odpovídajícímu oceli 10GN2MFA. Jelikož je svarový spoj dlouhodobě vystavován zvýšeným teplotám, je nutné kromě mechanických vlastností při pokojových teplotách uvažovat i jejich změnu za zvýšených teplot. Jmenovitě se jedná o pokles pevnostních charakteristik. Dále je nutné brát v potaz i creepové chování svařence a korozní degradaci spoje. Pro potřeby této diplomové práce byly uvažovány provozní teploty svarového spoje 255 °C. Tato teplota byla zvolena jako maximální dosažitelná teplota v peci zkušebního stroje na test lomové houževnatosti.

FERITICKÝ ZÁKLADNÍ MATERIÁL TYPU 10GN2MFA

Žáropevná nízkolegovaná feritická ocel 10GN2MFA nese označení podle Ruských GOST norem. Její aplikace v energetickém průmyslu dovoluje snížení ceny oproti využití austenitických žáruvzdorných ocelí. Využívá se pro aplikace do 350 °C. Předepsané chemické složení dle normy je patrné z *Tabulka 2*. Z důvodu využití pro energetické aplikace je předepsán nízký obsah fosforu a síry.

Tabulka 2 Předepsané chemické složení oceli 10GN2MFA [29] – obsah prvků je uváděn v hm. %

	C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ti	Al
min.	0,08	0,80	0,17	-	-	-	1,80	-	0,40	0,03	-	0,005
max.	0,12	1,10	0,37	0,008	0,005	0,30	2,30	0,30	0,70	0,07	0,015	0,035

Z literatury [29] byly odečteny mechanické vlastnosti, a to pro pokojovou teplotu (20 °C) a pro teplotu 350 °C. Pro teplotu -10 °C je uvedena pouze hodnota nárazové práce. Mechanické vlastnosti jsou popsány v *Tabulka 3*.

Tabulka 3 Mechanické vlastnosti feritického základního materiálu

Mechanické vlastnosti při teplotě									
20 °C					350 °C				-10 °C
R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]	KV [J·cm ²]	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]	KV [J·cm ²]
345-590	540-700	18	60	59	min. 295	min. 490	15	55	39

Autoři výše zmiňované publikace [29] provedli reálná měření na jimi zkoumaném materiálu při teplotě 278 °C a výsledky jsou zaznamenány v *Tabulka 4*.

Tabulka 4 Naměřené tahové charakteristiky v roce 2006

Teplota [°C]	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
+278	478	612	21,0	66,0

Běžné teplotní zpracování této oceli pro energetické aplikace sestává z austenitizace při teplotě 910 °C s výdrží 4 h, po které následuje popouštění při teplotě 650 °C, a dále chladnutí na vzduchu do dosažení pokojové teploty.

PŘÍDAVNÝ MATERIÁL TYPU EA 400/10T

Jedná se o dnes již nevyráběné obalené elektrody s rutilovým obalem od firmy ŽAZ Vamberk. Výrobce uvádí jejich popis jako „elektroda s rutilovým obalem pro svařování zařízení z oceli 17 345 pracujících při teplotách do 350 °C v jaderné energetice“ [30]. Firma ESAB přišla s náhradou této elektrody ve formě OK 63.35.

Tabulka 5 Mechanické vlastnosti udávané výrobcem elektrod [30]

Teplota [°C]	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	KCU 2 [J·cm ²]
+20	min. 340	min. 540	min. 25,0	66,0

Mechanické vlastnosti deklarované výrobcem ŽAZ Vamberk jsou patrné z Tabulka 5, přičemž výrobce zmiňuje i chemické složení, které je patrné z Tabulka 6.

Tabulka 6 Chemické složení udávané výrobcem elektrod [30] – obsah prvků je uváděn v hm. %

C	Cr	Mn	Mo	Ni	Si	V	S	P
0,10	18,0	2,1	2,5	10,5	max. 0,6	0,5	0,025	0,03

Autor diplomové práce, zabývající se monitoringem kvalifikačních zkoušek přídatných materiálů pro svařování jaderných zařízení, Marcel Beňo [31], porovnával tento typ přídatného materiálu s jeho alternativou od firmy ESAB, jmenovitě pak elektrodou OK 63.25. Chemické složení OK 63.25 odpovídá dle evropské normy EN 10027-1 označení X10Cr18Ni11Mo2,5V0,5. Naměřené tahové charakteristiky autorem práce jsou patrné z Tabulka 7.

Tabulka 7 Tahové charakteristiky elektrod EA400/10T dle [31]

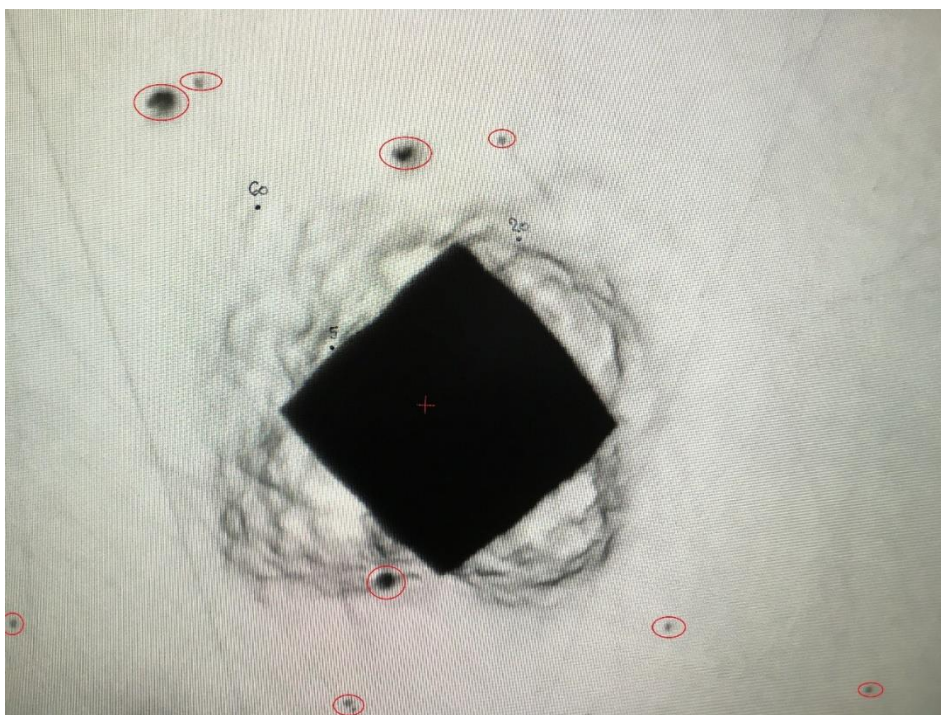
Teplota zkoušky							
+20 °C				+350 °C			
R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
343	539	23	30	245	441	-	-

5.1.2 METALOGRAFIE SVAROVÉHO SPOJE

Struktura rozhraní svarového spoje byla pozorována na světelném metalografickém mikroskopu Olympus GX51, při zvětšení 50×, 200× a 500×. Zkoumané vzorky byly zalisovány, broušeny a leštěny pro odstranění povrchových rýh a škrábanců. Následně byly vzorky leptány pro zvýraznění struktury. Byla pozorována oblast rozhraní základního materiálu a svarového kovu, přičemž důraz byl kladen na detailní pozorování tepelně ovlivněné oblasti v základním materiálu.

5.1.3 MĚŘENÍ PROFILU TVRDOSTI

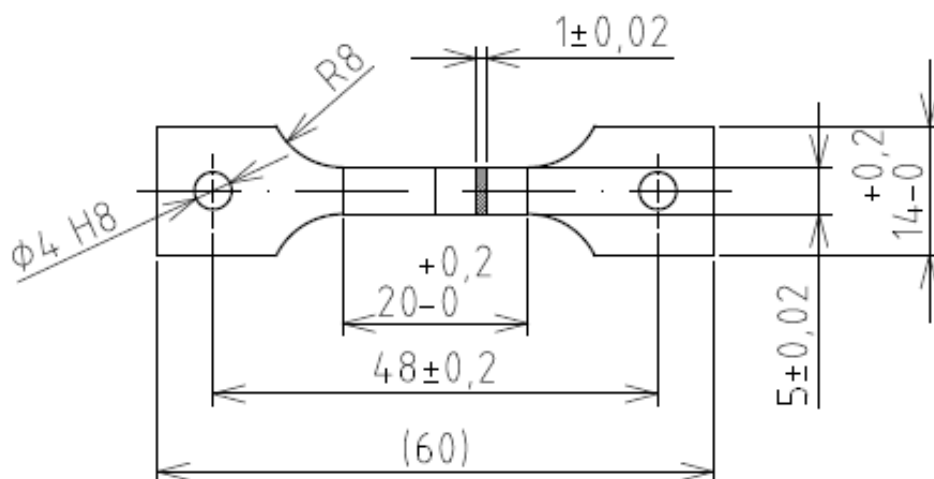
Pro určení lokálních mechanických vlastností svarového spoje bylo provedeno liniové měření tvrdosti přes oblast rozhraní základního materiálu a svarového kovu. Na metalografickém vzorku, který byl zalisován a následně vybroušen a vyleštěn, bylo na instrumentovaném tvrdoměru Zwick/Roell Z2.5 s tvrdoměrnou hlavou ZH0,2 provedeno liniové měření tvrdosti. Pro vytvoření profilu byla zvolena zbylá část polotovaru tělesa č.2. Byly provedeny dvě linie měření, přičemž každá z linií obsahovala 17 vpichů pro určení tvrdosti HV2, z čehož vyplývá, že indentor typu Vickers byl vtlačován do povrchu zkušebních vzorků silou 2 kp, odpovídající zatížení 19,613 N. Po výdrži 10 s na maximální síle došlo k odlehčení a posunutí na další místo vpichu. Vpichy byly od sebe vzdáleny 1 mm. Po vytvoření celé linie vpichů následovalo změření úhlopříček vzniklých vpichů. Měření bylo realizováno pomocí digitální kamery při zvětšení 20×. Díky dodávanému softwaru od firmy Zwick/Roell došlo k okamžitému přepočítání velikosti indentu na tvrdostní číslo HV2. Data byla zpracována v softwaru Excel pro znázornění profilu tvrdosti. Detailní snímek indentoru i s defekty ve struktuře je patrný z Obr. 37.



Obr. 37 Detail vpichu indentoru s červeně zaznačenými dutinami, zvětšení 20×

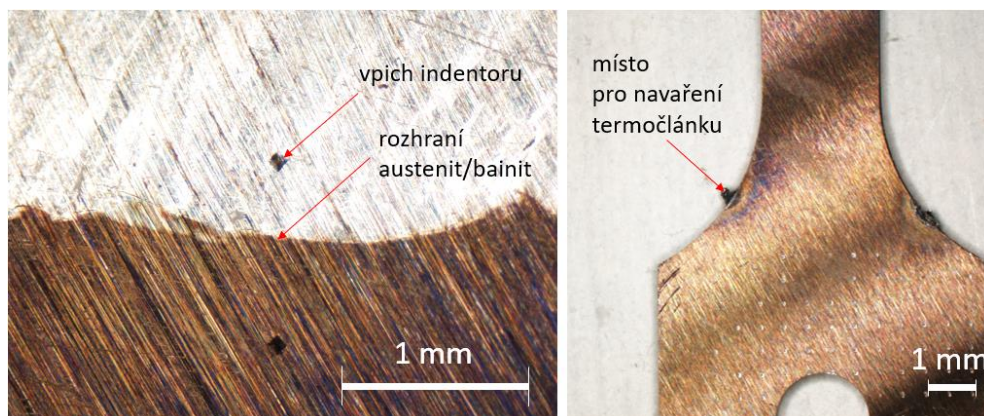
5.1.4 TAHOVÁ ZKOUŠKA

Pomocí elektrojiskrového řezání byla vyrobena plochá tahová tělesa z odřezků z 0,5T CT těles. Díky tomu bylo zaručeno sledování stejné oblasti jako v případě testování lomové houževnatosti. Rozměry tahového tělesa jsou patrné z Obr. 38. Cílem bylo určit tahové charakteristiky svarového spoje. Dvě tělesa byla zatěžována až do lomu a následně bylo provedeno pozorování lomových ploch.



Obr. 38 Tahové zkušební těleso

Následovalo vytvoření 20 vpichů Vickersova indentoru s roztečí 1 mm. Pomocí dílenského mikroskopu značky Mitutoyo byly změřeny a zaznamenány rozteče jednotlivých indentů. Teplota tahového tělesa byla monitorována termočlánekem přivařeným v místě zaoblení přechodu měrné části tělesa a jeho hlavové části (Obr. 39).



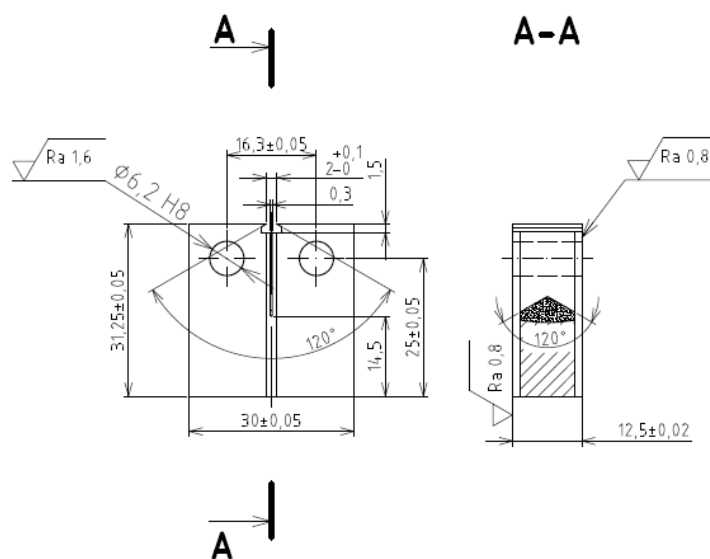
Obr. 39 Stopy po indentoru a stopy po navařeném termočlátku na tahovém tělese

Tahová zkouška byla realizována na stroji Zwick/Roell Z250. Po dosažení teploty komory 255 °C se těleso temperovalo po dobu 50 minut pro prohřátí celého objemu vzorku. Těleso bylo zatěžováno rychlostí příčnicku 0,46 mm·min⁻¹ až do lomu, což znamená, že rychlost deformace byla 5,1·10⁻⁴ s⁻¹. Aplikovaná rychlost deformace tedy odpovídala rychlosti zatěžování jako při zkoušce *J-A1* křivky CT těles. Po vychladnutí tělesa došlo ke změření

rozteče indentů. Díky tomu bylo možné popsat lokální deformaci studované oblasti svarového spoje. Na optickém stereomikroskopu byly pozorovány a zadokumentovány lomové plochy pro určení zúžení v místě lomu (Obr. 51).

5.1.5 TESTOVÁNÍ LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI

Vytvořená zkušební tělesa elektrojiskrovým obráběním byla broušena a leštěna pro dosažení přesných rozměrů a tvaru. Rozměry tělesa jsou uvedeny na Obr. 40.



Obr. 40 Rozměry 0,5T CT zkušebního tělesa

Následně bylo provedeno cyklování únavové trhliny na rezonančním únavovém stroji Amsler 20 HFP 5100 (Obr. 41). Délka cyklované trhliny byla kontrolována opticky pomocí kamer umístěných z obou stran tělesa.



Obr. 41 Rezonanční únavový stroj Amsler 20 HFP 5100 s upnutým 1T CT tělesem

Po nacyklování únavové trhliny byly vytvořeny boční vruby do hloubky $B_n = 0,8B$. Následně byly provedeny samotné zkoušky.

Nejprve byla všechna tělesa pečlivě změřena, nafocena a zdokumentována spolu s jejich rozměry. Vlastní zkoušky proběhly na stroji Instron 8862 při rychlosti posuvu příčnicku $0,5 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$, což vedlo k rychlosti deformace $\dot{\epsilon} = 5 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Přemístění síly bylo měřeno snímačem rozevření vrubu COD Sander s měrnou délkou 2 mm a rozsahem měření 4 mm. Snímač byl přichycen na horní hranu těles, kde byly elektrojiskrově vyříznuty břity pro jeho uchycení.

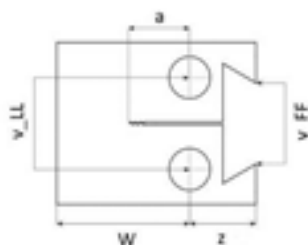
Bylo využito odlehčovací metody jednoho tělesa. V oblasti prvních makroplastických deformací a v průběhu tvárného šíření do 2mm přírůstku trhliny bylo těleso střídavě odlehčováno a dále zatěžováno nad původní sílu. Celý proces je v souladu s normou ASTM E1820. Pro určení J - Δa závislosti byla zkouška řízena pohybem příčnicku, přičemž snímačem COD bylo měřeno rozevření tělesa v místě vyústění vrubu.

Samotná zkouška probíhala ve třech fázích. Nejprve bylo třeba ustavit zkušební těleso a vymezit případné vůle. Toho bylo docíleno za pomoci zátěžných cyklů se sinusovým průběhem v režimu řízení síly v oblasti čistě elastických deformací (méně jak 5 % předpokládané lomové síly). Následovaly tři cykly sestávající ze zatížení na požadovanou úroveň síly a následného odlehčení o 10-40 %, které probíhaly opět v elastické oblasti. Cílem těchto cyklů bylo určit počáteční délku trhliny z poddajnosti zkušebního tělesa. Během těchto prvních dvou fází nebyla zaznamenávána žádná data. V třetí fázi bylo provedeno vlastní zatěžování s odlehčovacími cykly tak, aby pro každé odlehčení byla stanovena poddajnost a z ní následně vypočítán přírůstek délky trhliny.

Jednotlivé zatěžovací cykly byly započaty při přemístění příčnicku 0,2 mm s postupnými přírůstky pohybu příčnicku 0,03–0,05 mm s 30% poklesem síly. V zatěžovacích křivkách je COD přepočítáno na přemístění působící v ose zatěžování COD-LLD, které je použito pro určení J -integrálu a to na základě vztahu

$$v_i = v_{-LLi} = \frac{\sqrt{\{(a^2 + W^2)/2\}}}{z + \sqrt{\{(a^2 + W^2)/2\}}} \cdot v_{-FFi} \quad (47)$$

kde význam symbolů je uveden na následujícím obrázku:



Obr. 42 Rozměry tělesa pro výpočet J -integrálu

Po dokončení zkoušky bylo těleso odtíženo. Následovalo ochlazení na teplotu kapalného dusíku a křehké dolomení. Pomocí světelné mikroskopie a obrazové analýzy byla určena počáteční a koncová délka trhliny. Byla provedena fotodokumentace lomových ploch.

Přírůstek délky trhliny byl měřen v rovině vrubu, a to i v případech, kdy došlo k vychýlení trajektorie trhliny od roviny vrubu.

Délky trhliny byly během testu vyhodnocovány dle změny poddajnosti tělesa určené ze závislosti síla-otevření COD-LLD v odlehčovacích fázích cyklu.

kde pro Youngův modul byla použita hodnota při 255 °C a to $E = 1,95 \cdot 10^5$ MPa a pro Poissonův poměr $\gamma = 0,3$.

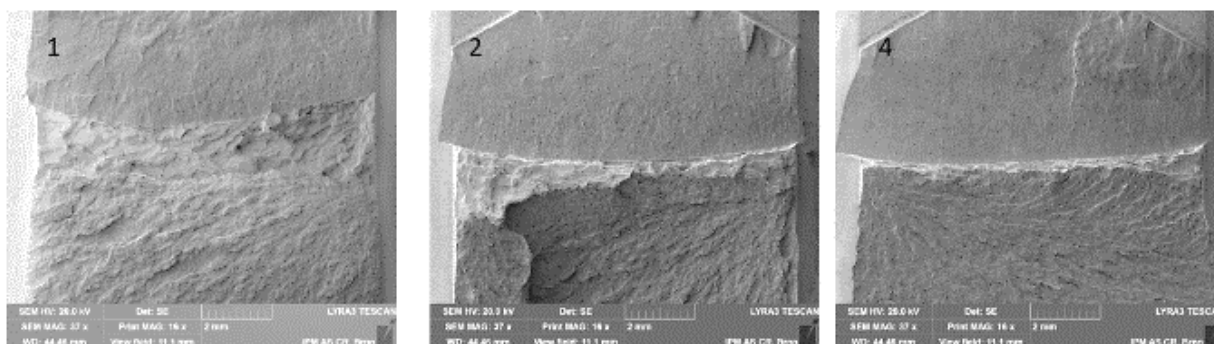
Iničiační hodnoty tvárného porušení byly určeny jako $J_{BL0,2}$, což je hodnota J-integrálu při přírůstku délky trhliny o 0,2 mm, stanovená z čáry otupení (blunting line). Z důvodu velkého rozptylu hodnot poddajnosti v počátečních cyklech těles (v počáteční elasto-plastické oblasti) nebylo možné sestavit směrnici konstrukční přímky čáry otupení. Z tohoto důvodu byla použita nejvíce konzervativní definice směrnice konstrukční přímky dle normy ČSN ISO 12135 [34] a to

$$J = 3,75R_m [\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}] \quad (48)$$

kteřá vede k podhodnocení hodnot $J_{0,2BL}$. Jelikož v době výpočtu nebyla známa tahová data, mez pevnosti byla odhadnuta na $R_m = 700$ MPa.

5.1.6 FRAKTOGRAFIE

Tělesa byla pozorována na digitálním stereomikroskopu Olympus SZ61. Následně byla tělesa pozorována na rastrovacím elektronovém mikroskopu LYRA 3 XMU FEG/SEMxFIB od firmy TESCAN, z důvodu analýzy lomu při patřičně velkém zvětšení. Pozorována byla tělesa č. 1, 2 a 4. Tělesa byla očištěna v acetonu, následovalo jejich umístění na držák a vložení do komory rastrovacího elektronového mikroskopu. Po vyčerpání vzduchu z komory na pracovní úroveň vakua následovalo vlastní pozorování. Tělesa byla pozorována při zvětšeníh 100×, 300×, 500× a 1000×. Pokud bylo potřeba pozorovat detail, bylo zvoleno zvětšení 5000×. Porovnání jednotlivých lomových ploch je názorně zobrazeno na Obr. 43.

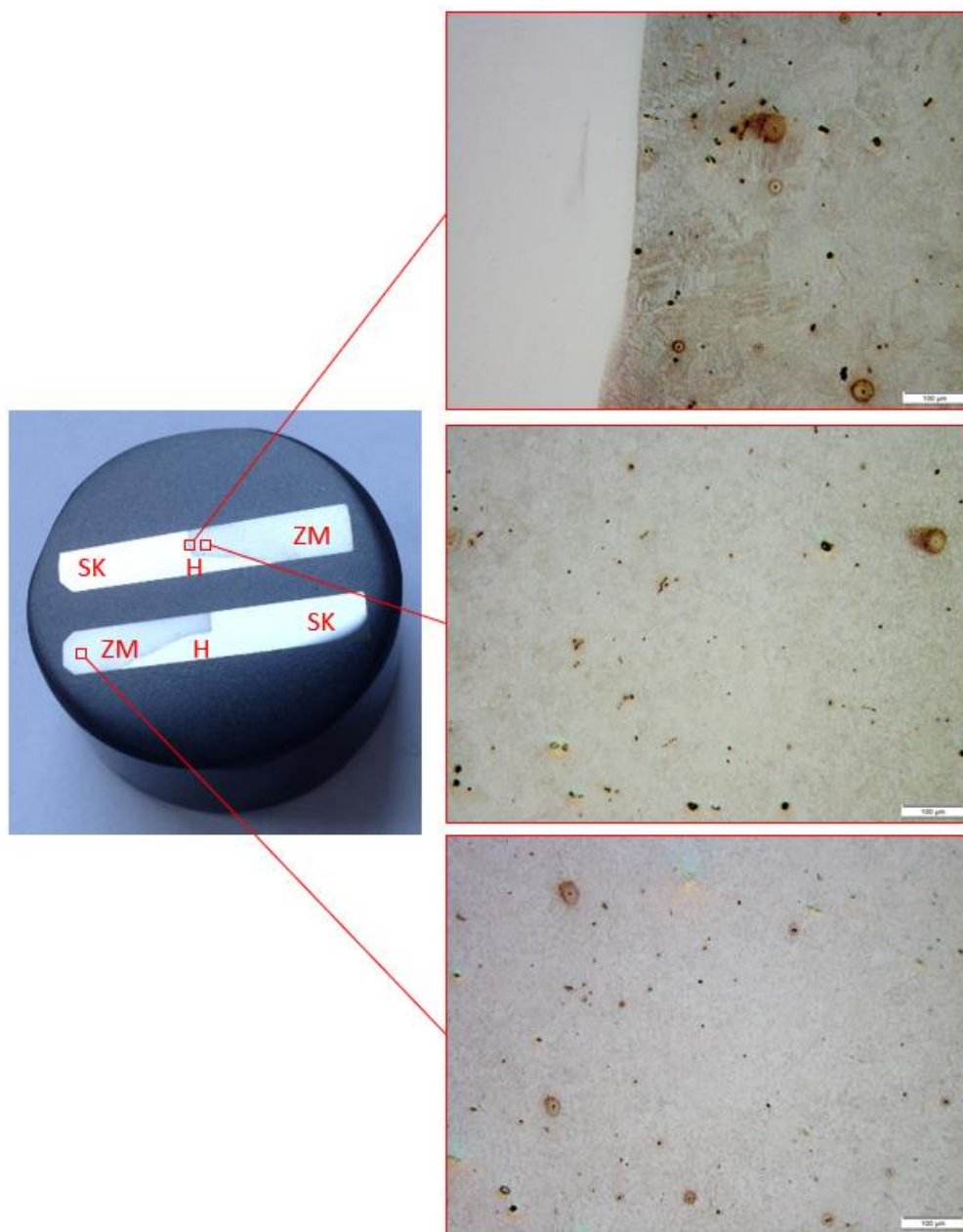


Obr. 43 Přehled jednotlivých lomových ploch, zvětšení 16×

6 POPIS VÝSLEDKŮ A DISKUZE

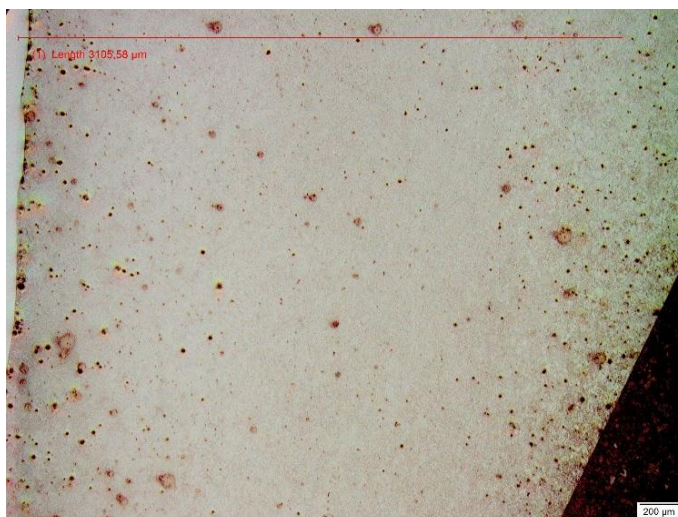
6.1 METALOGRAFIE SVAROVÉHO SPOJE

Na přehledovém snímku (Obr. 44) lze vidět tři oblasti – základní materiál (ZM), oblast svarové housenky (H) a oblast svarového kovu z předchozí vrstvy svaru (SK).



Obr. 44 Přehled oblastí metalografického pozorování

Základní materiál vykazuje menší lesk, což je způsobeno vysoce pórovitou strukturou (Obr. 45). Tyto defekty se nacházejí pouze v oblasti základního materiálu a jeho tepelně ovlivněné zóny. Důvod a mechanismus jejich vzniku je neznámý, pravděpodobně se jedná o výrobní vadu materiálu použitého pro modelový svarový spoj. Dutiny jsou patrné i na snímku z mikroskopu pro měření tvrdosti (Obr. 37).



Obr. 45 Pórovitá struktura ZM v blízkosti rozhraní

SCHAEFFLERŮV DIAGRAM PRO EXPERIMENTÁLNÍ MATERIÁL

Díky aplikaci Schaefflerova diagramu lze odhadnout, jaká struktura se bude nacházet v oblasti svarového spoje. Pro určení této struktury je potřeba znát niklové a chromové ekvivalenty jak obou základních materiálů, tak i přídatného materiálu. V našem případě dochází ke zjednodušení celé situace, kdy jeden základní materiál do svarového spoje vůbec neuvažujeme a zkoumáme pouze rozhraní svarového spoje feritického základního materiálu a austeniticko-feritického svarového kovu. Díky tomuto zjednodušení došlo k zjednodušení analýzy na pozorování struktury v těsné blízkosti rozhraní. Byla uvažována metoda tavného svařování netavicí se wolframovou elektrodou v ochraně inertního plynu TIG. Stupeň promísení byl uvažován 40 %. Pro určení výsledné struktury byla uvažována data z předepsaných chemických složení dle výrobce. Z rozsahu hodnot chemického složení byla vždy brána střední koncentrace.

Niklový ekvivalent dle Schaefflera [12] pro **feritický základní materiál** – obsahy prvků jsou uvažovány dle *Tabulka 2*

$$Ni_{ekvZM} = hm. \% Ni + 30C + 0,5Mn \quad [-] \quad (49)$$

$$Ni_{ekvZM} = 2,05 + 30 \cdot 0,1 + 0,5 \cdot 0,95 = 5,525$$

Chromový ekvivalent dle Schaefflera [12] pro **feritický základní materiál** – obsahy prvků jsou uvažovány dle *Tabulka 2*

$$Cr_{ekvZM} = hm. \% Cr + Mo + 1,5Si + 0,5Nb \quad [-] \quad (50)$$

$$Cr_{ekvZM} = 0,15 + 0,55 + 1,5 \cdot 0,27 + 0,5 \cdot 0 = 1,105$$

Niklový ekvivalent dle Schaefflera [12] pro **přídatný materiál EA400/10T** – obsahy prvků jsou uvažovány dle *Tabulka 6*

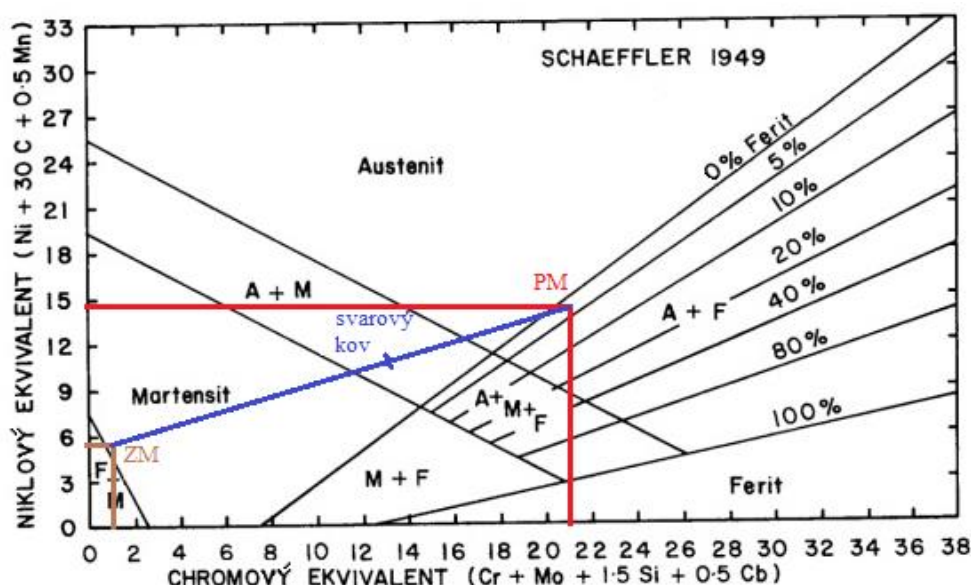
$$Ni_{ekvSK} = hm. \% Ni + 30C + 0,5Mn \quad [-] \quad (51)$$

$$Ni_{ekvSK} = 10,5 + 30 \cdot 0,1 + 0,5 \cdot 2,1 = 14,55$$

Chromový ekvivalent dle Schaefflera [12] pro **přídavný materiál EA400/10T** – obsahy prvků jsou uvažovány dle *Tabulka 6*

$$Cr_{ekvSK} = hm. \% Cr + Mo + 1,5Si + 0,5Nb [-] \quad (52)$$

$$Cr_{ekvSK} = 18 + 2,5 + 1,5 \cdot 0,3 + 0,5 \cdot 0 = 20,95$$

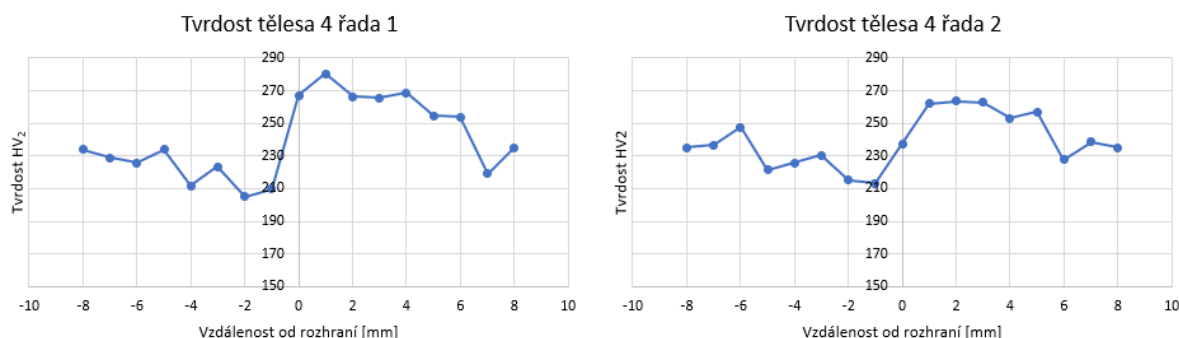


Obr. 46 Výsledná struktura dle Schaefflerova diagramu [12] – upraveno

Výsledná struktura svarového kovu v oblasti rozhraní vychází dle Schaefflerova diagramu (Obr. 46) jako austeniticko-martenzitická.

6.2 MĚŘENÍ PROFILU TVRDOSTI

Profil tvrdosti pro těleso 2 (Obr. 47) vykazuje nárůst tvrdosti na straně feritu, respektive pokles tvrdosti austenitu, přičemž průměrná hodnota tvrdosti v austenitické části byla 226 HV₂ pro řadu 1 a 229 HV₂ pro řadu 2. Feritická struktura dosahovala průměrných hodnot tvrdosti 256 HV₂ v případě řady 1 a 248 HV₂ v případě řady 2. Podobné hodnoty tvrdosti lze přisoudit tepelnému zpracování, které sjednotilo strukturu a potlačilo rozdíly v pevnostních charakteristikách.

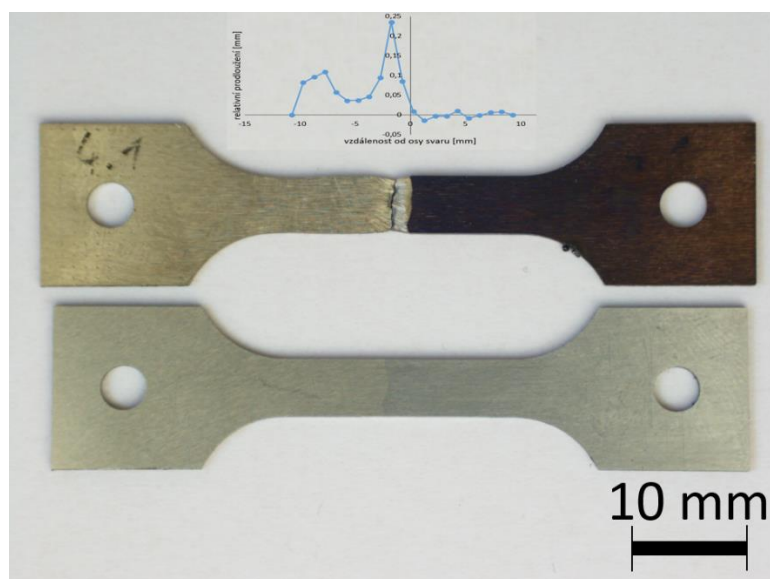


Obr. 47 Profil tvrdosti pro těleso 2

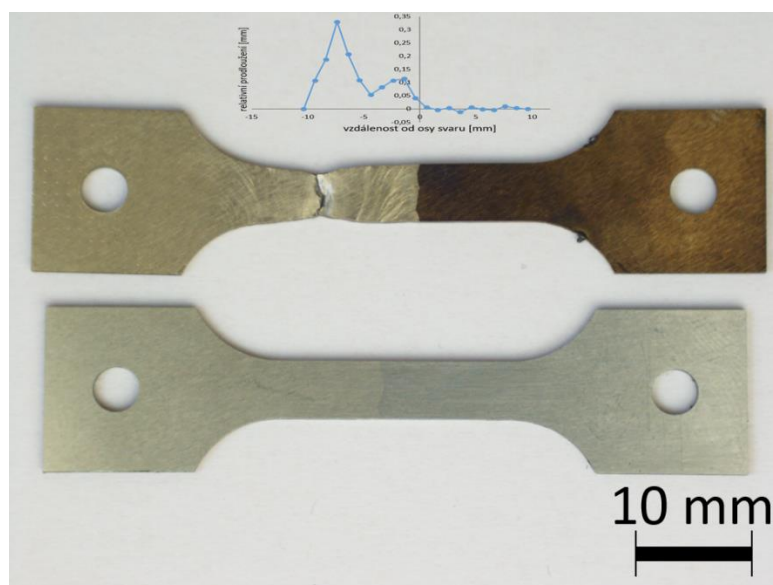
Měření tvrdosti bylo ovlivněno přítomností svarové housenky, která má dle metalografického pozorování tepelně ovlivněnou oblast o šířce 4 mm. Tvrdost základního materiálu byla měřena pouze v posledních dvou vtiscích obou linií měření. Tepelně ovlivněná oblast feritu má šířku také zhruba 4 mm. Ve feritu byl zaznamenán nárůst tvrdosti. Na straně austenitu je vždy naopak pokles tvrdosti, z toho vyplývá, že velikost tepelně ovlivněné oblasti austenitu by měla být menší než ve feritu.

6.3 TAHOVÁ ZKOUŠKA

Fotografie ze stereomikroskopu (*Obr. 48 a Obr. 49*) poukazuje na fakt, že k lomu došlo v oblasti austeniticko-feritické struktury svarového kovu, přičemž u tělesa 1 byl lom blízko rozhraní.



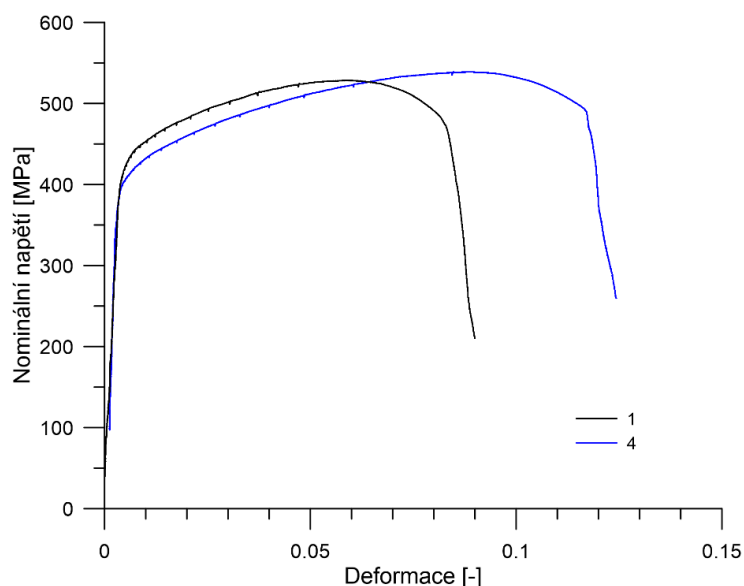
Obr. 48 Tahové těleso 1 po testu s grafem relativního prodloužení



Obr. 49 Tahové těleso 4 po testu s grafem relativního prodloužení

Materiály s austenitickou strukturou, tedy s krystalovou mřížkou FCC, obecně vykazují nižší hodnoty meze kluzu, ale podstatně větší deformační zpevnění než feritické struktury. Na druhou stranu ferit je charakteristický vyšší mezí kluzu, po jejím překročení však následuje pouze malé deformační zpevnění, a po relativně malém zvýšení napětí dochází k dosažení meze pevnosti. Z tohoto důvodu jsou austenitické struktury bezpečnější než struktury feritické. Proto fakt, že v porušení došlo právě v oblasti austenitu zaručuje vysokou bezpečnost celého svarového spoje.

Z tahové křivky (Obr. 50) jsou určeny deformační charakteristiky viz *Tabulka 8*. Jelikož k lokalizaci plastické deformace a k porušení došlo v oblasti svarového kovu, je zřejmé, že rozhraní není slabým místem, alespoň ne z čistě pevnostního hlediska. Na základě získaných výsledků tahových zkoušek lze prohlásit, že sledované rozhraní není při deformačním zatížení nejslabším článkem, což je z hlediska svarového spoje žádoucí.



Obr. 50 Tahové křivky těles 1 a 4

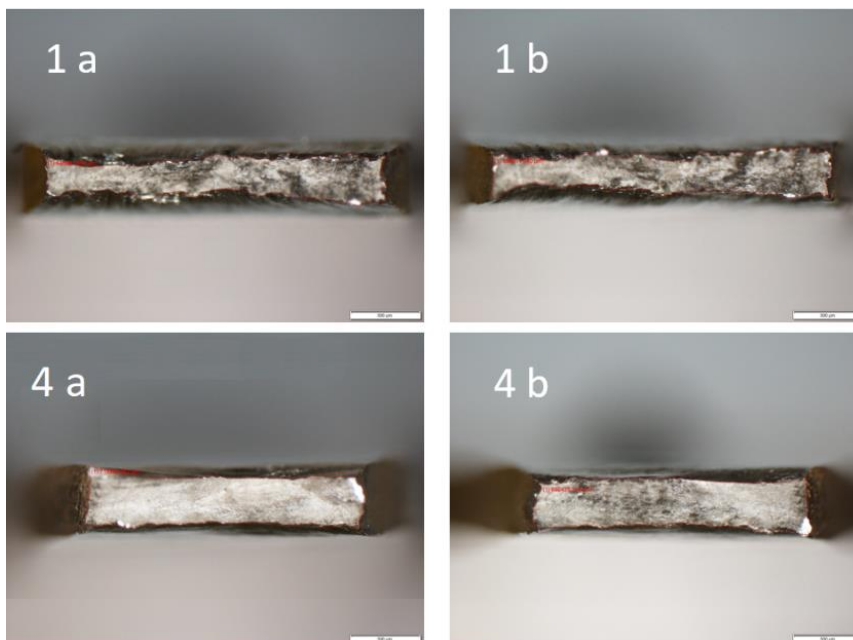
Tahové křivky vykazují nevýraznou mez kluzu, což je očekávaný průběh vzhledem ke struktuře. V obou případech došlo k vytvoření krčku v oblasti svarového kovu, tudíž je zřejmé, že rozhraní není nejslabším článkem, což je z hlediska svarového spoje žádoucí.

Tabulka 8 Tahové charakteristiky

Těleso	E [GPa]	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A [%]	Z [%]	A _{SK} [%]
Těleso 1	183	415,5	528,5	9,4	55,4	8,8
Těleso 4	183	404,4	539,0	13,4	55,8	13,4

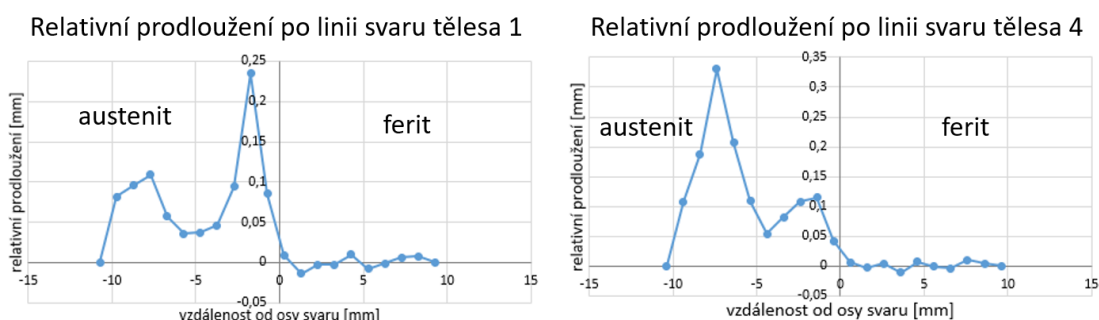
Pomocí obrazové analýzy byly určeny plochy v místě lomu, které byly porovnány se změřenými rozměry tělesa před testem, a bylo tak vypočítáno zúžení v místě lomu. Pro obě

tělesa byly změřeny obě poloviny lomových ploch, a jejich průměrná hodnota byla využita pro výpočet kontrakce. Na Obr. 51 jsou vidět lomové plochy obou těles, přičemž pomocí obrazové analýzy, která je součástí programu pro digitální stereomikroskop firmy Olympus, byly určeny obsahy polygonů, které sledují obrys lomu. Fotografie jsou ve zvětšení 2×.



Obr. 51 Detaily lomových ploch se změřenými plochami

Kontrakce u obou těles byly velmi podobné (55,4 % a 55,8 %). Tyto hodnoty leží blízko udávané hodnotě zúžení základního materiálu a podstatně výše, než je minimum udávané výrobcem přídavného materiálu. Z tohoto hlediska svar výsoce převyšuje udávané parametry. Na druhou stranu hodnota tažnosti je nedostačující. Pro kontrolu čistě svarového kovu byl zaveden parametr A_{SK} , který uvažuje tažnost pouze austenitické části tahového tělesa. Přesto je i tato hodnota tažnosti nedosahující předepsaného minima udávaného výrobcem přídavného materiálu. To může být způsobeno degradačními procesy, nebo i samotným faktem, že nebylo použito poměrné tahové těleso a námi zjištěné hodnoty tažnosti nejsou objektivně srovnatelné s údaji od výrobce. Proto nelze uvažovat nedostačující hodnoty deformačních charakteristik za stěžejní selhání svarového spoje. U pevnostních charakteristik je vidět zpevnění svarového spoje, kdy jak mez kluzu, tak i mez pevnosti jsou podstatně vyšší než udávaná minima přídavného materiálu.

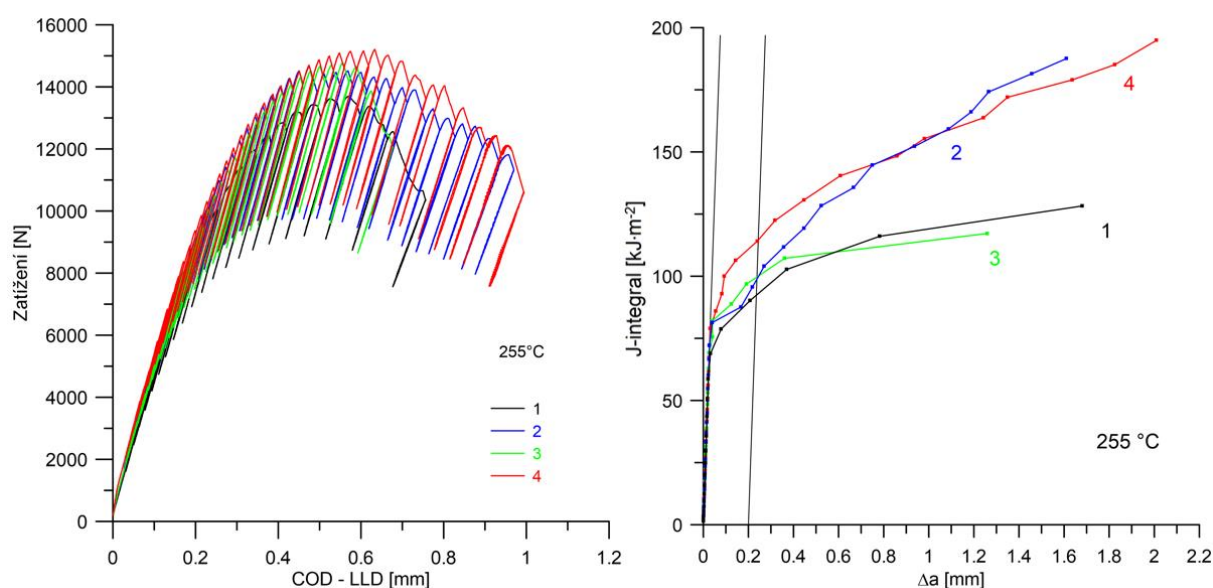


Obr. 52 Porovnání relativní deformace vzhledem ke struktuře

Při provedené tahové zkoušce došlo k lomu v austenitickém svarovém kovu, kdy feritický základní materiál nevykazoval výraznou deformaci (Obr. 52). Z toho lze usuzovat, že mez kluzu základního materiálu je vyšší než mez pevnosti svarového kovu, což odpovídá výsledkům měření tvrdosti přes rozhraní svarového spoje. Hodnoty meze kluzu i meze pevnosti výrazně převyšovaly minimální pevnostní charakteristiky udávané výrobcem. Stejně tak tomu bylo v případě deformačních charakteristik. Lom v austenitické struktuře je z hlediska provozní spolehlivosti bezpečný, jelikož austenit obsahuje větší zásobu plasticity než ferit. Protože k lomu nedošlo přímo na rozhraní, lze usuzovat, že pevnost a koheze rozhraní je dostatečná. Lom byl iniciován v austenitu nejen díky nižší pevnosti, ale i díky většímu množství defektů, které jsou charakteristické pro svarové spoje.

6.4 TEST LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI 0,5T CT TĚLES

Tělesa byla označena 1, 2, 3 a 4. Výsledky záznamu síla-přemístění síly (COD-LLD) jsou patrné na Obr. 53 (a). U všech těles této série bylo dosaženo maxima silového zatížení.

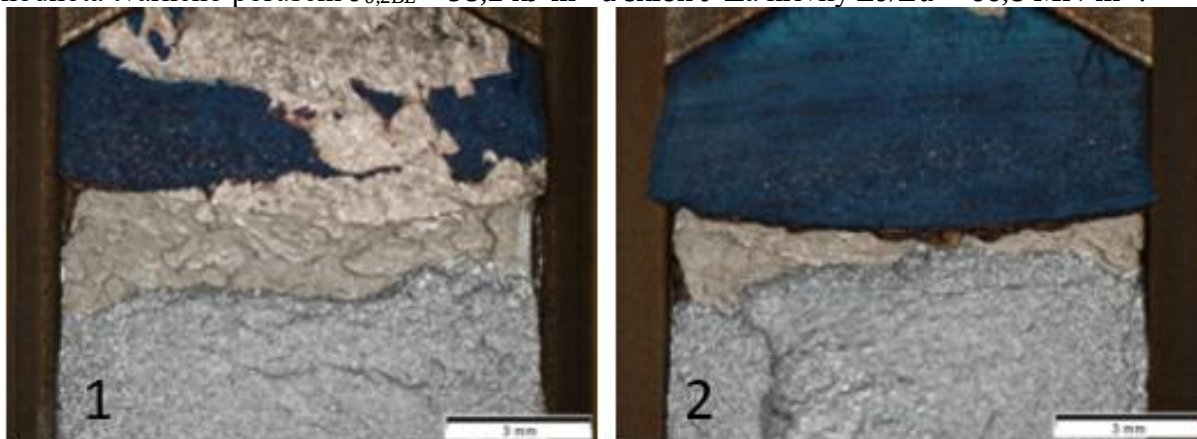


Obr. 53 (a) Závislost síla-přemístění síly, (b) výsledná J - Δa křivka

J - Δa křivky (Obr. 53 (b)) vykazují všechny podobný průběh, přičemž nejvíce konzervativní hodnota je u tělesa 1, kde proběhla iniciace a šíření tvárné trhliny v rovině vrubu. Vzhled lomové plochy (Obr. 54) odpovídá relativně nízkoenergetickému tvárnému porušení v austenitické struktuře. Z toho lze usuzovat, že se trhlina zjevně šířila v austenitické části rozhraní, tedy ve svarovém kovu. U tohoto tělesa byla určena jak nejnižší hodnota $J_{0,2BL} = 93,0 \text{ kJ} \cdot \text{m}^{-2}$, tak i sklonu J -křivky $\Delta J / \Delta a = 42,5 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-1}$. Díky tomuto faktu se jedná o nejkonzervativnější výsledek celé série měření a jeho hodnoty by mohly být případně použity např. pro výpočty spojené s predikcí životnosti konstrukce.

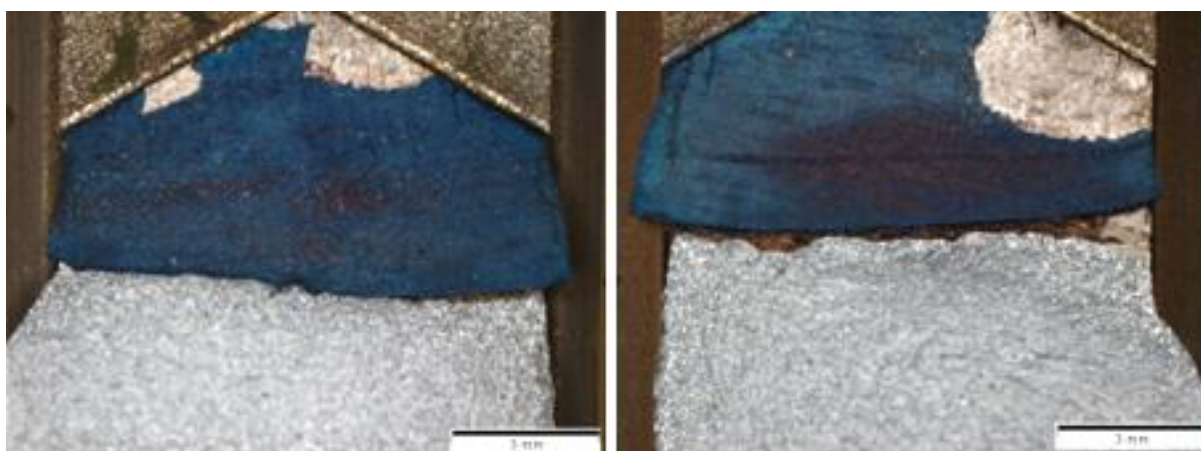
U tělesa 2 proběhla iniciace tvárné trhliny ve feritické oblasti (feritický základní materiál) s výrazným odklonem od roviny vrubu. V pozdější fázi zatěžování při testu došlo k odklonu roviny šíření do roviny rovnoběžné s rovinou vrubu vlivem bočních vrubů. Morfologie lomové

plochy vykazuje nízkoenergetické chování, jako u tělesa 1 (Obr. 54). Byla stanovena iniciační hodnota tvárného porušení $J_{0,2BL} = 98,2 \text{ kJ} \cdot \text{m}^{-2}$ a sklon J - Δa křivky $\Delta J/\Delta a = 66,8 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-1}$.



Obr. 54 Lomové plochy těles 1 a 2

Tělesa 3 a 4 vykazovala již při cyklování únavové trhliny výrazný odklon trhliny od roviny vrubu (Obr. 55). Iniciační tvárné trhliny u obou těles proběhla ve feritické oblasti (feritický základní materiál) s velmi výrazným odklonem od roviny šíření. V dalších fázích zatěžování došlo ke stočení roviny trhliny směrem k rovině vrubu a to opět vlivem bočních vrubů. Byla stanovena iniciační hodnota tvárného porušení $J_{0,2BL} = 100,5 \text{ kJ} \cdot \text{m}^{-2}$ a sklon J - Δa křivky $\Delta J/\Delta a = 16,4 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-1}$. V případě tělesa 4 byly určeny hodnoty $J_{0,2BL} = 114,4 \text{ kJ} \cdot \text{m}^{-2}$ a $\Delta J/\Delta a = 47,9 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-1}$.



Obr. 55 Lomová plocha těles 3 a 4

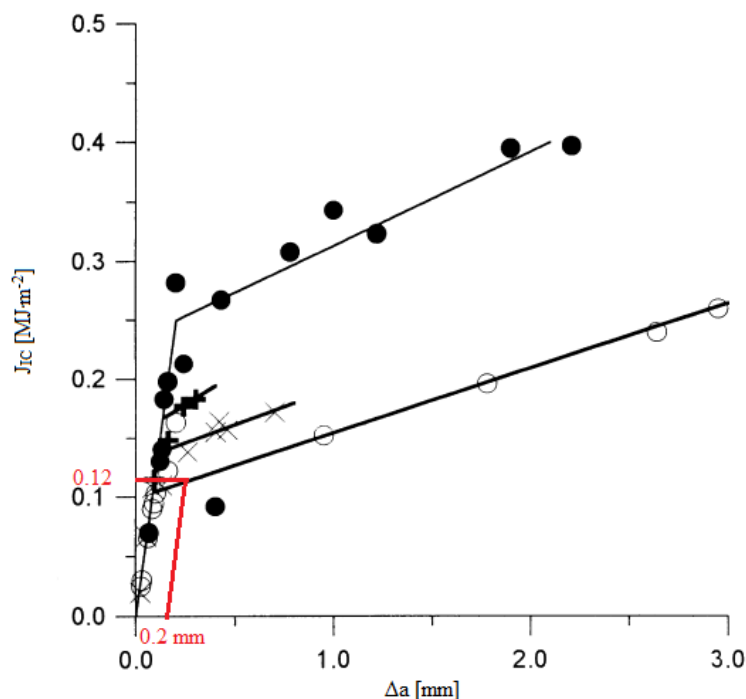
Svémi hodnotami $J_{0,2BL}$ jsou J - Δa křivky těles 1, 3 a 2,4 velmi blízké. Přičemž se u těchto dvojic těles lomové plochy liší. Zvláště nápadný je velice nízký sklon J - R křivky tělesa 3 $\Delta J/\Delta a = 16,4 \text{ MN} \cdot \text{m}^{-1}$. Na záznamech síla-přemístění síly byly právě u těles 1 a 3 zaznamenány velké poklesy síly v závěrečných fázích zatěžování, kdy muselo dojít k velkým přírůstkům délky trhliny nebo k jinému oslabení tuhosti tělesa. Druhá dvojice těles vykazuje vyšší iniciační hodnoty $J_{0,2BL}$, což je zjevně důsledkem iniciační trhliny ve feritické části rozhraní. Sklon J - Δa zjištěný na čtyřech tělesech vykazuje poměrně velké rozdíly, což je dáno zejména rozdílnou trajektorií šíření trhliny v tělesech.

Tabulka 9 Souhrn rozměrů a výsledků testu 0,5T CT těles

těleso	T	B	B _n	W	a ₀	Δa	a _f	J _{0,2BL}	δJ/δa
0,5T CT	[°C]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[kJ/m ²]	[MN/m]
1	255	12,31	10,02	25	12,99	1,68	14,67	93,0	42,5
2	255	12,35	10,02	25	12,78	1,61	14,39	98,2	66,8
3	255	12,39	10,04	25	12,61	1,26	13,87	100,5	16,4
4	255	12,40	10,02	25	12,67	2,01	14,68	114,4	47,9

POROVNÁNÍ PRŮBĚHU J - Δa KŘIVKY S LITERATUROU

Autoři článku [33] se zaměřili na určování lomové houževnatosti našeho modelového základního materiálu 10GN2MFA a jeho svarů. V jejich případě byl uvažován homogenní svar, přesto jejich práce dobře popisuje chování svarového spoje v tepelně ovlivněné oblasti. Jejich práce obsahuje více jak 200 měření získaných z různých polotovarů (deska, kovaná součást a trubka), které byly svařeny pomocí ručního svařování obalenou elektrodou a svařováním pod tavidlem.

Obr. 56 J - Δa křivka 10GN2MFA, bílé kruhové body jsou zájmová tělesa [33] – upraveno

Experimentální materiály byly v této studii tepelně zpracovány procesem austenitizace (970 °C/2 h/vzduch) a žihání (650 °C/30 h/vzduch). Teplota austenitizace byla v jejich případě vyšší než běžně využívaná teplota pro tento materiál (910 °C). V našem případě neznáme přesné tepelné zpracování, s ohledem na profil tvrdosti lze ale usuzovat, že byl materiál

zpracován procesem austenitizace a nějakým druhem žhání bez překrystalizace. Struktura je navíc ovlivněna i přítomností tepelně ovlivněné zóny v okolí svaru.

Teplota zkoušky v předkládaném článku je 270 °C, což je o 15 °C více než v našem případě. Přesto lze pozorovat, že sklon a tvar J - Δa křivky, viz Obr. 56, je velmi podobný naší sérii vzorků (Obr. 53). Hodnota $J_{0,2BL}$ vychází 120 kJ·m⁻², což odpovídá tělesu 4, u kterého došlo k iniciaci trhliny v oblasti feritického základního materiálu. Na základě tohoto srovnání lze usoudit, že je lomová houževnatost základního materiálu blízká nebo mírně vyšší než u sledovaného rozhraní svarového spoje.

6.4.1 FRAKTOGRAFIE LOMOVÝCH PLOCH PO TESTECH LOMOVÉ HOUŽEVNATOSTI

Fraktografie lomových ploch byla rozdělena na dvě části:

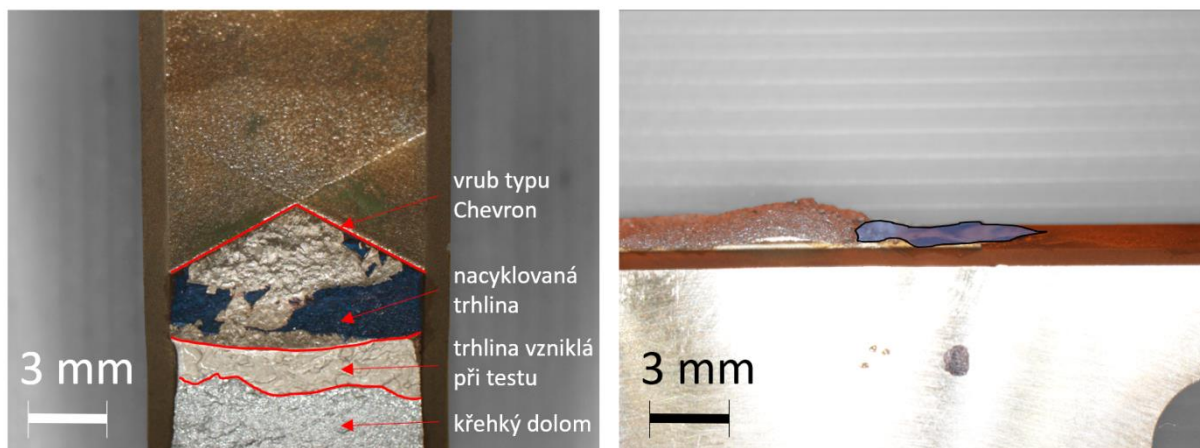
- a) fraktografická analýza tělesa s iniciací a šířením trhliny v oblasti austenitu (těleso 1)
- b) fraktografická analýza těles s iniciací trhliny ve feritu a jejím šířením v austenitu (tělesa 2 až 4)

Jelikož ve dvou případech (těleso 2 a 4) nebyla rovina šíření trhliny přímá, její pozorování a měření bylo značně ztíženo. Trhlina byla odkloněná z důvodu heterogenní struktury svarového spoje a špatné lokalizaci vrubu mimo rozhraní. V ideálním případě by po testu mělo být provedeno cyklické zatěžování tělesa s přírůstkem délky trhliny, čímž by došlo k oddělení a zvýraznění přírůstku trhliny během testu. V neposlední řadě by bylo také provedeno řádné dolomení tělesa s řádným odhalením lomových ploch vzniklých při testu. V našem případě bylo těleso po testu dolomeno při ochlazení na teplotu kapalného dusíku, což ovšem způsobilo lom feritické části tělesa s asymetrickým dolomením. Délka trhliny proto byla následně rekonstruována prostřednictvím metalografické analýzy a na základě testových záznamů.

Díky rozdílné morfologii lomových ploch austenitické a feritické struktury lze s jistotou pozorovat trajektorii trhliny. Plochy, kde se šířily únavové trhliny jsou charakteristické svým vzhledem, jelikož dochází k jejich poškozování v každém zatěžném půl cyklu jejich vzájemným třením. Ve struktuře se vyskytují i vady, jejich velikost a množství je však z hlediska pevnosti svarového spoje nevýznamné. Trhlina byla u každého tělesa iniciována v jiné struktuře, a to již ve fázi cyklování. Tento fakt vedl k rozdílné trajektorii trhliny v různých zkušebních tělesech. Šíření trhliny bylo vždy během vlastního testu usměrněno bočními vruby do roviny hlavního vrubu tělesa a tedy do oblasti rozhraní svarového spoje.

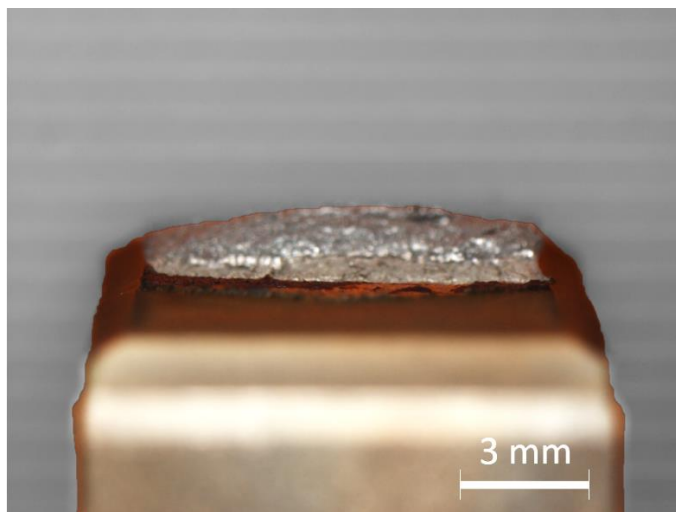
FRAKTOGRAFIE TĚLESA 1

Nejprve byly na optickém mikroskopu pozorovány lomové plochy. Na Obr. 57 lze vidět, že v případě tělesa 1 byla rovina šíření přímo v rovině vrubu, a tudíž i na rozhraní. Jednotlivé oblasti lomové plochy jsou popsány na stejném obrázku. Díky přímé trajektorii šíření trhliny byla hodnota lomové houževnatosti nejnižší, a tudíž mělo toto těleso nejkonzervativnější výsledek.



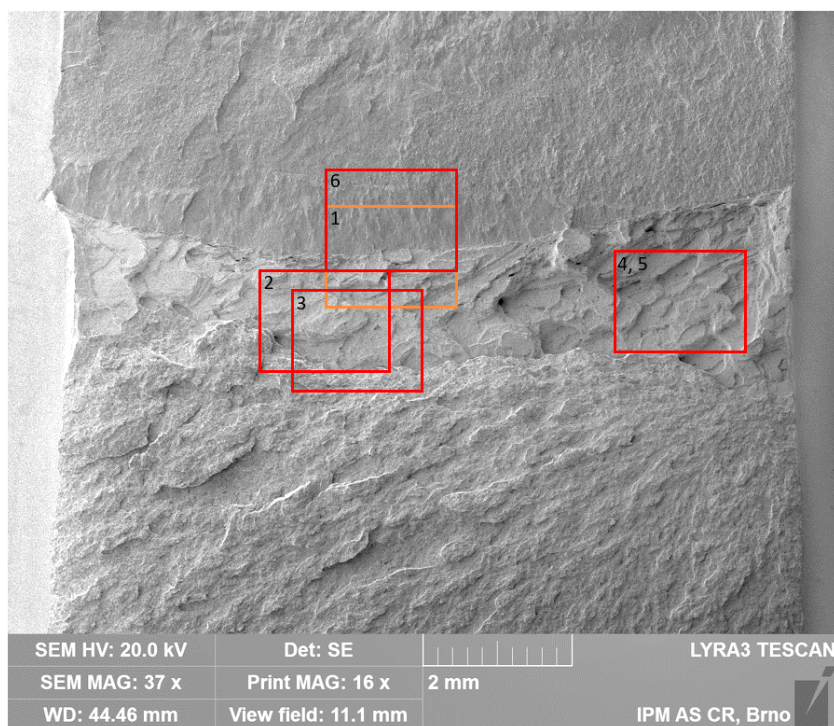
Obr. 57 Snímek lomové plochy tělesa 1 z optického stereomikroskopu

Při pohledu shora na Obr. 58 lze vidět přímou linii trajektorie trhliny. Zároveň je patrné, že došlo k lomu právě na rozhraní základního materiálu se svarovým kovem.



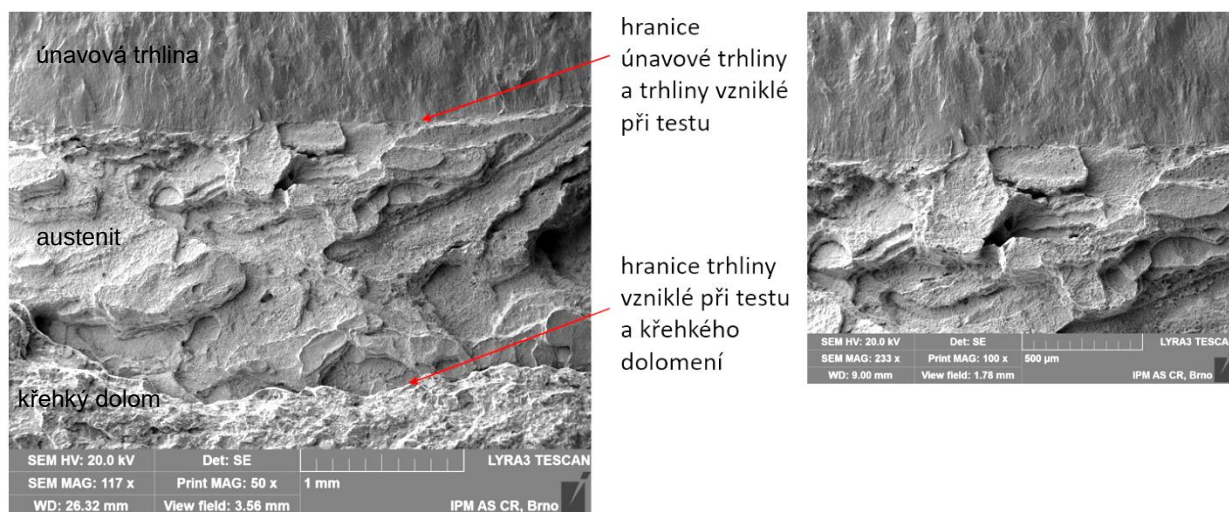
Obr. 58 Pohled shora na lomovou plochu tělesa 1

Pro elektronovou mikroskopii bylo na tomto tělese vybráno šest oblastí zájmu, které jsou patrné z Obr. 59. Oblast 1 pokrývá středovou pozici uprostřed tělesa na rozhraní nacyklované trhliny a trhliny vzniklé při testu. Oblast dvě je detailním pohledem na strukturu, oblasti 3, 4 a 5 obsahují defekty. Oblast 6 je pak zaměřena čistě na nacyklovanou trhlínu.



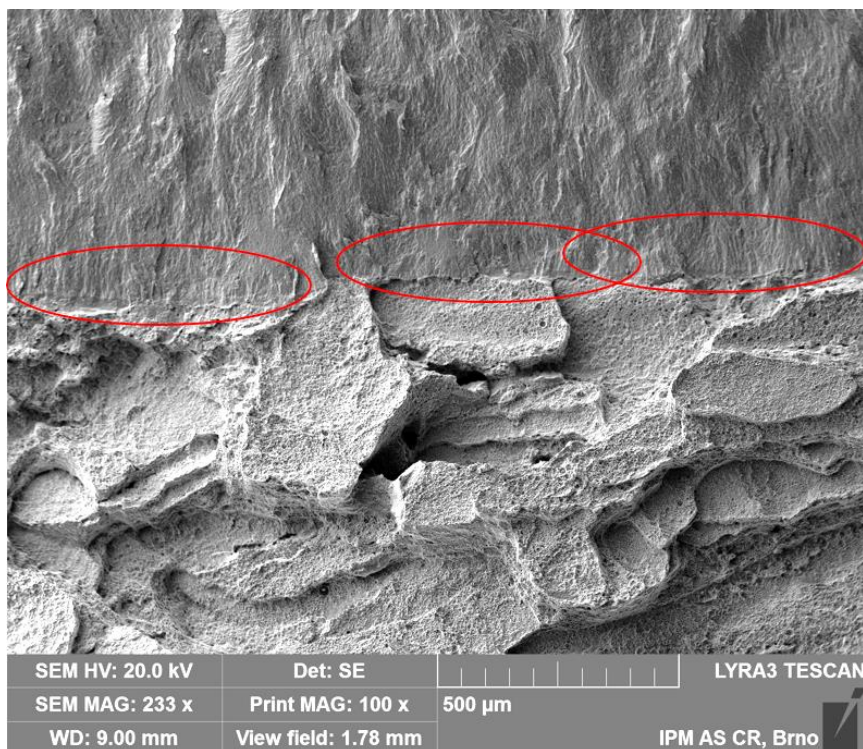
Obr. 59 Přehled jednotlivých oblastí tělesa 1

Na detailním snímku oblasti 1 (Obr. 60) je vidět, že trhlina byla iniciována v rovině vrubu. Její další šíření probíhalo rovněž v rovině vrubu. Díky tomu je určená křivka J - Δa nejkonzervativnější křivkou. Nejnižší hodnota $J_{0,2BL}$ naměřená na tomto tělese odpovídá nejkratší délce trhliny právě z důvodu jejího přímého šíření na rovině rozhraní. Na snímku ve zvětšení 50 $\times$ lze identifikovat jednotlivé struktury. Detailnější snímky ve větším zvětšení potvrzují, že trhlina probíhala v austenitické oblasti rozhraní austenit-ferit.



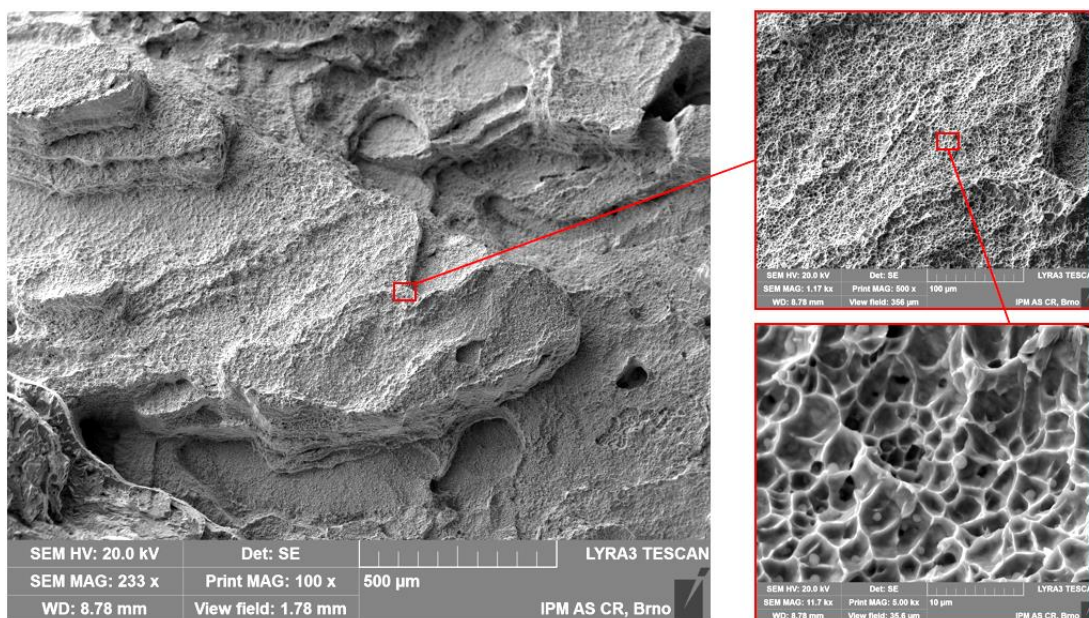
Obr. 60 Detail oblasti 1 - jsou patrné hranice trhliny vzniklé při únavovém zatěžování a při testu

Na snímku ve zvětšení 100 $\times$ lze vidět tvárné natažení v oblasti čáry otupení. K němu dochází díky plastické deformaci na čele původní ostré únarové trhliny (Obr. 61).



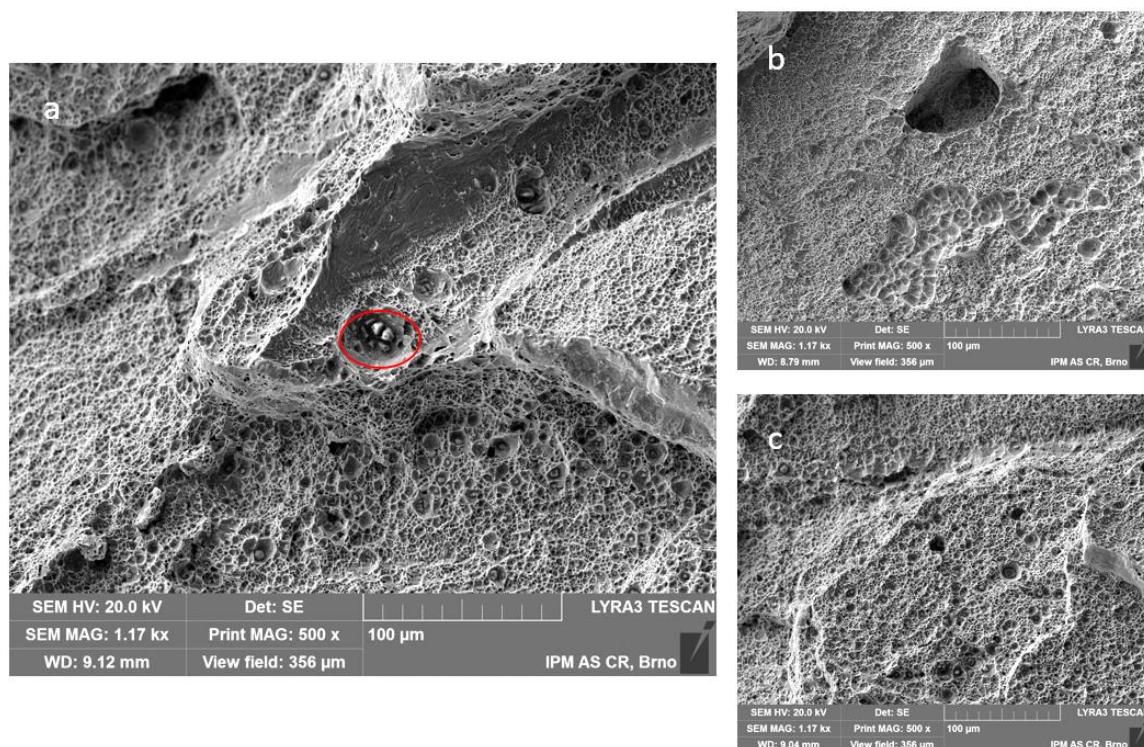
Obr. 61 Tvárné natažení v oblasti blunting line

Na Obr. 62 je vidět detail oblasti 2, obsahující austenitickou strukturu na rozhraní svarového kovu a feritického základního materiálu. V této oblasti je při zvětšení 5000× vidět jamková morfologie typická pro tvárný lom. Jamková morfologie naznačuje vysokou houževnatost. Jamky jsou drobné z důvodu přítomnosti částic sekundární fáze.



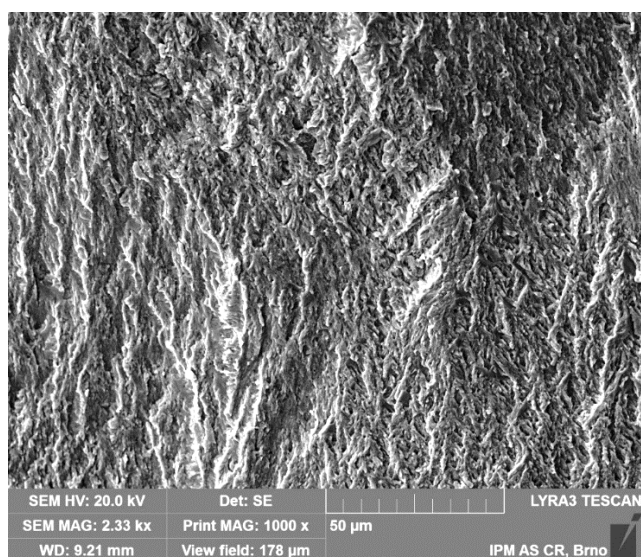
Obr. 62 Jamková morfologie austenitu na rozhraní – oblast 2

Ve svarech jsou vždy přítomné defekty. Na lomové ploše tělesa 1 byly nalezeny větší prasklé částice (Obr. 63 (a)), bubliny (Obr. 63 (b)), případně větší částice (Obr. 63 (c)).



Obr. 63 Vady ve svarovém spoji tělesa 1

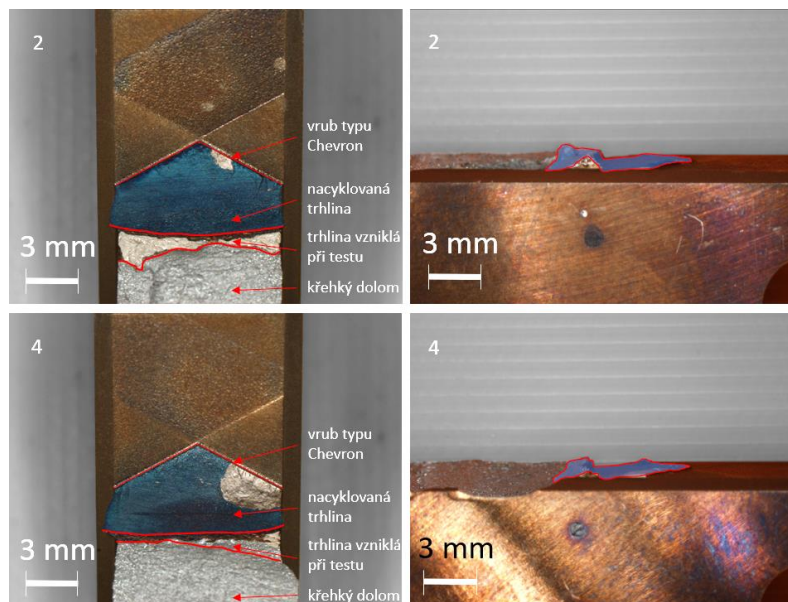
V oblasti únavové trhliny je vidět znatelné poškození lomových ploch (Obr. 64), ke kterému dochází při vzájemném tření obou polovin zkušebního tělesa při cyklování trhliny.



Obr. 64 Povrch nacyklované trhliny

FRAKTOGRAFIE TĚLES 2 A 4

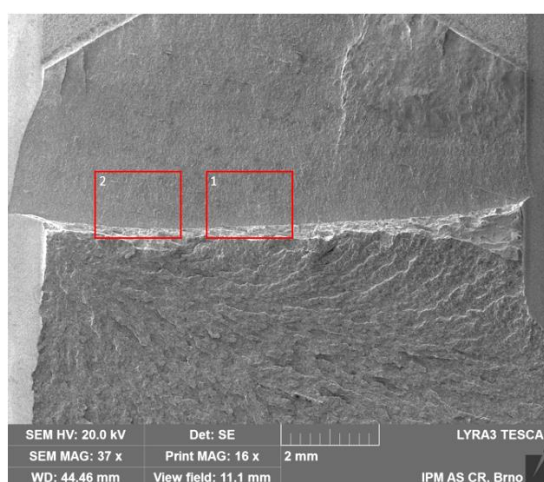
Tělesa 2 a 4 vykazují vychýlení trhliny z roviny vrubu, které je patrné z Obr. 65. Trhlina byla iniciována ve feritické oblasti a byla usměrňována bočními vruby do roviny vrubu. Díky nepřímé trajektorii trhliny jsou výsledné hodnoty lomové houževnatosti nadhodnocené.



Obr. 65 Porovnání lomových ploch těles 2 a 4 z optického stereomikroskopu

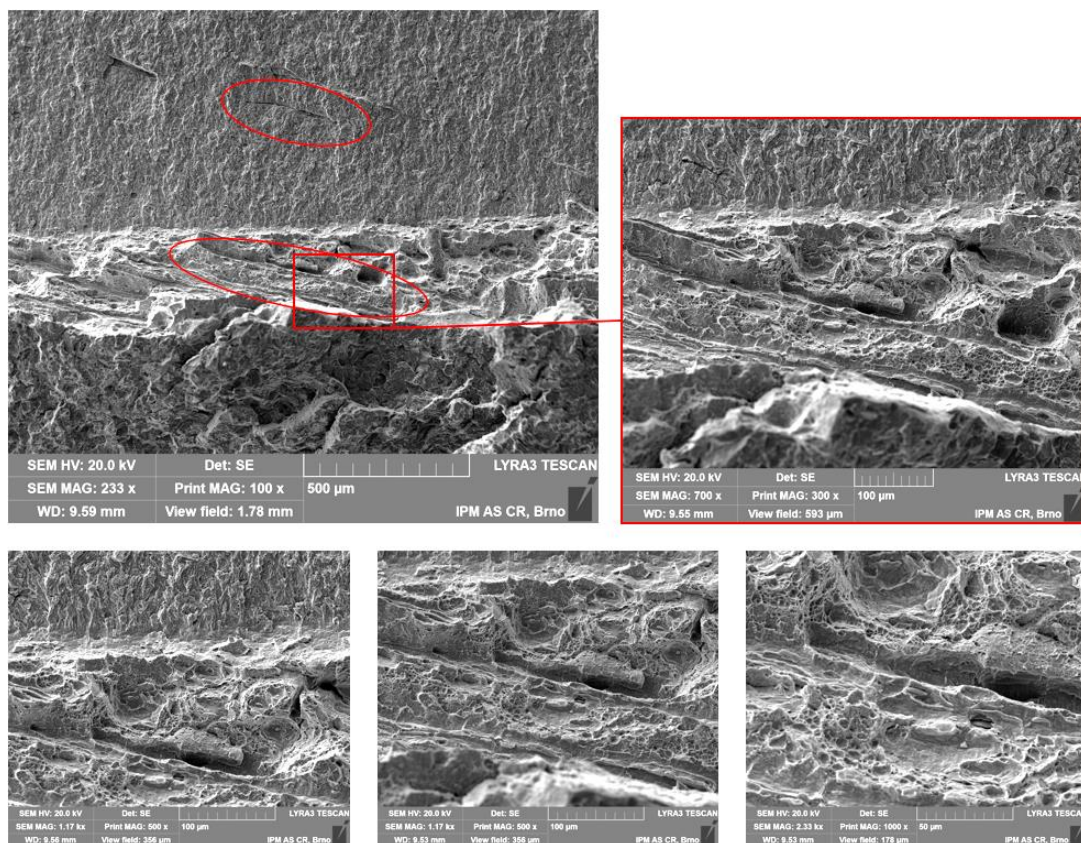
Iniciace proběhla v obou případech v oblasti feritu a díky usměrnění trajektorie trhliny bočními vruby se trhlina stáčela do roviny rozhraní.

Pro názornost bylo zvoleno těleso 4, které obsahovalo dvě oblasti zájmu (Obr. 66). V první oblasti zájmu je zřetelná feritická struktura s výraznými smykovými římsami. Oblast dva je pak detailním pohledem na feritickou strukturu.



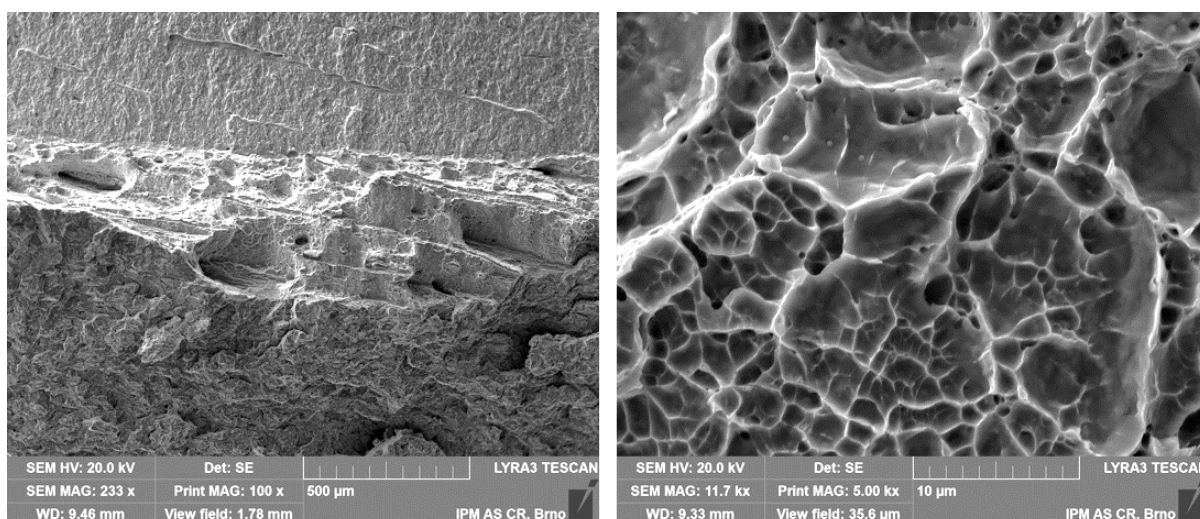
Obr. 66 Přehled jednotlivých oblastí tělesa 4

V oblasti 1 jsou patrné smykové římsy, které vznikaly, při stáčení trhliny do roviny hlavního vrubu (Obr. 67).



Obr. 67 Smykové římsy v oblasti 1 tělesa 4

V druhé oblasti zájmu je zřetelná feritická struktura, která je typická jamkovou morfologií. Jelikož je ale plasticita feritu nižší než austenitu, jamky jsou mělkší než u jamek vzniklých v austenitické struktuře. Na Obr. 68 vpravo jsou tyto jamky pozorovány v detailním přiblížení 5000×.



Obr. 68 Jamková morfologie lomu feritické struktury v oblasti 2 na tělese 4

ZÁVĚR

Práce se zabývala zkoumáním lomového chování rozhraní modelového heterogenního svarového spoje feritického základního materiálu 10GN2MFA a přídavného materiálu EA400/10T. Rozhraní vykazuje feriticko-austenitickou strukturu, která obsahuje velkou pórovitost na straně feritického základního materiálu. Profil tvrdosti přes linii svaru vykazuje malý rozptyl hodnot, což je důsledkem toho, že svarový spoj prodělal tepelné zpracování.

Tahová zkouška zjistila, že při zatížení je primárním nositelem deformace austenitická část dané oblasti svarového spoje, přičemž feritický základní materiál nevykazoval výraznou deformaci. Z toho lze usuzovat, že mez kluzu základního materiálu je vyšší než mez pevnosti svarového kovu. Hodnoty meze kluzu i meze pevnosti výrazně převyšovaly minimální pevnostní charakteristiky udávané výrobcem. Stejně tak tomu bylo v případě deformačních charakteristik. Lom v austenitické struktuře je z hlediska provozní spolehlivosti bezpečný, jelikož austenit obsahuje větší zásobu plasticity než ferit. Protože k lomu nedošlo přímo na rozhraní, lze usuzovat, že pevnost a koheze rozhraní je dostatečná. Lom byl iniciován v austenitu nejen díky nižší pevnosti, ale i díky většímu množství defektů, které jsou typické pro svarové spoje.

Měření lomové houževnatosti bylo realizováno na čtyřech 0,5T CT tělesech při teplotě 255 °C. Bylo využito metody jednoho tělesa. Pouze u jednoho tělesa došlo k iniciaci trhliny v oblasti austenitu a trhlina se dále šířila v rovině vymezené hlavním vrubem a bočními vruby. Díky tomu byla naměřená hodnota lomové houževnatosti nejnižší, a proto je tento výsledek nejkonzervativnější. V případě ostatních těles byla trhlina iniciována v oblasti feritického základního materiálu, přičemž byla její trajektorie stáčena do roviny šíření díky bočním vrubům. Tato tělesa dosahují buď velmi podobné nebo mírně vyšší hodnoty lomové houževnatosti. Při porovnání J - A křivky s literaturou dosahují všechna tělesa relativně podobných nebo nižších hodnot při stejném sklonu křivky ve srovnání se základním materiálem. Požadavky na přesnost výroby vrubu a lokalizace rozhraní způsobují obtížné hodnocení lomového chování heterogenních svarových spojů. Díky silně heterogenní struktuře, která obsahuje navíc i řadu defektů, dosahuje lomová houževnatost a pevnost těchto spojů velmi rozdílných hodnot. Výsledky fraktografické analýzy ukázaly, že výsledně určené hodnoty lomové houževnatosti závisí na způsobu šíření trhliny v tělese, tedy na trajektorii trhliny.

POUŽITÉ INFORMAČNÍ ZDROJE

- [1] KUČERA, J. *Teorie svařování I/II*. Skriptum VŠB TU Ostrava, Ostrava 1994
- [2] HRIVŇÁK, Ivan. *Zváranie a zvariteľnosť materiálov*. V Bratislavě. Slovenská technická univerzita, 2009. Edícia vysokoškolských učebníc. ISBN 978-80-227-3167-6.
- [3] SINGH, Dilip Kumar, Vikram SHARMA, Ritwik BASU a Mostafa ESKANDARI. Understanding the effect of weld parameters on the microstructures and mechanical properties in dissimilar steel welds. *Procedia Manufacturing* [online]. 2019, **35**, 986-991 [cit. 2021-02-08]. ISSN 23519789. Dostupné z: doi: 10.1016/j.promfg.2019.06.046
- [4] SONDEL, Martin, Drahomír SCHWARZ a Jaroslav Koukal. *Mikrostrukturní parametry kombinovaného svarového spoje po dlouhodobé vysokoteplotní expozici*. PROMATTEN 2011. Ostrava: Flash Steel Power, 2011, s. 11. ISBN 80-85771-63-2
- [5] KOVAŘÍK, Rudolf a František ČERNÝ. *Technologie svařování*. 2. vyd. Plzeň: Západočeská univerzita, 2000. ISBN 80-708-2697-5.
- [6] Technologie svařování a zařízení: učební texty pro kurzy svářečských inženýrů a technologů. Ostrava: ZEROSS, 2001. Svařování. ISBN 80-857-7181-0.
- [7] MINAŘÍK, Václav. *Přehled metod svařování*. 3., aktualiz. vyd. Ostrava: ZEROSS, c2011. Svařování. ISBN 978-80-86698-18-2.
- [8] *Co je metoda TIG? Základní seznámení* | SVÁŘEČKY-elektrody.cz [online]. [cit. 2021-02-09]. Dostupné z: <https://www.svarecky-elektrody.cz/svarovani-tig-zakladni-seznameni/t-39/t-120>
- [9] *MMA – ručně obalenou elektrodou* | Svářečí technika Schinkmann.cz [online]. [cit. 2021-02-10]. Dostupné z: <https://www.schinkmann.cz/mma-rucne-obalenou-elektrodou>
- [10] KOUKAL, Jaroslav, Drahomír SCHWARZ a Jiří HAJDÍK. *Materiály a jejich svařitelnost*. Ostrava: Český svářečský ústav, 2009. ISBN 978-80-248-2025-5.
- [11] *Dissimilar Metals Welding Issues Explored and Explained* [online]. [cit. 2021-02-12]. Dostupné z: <https://www.welderdestiny.com/dissimilar-metals-welding.html>
- [12] Schaeffler AL (1949) Constitution Diagram for Stainless Steel Weld Metal. *Met. Progr.* 56: 680 and 680B.
- [13] ZHANG, Xiong, Gaoyang MI a Chunming WANG. *Microstructure and performance of hybrid laser-arc welded high-strength low alloy steel and austenitic stainless steel dissimilar joint*. 2020, **122**. ISSN 00303992. Dostupné z: doi:10.1016/j.optlastec.2019.105878
- [14] PTÁČEK, Luděk. *Nauka o materiálu I*. 2., opr. a rozš. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, c2003. ISBN 80-720-4283-1.

- [15] SKÁLOVÁ, Jana, Rudolf KOVAŘÍK a Vladimír BENEDIKT. *Základní zkoušky kovových materiálů*. 4. vyd. V Plzni: Západočeská univerzita, 2010. ISBN 978-807-0434-178.
- [16] *Hardness Testing Part 1 - TWI* [online]. [cit. 2021-02-19]. Dostupné z: <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/hardness-testing-part-1-074>
- [17] *Hardness Testing Part 2 - TWI* [online]. [cit. 2021-02-19]. Dostupné z: <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/hardness-testing-part-2-075>
- [18] *Ultrasonic Portable Hardness tester - UCI-3000 | Qualitest* [online]. [cit. 2021-02-19]. Dostupné z: <https://www.worldoftest.com/ultrasonic-portable-hardness-tester-uci-3000>
- [19] *Mechanical Testing – Tensile Testing Part 2 - TWI* [online]. [cit. 2021-02-16]. Dostupné z: <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/mechanical-testing-tensile-testing-part-2-070>
- [20] CHLÁD, Luboš. *Svařování ocelí s rozdílnými vlastnostmi pomocí Yb-YAG laseru*. Brno, 2013. 55 s., CD. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství. Ústav strojírenské technologie, Odbor technologie svařování a povrchových úprav. Vedoucí práce RNDr. Libor Mrňa, Ph.D.
- [21] PODHORA, Jiří. *Destruktivní zkoušení základních materiálů a svarových spojů*. Brno: TDS Brno - SMS, 2005. ISBN 80-903-3864-X.
- [22] *Destruktivní zkoušky svarových spojů | Techportál.cz* [online]. [cit. 2021-03-06]. Dostupné z: https://www.techportal.cz/33/destruktivni-zkousky-svarovych-spoju-uniqueidmRRWSbk196FNf8-jVUh4EpFjcViRfZmLCzr_8RwoSJo/
- [23] *TECHNICKÁ MĚŘENÍ - zkoušky TECHNOLOGICKÝCH vlastností* [online]. [cit. 2021-03-08]. Dostupné z: http://xyz12345.wz.cz/tmr/zkousky_tech.html
- [24] ABDULLAH, M.F., S. ABDULLAH, M.Z. OMAR, Z. SAJURI a M.S. RISBY. Analysis of Variable Strain Amplitude Response Caused by Impact Loading of Carbon Nanotube Reinforced Magnesium Alloy AZ31B. *Procedia Engineering*. 2015, **101**, 10-17. ISSN 18777058. Dostupné z: doi:10.1016/j.proeng.2015.02.003
- [25] ANDERSON, T. L. *Fracture mechanics: fundamentals and applications*. 3rd ed. Boca Raton, c2005. ISBN 08-493-1656-1.
- [26] DLOUHÝ, Ivo. *Mezní stavy materiálu, studijní opory*. [online]. Data aktualizována: 2020 [citováno 2021-14-3]. Dostupné z: <http://ime.fme.vutbr.cz/index.php/cs/studium/podklady-pro-vyuku-zimni-semestr>
- [27] SEDMAK, A. & Younise, Bashir & Rakin, Marko & Medjo, Bojan & Gubelj, Nenad & Burzić, Meri & Kozak, Dražan. (2012). *Ductile fracture resistance of the weld metal and heat affected zone in a HSLA steel welded joint*. 19th European Conference on Fracture: Fracture Mechanics for Durability, Reliability and Safety, ECF 2012.

- [28] ZERBST, U., R.A. AINSWORTH, H.Th. BEIER, et al. Review on fracture and crack propagation in weldments – A fracture mechanics perspective. *Engineering Fracture Mechanics* [online]. 2014, **132**, 200-276 [cit. 2021-04-03]. ISSN 00137944. Dostupné z: doi:10.1016/j.engfracmech.2014.05.012
- [29] Kander, L., Matocha, K., Korčák, A.: Vliv interkritického žíhání na vlastnosti oceli 10GN2MFA používané v jaderné energetice. Mezinárodní konference metalurgie a materiálů METAL 2007, Hradec nad Moravicí 2007
- [30] *Zvárací materiál*|Elektroda rutilová EA 400/10TA, ø5,00/350 mm [online]. [cit. 2021-5-12]. Dostupné z: <http://www.kovonastroje.eu/Elektroda-rutilova-EA-400-10TA-5-00-350-mm-d2560.htm?tab=description#anch1>
- [31] BEŇO, M. Monitoring kvalifikačních zkoušek přídavných materiálů pro svařování jaderných zařízení: diplomová práce. Ostrava: VŠB - Technická univerzita Ostrava, Fakulta strojní, Katedra mechanické technologie, 2010, 131 s. Vedoucí práce: Hlavatý, I.
- [32] OK 63.35 [online]. [cit. 2021-5-12]. Dostupné z: <https://www.esab.cz/cz/cz/products/filler-metals/covered-stick-electrodes-smaw/stainless-steel-electrodes/ok-63-35.cfm>
- [33] TIMOFEEV, B.T, A.A BLUMIN a V.V ANIKOVSKY. Fracture toughness of 10GN2MFA steel and its welds. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2000, **77**(4), 195-201. ISSN 03080161. Dostupné z: doi:10.1016/S0308-0161(99)00094-0
- [34] ČSN ISO 12135. *Kovové materiály - Jednotná metoda zkoušky pro určení kvazistatické lomové houževnatosti*. Praha: Český normalizační institut, 2018.

SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

T_L	[°C]	Teplota likvidu
A	[%]	Tažnost
A_{pl}	[J]	Plastická práce
A_{SK}	[%]	Tažnost svarového kovu
A_5	[%]	Tažnost na krátkých poměrných tyčích
A_{10}	[%]	Tažnost na dlouhých poměrných tyčích
a	[mm]	Délka trhliny
a_0	[mm]	Počáteční délka trhliny
A_{c1}	[°C]	Teplota eutektoidní přeměny
A_{c3}	[°C]	Teplota transformace austenitu na ferit
Am	[-]	Amplituda bezrozměrné funkce $g_{ij}(\theta)$
B	[mm]	Tloušťka zkušebního tělesa
BCC	[-]	Kubická mřížka prostorově středěná
B_N	[mm]	Tloušťka zkušebního tělesa pod bočními vruby
COD	[mm]	<i>Crack opening displacement</i> – rozevření trhliny na povrchu vrubu
$COD-LLD$	[mm]	Přemístění působící v ose zatěžování
Cr_{ekv}	[-]	Chromový ekvivalent
Cr_{ekvZM}	[-]	Chromový ekvivalent základního materiálu
Cr_{ekvSK}	[-]	Chromový ekvivalent svarového kovu
$CTOD$	[mm]	<i>Crack tip opening displacement</i> – rozevření na čele trhliny
d	[mm]	velikost zrna
D_b	[mm]	Průměr Brinellova indentoru
d_b	[mm]	střední průměr vtisku po Brinellově indentoru
dU	[-]	Změna potenciální energie tělesa s trhlinou
du_i	[mm]	Složky vektoru posunutí
dW	[J]	Změna celkové energie tělesa
dW_s	[J]	Přírůstek energie pro vznik lomové plochy
E	[MPa]	Youngův modul pružnosti
E'	[MPa]	Zobecnění Youngův modul pružnosti
$EPLM$	[-]	Elasto-plastická lomová mechanika

$f(a/w)$	[-]	Tvarová funkce
$F_{Brinell}$	[kp]	Vtlačovací síla indentoru při zkoušce tvrdosti dle Brinella
F_G	[N]	Tíhová síla Charpyho kladiva
$f_{ij}(\theta)$	[-]	Bezrozměrná funkce
F_{max}	[N]	Maximální síla
F_Q	[N]	Síla pro výpočet provizorní hodnoty faktoru intenzity napětí
g_{ij}	[-]	Geometrická funkce
$\mathcal{G}$	[kJ·m ⁻²]	Griffithův parametr
$\mathcal{G}_c$	[kJ·m ⁻²]	Kritická hodnota Griffithova parametru
HB	[-]	Tvrlost podle Brinella
HCP	[-]	Hexagonální mřížka těsně uspořádaná
$HSLA$	[-]	<i>High strength low alloy</i> – vysocepevná nízkolegovaná ocel
HSS	[-]	Heterogenní svarové spoje
HV	[-]	Tvrlost podle Vickerse
$HV2$	[-]	Tvrlost podle Vickerse při zatížení 2 kp
$J_{0,2BL}$	[kJ·m ⁻²]	J-integrál při přírůstku délky trhliny 0,2 mm, stanovená z čáry otupení
J_{el}	[kJ·m ⁻²]	Elastická složka J-integrálu
J_{max}	[kJ·m ⁻²]	Maximální hodnota J-integrálu
J_{pl}	[kJ·m ⁻²]	Plastická složka J-integrálu
J_Q	[kJ·m ⁻²]	Provizorní hodnota J-integrálu
K	[MPa·m ^{1/2}]	Faktor intenzity napětí
K_B	[-]	Koeficient pro zkoušku tvrdosti dle Brinella
K_f	[MPa·m ^{1/2}]	Faktor intenzity napětí při cyklování únavové trhliny
K_I	[MPa·m ^{1/2}]	Kritická hodnota faktoru intenzity napětí
K_{Jc}	[MPa·m ^{1/2}]	Kritická hodnota faktoru intenzity napětí přepočítaného z J-integrálu
KU	[J]	Nárazová práce tělesa s U-vrubem
KV	[J]	Nárazová práce tělesa s V-vrubem
L_0	[mm]	Původní délka zkušebního tělesa
$LELM$	[-]	Lineárně elastická lomová mechanika
L_u	[mm]	Koncová délka zkušebního tělesa
M_y	[-]	Součinitel nesourodosti svarového spoje
Ni_{ekv}	[-]	Niklový ekvivalent
Ni_{ekvZM}	[-]	Niklový ekvivalent základního materiálu

Ni_{ekvSK}	[-]	Niklový ekvivalent svarového kovu
R	[kJ·m ⁻²]	Odpor materiálu proti šíření trhliny
r	[mm]	Vzdálenost v polárním souřadném systému Williamsova rozvoje
R_m	[MPa]	Smluvní mez pevnosti
$R_{p0,2}$	[MPa]	Smluvní mez kluzu
S_0	[mm ²]	Počáteční průřez tělesa
S_u	[mm ²]	Koncový průřez tělesa
T_i	[MPa]	Normálové složky tenzoru napětí
T_L	[°C]	Teplota likvidu
TOO	[-]	Tepelně ovlivněná oblast
T_{Pr}	[°C]	Teplota překrystalizace
T_S	[°C]	Teplota solidu
V	[mm]	Počáteční výška beranu kyvadla při zkoušce rázem v ohybu
v	[mm]	Výška beranu kyvadla po zkoušce rázem v ohybu
w	[J·m ⁻²]	Hustota deformační energie
W	[J]	Potenciální energie tělesa
$w-a$	[mm]	Délka ligamentu
W_{el}	[J]	Elastická energie
W_f	[MJ·m ⁻³]	Tahová houževnatost
W_k	[J]	Potenciální energie po přeražení tělesa při zkoušce rázem v ohybu
W_p	[J]	Počáteční potenciální energie při zkoušce rázem v ohybu
Z	[-]	Kontrakce
γ_p	[J·m ⁻²]	Měrná přepočtená energie v deformaci plastické zóny
γ_s	[J·m ⁻²]	Měrná povrchová energie
δ	[mm]	Rozevření na čele trhliny
Δa	[mm]	Přírůstek délky trhliny
Δa_{max}	[mm]	Maximální přírůstek délky trhliny pro platnost regresní analýzy
δ_c	[mm]	Kritické rozevření na čele trhliny
σ	[MPa]	Obecné napětí
σ_f	[MPa]	Lomové napětí
σ_i	[MPa]	Vnitřní napětí
σ_{ij}	[MPa]	Složky tenzoru napětí
σ_y	[MPa]	Průměrná hodnota napětí určená z meze pevnosti a meze kluzu

σ_{ys}	[MPa]	Skutečná hodnota meze kluzu
η_{pl}	[-]	Bezrozměrná konstanta závislá na délce trhliny
ω_f	[J·m ⁻²]	Odpor materiálu proti šíření trhliny

SEZNAM TABULEK

Tabulka 1 Rozdělení zkoušek tvrdosti	21
Tabulka 2 Předepsané chemické složení oceli 10GN2MFA	46
Tabulka 3 Mechanické vlastnosti feritického základního materiálu	46
Tabulka 4 Naměřené tahové charakteristiky v roce 2006	46
Tabulka 5 Mechanické vlastnosti udávané výrobcem elektrod	47
Tabulka 6 Chemické složení udávané výrobcem elektrod	47
Tabulka 7 Tahové charakteristiky elektrod EA400/10T	47
Tabulka 8 Tahové charakteristiky	57
Tabulka 9 Souhrn rozměrů a výsledků testu 0,5T CT těles.....	61

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1 Postup svařování s využitím polštářování	12
Obr. 2 Schéma svařování metodou TIG	14
Obr. 3 Schéma ručního obloukového svařování obalenou elektrodou	15
Obr. 4 Vliv teplotního cyklu svařování na strukturu svarového spoje	16
Obr. 5 Schaefflerův diagram pro určení předpokládaného složení svarového spoje	17
Obr. 6 Mikrostruktura heterogenního svarového spoje vytvořeného hybridním svařováním..	18
Obr. 7 Průběh tvrdosti po svarovém spoji	19
Obr. 8 Tahová křivka a fraktografie lomových ploch	19
Obr. 9 Princip zkoušky podle Brinella a měření vtisku po indentaci	22
Obr. 10 Schéma Vickersovy zkoušky tvrdosti	23
Obr. 11 Ultrazvukový přenosný tvrdoměr – UCI-3000D.....	24
Obr. 12 Smluvní tahový diagram	26
Obr. 13 Orientace zkušební tělesa ve svarovém spoji	26
Obr. 14 Úprava trubky pro výrobu plochého tahového tělesa.....	27
Obr. 15 Příčné tahové zkušební těleso před a po zkoušce tahem	27
Obr. 16 Zkouška lámavosti.....	28
Obr. 17 Zkušební těleso pro zkoušky rázem v ohybu Charpy a jeho rozměry.....	29
Obr. 18 Příklady značení vzorků pro zkoušku rázem v ohybu.....	29
Obr. 19 Plochá a rostoucí R-křivka	31
Obr. 20 Polární souřadný systém na čele trhliny a napětí působící na elementární prvek	32
Obr. 21 Zatěžovací módy tělesa s trhlinou	33
Obr. 22 Stav napjatosti v zatěžovacím módu I.....	33
Obr. 23 Porovnání velikosti plastických zón pro LELM a EPLM	34
Obr. 24 Oblasti na čele trhliny	34
Obr. 25 Schématické znázornění otupení čela trhliny, parametr δ	35
Obr. 26 J-integrál jako křivkově nezávislý integrál uzavírající čelo trhliny	36
Obr. 27 Teplotní závislost a rozložení jednotlivých parametrů lomové houževnatosti	37
Obr. 28 Typ závislosti síla – rozevření vrubu při měření lomové houževnatosti.....	38
Obr. 29 Záznam síly na rozevření vrubu při testu EPLM	39
Obr. 30 Odlehčovací metoda	41
Obr. 31 Určení hodnoty J-integrálu z R-křivky s podmínkami platnosti	41
Obr. 32 Oblasti svarového spoje.....	42
Obr. 33 Mechanismus usměrnění trajektorie trhliny defekty	42
Obr. 34 Ilustrace defektů na plochem 1/2 V svaru	43
Obr. 35 Rozptyl hodnot δ_c po délce hrubozrné TOO s jejím znázorněním.....	44
Obr. 36 Řezný plán.....	45
Obr. 37 Detail vpichu indentoru s červeně zaznačenými dutinami, zvětšení 20×.....	48
Obr. 38 Tahové zkušební těleso	49
Obr. 39 Stopy po indentoru a stopy po navařeném termočlánku na tahovém tělese.....	49
Obr. 40 Rozměry 0,5T CT zkušební tělesa	50

Obr. 41 Rezonanční únavový stroj Amsler 20 HFP 5100 s upnutým 1T CT tělesem	50
Obr. 42 Rozměry tělesa pro výpočet J-integrálu	51
Obr. 43 Přehled jednotlivých lomových ploch, zvětšení 16×	52
Obr. 44 Přehled oblastí metalografického pozorování	53
Obr. 45 Pórovitá struktura ZM v blízkosti rozhraní	54
Obr. 46 Výsledná struktura dle Schaefflerova diagramu	55
Obr. 47 Profil tvrdosti pro těleso 2	55
Obr. 48 Tahové těleso 1 po testu s grafem relativního prodloužení.....	56
Obr. 49 Tahové těleso 4 po testu s grafem relativního prodloužení.....	56
Obr. 50 Tahové křivky těles 1 a 4	57
Obr. 51 Detaily lomových ploch se změřenými plochami	58
Obr. 52 Porovnání relativní deformace vzhledem ke struktuře.....	58
Obr. 53 (a) Závislost síla-přemístění síly, (b) výsledná J- Δa křivka	59
Obr. 54 Lomové plochy těles 1 a 2.....	60
Obr. 55 Lomová plocha těles 3 a 4.....	60
Obr. 56 J- Δa křivka 10GN2MFA, bílé kruhové body jsou zájmová tělesa.....	61
Obr. 57 Snímek lomové plochy tělesa 1 z optického stereomikroskopu	63
Obr. 58 Pohled shora na lomovou plochu tělesa 1	63
Obr. 59 Přehled jednotlivých oblastí tělesa 1	64
Obr. 60 Detail oblasti 1	64
Obr. 61 Tvárné natažení v oblasti blunting line	65
Obr. 62 Jamková morfologie austenitu na rozhraní – oblast 2.....	65
Obr. 63 Vady ve svarovém spoji tělesa 1	66
Obr. 64 Povrch nacyklované trhliny	66
Obr. 65 Porovnání lomových ploch těles 2 a 4 z optického stereomikroskopu	67
Obr. 66 Přehled jednotlivých oblastí tělesa 4.....	67
Obr. 67 Smykové římsy v oblasti 1 tělesa 4.....	68
Obr. 68 Jamková morfologie lomu feritické struktury v oblasti 2 na tělese 4	68