



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

**VLIV VELIKOSTI TĚLESA NA R-KŘIVKU A NA
OTUPENÍ ČELA TRHLINY**

THE SPECIMEN SIZE EFFECT ON R-CURVE AND ON CRACK TIP BLUNTING

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Tomáš Mrňa

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Luděk Stratil, Ph.D.

BRNO 2016

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav materiálových věd a inženýrství
Student: **Bc. Tomáš Mrňa**
Studijní program: Aplikované vědy v inženýrství
Studijní obor: Materiálové inženýrství
Vedoucí práce: **Ing. Luděk Stratil, Ph.D.**
Akademický rok: 2015/16

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:

Vliv velikosti tělesa na R-křivku a na otupení čela trhliny

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

S měřením lomové houževnatosti při zvýšených a vysokých teplotách souvisí problematika velikosti zkušebních těles. Vnitřní prostory pecních zařízení jsou obvykle limitovány a znemožňují tak umístění těles dostatečné velikosti nutné pro platné určení lomové houževnatosti. Zmenšování velikosti zkušebních těles, ať už z požadavku pecních zařízení nebo dostupného množství materiálu, způsobuje, že jsou hodnoty lomové houževnatosti velikostně závislé. Při zvýšených a vysokých teplotách navíc dochází k relaxaci napětí před čelem zatěžované trhliny. Vliv relaxace napětí je ovlivněn použitou teplotou a rychlostí zatěžování. Zmíněné vlivy je třeba analyzovat a kvantifikovat jejich účinek. Experimenty se budou provádět na tělesech pro excentrické zatěžování.

Cíle diplomové práce:

Rozsah činnosti v rámci teoretické části diplomové práce zahrnuje tvorbu literární rešerše týkající se problematiky. Experimentální část práce spočívá v měření lomové houževnatosti vybrané konstrukční oceli na tělesech rozdílných velikostí za zvýšených a vysokých teplot s cílem určení R-křivky. Dále bude provedena fraktografická analýza lomových ploch pomocí světelného, rastrovacího elektronového a konfokálního mikroskopu pro účely kvantifikace otupení čela trhliny. Výsledky umožní srovnání míry otupení čela trhliny a projevu velikostního vlivu na R-křivku.

Seznam literatury:

Anderson, T.: Fracture Mechanics: fundamentals and applications. 2nd ed., 1995, CRS, 1995.

Seok, Ch.-S.: Effect of temperature on the fracture toughness of A516 Gr70 steel. Korean Society of Mechanical Engineers International Journal, 2000, 14(1), 11-18.

Lucon, E., Scibetta, M.: Miniature Compact Tension specimen for upper shelf toughness measurements on RPV steels. In Small Specimen Test Techniques: 5th volume, ASTM STP 1502, West Conshohocken, PA: ASTM International, 2009, 18-31.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2015/16.

V Brně, dne 1. 12. 2015



prof. Ing. Ivo Dlouhý, CSc.
ředitel ústavu

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

ABSTRAKT

Diplomová práce se zabývá určováním lomové houževnatosti s využitím zkušebních těles pro excentrické zatěžování za zvýšených a vysokých teplot. Zkušebním materiálem byla zvolena ocel P91 určená pro aplikace za teplot 550–650°C. Lomová houževnatost byla určována v oblasti tvárného porušení oceli prostřednictvím R-křivky, která charakterizuje odolnost materiálu proti šíření trhliny v závislosti na její délce. V práci byl zkoumán vliv teploty na R-křivku v rozmezí teplot 23 až 600°C. Další cílem práce bylo studium vlivu velikosti tělesa pro tři velikosti těles při teplotě 23°C a vlivu rychlosti zatěžování (2, 0,2 a 0,02 mm/min) při teplotě 600°C. Z výsledků měření byl prokázán vliv teploty na R-křivku, která dosahuje minimálních hodnot při 400°C. Vliv velikosti tělesa na R-křivku se projevil pouze u nejmenšího zkoušeného tělesa s tloušťkou 6,25 mm poklesem hodnot houževnatosti o 10% ve srovnání s většími tělesy. Vliv rychlosti zatěžování byl jasně rozeznatelný. Hodnoty houževnatosti se lišily o 20 % při srovnání výsledků jednotlivých rychlostí zatěžování.

ABSTRACT

The thesis deals with the determination of fracture toughness using compact tension (CT) test specimens at elevated and high temperatures. The experimental material steel P91 designated for application at temperatures 550–650°C was used. The fracture toughness in the ductile fracture region of the steel was characterized by the R-curve, which characterises the resistance against crack propagation depending on the crack length. The effect of temperature on the R-curve at range 23–600°C was evaluated. Next the specimen size effect using three sizes of CT specimens at 23°C and the effect of loading rate (2, 0,2 a 0,02 mm/min) at 600°C was examined. The results showed that the temperature has distinct effect on the R-curve, which yields minimal values at 400°C. Only the smallest test specimen size with thickness 6.25mm showed the specimen size effect giving about 10% lower values of toughness comparing to larger specimens. The effect of loading rate was clearly distinguishable. The values of toughness varied about 20% of the toughness value comparing individual loading rate.

KLÍČOVÁ SLOVA

Lomová houževnatost, ocel P91, J-R křivky, vysoké teploty, CT tělesa, normalizační metoda

KEY WORDS

Fracture toughness, P91 steel, J-R curve, high temperature, CT specimen, normalization method

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

MRŇA, T. *Vliv velikosti tělesa na R-křivku a na otupení čela trhliny*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2016. 60 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Luděk Stratil, Ph.D..

ČESTNÉ PROHLÁŠENÍ

„Prohlašuji, že jsem diplomovou práci vypracoval samostatně pod vedením Ing. Lud'ka Stratila, Ph.D. a uvedl jsem v seznamu literatury všechny použité literární a odborné zdroje.“

V Brně dne 27. května 2016

.....
Tomáš Mrňa

PODĚKOVÁNÍ

Chtěl bych poděkovat vedoucímu diplomové práce Ing. Lud'ku Stratilovi, Ph.D. za připomínky, ochotu a odborné vedení. Dále bych chtěl poděkovat všem zaměstnancům Ústavu fyziky materiálů, kteří pomáhali s experimentální částí této práce.

Také bych chtěl poděkovat svým rodičům za podporu při studii.

Tato práce byla realizována s podporou projektu GAČR č. 15-21292Y.

Obsah

1. Úvod.....	9
2. Lomová mechanika	10
2.1. Lineárně elastická lomová mechanika (LELM).....	11
2.2. Vliv rovinné napjatosti (RN) a rovinné deformace (RD).....	14
2.3. Elasticko-plastická lomová mechanika EPLM	15
3. Tranzitní chování ocelí a lomová houževnatost	17
4. Metodika měření	20
4.1. Faktor intenzity napětí.....	20
4.2. J-integrál.....	21
4.3. Přemístění při rozevření trhliny (CTOD)	22
4.4. R-křivka.....	22
4.5. Tělesa pro měření lomové houževnatosti	27
4.6. Vliv velikosti tělesa.....	27
4.7. Měření lomové houževnatosti za vysokých teplot	31
5. Cíle práce.....	33
6. Experimentální část.....	34
6.1. Experimentální materiál	34
6.2. Řezný plán.....	34
6.3. Zařízení, metody a měření experimentů.....	37
6.3.1. Příprava zkušebních těles pro měření lomové houževnatosti	37
6.3.2. Tahové zkoušky	38
6.3.3. Zkoušky lomové houževnatosti.....	38
7. Výsledky.....	41
7.1. Výsledky tahových zkoušek.....	41
7.2. Výsledky J-R křivek.....	42
8. Diskuze výsledků	48
9. Závěr.....	50
Literatura	51
Seznam použitých zkratk a symbolů	53
Přílohy	57

1. Úvod

Lomová houževnatost je vědní obor, který se zabývá tělesy s trhlinou. Počátky lomové houževnatosti se datují od 70. let minulého století. Dříve se používala houževnatost jako odolnost materiálu vůči porušení. Jedná se o relativně novou vědní disciplínu. Stále se posouvají limity možností měření jak na tělesech standardně navržených pro určování lomové houževnatosti, tak i na nestandardních tělesech uplatňovaných při vývoji nových materiálů. U nově vyvíjených materiálů, které jsou obvykle dostupné v omezeném množství, se nejedná o normou doporučené velikosti těles, ale z velké míry o miniaturní tělesa. Zde je problém se splněním platnosti lomové houževnatosti dané normou. Dále se posouvají limity pro měření lomové houževnatosti za vysokých teplot. Zde není pevně předepsaná norma pro měření za zvýšených teplot. Porovnání výsledku se pak zásadně odvíjí od parametrů při samotném testu, přesnosti měření a vyhodnocování výsledků testu.

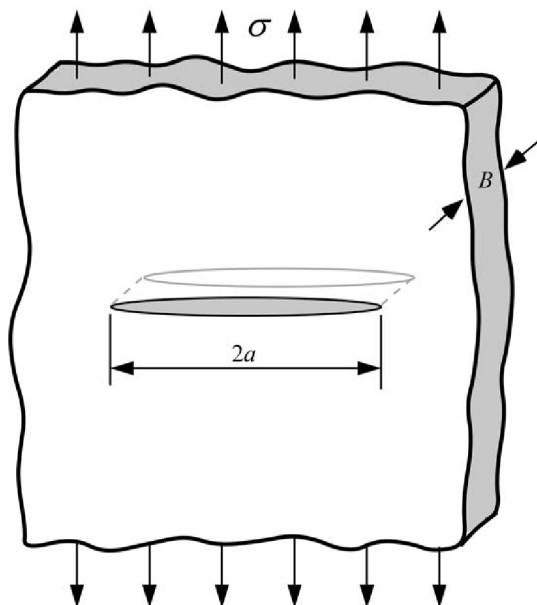
U měření miniaturních těles hrozí, že hodnoty lomové houževnatosti budou závislé na velikosti zkušební tělesa. Jak je pozorováno v pracích jiných autorů, některé z materiálů jsou dosti závislé na velikosti zkušební tělesa. Jednou z příčin je změna napjatosti v blízkém okolí čela trhliny. Se zmenšující se velikostí zkušební tělesa převládá v tělese rovinná napjatost, která zvyšuje vypočtené hodnoty lomové houževnatosti. U standardních těles naopak převládá rovinná deformace.

Miniaturizovaných zkušební těles se nevyužívá pouze při měření lomové houževnatosti, ale i při měření tahových zkoušek, třibodovém ohybu či zkoušce rázem v ohybu Charpy. Důvodem miniaturizace může být nedostatek zkušební materiálu či rekonstrukce havárie, kde je výrazné limitování geometrie na případnou výrobu zkušebních těles.

Ocel P91 je nejčastěji používána pro výrobu potrubí a tlakových zařízení do teploty 650°C. S těmito aplikacemi také souvisí měření parametrů lomové houževnatosti za zvýšené teploty. Pro měření lomové houževnatosti jsou v této práci použita tělesa pro excentrické zatěžování velikosti 0,5T. V práci bude zjišťován a diskutován vliv velikosti tělesa a vliv rychlosti zatěžování na hodnoty lomové houževnatosti. Výsledky lomových testů budou vyhodnocovány normalizační a odlehčovací metodou. Určené hodnoty lomové houževnatosti jsou porovnány a diskutovány s výsledky ostatních autorů.

2. Lomová mechanika

Lomová mechanika je vědní obor, který se zabývá mezním stavem součástí s trhlínami. První výpočtový model pro součást s trhlínou představil roku 1913 C.E. Inglis. Jednalo se o eliptickou trhlínu uprostřed isotropního materiálu nekonečných rozměrů, která byla zatěžovaná tahovým napětím Obr. 1. Uvažoval jenom s délkou trhlíny a s poloměrem zaoblení trhlíny [1]. Z jeho modelu vyplývalo, že pro nekonečně malý rádius trhlíny je v místě rádiusu nekonečně velká koncentrace napětí.



Obr. 1 Průchozí eliptický defekt v nekonečně velkém tělese [3].

Toto tvrzení upravil A. A. Griffith. Vycházel z Ignisova modelu se stejnými předpoklady. Popisuje přírůstky lomových ploch jako přírůstky energie pro vytvoření nového povrchu trhlíny (zákon zachování energie) [2].

$$\frac{dW}{da} = \frac{dW_{el}}{da} + \frac{dW_s}{da} \leq 0, \quad (1)$$

kde W_{el} – elastická energie akumulovaná v systému; W_s – práce spojená s vytvořením nových povrchů; da – práce spojená s přírůstkem lomové plochy a W – celková energie systému.

Tento model se dá použít pro výpočet křehkých materiálů např. skleněných tabulí a dalších, u kterých je plastické přetvoření na čele trhlíny malé nebo zanedbatelné a šíření trhlíny je dáno elastickou energií akumulovanou v tělese.

E. Orowan a G. R. Irwin modifikovali Griffithův model přidáním členu γ_p plastická energie [3]:

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

kde E – modul pružnosti v tahu; a – délka trhlíny; γ_s – práce vykonaná meziatomovými silami při vzniku nového jednotkového povrchu; γ_p – povrchová plastická energie reprezentující plastickou deformaci předcházející vzniku volného povrchu.

V roce 1957 Irwin modifikoval Griffithův model pro výpočet technických materiálů a uvažovali s plastickou deformací na čele trhliny. Tímto dal vznik základu lineárně elastické lomové mechaniky (LELM) [3].

V 60. letech 20. století bylo zjištěno, že lomová houževnatost počítaná LELM pro houževnaté materiály vede k rozdílným hodnotám parametrů. J. R. Rice se touto problematikou dále zabýval a zjistil, že před čelem trhliny se nachází oblast velké plastické zóny. Tímto poznatkem dal vzniknout další části lomové mechaniky elasticko-plastické lomové mechanice (EPLM) [3].

2.1. Lineárně elastická lomová mechanika (LELM)

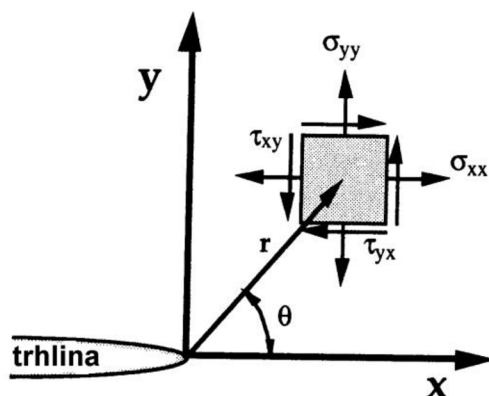
Napětíová analýza okolí trhliny

Problém stanovení napětí kolem čela trhliny se začal věnovat G. R. Irwin. Dokázal tak upravit Griffithův model a stanovit napjatost na čele trhliny. Výsledný vztah se využívá do dnešní doby v oblasti elastických sil.

V zatížené součásti s trhlinou je možné odvodit vztah, popisující napjatost v tělese za předpokladu izotropně lineárně-elastického materiálu. Na Obr. 2 vidíme souřadný systém umístěný na čele trhliny. Pro výpočet pole napětí v materiálu s trhlinou byly použity polární souřadnice. Rozložení napětíového pole před čelem trhliny je dáno Williamsovým rozvojem [3]:

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}}\right) \cdot f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m \cdot r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta), \quad (3)$$

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

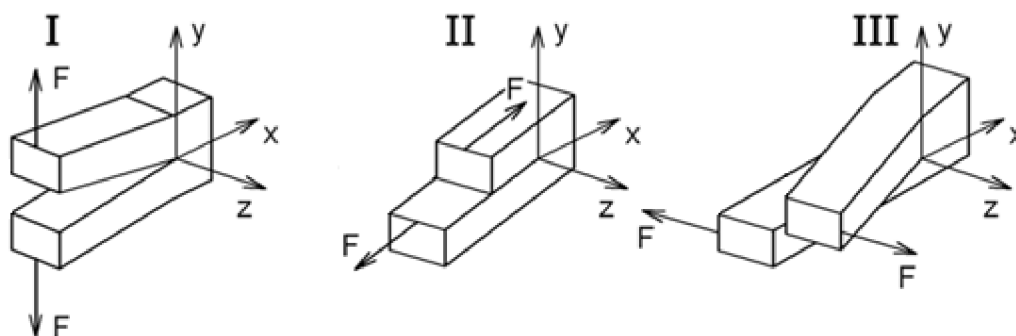


Obr. 2 Souřadný systém před čelem trhliny a možné působící napětí v čele trhliny [3].

V rovnici (3) jsou proměnné r , θ a ostatní členy mají konečné hodnoty. V této rovnici máme dva členy $\frac{1}{\sqrt{r}}$ a r^m , které se mění. Když r se bude blížit nule, tak hodnota členu $\frac{1}{\sqrt{r}}$ bude mnohem vyšší než r^m . V oblasti blízké čelu trhliny je proto člen $\frac{1}{\sqrt{r}}$ dominantní a rozhoduje o velikosti napětí v bezprostřední blízkosti trhliny. Z Williamsova rozvoje zůstane pouze část $\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}}\right) \cdot f_{ij}(\theta)$. Z této části vychází faktor intenzity napětí:

$$K = k\sqrt{2\pi}. \quad (4)$$

Na Obr. 3. jsou znázorněny tři módy zatěžování (tah, smyk, stříh).



Obr. 3 Módy zatěžování tělesa s trhlinou.

Pole napětí před čelem trhliny v isotropním, lineárně-elastickém materiálu je tedy možné popsat ve tvaru:

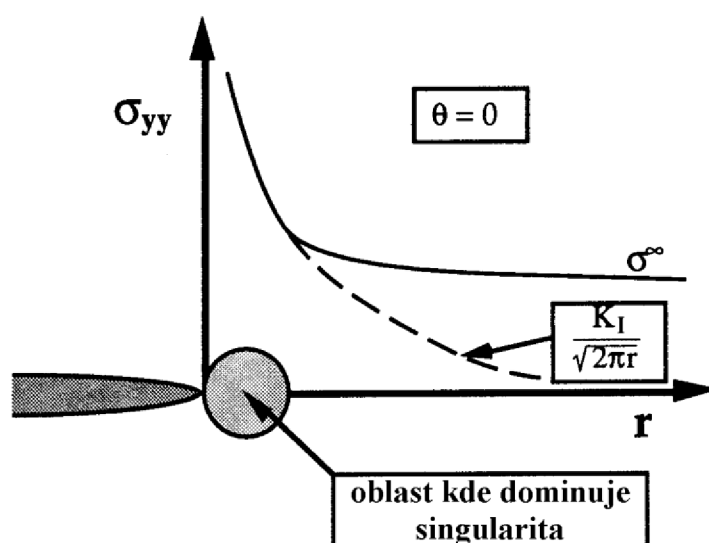
$$\lim_{r \rightarrow 0} \sigma_{ij}^I = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^I(\theta). \quad (5)$$

Pro způsob zatěžování I v rovině trhliny $\theta = 0$ je rozložení napětí kolem čela trhliny:

$$\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}; \tau_{xy} = 0. \quad (6)$$

Rovnice (5) platí pouze v blízkosti čela trhliny, kde dominuje singularita $\frac{1}{\sqrt{r}}$, (viz Obr. 4). Napětí ve větší vzdálenosti od čela trhliny je dáno vzdálenými okrajovými podmínkami.

Oblast před čelem trhliny, kde dominuje singularita, odpovídá oblasti, kde je pole napětí popsáno rovnicí (4). Faktor intenzity napětí tedy určuje amplitudu průběhu napětí v blízkosti čela trhliny. Z toho vyplývá, že stav napjatosti před čelem trhliny lze popsat jedním parametrem K. [3]



Obr. 4 Průběh napětí ve směru trhliny $\theta = 0$ [3].

V oblasti, kde dominuje singularita, dosahují elastická napětí vysokých hodnot. Materiály nejsou schopné přenést tak vysoká napětí a v okolí čela trhliny dochází k jejich relaxaci za vzniku plastické zóny. Při uvážení rovinné napjatosti (RN) je napětí před čelem trhliny popsáno rovnicí (5). Přepokládejme, že ke vzniku plastické deformace dojde v důsledku překonání meze kluzu materiálu [3]:

$$\sigma_{yy} = R_e = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_y}} \quad (7)$$

Poloměr plastické zóny je pak dán vztahem:

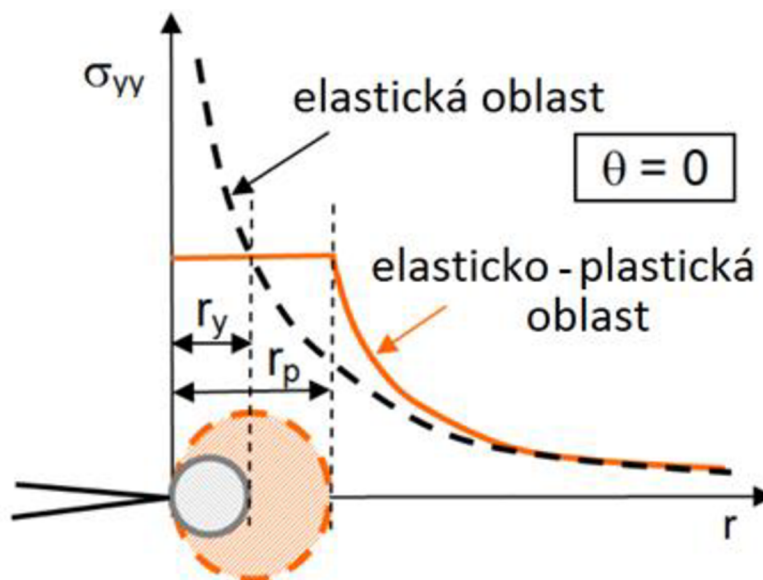
$$r_y^{RN} = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (8)$$

Rovnice (7) je založená pouze na elastickém řešení. V případě vzniku deformace musí také dojít k přerozdělení napětí tak, aby byly splněny podmínky rovnováhy. Pro odhad plastické zóny v případě elasticko-plastického materiálu r_p platí, že je dvakrát větší než poloměr plastické zóny r_y^{RN} [3]:

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (9)$$

V případě platnosti podmínek rovinné deformace (RD), je plastická deformace potlačena trojosým stavem napjatosti a rozměr plastické zóny je třikrát menší oproti plastické zóně při RN:

$$r_y^{RD} = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2 \quad (10)$$



Obr. 5 Oblast plastické zóny pro elastické a elasticko-plastické řešení napětí před čelem trhliny [4].

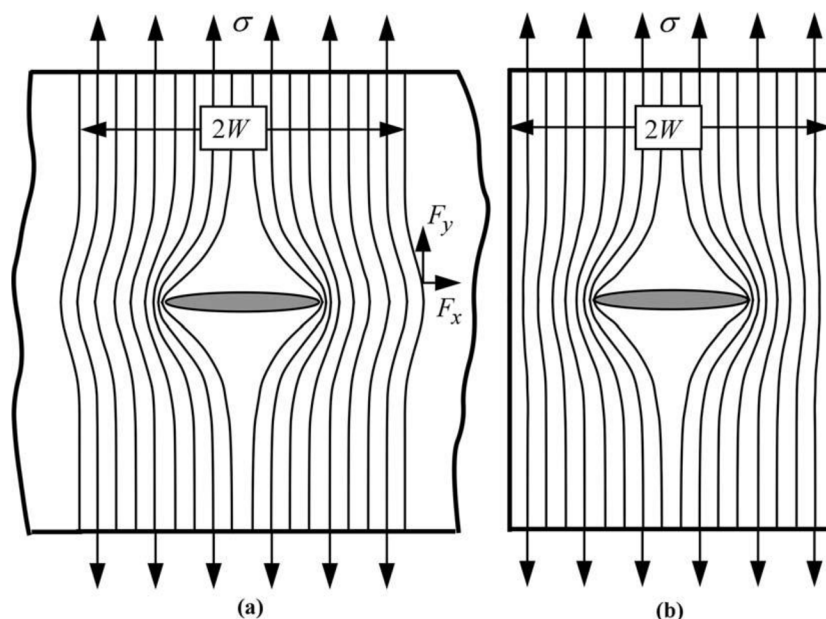
Platnost LELM je dána existencí oblasti obklopující plastickou zónu, kde je dominující singularita napětí. To je splněno při podmínkách malých plastických deformací, kdy nedojde k rozšíření oblasti před čelem trhliny podle Obr. 5 a oblast plastické zóny je mnohem menší než rozměry zkušební tělesa [5]:

$$a, B, (W - a) \geq 2,5 \left(\frac{K_I}{R_e} \right)^2. \quad (11)$$

Kde a , B a W jsou rozměry zkušebního tělesa. Při nesplnění rovnice (10) dojde k nárůstu oblasti plastické deformace před čelem trhliny a nejsou tak splněny podmínky malých plastických deformací. Pak je nutné použít elasticko-plastickou lomovou mechaniku [5].

2.2. Vliv rovinné napjatosti (RN) a rovinné deformace (RD)

Podmínky RD jsou splněny uvnitř materiálu, kde dochází k zamezení deformace v jednom směru okolním materiálem Obr. 6. Uvnitř materiálu vzniká trojosá napjatost. Platí za předpokladu, že oblast plastické zóny r_y je mnohem menší než tloušťka materiálu Obr. 8. Podmínky rovinné napjatosti jsou splněny na povrchu, kde může materiál relaxovat a nemůže zde působit napětí kolmé k povrchu ($\sigma_z = 0$).

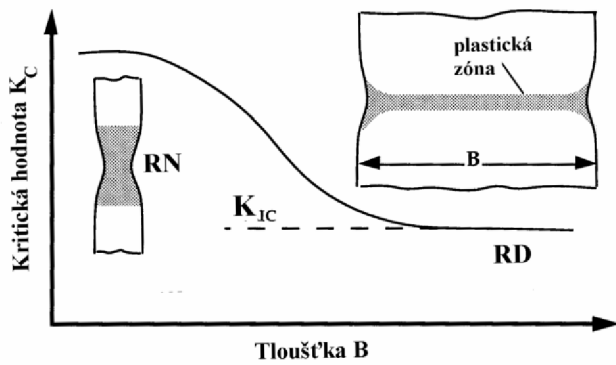


Obr. 6 Změna napětí kolem trhliny a) nekonečná deska b) konečná deska [3].

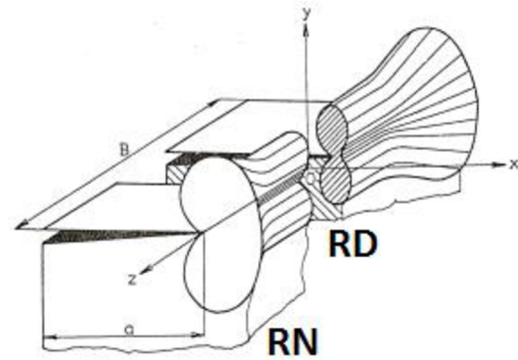
Toto má vliv na zkušební těleso, kdy se změnou tloušťky B mění stav napjatosti v materiálu. Jak je vidět na Obr. 7, při tloušťce zkušebního tělesa odpovídající oblasti plastické zóny ($B = r_y$), převládá rovinná napjatost v celé oblasti tělesa a dochází k nárůstu faktoru intenzity napětí. Není tak splněna podmínka rovinné deformace (11). Když je tloušťka zkušebního tělesa mnohem větší než r_y , oblast rovinné napjatosti na povrchu je malá a ve zkušebním tělese převládá rovinná deformace [5].

Rovnice (11) vymezuje platnost malých plastických deformací, před čelem trhliny. Splněním rovnice je zaručena podmínka RD. Toto je jedna ze tří podmínek pro splnění platné hodnoty faktoru intenzity napětí (kap. 4.2.).

Rozdíl průřezu zkušebního tělesa má vliv na změnu napjatosti v tělese. Je to jedna z podmínek, která má vliv na splnění podmínky malých plastických deformací před čelem trhliny. Další roli hraje vliv deformačního chování materiálu a, zkušebních podmínek (teplot, rychlost zatěžování).



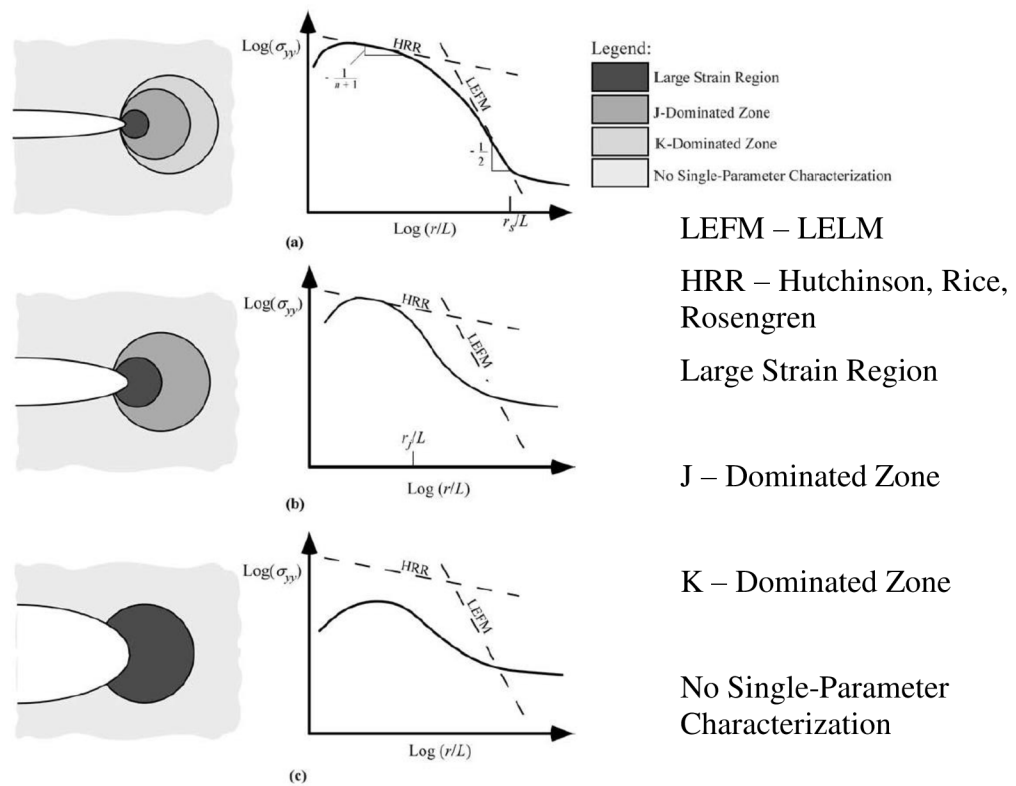
Obr. 7 Vliv tloušťky zkušebního tělesa na změnu napjatosti v materiálu. [3].



Obr. 8 Změna napjatosti podél tloušťky tělesa zatížené módem K_I [3].

2.3. Elasticko-plastická lomová mechanika EPLM

Popisuje chování materiálu s trhlinou s velkou plastickou zónou na čele trhliny. Používá se k popisu chování houževnatějších materiálů, popisu teplotní závislosti lomové houževnatosti ocelí. K hodnocení EPLM se používají dva parametry přemístění při otevření čela trhliny a J-integrál. Oba parametry popisují podmínky na čele trhliny v elasticko-plastické oblasti. Výsledné vypočtené hodnoty jsou do určité úrovně zatížení nezávislé na velikosti tělesa. Velikost dovolené plastické zóny je dvakrát větší proti plastické zóně při LELM [3].

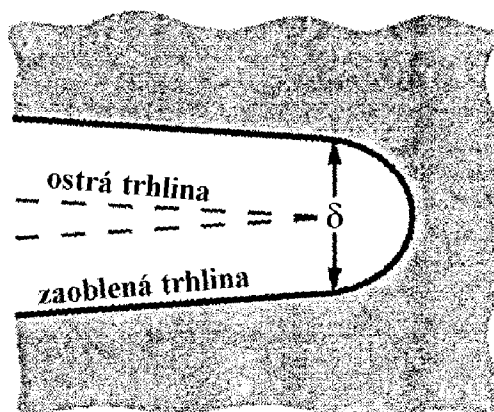


Obr. 9 Oblast a) malých plastických deformací na čele trhliny b) elasticko-plastických podmínek na čele trhliny c) velkých plastických deformací na čele trhliny[3].

Na Obr. 9 je znázorněný vliv rozevření trhliny, od kterého se odvíjí velikost plastické zóny před čelem trhliny. Na grafech vpravo je znázorněna platnost jednotlivých parametrů lomové houževnatosti, které se odvíjí od velikosti plastické zóny před čelem trhliny. Ty jsou vymezeny podmínkami platnosti pro každý parametr J a K [3].

Přemístění při rozevření trhliny

Tento parametr je označován jako CTOD nebo δ . Na Obr. 10 vidíme průběh otupování čela trhliny, kde je patrná změna geometrie trhliny. Z původně ostré trhliny dochází k postupnému otupování (zaoblování) jejího čela. Zaoblení čela trhliny probíhá přibližně do maximální síly. Přibližně kolem maximální síly na otupeném čele trhliny vznikne nová trhlina. S přibývajícím silou dochází k růstu nově vzniklé trhliny. Měření vzdálenosti se provádí na lici trhliny zkušebního tělesa a pomocí podobnosti trojúhelníků se přepočítává na hodnotu přemístění δ [3].



Obr. 10 Velikost zaoblení čela trhliny a parametr δ [3].

J-integrál

J-integrál je založen na popisu elasticko-plastické deformace prostřednictvím nelineární elastické deformace a vyjadřuje změnu potenciální energie tělesa dU při změně délky trhliny da [6]:

$$J_I = -\frac{dU}{da} \quad (12)$$

J-integrál je definován jako křivkový integrál nezávislý na volbě integrační cesty Γ , který obklopuje kořen trhliny Obr. 11:

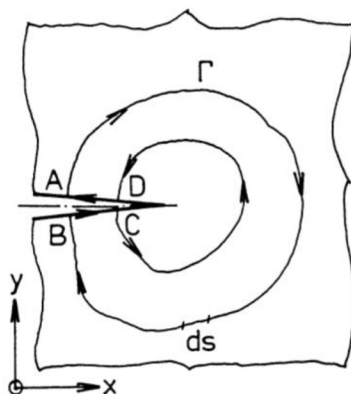
$$J = \int_{\Gamma} \left(\frac{dU}{dV} dy - T_i \frac{\delta u_i}{\delta x} ds \right), \quad (13)$$

kde:

$\frac{dU}{dV} = \sum_{i,j} \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}$ je hustota deformační energie (tj. deformační energie na objemovou jednotku materiálu, funkce hustoty deformační energie, resp. měrná deformační energie),

$T_i = \sum_j \sigma_{ij} n_j$ i-tá složka vektoru povrchové tahové síly kolmé na křivku Γ ,

δu_i –složky vektorů posuvu, ds –elementární úsek křivky Γ [6].



Obr. 11 Uzavřená křivka ABCD kolem kořene trhliny[6].

Metoda je nezávislá na způsobu zatěžování (měkké – $F = \text{konstanta}$, tvrdé – přemístění $\Delta = \text{konstanta}$). Hodnota J_I charakterizuje pole napětí a deformací před čelem trhliny pro nelineární chování materiálu. Rozložení napětí a deformací se taky vyznačuje singulárním charakterem $r^{-\frac{1}{n+1}}$. Tento popis stavu napětí a deformací na čele trhliny je opět platný pouze při omezeném rozsahu plastických deformací v jejím okolí. Mezi hodnotou J-integrálu a CTOD existuje při zachování podmínek malých deformací přepočtení vztah [3]:

$$J = m\delta\sigma_y, \quad (14)$$

kde m je bezrozměrná konstanta závisící na materiálu a stavu napjatosti.

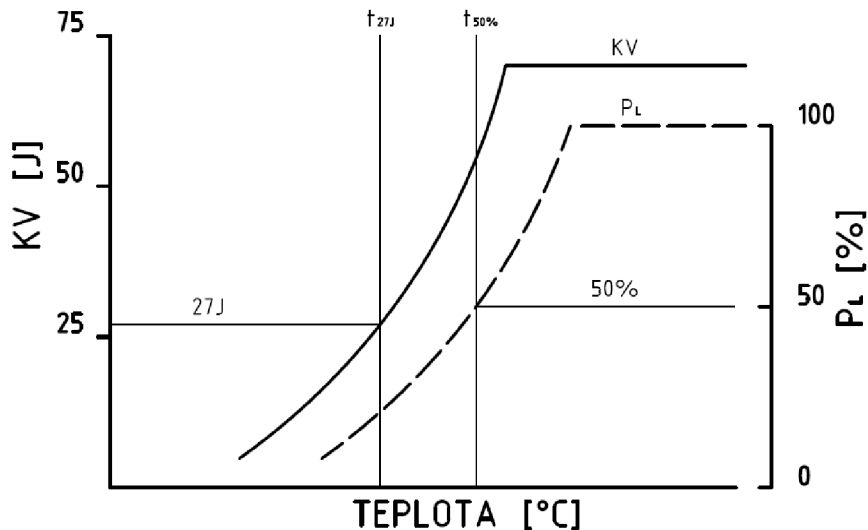
3. Tranzitní chování ocelí a lomová houževnatost

Materiály s bcc (feritické oceli) a hcp mřížkou vykazují tranzitní chování. To se projevuje změnou mechanismu porušení z tvárného na štěpný. Tranzitní chování oceli ovlivňuje teplota, vruby (geometrie), rychlost deformace a chemické složení materiálu.

Vrubový účinek na lomové chování je z mikromechanického pohledu vysvětlován tak, že v blízkém okolí vrubu vzniká vysoká lokální složka tahového napětí, která redukuje maximální smyková napětí. Protože smykové napětí je nutné k pohybu dislokací, je jejich pohyb omezen. Pohyblivost dislokací je omezena snížením teploty a nárůstem rychlosti zatěžování. To má u zmíněných materiálů vliv na vznik nežádoucího typu lomu tj. lom křehký [7].

Tranzitní chování oceli

Vyjadřuje odolnost materiálu vůči štěpnému porušení při snížené teplotě prostředí. Provádí se na tělese s defektem (vrub, trhlina) při rychlém (dynamickém) zatěžování. Nejstarší a nejpoužívanější metodou pro hodnocení křehkosti materiálu je zkouška rázem v ohybu Charpy. Ze zkoušky se vyhodnocuje hodnota nárazové práce (KV) a z lomové plochy % tvárného porušení P_L [7].



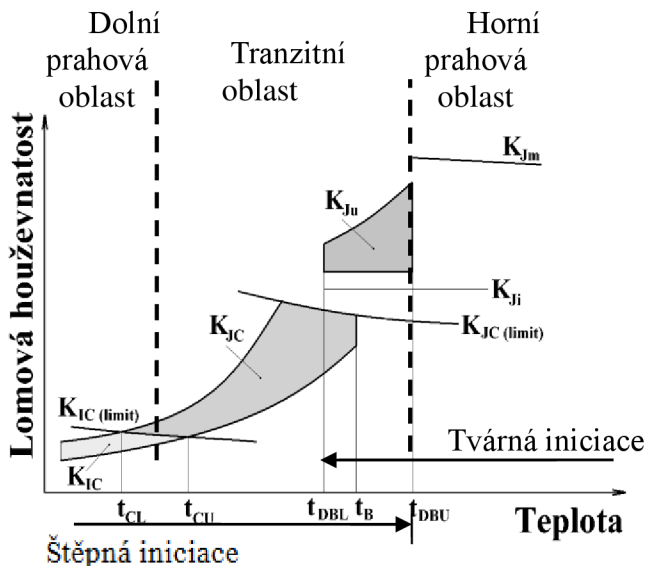
Obr. 12 Určení tranzitních teplot t_{27J} a $t_{50\%}$ [7]

Nejpoužívanější tranzitní teploty vycházející z měření zkoušky rázem v ohybu jsou t_{27J} určená při hodnotě nárazové práce 27J, z vzhledu lomové plochy $t_{50\%}$, která odpovídá 50% tvárného lomu a $t_{50\%}^{DWT}$ získaná při zkoušce rázem v ohybu těles původní tloušťky [7].

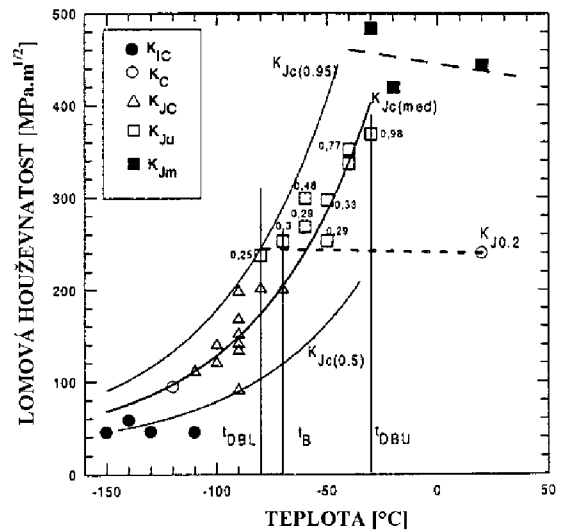
Dalšími používanými tranzitními teplotami jsou teplota nulové houževnatosti t_{NDT} určena při zkoušce padajícím závažím a, tranzitní teploty t_{kDT} , t_{YC} , t_{hDT} určené ze zkoušky rázem v ohybu velkých těles [7].

Teplotní závislost lomové houževnatosti

Podle Obr. 13 se rozděluje lomová houževnatost do tří níže uvedených oblastí. Pro každou oblast se používá jiný způsob vyhodnocení lomové charakteristiky.



Obr. 13 Schéma rozdělení hodnot lomové houževnatosti [4].



Obr. 14 Skutečné rozdělení naměřených hodnot [4].

Oblast spodních prahových hodnot

Používají se hodnoty K_{IC} , K_C určené dle LELM. Oblast je ohraničená teplotou t_c (teplota oddělující tranzitní oblast, omezená vztahem $K_{IC(limit)} = R_{p0,2} \sqrt{\frac{\min[a,B,(W-a)]}{2,5}}$). Uskutečňuje se pouze štěpná iniciace [3].

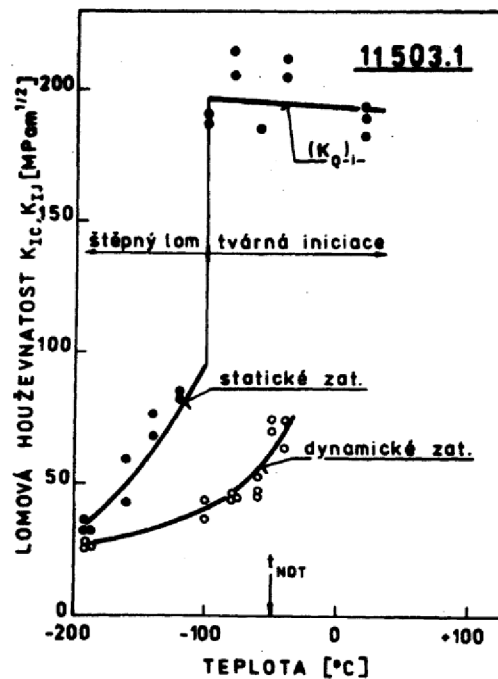
Tranzitní oblast

V tranzitní oblasti se používají hodnoty J-integrálu, které se dále mohou přepočítávat na hodnoty K_{JC} a K_{Ju} . V tranzitní oblasti se uskutečňuje tvárná a štěpná iniciace. Rozdělení způsobu porušení je dáno teplotou t_B (změna iniciace ze štěpné na tvárnou). Tranzitní oblast je ohraničená teplotami t_c a t_{DBU} (teplota, pro kterou nastávají nestabilní lomy po tvárném natržení, tj. subkritickém růstu původní únavové trhliny) [3].

Oblast horních prahových hodnot

Je nad teplotou t_{DBU} . Pro měření hodnot se používá R-křivek. Oblast je charakteristická tvárnou iniciací a stabilním růstem trhliny [3].

Při vyšší rychlosti zatěžování se snižují naměřené hodnoty lomové houževnatosti, ale zvyšují se teploty t_{NDT} viz Obr. 15 [3].

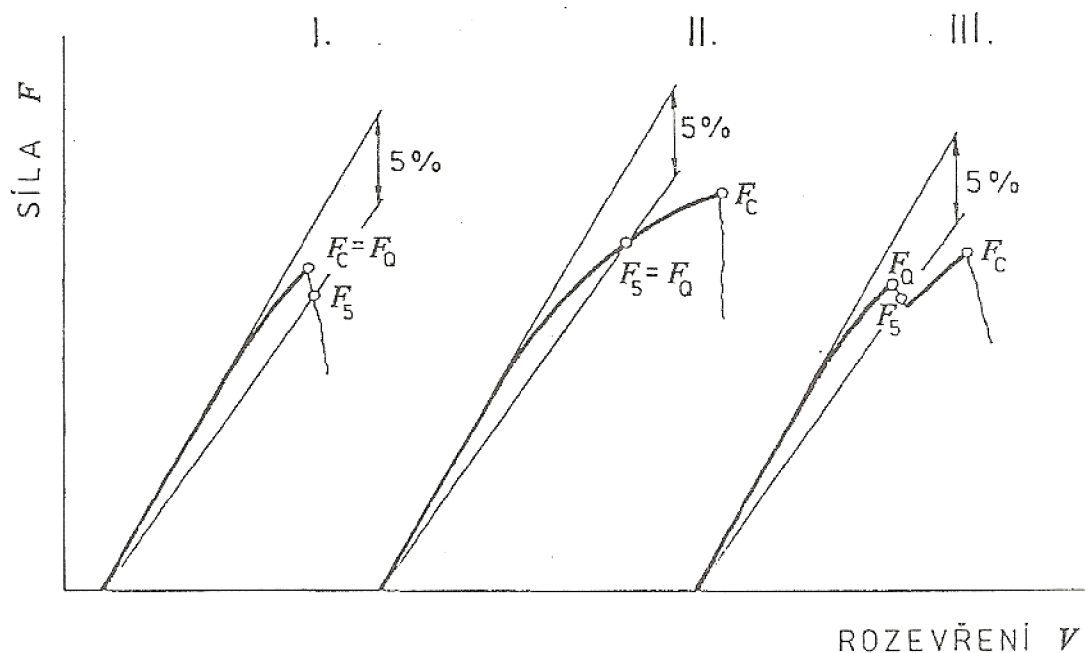


Obr. 15 Vliv dynamického a statického zatížení na lomovou houževnatost [4].

4. Metodika měření

4.1. Faktor intenzity napětí

Na Obr. 16 vidíme záznam F-v tří typů průběhů výsledků zkoušky (I., II., III.). Vynáší se 5% sečna, která platí u CT tělesa a udává 5% pokles tuhosti tělesa při 2% nárůstu trhliny [5]. Kde sečna protne záznam měření, odečte se síla F_5 . Podle záznamů na Obr. 16 určíme sílu F_Q , kterou dále používáme při výpočtu faktoru intenzity napětí [7].



Obr. 16 Záznam zátěžného diagramu F-v [7]

Síla F_Q a rozměry zkušebního tělesa se použijí pro stanovení provizorní hodnoty lomové houževnatosti K_Q :

$$K_Q = \frac{F_Q}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) [MPa\sqrt{m}]. \quad (15)$$

Aby mohla být provizorní hodnota lomové houževnatosti K_Q prohlášena za platnou hodnotu lomové houževnatosti K_{IC} , musí být splněny tyto tři podmínky [9]:

$$F_{max} \leq 1,1F_Q, \quad (16)$$

$$B, b_o \geq 2,5 \left(\frac{K_Q}{\sigma_{YS}}\right)^2, \quad (17)$$

$$K_{max} \leq 0,6K_Q \frac{\sigma_{YS}^f}{\sigma_{YS}^T}. \quad (18)$$

- První podmínka: Maximální dosažená síla F_{max} může být větší pouze o 10% vůči výpočetní hodnotě F_Q . Při nesplnění podmínky dochází k odklonu od lineární části záznamu. Nejedná se tak o úlohu pro LELM, ale pro EPLM [7].
- Druhá podmínka: Vyjadřuje oblast malých plastických deformací, před čelem trhliny. Ta je dána dvěma nerovnicemi pro tloušťku zkušebního tělesa a pro nedolomenou část tělesa (ligamentu) [7].

- Třetí podmínka: Při přípravě zkušebního tělesa nesmí během cyklování dojít k nárůstu faktoru intenzity napětí nad 0,6 násobek provizorní hodnoty lomové houževnatosti. σ_{YS}^f – mez kluzu při teplotě cyklování; σ_{YS}^T – mez kluzu při teplotě testu.

4.2. J-integrál

J-integrál je složen z elastické části J_e a z plastické části J_p vyjadřující hnací sílu trhliny:

$$J_Q = J_{el} + J_{pl} \left[\frac{kJ}{m^2}; \frac{kN}{m} \right]. \quad (19)$$

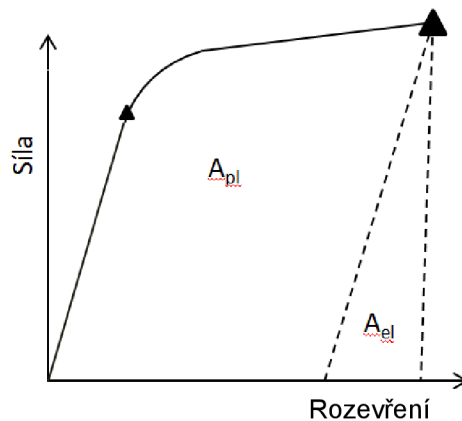
Elastická část se určí z faktoru intenzity napětí K pro sílu v okamžiku lomu ze záznamu $F-v$:

$$J_{el} = \frac{1 - \nu^2}{E} K_I^2. \quad (20)$$

Plastická část je určena plastikou prací A_{pl} (Obr. 17), která se určí z plochy pod křivkou ze záznamu $F - v$:

$$J_{pl} = \frac{\eta_{pl} A_{pl}}{B_N b_0}, \quad (21)$$

kde η_{pl} –bezrozměrný součinitel závislý na délce trhliny.



Obr. 17 Záznam z měření pro určení plastické práce A_{pl} .

Pro platnou hodnotu J-integralu při nestabilním porušení bez výrazného šíření trhliny musí být splněny rovnice (22) a (23). Při hodnocení J-integralu rozlišujeme dvě hodnoty platnosti podle níže uvedených podmínek J_c (platná hodnota J-integralu se štěpnou iniciací) a J_u (platná hodnota J-integralu s tvárnou iniciací) [3]. Hodnotu J_u a J_c jsou rozdělené na Obr. 13:

$$B, b_0 \geq \frac{100 \cdot J_Q}{\sigma_y}, \quad (22)$$

$$\Delta a < 0,2 \text{ mm} + \frac{J_Q}{M\sigma_y}. \quad (23)$$

Platí, že nárůst trhliny před dolomením musí být menší než délka (23). Pokud je nárůst trhliny větší, pak je platná rovnice (24) a jedná se o hodnotu J_u :

$$\Delta a \geq 0,2 \text{ mm} + \frac{J_Q}{M\sigma_y}. \quad (24)$$

Pomocí J-integrálu lze popsat lomové charakteristiky v elastické tak i v elasticko-plastické oblasti chování trhliny. Mezi hodnotami J_{IC} a hodnotou K_{IC} existuje přepočtení vztah [3]:

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{E \cdot J_{IC}}{1 - \nu^2}} \quad (25)$$

Rovnice (25) je platná pro oblast elastického chování trhliny. Slouží k srovnávání hodnot mezi charakteristikami J_{IC} a K_{IC} , protože každá z charakteristik má jiné jednotky [3].

4.3. Přemístění při rozevření trhliny (CTOD)

Z průběhu zkoušky F-v se odečte plastické rozevření vrubu tělesa V_p .

Kritické rozevření CTOD se vypočte ze vztahu [8]:

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{(1 - \nu^2)}{2 \cdot E \cdot R_{p0,2}} \cdot K^2 + \frac{V_p \cdot r_p (W - a)}{r_p (W - a) + a} \quad (26)$$

kde K – faktor intenzity napětí, r_p – rotační součinitel v plastické oblasti.

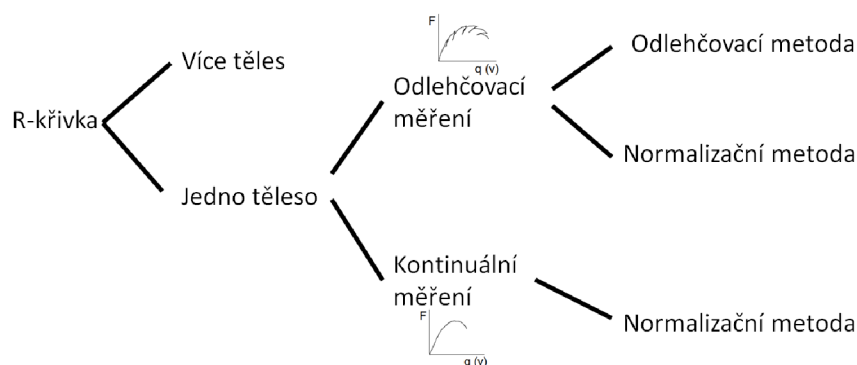
Faktor intenzity napětí může být vyjádřen a následně porovnán pomocí kritické velikosti rozevření δ_c [8]:

$$K_{\delta c} = \sqrt{\frac{2 \cdot E \cdot R_{p0,2}}{1 - \nu^2}} \cdot \delta_c \quad (27)$$

4.4. R-křivka

R-křivka se vyhodnocuje pro horní prahovou oblast, kdy nastává stabilní šíření trhliny. Je vhodná pro charakterizaci houževnatého materiálu a popisu jednotlivých přírůstků délky trhliny. R-křivku tvoří závislost vypočtené hodnoty J-integrálu nebo CTOD na velikosti přírůstku délky trhliny. Dle zvolené charakteristiky je R-křivka označována $J - R$ nebo $\delta - R$.

R-křivka se rozděluje podle počtu těles, měření a metody dle Obr. 18.



Obr. 18 Metody vyhodnocování J-R křivek

Metoda více těles

Při měření metodou více těles musí být použito minimálně 6 zkušebních těles se stejnou délkou počáteční trhliny. Zkušební těleso je zatíženo do předem určeného přemístění stroje a

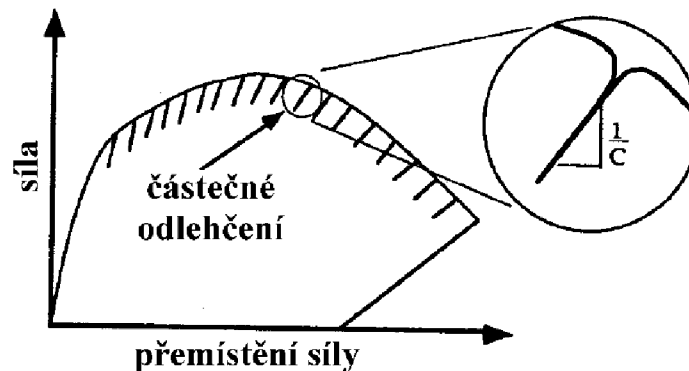
při dosažení této hodnoty, je přerušeno zatížení a test ukončen. Těleso je pak křehce dolomeno. Na křehké dolamování se používá ochlazení v tekutém dusíku. Křehké dolomení má za následek jednoznačné rozdělení lomových ploch a snazší změření přírůstku trhliny Δa . Ze změřených počátečních a konečných délek trhlin z lomových ploch a ze záznamu zkušebního stroje pro jednotlivá změřená tělesa se vypočítají hodnoty J-integrálu nebo δ . Vypočtené hodnoty z každého tělesa se vynášejí do grafu R-křivky. Tato metoda vyhodnocování je náročná z pohledu a počtu zkušebních těles a tedy nutného množství materiálu. Výhodou je stanovení jednoznačné velikosti přírůstku trhliny a velikosti síly při ukončení zkoušky. Tato metoda se také využívá pro ověření délky trhliny při konstrukci R-křivky metodou jednoho tělesa [5].

Metoda jednoho tělesa

Měření probíhá na jednom tělese při kontinuálním měření nebo odlehčovacím měření. U odlehčovacím měření dochází v průběhu zkoušky k odlehčení tělesa o několik desítek procent nominálního zatížení. Poté je těleso znova zatíženo na nominální zatížení a dojde k nárůstu nominálního zatížení a opakuje se odlehčení. Cykly odlehčování a zatěžování jsou prováděny do ukončení testu nebo destrukce zkušebního tělesa. Odlehčovací měření vyžaduje několikrát delší čas ke své realizaci než je tomu u kontinuálního měření.

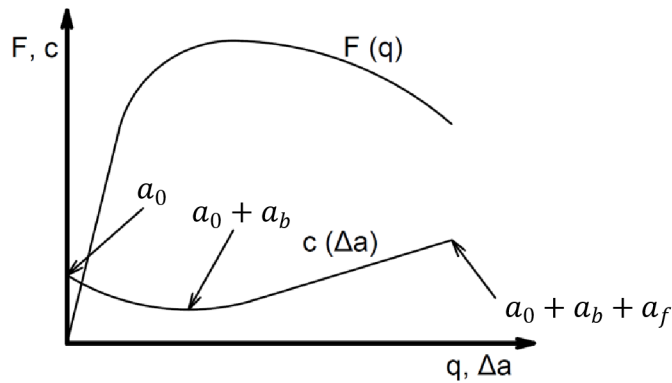
Odlehčovací metoda

Tato metoda dává do souvislosti změnu poddajnosti c a přemístění v průběhu testu. Z této závislosti je pak určena délka trhliny v tělese při jednotlivých zatíženích.



Obr. 19 Záznam síla – přemístění s detailem pro určení změny (sklonu) poddajnosti tělesa [5]

Odlehčovací metoda vychází z obrázku Obr. 19. Při každém odlehčovacím cyklu dojde ke změně sklonu převrácené hodnoty poddajnosti $\frac{1}{c}$. Ta se určuje jako směrnice z každého odlehčovacím cyklu. Předpokládá se, že k počátku šíření trhliny dochází okolí maximální síly dosažené při testu.



Obr. 20 Záznam síla – přemístění; poddajnost – růst trhliny,
kde a_0 – počáteční délka trhliny, a_b – otupení čela trhliny, a_f – přírůstek délky trhliny

Předpokládá se, že přírůstek délky trhliny má stejnou funkci jako $c = f(q)$. Při dosažení minimální poddajnosti, to je v oblasti maximálního zatížení, začíná růst trhlina Obr. 20. Od maximální síly do konce zatěžování se podle počtu odlehčovacích cyklů a změny poddajnosti určí přírůstek délky trhliny. Ke každému přírůstku trhliny Δa se určí síla ze záznamu síla-přemístění a velikosti plastické práce. Z takto získaných hodnot jsou pak vypočteny hodnoty J-integrálu pro určené přírůstky trhliny. Sama konstrukce R-křivky z jednoho měření nestačí k ověření jejího trendu. Proto musí být provedeny minimálně 3 měření pro správnost a ověření výsledků [5]. Norma ASTM E1820 [9] doporučuje pro ověření určení charakteristiky J_{IC} provést dodatečný test. Ten spočívá v tom, že je další těleso zatíženo, podle dříve zjištěné závislosti otevření tělesa a délky trhliny, do úrovně odpovídající přírůstku trhliny $\Delta a = 0,5 \text{ mm}$. Při testu tohoto tělesa by mělo být dosaženo délky trhliny $\Delta a = 0,5 \pm 0,25 \text{ mm}$, a měla by být prokázána správnost určení hodnoty J_{IC} .

Normalizační metoda

Jak je vidět na Obr. 18, normalizační metodu lze použít jak pro kontinuální měření, tak i pro odlehčovací měření. Podle standardu ASTM E1820 [9] je normalizační metoda vhodná pro tělesa s velkou hodnotou rozevření, pro vysoké teploty a pro agresivní chemická prostředí, nebo v případě nemožnosti umístění snímače na měřené těleso. Na druhou stranu je normalizační metoda nevhodná pro velká tělesa s malou lomovou houževnatostí, které nevykazují elasto-plastický tvar záznamu síla-přemístění síly. Při měření se vychází z měření počáteční délky trhliny a z délky trhliny po ukončení měření. Před zkouškou musí být dodržen poměr $\frac{a_0}{W} = 0,45 - 0,7$. Po skončení testu může být délka trhliny maximálně do 85% původní nedolomené části zkušebního tělesa. Naměřené veličiny ze zkoušky síla a přemístění jsou normalizované podle níže uvedených vztahů [9]:

$$P_{Ni} = \frac{P_i}{WB \left[\frac{W - a_{bi}}{W} \right]^{\eta_{pl}}}, \quad (28)$$

kde a_{bi} – velikost trhliny korigovaná na otupení trhliny, W a B – rozměry tělesa, P_i – síla v i -tém bodu.

$$a_{bi} = a_0 + \frac{J_i}{2\sigma_Y}, \quad (29)$$

kde J_i se počítá ze vztahů (19 až 21) pro postupně se zvětšující se A_{pl} .

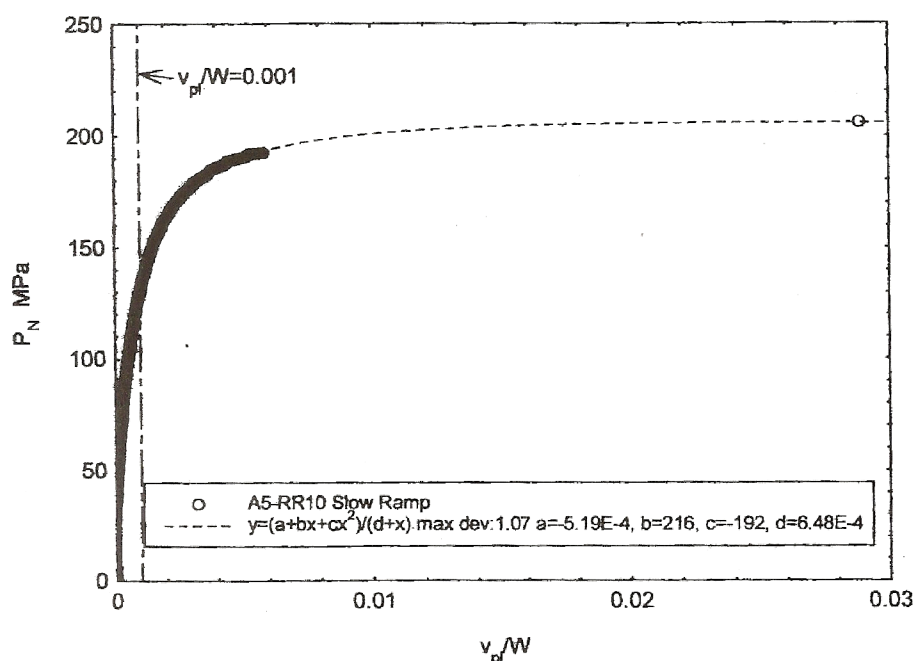
$$v'_{pli} = \frac{v_{pli}}{W} = \frac{v_i - P_i \cdot C_i}{W}, \quad (30)$$

kde C_i –elastická poddajnost při velikosti a_{bi} , v_{pli} – plastická část přemístění.

Pro výpočet konečného bodu záznamu je použita délka trhliny po ukončení testu a_f . Znormalizované hodnoty jsou omezeny podmínkami $\frac{v'_{pli}}{W} > 0,001$ a $P_N < 0,99P_{max}$ a jak je vidět na Obr. 21, je brán konečný bod zkoušky. Takto omezenými hodnotami je proložena normalizační funkce [9]:

$$P_N = \frac{a + b \cdot v'_{pl} + c \cdot v'_{pl}{}^2}{d + v'_{pl}}, \quad (31)$$

kde a, b, c a d jsou koeficienty. Pro normalizační funkci musí být použity všechny body splňující předchozí podmínky a konečný bod na Obr. 21 [9].



Obr. 21 Záznam síla – přemístění s detailem pro určení změny (sklonu) poddajnosti tělesa [3]

Z normalizační metody je určena velikost tvárného natržení a jednotlivé přírůstky délky trhliny potřebné pro výpočet J-integrálu. Z hodnot J-integrálů a přírůstků délek trhlín je poté stanovena J-R křivka.

Konstrukce J-R křivky

Pravidla konstrukce J-R křivky jsou uvedeny v ASTM E1820 [9]. Omezujícími faktory je maximální hodnota J-integrálu (J_{max}) a délka přírůstku trhliny (Δa_{max}) [9]:

$$J_{max} = \frac{b_0 \sigma_y}{10}, \quad (32)$$

$$J_{max} = \frac{B \sigma_y}{10}, \quad (33)$$

$$\Delta a_{max} = 0,25b_0. \quad (34)$$

Hodnoty ležící nad maximálními hodnotami, nemohou být vzaty jako platné hodnoty pro konstrukci J-R křivky. Čára otupení je dána vztahem [9]:

$$J = M\sigma_y\Delta a, \quad (35)$$

kde M je parametr odpovídající otupování trhliny. $M = 2$ nebo se určí ze sklonu naměřené J-R křivky. Musí vždy platit, že hodnota $M \geq 2$.

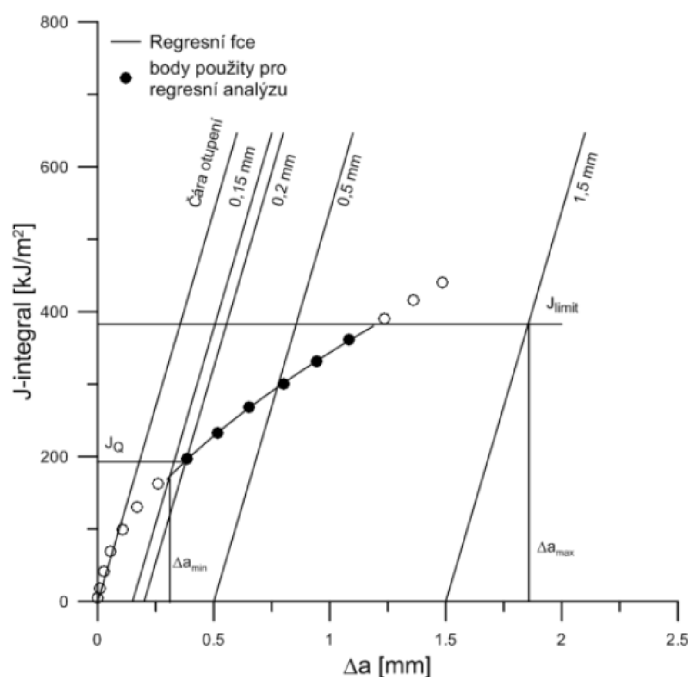
Vymezení J-R křivky spočívá ve vynesení rovnoběžek s čarou otupení na hodnotách $\Delta a = 0,15 \text{ mm}$, $\Delta a = 0,2 \text{ mm}$, $\Delta a = 0,5 \text{ mm}$, $\Delta a = 1,5 \text{ mm}$. Pro stanovení provizorní hodnoty J_Q se používá rovnoběžka s čarou otupení na hodnotě $\Delta a = 0,2$. Takto omezené hodnoty se dále proloží regresní funkcí ve tvaru [9]:

$$\ln J = \ln C_1 + C_2 \ln \left(\frac{\Delta a}{k} \right), \quad (36)$$

kde $k = 1 \text{ mm}$. Rovnoběžky $\Delta a = 0,15 \text{ mm}$ a $\Delta a = 1,5 \text{ mm}$ vymezují minimální a maximální délku trhliny. Limitní hodnota J-integrálu se stanoví vztahem [9]:

$$J_{lim} = \frac{b_0\sigma_{YS}}{7,5}. \quad (37)$$

Vynesené konstrukční rovnoběžky omezují hodnoty J_{lim} a Δa_{max} omezují platné hodnoty R-křivky, jak je vidět na Obr. 22.



Obr. 22 Konstrukce rovnoběžek a limitních hodnot při stanovení J-R křivky [10].

Při splnění podmínek platné pro R-křivku (počet bodů, velikosti tělesa, sklon regresní funkce) dle normy E 1820-08 [9]:

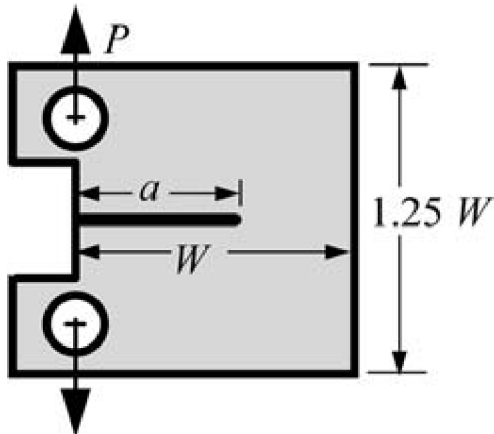
$$B, b_0 > \frac{10J_Q}{\sigma_y}, \quad (38)$$

$$\left(\frac{dJ}{da} \right)_{\Delta a_Q} < \sigma_{YS}, \quad (39)$$

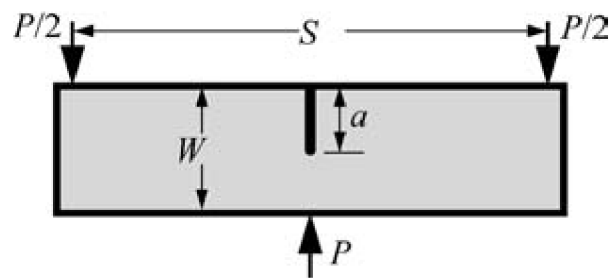
můžeme prohlásit provizorní hodnotu $J_Q = J_{IC}$, kde J_{IC} je velikostně nezávislá hodnota lomové houževnatosti při iniciaci tvárné trhliny.

4.5. Tělesa pro měření lomové houževnatosti

K měření lomové houževnatosti jsou nejčastěji používanými tělesy tělesa pro excentrické zatěžování (CT) Obr. 23 a ohybová tělesa (SENB) Obr. 24. Výhodou CT tělesa jsou menší rozměry oproti tělesu SENB. Nevýhodou je jejich složitější výroba. Existují i další typy těles pro měření lomové houževnatosti SENT, DENT nebo CCT [3]. V této práci se budeme zabývat pouze CT tělesy.

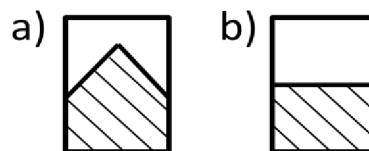


Obr. 23 CT těleso, „P“ značí působící sílu [3].



Obr. 24 SENB těleso, „P“ značí působící sílu [3].

Pro iniciaci trhliny se používá rovného vrubu nebo vrubu typu chevron Obr. 25. Rozdíl mezi vruby je, že chevron vrub má oblast stabilního šíření trhliny oproti rovnému vrubu [11]. Při výrobě únavové trhliny musí být splněna podmínka malé plastické zóny před čelem trhliny (kap. 4.2.).



Obr. 25 a) vrub typu chevron, b) rovný vrub

Trhlina se připravuje na únavovém stroji cyklickým zatěžováním, během něho se monitorují faktor intenzity napětí a délka trhliny „a“. Úroveň zatížení během cyklování nesmí překročit 60% provizorní hodnoty faktoru intenzity napětí při zkoušce [12], [9]. Dále je také předepsána délka počáteční trhliny, např. pro elasticko-plastické charakteristiky $a/W = 0,45-0,65$ [12], [9].

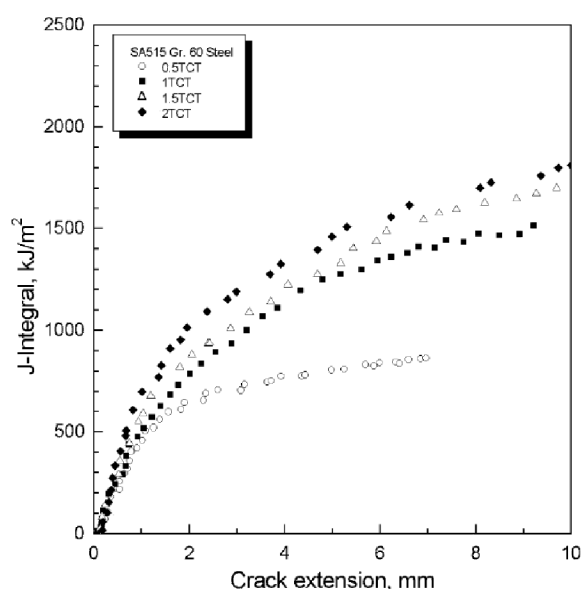
4.6. Vliv velikosti tělesa

Pro měření lomové houževnatosti by měla být zvolena vhodná velikost tělesa tak, aby byly splněny platné hodnoty určených lomových parametrů [9]. K měření lomové houževnatosti se proto obvykle používají zkušební tělesa s tloušťkou odvozenou od 1 palce (25 mm), která jsou označována jako tělesa standardní velikosti. Tato velikost těles je ve většině případů dostatečná k platnému určení lomových parametrů. V ASTM standardech se

používá přesně tloušťka 1 palce (25,4 mm). V této práci budou používána a dále rozvedena tělesa o rozměrech odvozených od 25 mm.

Studie zabývající se změnou velikosti zkušební tělesa na lomovou houževnatost lze rozdělit do následujících kategorií; změna tloušťky, změna délky trhliny (nedolomené části tělesa) a miniaturizace rozměru zkušební tělesa. Rozměry pozmeněných těles vycházejí z geometrických parametrů standardního tělesa. Malá zkušební tělesa se používají při vývoji nových materiálů. Ke zkoušení menších zkušebních těles je vhodnější použít menší zkušební stroje, které nabízí vhodný silový rozsah. V případě omezeného množství zkušebního materiálu nabízí další možnost hodnocení lomového chování materiálů tzv. rekonstituce. V rámci této metodiky je vyrobeno zkušební těleso ze zkoušeného materiálu jenom v exponované části, kde probíhá poškození, a zbylou část tělesa tvoří přídavný materiál s podobnými mechanickými vlastnostmi zkoušenému materiálu.

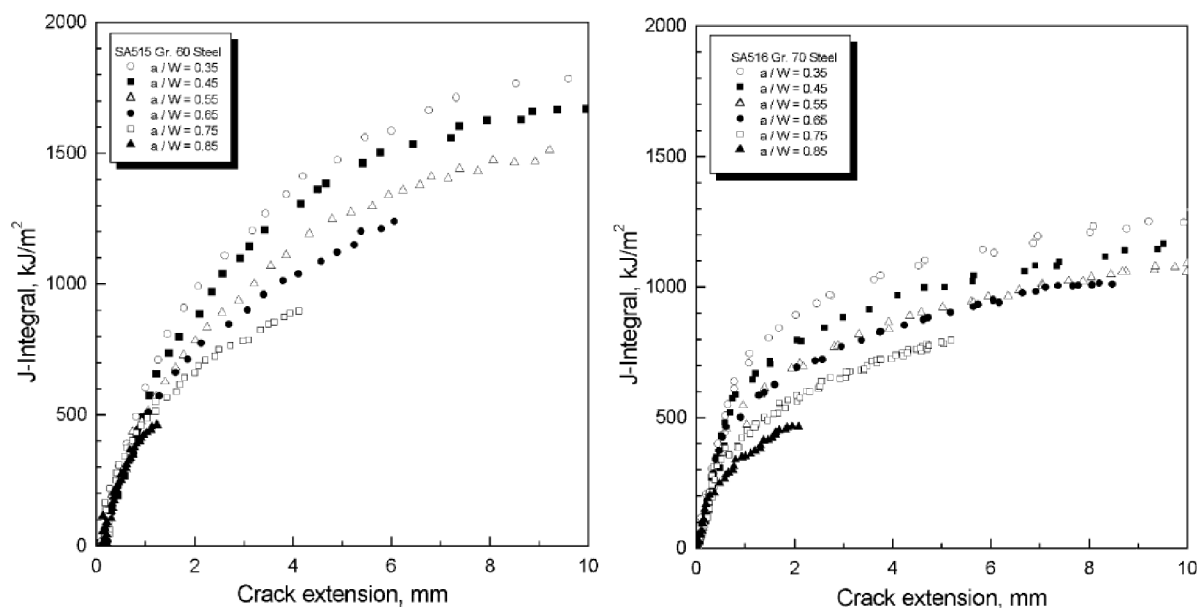
V jistých případech bylo zjištěno, že jsou lomové parametry závislé na velikosti tělesa. Například z Obr. 26 je patrné, že hodnota J-integrálu u polovičního tělesa (0,5T) z feritické oceli SA515 Gr. 60 klesla téměř na poloviční hodnotu oproti standardnímu tělesu (1T). Dále je možné si všimnout, že s dalším růstem velikosti CT tělesa se již hodnoty J-integrálu příliš nemění [13]. Z Obr. 26 je patrné, že těleso velikosti 1T má neoptimálnější rozměry z pohledu určení lomové houževnatosti.



Obr. 26 Vliv velikosti tělesa na měřené hodnoty J-integrál u oceli SA515 Gr. 60 Steel [13].

Změna délky trhliny

Délka trhliny ovlivňuje průběh napětí pod čelem trhliny a výskyt tlakových a tahových napětí v nedolomené části zkušební tělesa. Při délce trhliny $a/W=0,5$ jsou dosaženy v nedolomené části tělesa nejideálnější napěťové podmínky (zatížení na ose napětí). Nedochází tak k ovlivnění lomového parametru, na které nepůsobí tahové napětí, viz doporučené délky trhliny (kap. 4.1.). Délka trhliny ovlivňuje naměřené hodnoty lomových parametrů podle Obr. 27. S rostoucí hodnotou poměru a/W klesají hodnoty J-integrálu a rozevření [13].



Obr. 27 Vliv délky trhliny na ocel SA515 Gr. 60 a SA516 Gr.70 na hodnoty J-integrálu [13].

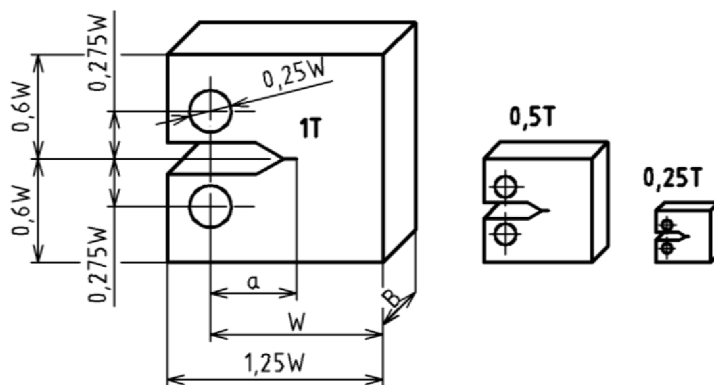
Změna tloušťky zkušební tělesa

Tloušťka materiálu má vliv na změnu napjatosti podle kap. 2.2.. V ASTM standartu je uveden vztah pro přepočítání tloušťky tělesa [14]. Tím je umožněn pohyb po křivce na Obr. 7.

U zkušebních těles s menší tloušťkou existuje menší pravděpodobnost nalezení kritického defektu než u standardních zkušebních těles. Při měření v tranzitní oblasti vlivem menší tloušťky (objemu) získáváme vyšší hodnoty lomových parametrů

Miniaturizace zkušební tělesa

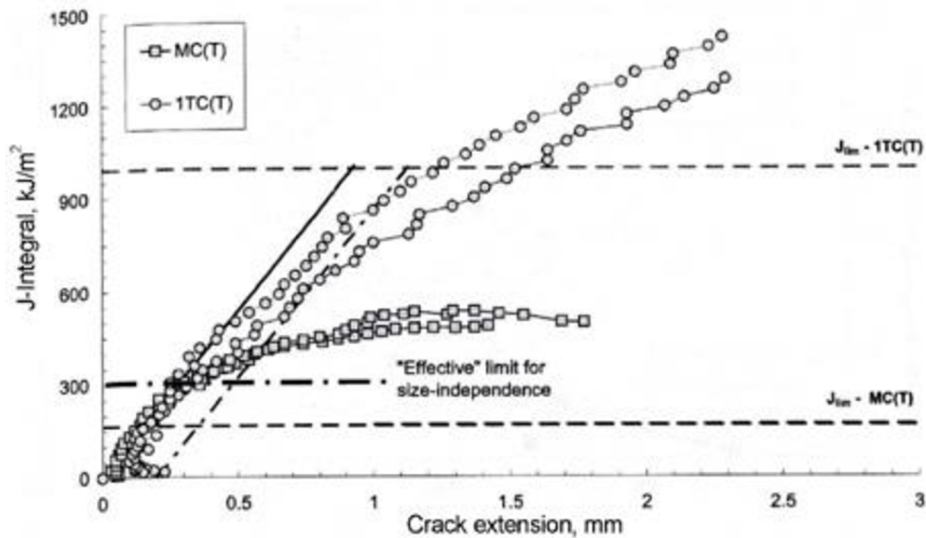
Při parametrickém zmenšování tělesa $W=2B$ se zmenšují všechny rozměry, Obr. 28.



Obr. 28 Velikost CT těles.

Miniaturizovaná zkušební tělesa se uplatňují také pro měření v dolní prahové oblasti houževnatosti. V dolní prahové oblasti se předpokládá, že lomové parametry jsou nezávislé na velikosti zkušební tělesa (není dosahováno tak velké síly), při splnění předepsaných podmínek standardem ASTM [9]. Zmenšování zkušebních těles se používá v případě omezeného množství zkušebního materiálu. Při zachování doporučených geometrických proporcí umožňují přímé měření a hodnocení lomové houževnatosti.

Nevýhodou zmenšených zkušebních těles je snížení platných hodnot J-integrálu. Na Obr. 29 je patrný pokles platných hodnot u tělesa MCT (1/6T) o proti standardnímu tělesu 1T [15]. Snížení platných hodnot J-integrálu je dáno rovnicí (22).

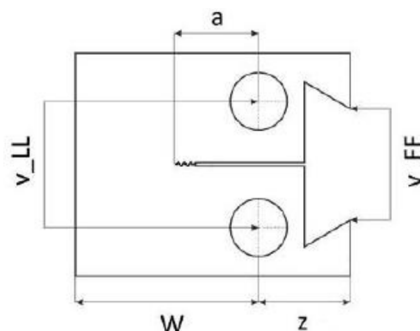


Obr. 29 Ocel 18MND5 hodnoty J-integrál na standardních CT tělesech a šestinových CT tělesech měřené za pokojové teploty. Tělesa byla opatřena bočními vruby [15].

U miniaturizovaných těles nastává problém s měřením zatížení na linii zatížení. Kvůli velikosti snímače rozevření není možné měřit rozevření na linii zatížení. V takovém případě musí být těleso např. opatřeno břity na jeho horní hraně Obr. 30. Břity mohou být na těleso přímo vyrobeny nebo mohou být k tělesu dodatečně připevnit např. pomocí šroubků. Hodnoty otevření (rozevření) mimo osu zatížení se musí přepočítat při určování J-integrálu na osu zatížení pomocí podobnosti trojúhelníku. K přepočtu z čelní strany tělesa na linii zatížení se používá vztah [16]:

$$v_i = v_{LLi} = \frac{\sqrt{\frac{a^2 + W^2}{2}}}{z + \sqrt{\frac{a^2 + W^2}{2}}} \cdot v_{FFi} \quad (40)$$

kde význam jednotlivých symbolů je uveden na Obr. 30.

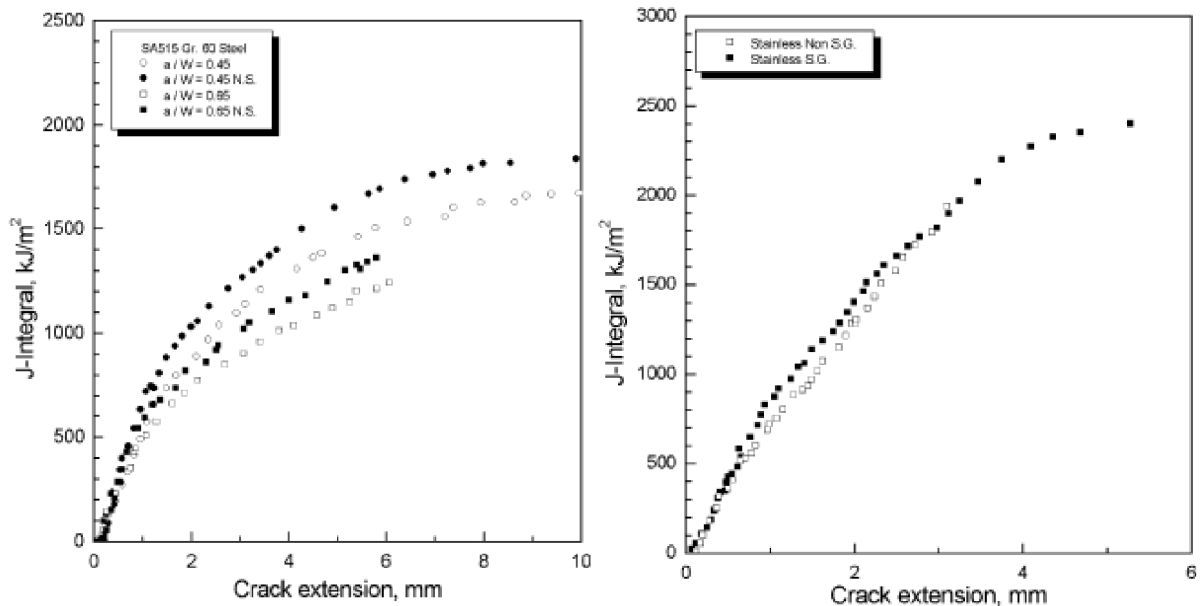


Obr. 30 Význam symbolů z rovnice (40).

Boční vruby

Boční vruby (S.G.) jsou předepsané v normě ASTM [9]. Minimalizují smykové okraje na povrchu zkušebního tělesa a přispívají k rovnoměrnému šíření čela trhliny podél tloušťky

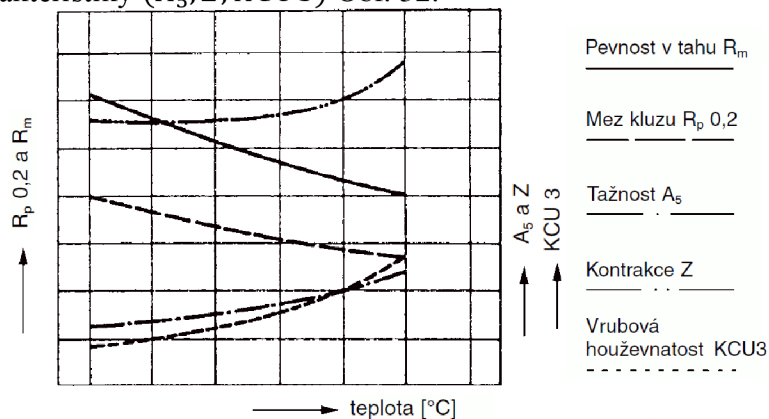
tělesa. Jejich vedlejším efektem je snížení určené hodnoty lomové houževnatosti. V závislosti na materiálu se při použití S.G. snižují hodnoty lomové houževnatosti o 10-20%. Vliv S.G. je patrný u oceli SA515, zatímco u korozivzdorné oceli SA240 tento vliv není pozorovatelný, Obr. 31[16].



Obr. 31 J-R křivky s bočními vruby na oceli SA515 je patrný pokles hodnoty J-integrálu. U oceli SA240 není patrný žádný vliv bočních vrubů na hodnotu J-integrálu[16].

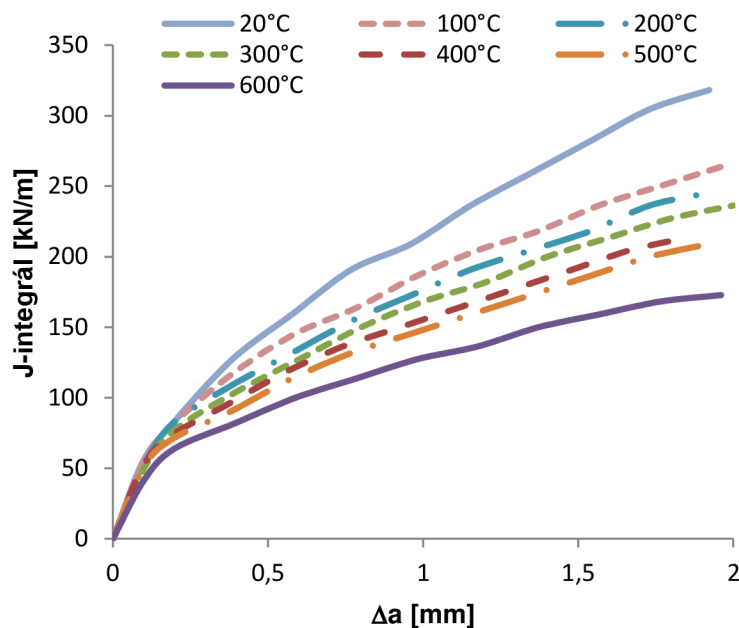
4.7. Měření lomové houževnatosti za vysokých teplot

S nárůstem provozní teploty u oceli klesají pevnostní charakteristiky (R_m , $R_{p0,2}$) a rostou deformační charakteristiky (A_5 , Z , $KCU3$) Obr. 32.



Obr. 32 Změna pevnostních a deformačních charakteristik s rostoucí teplotou [17].

U lomové houževnatosti dochází k podobnému poklesu hodnot jako u pevnostní charakteristiky. Trend poklesu hodnoty J-integrálu je ukázán v práci Seoka [18].



Obr. 33 Hodnoty J-integrálu při různých zkušebních teplotách pro ocel A516 Gr70 [18].

K poklesu mechanických, deformačních i lomových parametrů dochází u většiny austenitických a feritických ocelí v rozmezí teplot 200–400°C (oblast modrého žáru). V této oblasti teplot se vyskytuje nízkoteplotní popouštěcí křehkost. Přesná teplota popouštěcí křehkosti se odvíjí od chemického složení oceli. [19]. Dále se v této oblasti vyskytuje efekt dynamického stárnutí (DSA) a Portevin-LeChatelier efekt. DSA efekt je založen na difúzi intersticiálních atomů, které dočasně zakotví na dislokaci [20]. Deformovaná krystalová mřížka v okolí dislokace je energeticky výhodné místo pro umístění intersticiálního atomu. Portevin-LeChatelier efekt dává do souvislosti interakci intersticiálních atomů s pohyblivými dislokacemi [21]. Intersticiální atom působí jako překážka pro průchod dislokace. Oba vlivy se uplatňují v takovém rozsahu teplot, ve kterém není aktivační energie dostatečná pro pohyb dislokací, nicméně postačuje k pohybu intersticiálních atomů krystalovou mřížkou. Při nižších rychlostech zatěžování jsou projevy zmíněných vlivů více zřetelné [20].

5. Cíle práce

Cílem práce je v teoretické oblasti tvorba literární rešerše na téma určování lomové houževnatosti za vysokých teplot. V praktické oblasti si práce klade za cíl zjištění vlivu teploty, rychlosti deformace a velikosti tělesa na hodnoty lomové houževnatosti v tvárné oblasti porušení. Všechny výše uvedené vlivy mohou mít poměrně značný vliv na určené hodnoty lomové houževnatosti. Vliv rychlosti zatěžování může být výrazný především v oblasti teplot, kdy se uplatňují jevy dynamického stárnutí, a v oblasti vysokých teplot, kdy může docházet k významné relaxaci napětově-deformačního stavu v tělesech. Zkušebním materiálem byla zvolena ocel P91, která se používá pro potrubí, tlakové nádoby, výkovky a plechy pracující za teploty 550-650°C. Bylo vytyčeno dosažení následujících cílů:

- Stanovení mechanických vlastností oceli v rozsahu teplot 23–600°C, které jsou potřebné pro určení lomové houževnatosti.
- Stanovení vlivu velikosti tělesa za pokojové teploty na tělesech třech velikostí: 1T-CT, 0,5 T-CT a 0,25T-CT.
- Měření lomové houževnatosti odlehčovací a kontinuální metodou na tělesech velikosti 0,5T-CT v rozmezí teplot 23–600°C.
- Stanovení vlivu rychlosti deformace na J-R křivku při teplotě 600°C.
- Vyhodnocení výsledků měření a konstrukce J-R křivek.
- Fraktografická analýza tahových těles a těles lomové houževnatosti.
- Posouzení vlivu teploty a rychlosti zatížení na mechanické a lomové vlastnosti.

6. Experimentální část

6.1. Experimentální materiál

Pro výrobu zkušebních těles byla použita ocel P91. Jedná se o feritickou žárovečnou ocel mikrolegovanou vanadem, niobem a dusíkem. Její provozní použití je za teplot 550-650°C. Výhodou této oceli jsou [22]:

- vysoká žárovečnost a plasticita při tečení,
- vysoká teplotní vodivost a nízká teplotní roztažnost,
- zvýšená korozní odolnost v prostředí vodíku, vodní páry a zplodin hoření,
- dobré technologické vlastnosti,
- relativně nízká cena

Ocel byla dodána v podobě bezešvé trubky o rozměru $\varnothing 355,6 \times 35,71$, kterou dodala španělská firma Productos Tubulares. Chemické složení je uvedeno v Tab. 1, které je dáno normou ASTM A335 P91 [29]. Ocel byla tepelně zpracovaná normalizačním žiháním na teplotě 1050°C po dobu 230 minut a dále popuštěna při teplotě 780°C po dobu 5 hodin. Ocel P91 můžeme najít také pod označením T91 nebo X10CrMoVNb9-1 [23].

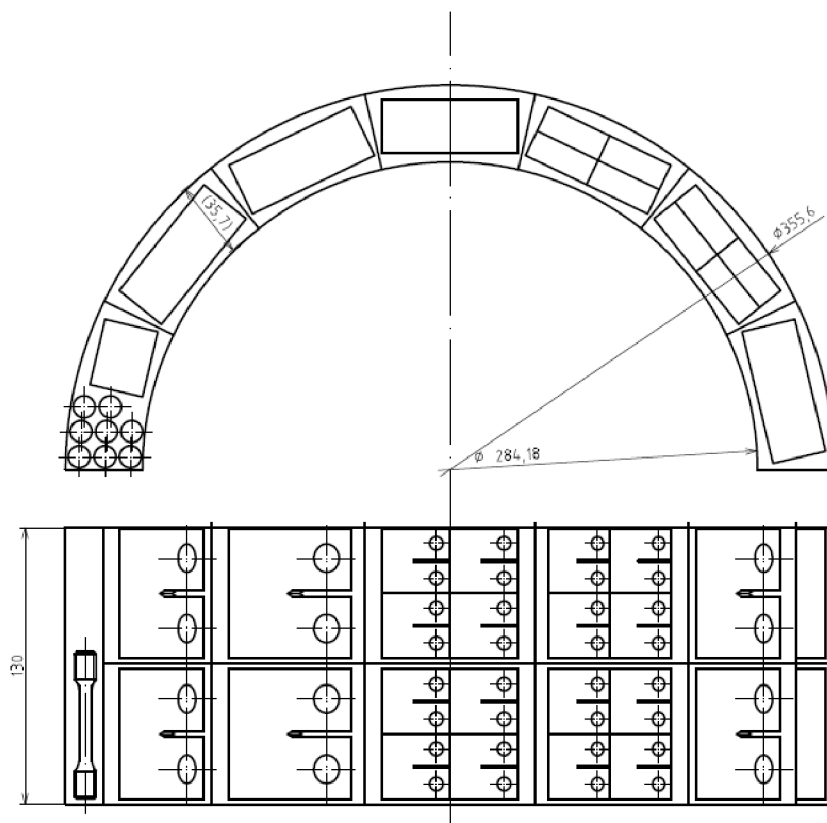
Tab. 1 Chemické složení oceli P91

Chemické složení %						
	C	Si	Mn	P	S	Al
ASTM A335	0,08-0,12	0,20-0,50	0,30-0,60	max. 0,020	max. 0,010	max. 0,04
Výrobce	0,111	0,36	0,5	0,017	0,006	0,039
	Cr	Mo	Ni	V	N	Nb
ASTM A335	8,00-9,50	0,85-1,05	max. 0,40	0,18-0,25	0,03-0,07	0,06-0,10
Výrobce	8,28	0,96	0,079	0,225	0,039	0,013

6.2. Řezný plán

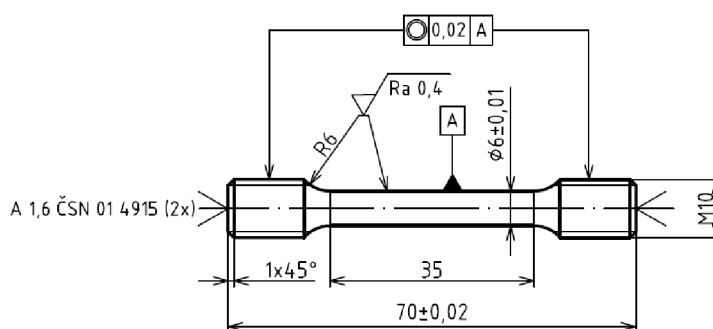
Z dodané ocelové trubky byly vyrobeny zkušební tělesa na měření lomové houževnatosti a tahových zkoušek. CT tělesa byla vyrobena ve 3 velikostech 0,25T, 0,5T a 1T. Orientace vrubu a nacyklované trhliny je kolmo k ose trubky L-C dle normy ASTM E1824 [24].

Tělesa byla vyrobena ze segmentů uvedených na Obr. 34. Tělesa 0,5T a 0,25T byla vyrobena ve vrstvách napříč k tloušťce trubky. Na Obr. 34 je vidět rozmístění 0,5T těles. Stejnou metodikou byla připravena tělesa 0,25T. Tělesa 0,25T a 0,5T byla připravena elektrojiskrovým obráběním. Při těchto velikostech tělesa je obtížné použití konvenčních metod obrábění. Na tělesech 1T byl zvolen jako počáteční vrub chevron. Na tělesech 0,5T a 0,25T byl vrub vyroben elektrojiskrově.



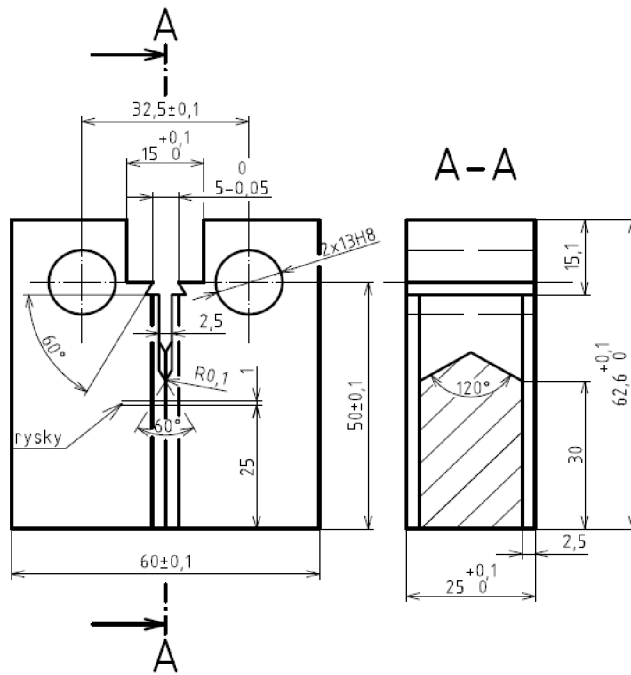
Obr. 34 Řezný plán.

Tělesa 1T (Obr. 36) a 0,5T (Obr. 37) jsou vyrobeny s břitý na linii zatížení. Toto řešení umožňuje přímé měření rozevření tělesa na linii zatížení. Tělesa 0,25T musela být z rozměrových důvodů, vyrobena s břitý na horní hraně tělesa, kvůli umístění dostupného snímače rozevření v laboratoři (Obr. 38). Minimální měrná délka rozevření vysokoteplotního snímač byla 5 mm. Tyto naměřené hodnoty je potřeba přepočítat pomocí podobnosti trojúhelníku na linii zatížení (kap. 4.3.).

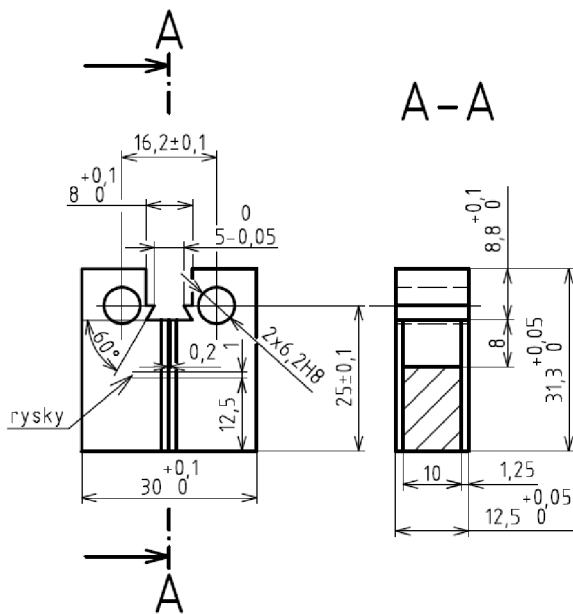


Obr. 35 Rozměry tahového zkušebního tělesa.

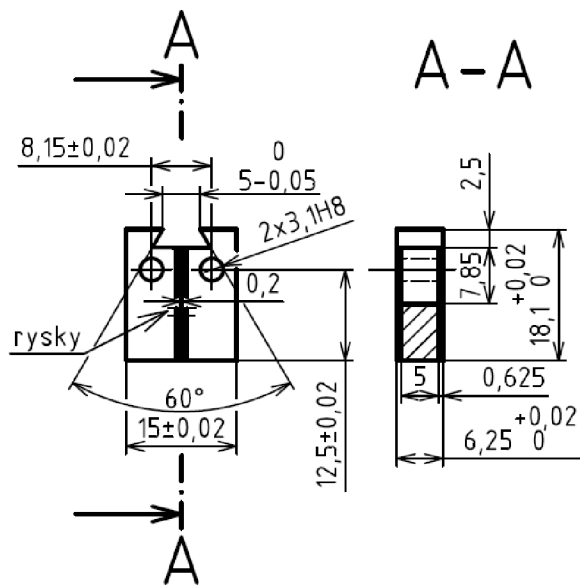
Pro potřeby zkoušení byly vyrobeny 3 kusy 1T-CT tělesa, 16 kusů 0,5T-CT, 2 kusy 0,25T a 6 kusů těles pro tahovou zkoušku. Z výsledků tahových zkoušek byly určeny dodatečné parametry pro výpočet lomové houževnatosti.



Obr. 36 1T-CT těleso.



Obr. 37 0,5T-CT těleso.



Obr. 38 0,25T-CT těleso.

6.3. Zařízení, metody a měření experimentů

Měření a vyhodnocování experimentů bylo prováděno v laboratořích Ústavu fyziky materiálu Akademie věd Brno [25].

6.3.1. Příprava zkušebních těles pro měření lomové houževnatosti

Zkoušky se provádí na univerzálních zkušebních strojích. Během zkoušky se měří parametry síla a přemístění (průhyb tělesa q nebo rozevření vrubu v). Z naměřených hodnot F - v (F - q) se určují provizorní hodnoty (K_Q , J_Q). Hodnoty musí splňovat příslušné podmínky, aby byla zaručena platnost určovaných charakteristik (parametrů). Metodika určování lomové houževnatosti je předepsána příslušnými standardy, např. mezinárodní ISO 12135 [12] a americký ASTM E1820 [9]. V této práci bylo použito ASTM standardu.

Před měřením musí být zkušební tělesa opatřena ostrou trhlinou. Nejlepší možností výroby ostré trhliny je pomocí cyklického zatěžování na únavových strojích [26]. Těleso před samotným cyklováním musí být opatřeno počátečním vrubem (kap. 4.5.). Z důvodu optického monitorování délky trhliny v tělesech na jejich vnějších stranách byla zkušební tělesa v oblastech pod vrubem vyleštěna. U zkušebního tělesa 0,25T se prováděla úprava celého povrchu tělesa z důvodu špatné manipulace na brusných přístrojích. U 1T a 0,5T zkušebního tělesa se prováděla úprava povrchu pouze pod počátečním vrubem a malá oblast předpokládané iniciace trhliny se obušovala diamantovou pastou. To usnadňovalo pozorování šířící se trhliny na únavovém stroji.

Tab. 2 Hodnoty sil a počty cyklů při přípravě zkušebních těles.

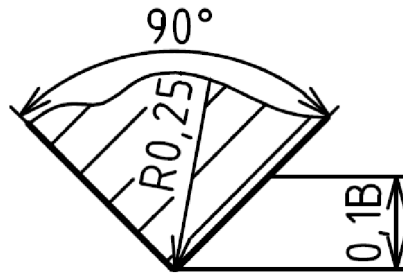
Velikost CT tělesa 0,25T			
F_{stat} [kN]	F_{dyn} [kN]	F_{max} [kN]	$n_{cyklů}$
0,77	0,63	1,4	100 tis.
0,66	0,54	1,2	100 tis.
Velikost CT tělesa 0,5T			
F_{stat} [kN]	F_{dyn} [kN]	F_{max} [kN]	$n_{cyklů}$
3,3	2,7	6	30 tis.
2,85	2,25	5,1	60 tis.
1,87	1,53	3,4	150 tis.
Velikost CT tělesa 1T			
F_{stat} [kN]	F_{dyn} [kN]	F_{max} [kN]	$n_{cyklů}$
13	8	21	85 tis.
9	6	15	60 tis.
6,5	4	10,5	55 tis.

Cyklické zatěžování probíhalo podle velikosti těles na 2 únavových strojích Amsler 2 HFP a Schenck PVQ. Vždy se jednalo o pulzující tahové zatížení. Standardní tělesa 1T byla zatěžována na stroji Schenck PVQ, který má statické zatížení do 36kN a amplitudu zatížení až 30kN. 0,25T a 0,5T byla zatěžována na stroji Amsler 2 HFP s rozsahem statického zatížení 20kN a amplitudu zatížení až 25kN [25]. U všech cyklovaných těles vyšla hodnota $K_{max} = 23 \mp 0,43 MPa\sqrt{m}$.

Zátěžné síly s přibližnými počty cyklů jsou uvedeny v Tab. 2. Snižující se zatížení zaručuje malou plastickou zónu před čelem trhliny. Při cyklování trhliny musí být splněna podmínka platnosti daná rovnicí (17). Hodnota K_Q je vypočtena [9]:

$$K_Q = \sqrt{\frac{EJ_Q}{(1 - \nu^2)}} \quad (41)$$

kde ν – Poissonovo číslo, E – modul pružnosti, J_Q – provizorní hodnota J-integrálu. Indikací růstu trhliny naznačuje pokles frekvence při cyklování. Frekvence při cyklování se odvíjí od velikosti tělesa. U těles 0,25T a 0,5T byly dosažený pokles frekvence ze 76 Hz na 68 Hz. U 1T tělesa začínala frekvence cyklování na 42Hz a cyklování končilo při frekvenci 34Hz.



Obr. 39 Geometrie zubu frézy použité pro přípravu bočních vrubů.

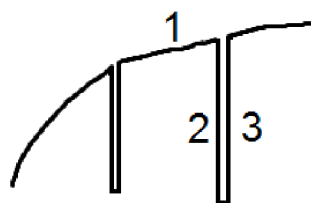
Po nacyklování byla všechna tělesa opatřena bočními vruby (S.G.) Geometrie S.G. je na Obr. 39, kde 0,1B značí hloubku bočního vrubu v závislosti na tloušťce zkušební tělesa.

6.3.2. Tahové zkoušky

Měření tahových zkoušek probíhalo dle standardů ČSN EN 10002-1 [27] a ČSN EN 10002-5 [28]. Měření probíhalo na univerzálním zkušebním tělese Zwick/Roell Z050 [25] s rozsahem sil do 50kN. Zkušební těleso, Obr. 35, mělo měrnou délku 30 mm. Pro měření měrné délky byl použit za pokojové teploty průtahoměr a za zvýšené teploty extenzometr s keramickými ramínky. Tahové zkoušky byly prováděny za teploty 20°C, 300°C, 400°C, 500°C a 600°C. Některé pevnostní charakteristiky za zvýšené teploty byly naměřené dříve. K ohřevu zkušebních těles se použila tři-zónová pec firmy Maytec s teplotním rozsahem do 1200°C. Řízení zkoušky bylo pomocí posunu příčniku rychlostmi 1, 0,1 a 0,01 mm/min. Celkem bylo provedeno šest tahových zkoušek. Dvě zkoušky tahových těles byly provedeny při teplotě 300°C a rychlosti zatížení 1 mm/min. Při stejné rychlosti byly rovněž realizovány tahové zkoušky při 600°C. Při teplotě 600°C byl také stanovován vliv rychlosti zatěžování a to prostřednictvím zkoušky při rychlosti 0,1 mm/min a rychlosti 0,01 mm/min. Měření rozměrů přelomených tahových těles bylo provedeno na dílenském mikroskopu Mitutoyo [25].

6.3.3. Zkoušky lomové houževnatosti

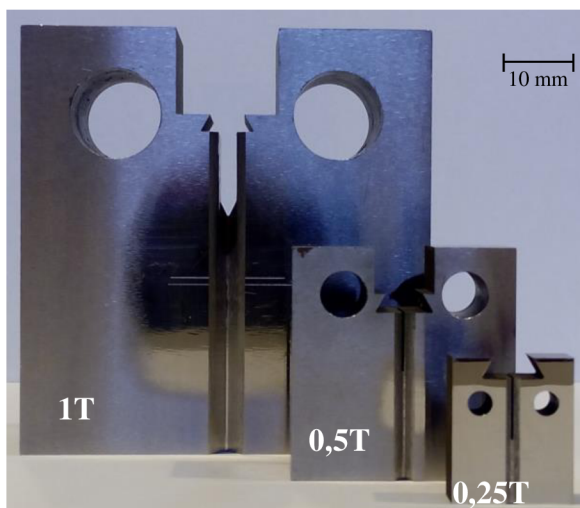
Zkoušky lomové houževnatosti byly prováděny pro získání J-R křivek pro různé teploty 23°C, 300°C, 400°C, 500°C a 600°C na zkušebním tělese 0,5T. Dále pak při pokojové teplotě (23°C) pro tělesa velikosti 1T a 0,25T-CT. Zkoušky byly prováděny na univerzálním zkušebním stroji Zwick/Roell Z050 v případě těles velikosti 0,5T a 0,25T. Testy tělesa velikosti 1T byly provedeny na zkušebním stroji Zwick/Roell Z250. Pro konstrukci R-křivky byla použita metoda jednoho tělesa. Při prvním testu bylo provedeno určení správných zatěžovacích a odlehčovacích parametrů.



Obr. 40 Cykly při odlehčovací metodě.

Odlehčovací metoda se skládá ze tří kroků, Obr. 40, které tvoří jeden ucelený cyklus. Tento cyklus se v průběhu zatěžování tělesa opakuje. Kroky jsou tvořeny těmito způsoby zatížení: zatížení, odlehčení a znovu zatížení na původní zatížení před odlehčením. Zkouška byla řízena deformačně pohybem příčnicku a odlehčení bylo o 25% aktuální síly.

Při pokojové teplotě byly měřeny všechny tři velikosti těles rychlostí příčnicku odlehčovací metodou $0,2 \text{ mm/min}$. Tři tělesa 0,5-CT byla zkoušena kontinuální metodou do předem určené hodnoty otevření kvůli ověření určování délky trhliny pomocí metody jednoho tělesa. V rozmezí teplot 300 až 600°C byly zkoušky z prostorových důvodů prováděny výhradně na tělesech velikosti 0,5T (viz dále). Vliv rychlosti zatěžování byl opět realizován na tělesech velikosti 0,5T při 600°C rychlostí zatěžování $2, 0,2$ a $0,02 \text{ mm/min}$. Zkoušky za zvýšených teplot byly prováděny na zkušební stroji Zwick/Roell Z050 vybaveným třízónovou rozevírací pecí firmy Maytec. Maximální velikost volného prostoru v peci dovolila umístění pouze tělesa velikosti 0,5-CT. Kromě prostorových důvodů by v této peci nemohl být realizován test 1T tělesa i kvůli maximálnímu silovému rozsahu stroje Zwick/Roell Z050, který je 50 kN . K měření rozevření tělesa se použil ramíkový snímač otevření typu 3548-COD-005M-120M-ST od firmy Epsilon (Obr. 42) pracující v rozsahu teplot 10°C až 1200°C . Rozsah rozevření snímače je do 6 mm , měrná délka 5 mm . Snímač byl upevněn mezi břity na linii zatížení tělesa Obr. 41.

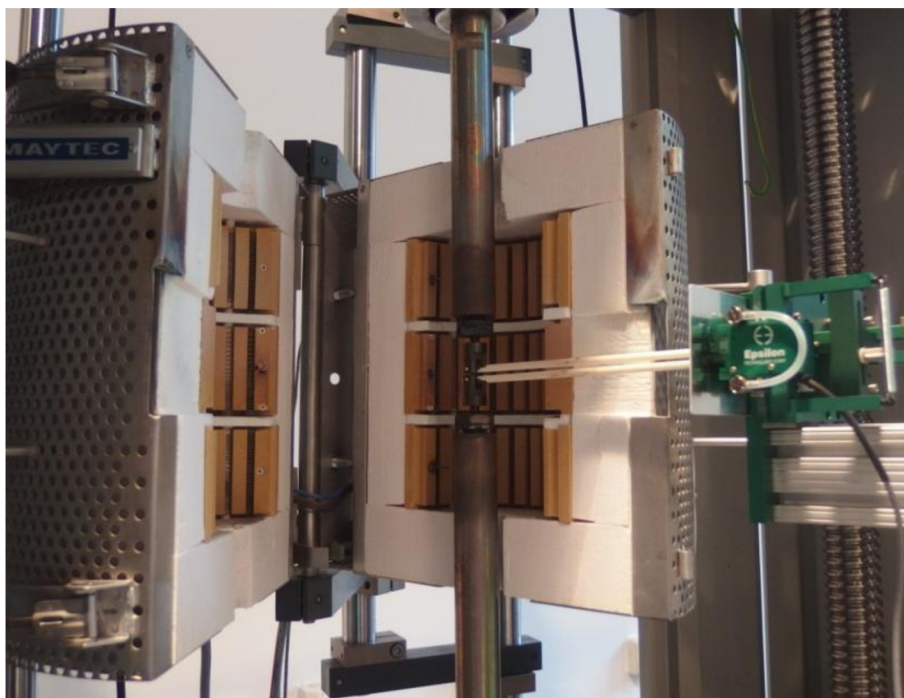


Obr. 41 Zkušební tělesa 1T, 0,5T a 0,25T pro měření lomové houževnatosti.

Díky geometrii S.G. Obr. 39 nedochází v průběhu zkoušek k omezení rozevření tělesa. U úhlu S.G. menší než 90° hrozí při rozevírání tělesa ke kolizi s horní hranou S.G..

Pro ověření měřených hodnot byla provedena zkouška na standartním tělese (1T-CT) a porovnány hodnoty z předchozího měření na polovičních zkušebních tělesech. Zkouška standartního tělesa byla prováděna na větším stroji Zwick/Roell Z250 [25]. Rozevření bylo

snímáno pomocí snímače model 632.03C-21 od firmy MTS. Snímáš má předepnutá ramínka a umisťuje se mezi bříty tělesa Obr. 41. Snímač je vhodný pouze pro měření za pokojové teploty. Rozsah snímače je do 12 mm. Bylo použito stejných parametrů jako při měření na 0,5T tělesech.



Obr. 42 Ukázka měření lomové houževnatosti za zvýšené teploty [10].

Dále na menším zkušebním stroji Zwick/Roell Z050 byly provedeny další zkoušky pomocí kontinuálního zatížení pro vyhodnocení normalizační metody (kap. 4.4.). Rozdíl proti odlehčovací metodě je v délce trvání zkoušky. Odlehčovací metoda trvá průměrně 3 krát déle oproti měření při kontinuálním zatížení. Zkušební tělesa měřená za pokojové teploty byla obarvena v peci na 250°C pro snazší identifikaci přírůstku délky trhliny Δa . Zkušební tělesa měřená za zvýšené teploty nepotřebovala další obarvování, obarvila se v průběhu testu sama. Z důvodu malého ovlivnění lomové plochy, byla zkušební tělesa podchlazována v tekutém dusíku a pak křehce dolamována na univerzálním zkušebním stroji.

Na zlomených polovinách těles (Obr. 46) byla měřena počáteční délka trhliny a_0 . Přírůstek délky trhliny Δa byl měřen na devíti místech podél tloušťky tělesa a vyhodnocen pomocí váženého průměru dle ASTM E1820-08 [9]. Při měření přírůstu tvárného natržení Δa byla porovnávána metoda váženého průměru s metodou měření plochy přírůstku délky trhliny. Z výsledku měření je patrné, že rozdíl v metodách je $\pm 50\mu\text{m}$. Při výpočtu R-křivky se brala v úvahu pouze hodnota Δa z váženého průměru dle ASTM E1820 [9].

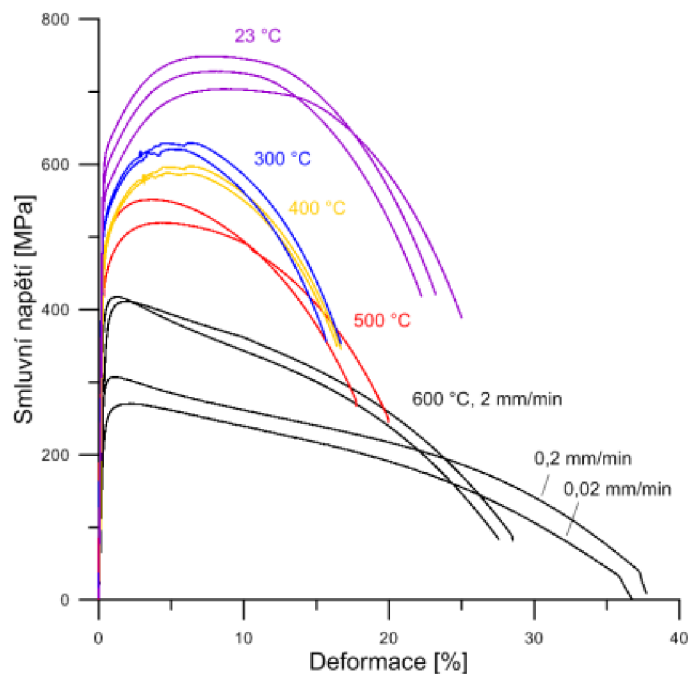
6.3.3. Fraktografická analýza

Frakografická analýza lomových ploch CT těles byla provedena při malých zvětšení (do 4,5 \times) pomocí stereomikroskopu vybaveného digitální kamerou. Pro větší zvětšení (10 \times až 500 \times) byl použit rastrovací elektronový mikroskop od firmy JEOL JSL-6460.

7. Výsledky

7.1. Výsledky tahových zkoušek

Na Obr. 43 jsou vyneseny tahové křivky.



Obr. 43 Tahové křivky

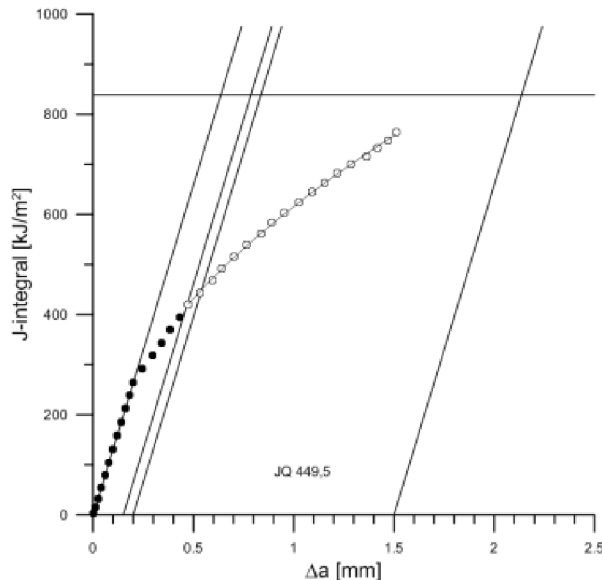
Tahové zkoušky vyšly podle očekávání deklarované výrobcem [29]. Z Obr. 43 je patrný pokles mechanických vlastností s nárůstem teploty. Mechanické vlastnosti klesají od 23°C až do 600°C. Deformační vlastnosti klesají od 23°C do hodnoty 400°C a dále deformační vlastnosti začínají růst. Hodnoty z tahových zkoušek jsou uvedeny v Tab. 3. Na Obr. 43 jsou vyneseny hodnoty i pro 3 různé rychlosti zatěžování při teplotě 600°C. Některé změřené tahové zkoušky byly převzaty z práce Lokvence [10].

Tab. 3 Výsledky tahových zkoušek

Těleso	T	$R_{p0,2}$	R_m	E	A	Z	$R_m/R_{p0,2}$
	[°C]	[MPa]	[MPa]	[GPa]	[%]	[%]	[-]
1	20	560,9	704,9	212,5	27,3	74,7	1,26
2	20	615,3	747,1	201,2	25,9	72,1	1,21
3	20	592,5	729,5	199,2	24,6	72,2	1,23
4	300	517,7	621,3	211,2	17,3	72,4	1,22
5	300	524,1	628,4	189,7	17,6	73,4	1,22
6	400	490,4	597,1	193,1	18,3	72,6	1,22
7	400	480,5	588,2	193,8	17,7	72,2	1,22
8	500	479,2	552,3	186,5	19	75,8	1,15
9	500	436,1	519,8	180	21,8	77,3	1,19
10	600	375,2	411,9	135,9	26,4	90,6	1,1
11	600	398,5	417,6	140,3	28,8	91	1,05

7.2. Výsledky J-R křivek

J-R křivky byly stanoveny podle normalizační a odlehčovací metody uvedené v kap. 4.4. Na Obr. 44 je předložena J-R křivka určená při 23°C. Plné značky značí nepoužití bodů pro proložení regresní funkcí. Prázdné body jsou proloženy regresní funkcí (36). Konstrukce J-R křivky byla provedena dle kap. 4.4..



Obr. 44 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P53, 23°C.

J-R křivky dalších těles změřených za pokojové a zvýšených teplot jsou obsaženy v příloze. V Tab. 4 jsou uvedené základní data jednotlivých těles spolu s provizorními hodnotami J-integrálu J_Q . Hodnota J_Q je odečtena z čáry otupení $\Delta a = 0,2 \text{ mm}$. Platná hodnota J_{IC} musí splnit podmínku platnosti dle ASTM E1820 [9].

Tab. 4 Základní naměřené rozměry těles a vyhodnocené hodnoty J_Q

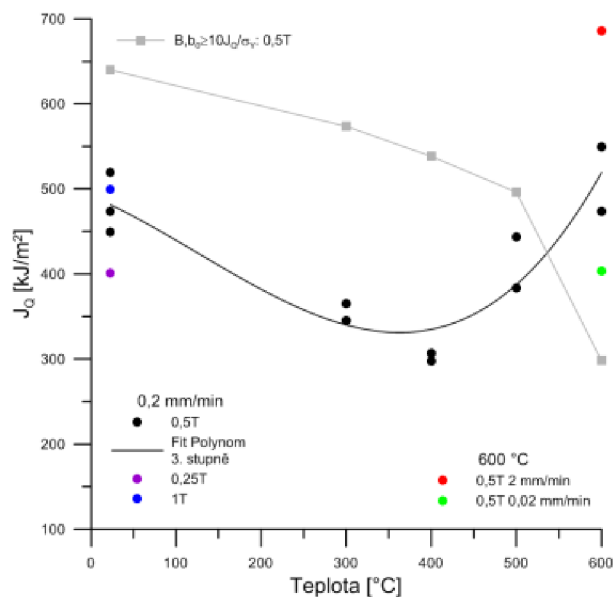
Těleso	T	$\dot{\epsilon}$	B	B_N	W	Δa	b_0	J_Q	$B_N, b_0 \geq 10J_Q/\sigma_y$	$J_Q = J_{IC}$
	°C	mm/min	mm	mm	mm	mm	mm	kJ/m ²	mm	
P56	23	0,20	12,52	9,820	25,0	2,005	11,091	473,7	7,199	ano
P53	23	0,20	12,52	9,915	25,0	1,508	9,546	449,5	6,831	ano
P58	23	0,20	12,52	9,820	25,0	1,423	11,154	519,3	7,892	ano
PL25*	23	0,20	25,01	20,158	50,0	2,161	23,262	499,1	7,585	ano
P8**	23	0,20	6,13	4,980	12,5	1,124	5,128	400,8	6,091	ne
P52	300	0,20	12,50	10,063	25,0	2,204	10,871	345,2	6,024	ano
P54	300	0,20	12,51	9,954	25,0	2,388	11,254	365,0	6,370	ano
P51	400	0,20	12,50	9,982	25,0	1,862	10,923	306,8	5,692	ano
P514	400	0,20	12,50	9,990	25,0	2,208	10,909	297,3	5,516	ano
P512	500	0,20	12,51	10,020	25,0	2,047	11,454	383,7	7,720	ano
P517	500	0,20	12,50	9,946	25,0	2,121	11,199	443,2	8,918	ano
P55	600	0,20	12,50	9,856	25,0	1,474	10,867	473,7	15,790	ne
P513	600	0,20	12,51	10,020	25,0	1,461	11,190	549,7	18,323	ne
518P	600	0,02	12,50	9,833	25,0	1,394	11,443	403,5	15,284	ne
P518	600	2,00	12,50	9,940	25,0	1,440	11,223	685,8	17,060	ne

* - standartní těleso; ** - čtvrtinové těleso [10]

Podmínky platnosti jsou vztaženy na dvě velikosti zkušební tělesa. Konkrétně se jedná o velikost nedolomené části zkušební tělesa před začátkem zkoušky b_0 a šířku zkušební tělesa B_N . Menší z velikostí je dominantní při ověření platnosti. Podmínka platnosti se řídí lineární poklesem podle velikosti zkušební tělesa. Lineární pokles podmínky platnosti platí za předpokladu, že jsou zkušební tělesa měřena za stejné teploty a $\sigma_y = konst.$. Tento trend je viditelný na Obr. 47, kde pokles hodnot v závislosti na tloušťce zkušební tělesa, odpovídá přímkové závislosti. V Tab. 4 vidíme, že platných hodnot J_{IC} nedosáhla zkušební tělesa měřená za teploty 600°C a čtvrtinové těleso P8 změřené za teploty 23°C. Ostatní zkušební tělesa splnila podmínku platnosti a hodnota $J_Q = J_{IC}$.

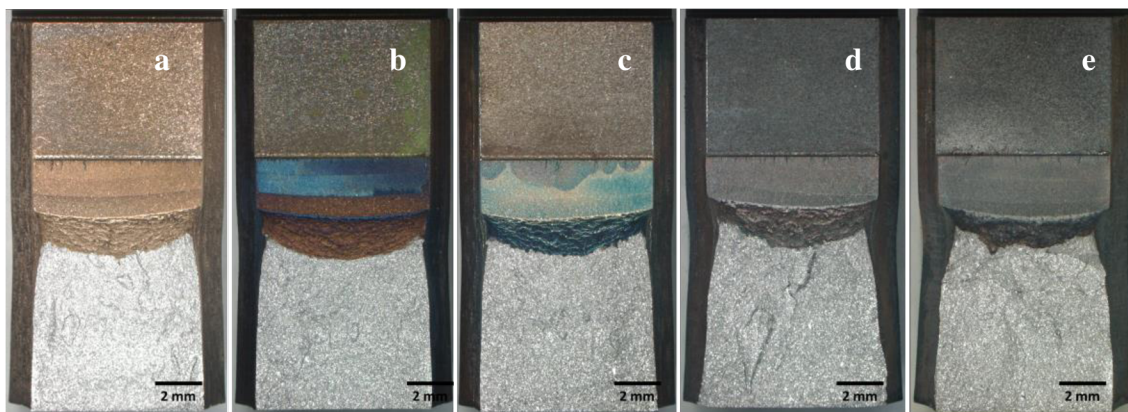
Vliv teploty na vypočtenou hodnotu J_Q

Všechny hodnoty J_Q (Tab. 4) jsou vyneseny v závislosti na teplotě na Obr. 45. Z Obr. 45 je viditelný pozvolný pokles hodnoty J_Q od teploty 23°C do 400°C, kde se nachází minimální hodnoty J-integrálu. Od teploty 400°C následuje růst hodnoty J_Q do teploty 600°C. Při teplotě 23°C a 500°C lze odečíst podobné hodnoty J_Q . Všimněme si hodnot v pravé části Obr. 45, kde jsou vyneseny hodnoty J_Q při rozdílných rychlostech zatěžování.



Obr. 45 Závislost hodnot J_Q na teplotě.

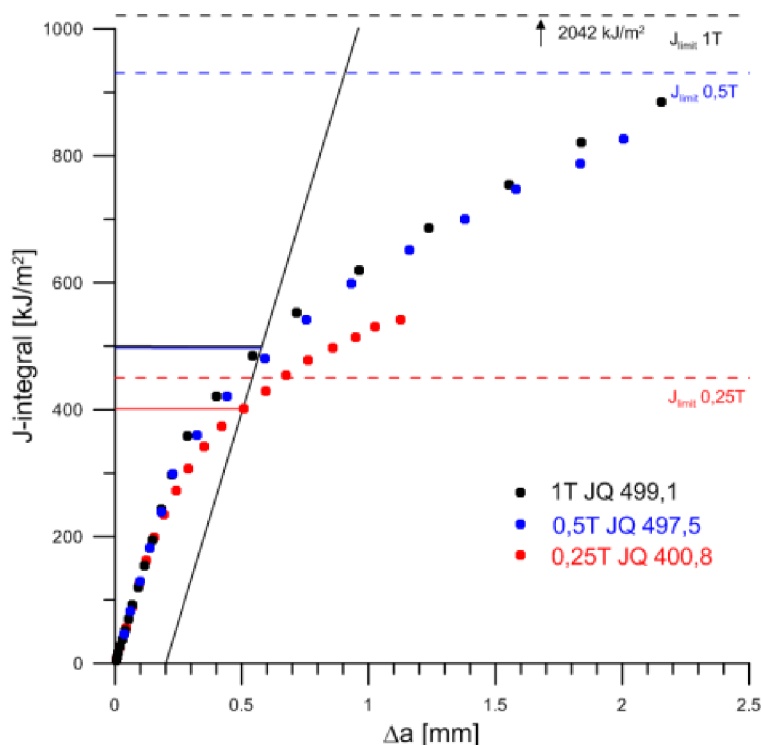
Vzhled lomových ploch je na Obr. 46. Z lomových ploch je patrná obdobná velikost počáteční délky trhliny a_0 a přibližně stejný přírůstek délky trhliny Δa . Dále je patrný vzrůst plastické deformace pod nedolomenou částí zkušební tělesa za teplot 500°C a 600°C. Při teplotách 23°C, 300°C a 400°C je velikost plastické deformace pod nedolomenou částí tělesa téměř identická.



Obr. 46 Lomové plochy 0,5T těles: a) 23°C, b) 300°C, c) 400°C, d) 500°C, e) 600°C

Vliv velikosti tělesa na hodnotu J-integrálu

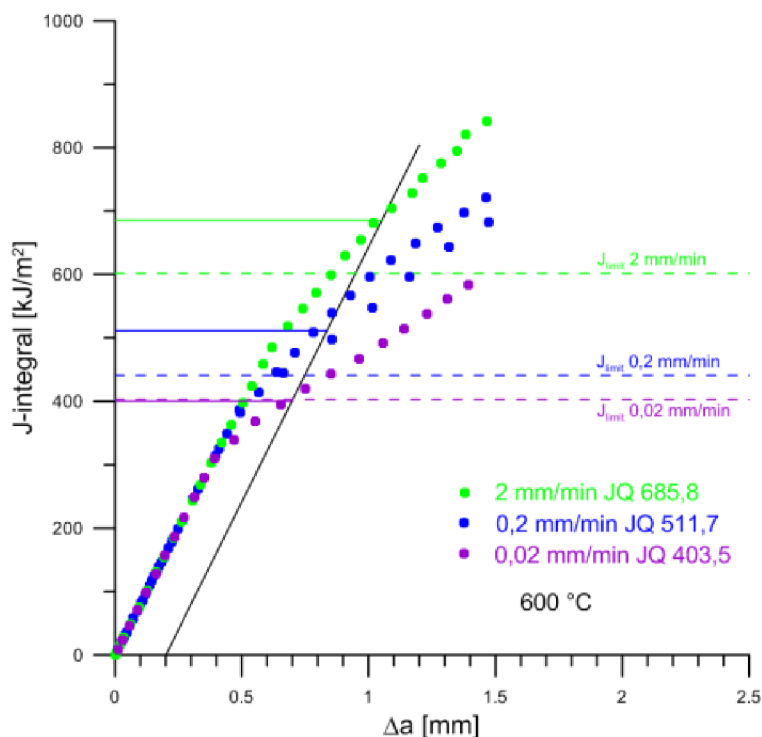
Vypočtené hodnoty J-R křivek pro velikosti těles 0,25T, 0,5T a 1T měřené za pokojové teploty jsou vyneseny do Obr. 47, kde je pozorovatelný vliv velikosti na zkušební těleso. U těles 0,5T a 1T je dosahováno stejné hodnoty J-integrálu. U tělesa 0,25T je viditelný dřívější odklon od čáry otupení a vypočtená hodnota J_Q je nižší asi o 20%. Pro každou velikost zkušebního tělesa je uvedena limitní hodnota J-integrálu (37) v Obr. 47.



Obr. 47 J-R křivky určené za teploty 23°C pro tělesa velikosti 1T, 0,5T, 0,25T.

Vliv rychlost zatěžování za zvýšené teploty na hodnotu J-integrál

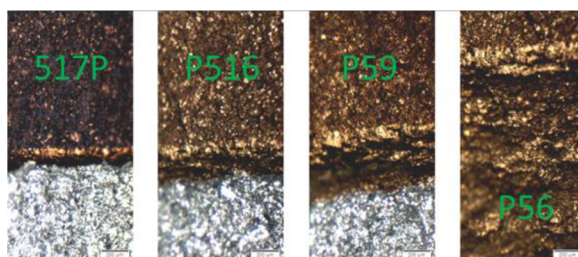
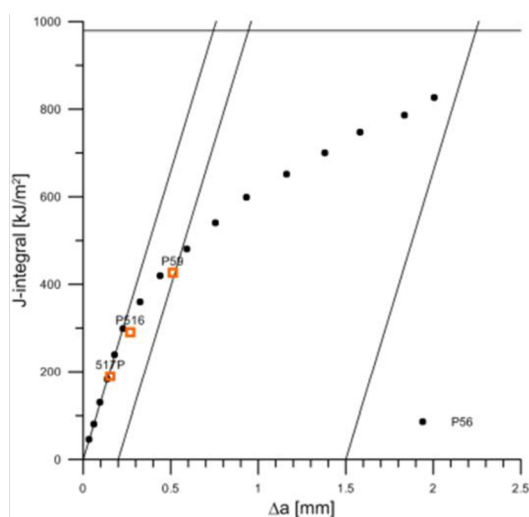
Za teploty 600°C proběhly čtyři měření na 0,5T tělesech při rozdílných rychlostech zatěžování 2 mm/min, 0,2 mm/min a 0,02 mm/min. Na Obr. 48 je patrný pokles hodnoty J-integrálu při poklesu rychlosti zatěžování. Trend je takový, že nižší rychlost zatěžování způsobuje nižší hodnoty J-integrálu.



Obr. 48 J-R křivky určené při teplotě 600 °C při různých rychlostech zatěžování.

Vliv velikosti rozevření na otupení čela trhliny

Při měření lomové houževnatosti bylo provedeno šest měření za teploty 23 °C do odlišné velikosti rozevření zkušebního tělesa. Všechna měření byla provedena na tělesech o velikosti 0,5T. Byl pozorován rozvoj otupení v závislosti na rozevření tělesa.

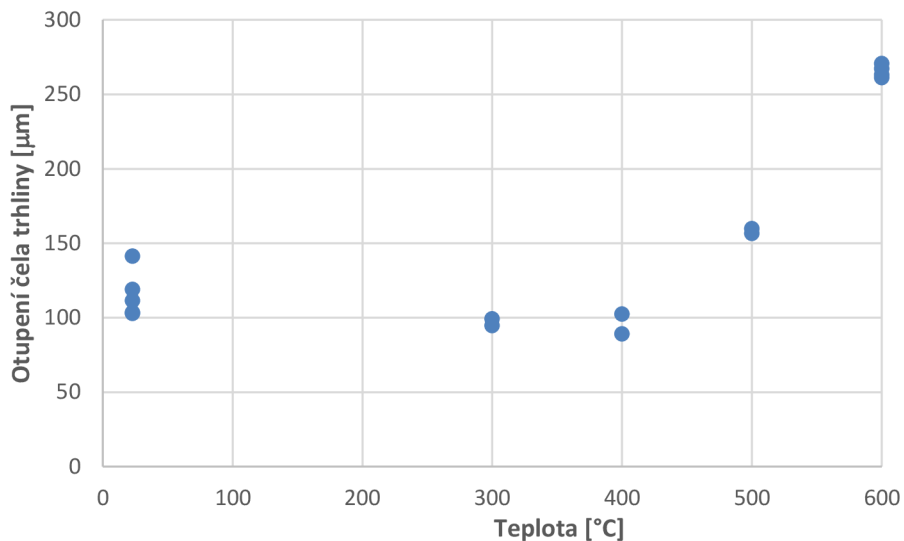


Obr. 49 J-R křivka při teplotě 23 °C s rozvojem otupování čela trhliny.

Z Obr. 49 je viditelné, že otupení je lépe pozorovatelné a rozeznatelné na lomové ploše při menších velikosti rozevření z tělesa. Při větších úrovních rozevření dochází k postupnému natažení otupeného čela trhliny a rozdíl mezi otupením a tvárným natržením se stává méně zřetelný. Pak je velice obtížně rozlišitelné, zdali se jedná o otupení čela trhliny nebo o přírůstek délky trhliny.

Vliv teploty na otupení čela trhliny

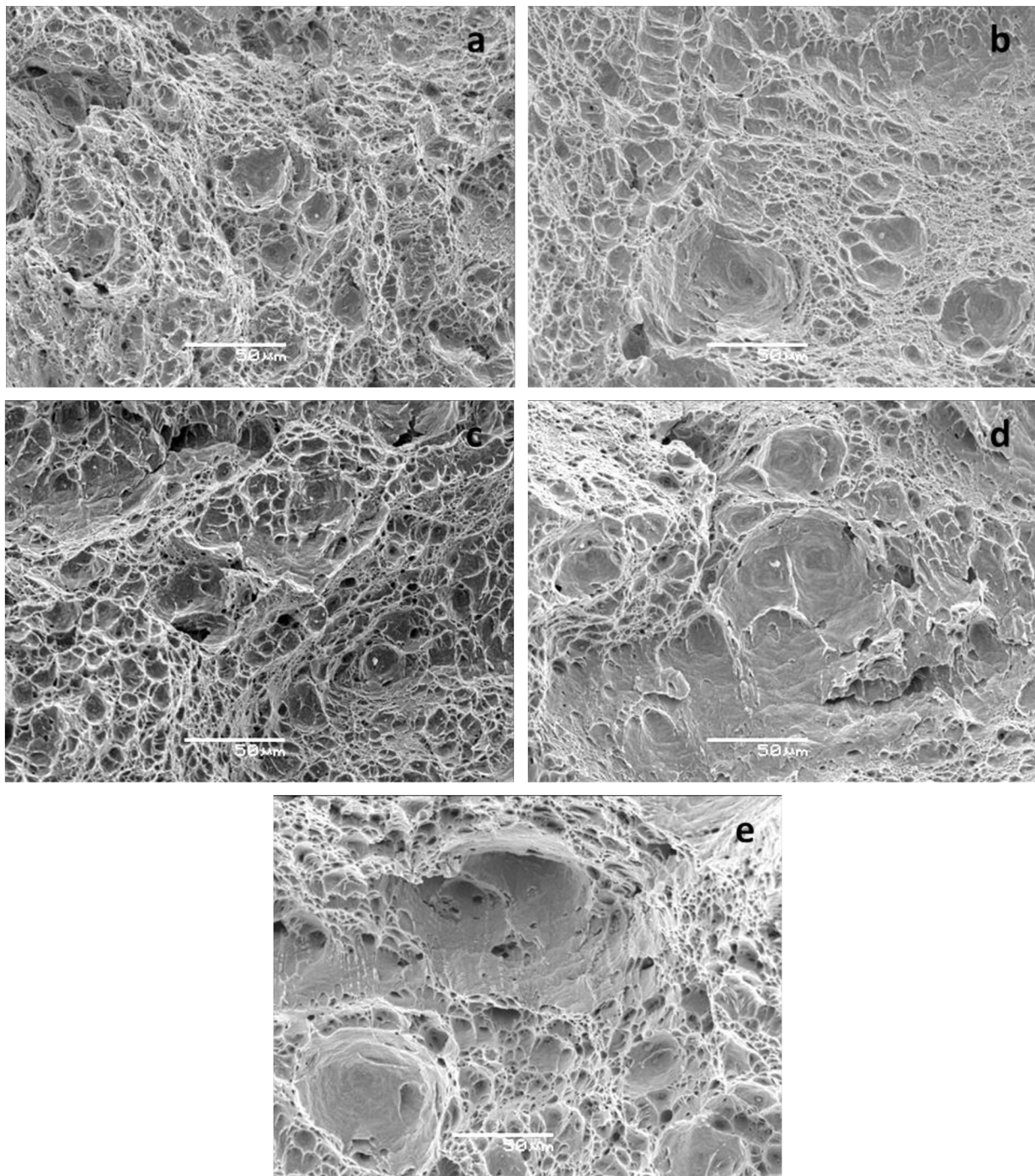
Z testů prováděných na zkušebních tělesech 0,5T za rozdílných teplot, byly změřeny otupení na čele trhliny. Tyto hodnoty jsou změřené z konečného rozevření těles při testu. Proto se bude lišit naměřená hodnota otupení čela trhliny od vypočtené hodnoty z normalizační a odlehčovací metody. Z Obr. 50 je patrné, že nejmenšího otupení je dosaženo při teplotách 300°C a 400°C. Nejvyšších hodnot otupení je dosaženo při 500°C a 600°C.



Obr. 50 Závislost změny velikosti otupení na čele trhliny na teplotě.

Fraktografie CT těles

Vzhled lomových ploch byl pozorován na SEM mikroskopu při zvětšení 100x a 500x. Pozorování byla podrobena tělesa od 23°C do 600°C. Na fotografiích ze SEM mikroskopu je patrná změna otupení čela trhliny při různých teplotách Obr. P1 (v příloze). Na kolmém pohledu k lomové ploše u teplot 500°C a 600°C, je patrné prohnutí lomové plochy od počáteční délky trhliny k finální délce trhliny. U ostatních teplot nebyl tento tvar lomových ploch pozorován. Při detailnějším pohledu na lomové plochy je vidět, že se jedná o tvárné porušení s jamkovou morfologií Obr. 51. Jamky nukleovaly na částicích, které v některých případech zůstaly na dně jamek Obr. 51 c). U tělesa měřeného za teploty 600°C je členitá lomová plocha s velkým počtem dominantních jamek. Od teploty 500°C je pozorovatelné výrazné protáhnutí jamek. Kolem dominantních jamek si můžeme povšimnout tečení materiálu. To je dáno absencí mikro dutin kolem dominantních dutin ve směru rozevírání tělesa. U pozorovaných těles při teplotě 300°C a 400°C je patrný rozdíl v počtu a velikosti jamek. Při teplotě 300°C mají jamky nejmenší velikost. Za teploty 400°C jsou pozorovatelné smykové hřebeny mezi jednotlivými jamkami.

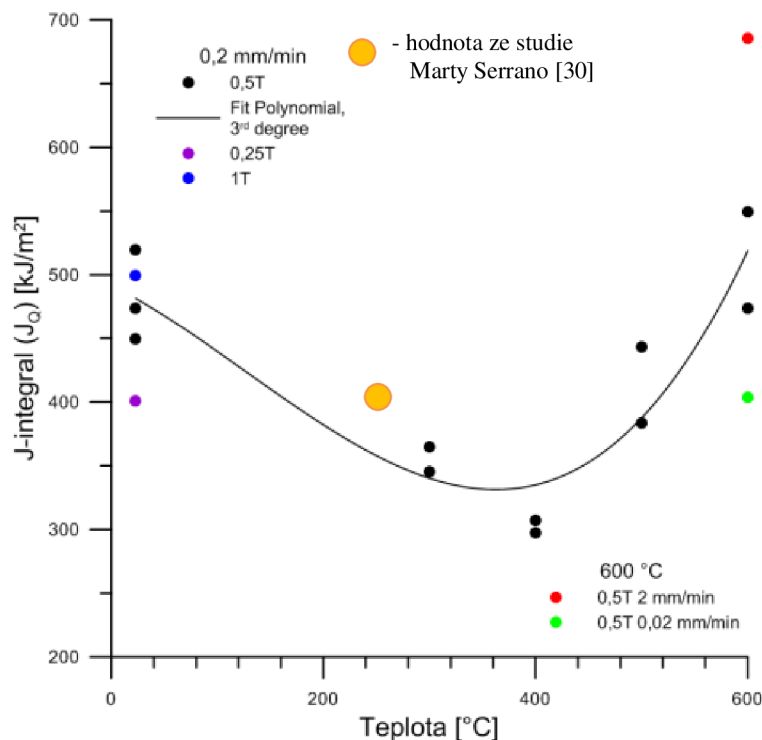


Obr. 51 Lomové plochy těles pod čelem otupení, zvětšeno 500x,
a) 23°C b) 300°C c) 400°C d) 500°C e) 600°C.

8. Diskuze výsledků

Získané hodnoty J_Q jsou diskutovány a porovnány s výsledky ostatních autorů uvedenými níže.

Hodnoty J_Q jsou srovnávány s prací Serrano [30]. Hodnoty J_Q byly v její práci měřeny na tělese 0,5T s bočními vruby při identických rychlostech zatěžování za teploty 250°C. V této práci nebylo měření lomové houževnatosti při 250°C realizováno. Při srovnání hodnot J_Q při teplotě 250°C a 300°C jsou průměrné hodnoty rozdílné o přibližně 18%. Pokles hodnoty J-integrálu při teplotě 300°C je způsoben DSA efektem. Při vynesení hodnoty do Obr. 52 vidíme, že hodnota leží mírně nad určenou závislostí J-integrálu na teplotě.



Obr. 52 Závislost hodnot J-integrálu na teplotě.

V práci Shashank Dutt a kol.[31] měřili autoři lomovou houževnatost na zkušebních tělesech velikosti 1T při teplotách 25°C, 380°C, 550°C a 620°C. Rychlost zatěžování byla 0,01 mm/min. V diplomové práci byla převážně použita rychlost zatížení 0,2 mm/min. Hodnoty J_Q v práci [31] dosahují rozdílných hodnot oproti námi vypočteným hodnotám J_Q . To může být způsobeno právě rozdílnou rychlostí zatěžování. Jediné těleso 518P měřené při podobné rychlosti zatěžování 0,02 mm/min a podobné teplotě zkoušky, odpovídá vypočtené hodnotě $J_Q = 403,5 \text{ kJ/m}^2$. Ostatní hodnoty dosahují výrazně nižších teplot J-integrálu.

V práci Sasikala [32] jsou měřené hodnoty na zkušebních tělesech velikosti 1T při rychlosti zatěžování 0,1 mm/min. Při porovnání hodnot dosahujeme v průměru o 40% vyšších hodnot J_Q .

V práci Yoon [33] měřili lomovou houževnatost za teploty 23°C a 280°C na CT tělesech bez dalšího udání velikosti tělesa a rychlosti zatěžování. Při porovnání hodnot měřené za teploty 23°C, dosahujeme totožné hodnoty J_Q . Při teplotě 280°C byly v práci [33] určeny hodnoty o 30% vyšší ve srovnání s touto prací.

Vliv teploty na vypočtenou hodnotu J_Q

Teplotní závislost lomové houževnatosti v oblasti měřených teplot 23°C až 600°C odpovídá trendu měřených hodnot na jiných typech ocelí. Ve všech případech je patrný pokles hodnoty J_Q při teplotě 300°C a 400°C. Ve studii [31] je také patrný pokles hodnot J_Q při teplotě 380°C. Tento pokles vypočtených hodnot je znám pod pojmem DSA efekt popsáný v kap. 4.6. Podobný pokles hodnot jako je u zkoušky lomové houževnatosti, byl pozorován i u tahových zkoušek na deformačních charakteristikách. Na pevnostních charakteristikách je pozorovatelný stálý pokles hodnot napětí. Z Obr. 50 je viditelný pokles velikosti otupení na čele trhliny při teplotě 400°C. Pro ověření minimální hodnoty otupení na čele trhliny při teplotě 400°C, by bylo vhodné provést zkoušky lomové houževnatosti do menší hodnoty rozevření pro jednoznačné určení velikosti otupení na čele trhliny. Jak je lépe pozorovatelné na Obr. 49 při teplotě 23°C.

Vliv velikosti zkušební tělesa na hodnotu J-integrál

Z Obr. 47 je vidět odklon zkušební tělesa velikosti 0,25T od ostatní velikosti zkušebních těles. To má za následek snížení hodnoty J_Q . V Tab. 4 je ukázáno, že nesplnilo podmínku platnosti pro platnou hodnotu J_{IC} . To může být následek odklonu od ostatních měřených hodnot. Hodnota $J_Q = 499,1 \text{ kJ/m}^2$ pro velikost zkušební tělesa 1T a hodnota $J_Q = 497,5 \text{ kJ/m}^2$ pro velikost zkušební tělesa 0,5T jsou uvedené v Obr. 47 a odpovídají hodnotám naměřených v práci Konopíka a kol. [34] pro zkušební těleso velikosti 1T. Z výsledku měření je patrné, že zkušební tělesa velikosti 0,25T nejsou vhodná pro měření lomové houževnatosti při teplotě 23°C. U oceli P91 byl prokázán vliv lomové houževnatosti na velikosti zkušební tělesa.

Vliv rychlost zatěžování za zvýšené teploty na hodnotu J-integrál

Při teplotě 600°C byl prokázán vliv rychlosti zatěžování. Těleso 518P zatěžované nejnižší rychlostí zatěžování dosáhlo i nejmenší vypočtené hodnoty J_Q . Z hodnot v Tab. 4 vychází, že pokles hodnoty J_Q je přibližně 100 [kJ/m^2] při desetinásobném zmenšení rychlosti zatěžování. Všechny tělesa nesplnili podmínku platnosti dle ASTM E1820 [9]. Při měření otupení na čele trhliny na lomových plochách je vidět pokles velikosti i při nižší rychlosti. Pro ověření velikosti otupení na čelu trhliny při rozdílných rychlostech zatěžování by bylo nutné provést ještě další měření do menšího rozevření, jehož výsledky by byly použity k ověření tohoto tvrzení, jak je uvedeno na Obr. 49.

Vliv velikosti rozevření na otupení čela trhliny

Z Obr. 49 je jednoznačně patrný vývoj velikosti otupení. Těleso 517P zatížené pouze na čáru otupení vykazuje nejjasněji měřitelnou hodnotu otupení $a_b = 90,4 \mu\text{m}$ a nejmenší hodnotu otupení na čele trhliny. S postupným zatěžováním tělesa roste hodnota otupení, kde u tělesa P56 dosahuje hodnota otupení $a_b = 111,5 \mu\text{m}$.

Vliv teploty na otupení čela trhliny

Tento jev byl zjištěn při důkladnějším pozorování lomových ploch. Prvním cílem bylo porovnání velikosti otupení z výsledků metod. Stejně hodnoty velikosti otupení na čele trhliny při měření a výpočtu z normalizační nebo odlehčovací metody bylo dosaženo v malém procentu případů. Následně byly hodnoty vloženy do Obr. 50 a pozorován podobný jev jako na Obr. 45. I v tomto případě je prokázán vliv DSA efektu na velikost otupení na čele trhliny.

9. Závěr

Diplomová práce se zabývala měřením a vyhodnocováním lomového chování oceli P91 v rozsahu teplot 23°C až 600°C pomocí zkušebních těles pro excentrické zatěžování o velikosti 0,25T, 0,5T a 1T. Těžiště experimentálních prací spočívalo v měření a vyhodnocování J-R křivek tělesa velikosti 0,5T. Vliv rychlosti zatěžování byl kvantifikován při rychlostech zatěžování 2 až 0,02 mm/min za teploty 600°C. Byly splněny stanovené cíle práce. Získané výsledky jsou shrnuty v následujících bodech:

- Byl kvantifikován významný vliv teploty na hodnoty J-integrálu. Minimum hodnot houževnatosti bylo dosaženo při teplotě 400°C, což souvisí s jevy komplexně označovanými jako dynamické stárnutí.
- Byl zjištěn vliv velikosti tělesa na J-R křivku při teplotě zkoušení 23°C. Vliv velikosti byl patrný mezi velikostí tělesa 0,25T a velikostmi těles 0,5T a 1T, kdy byl zjištěn pokles hodnot J-integrálu o 20%. Tento pokles souvisí s nedostatečnou velikostí zkušebního tělesa velikosti 0,25T pro dosažení planých hodnot J-integrálu.
- Bylo zjištěno, že tělesa různých velikostí jsou schopna zachytit stejnou mírou vliv teploty na hodnoty J-integrálu. Dále bylo ukázáno, že k dosažení platných hodnot J-integrálu je třeba použití těles větší velikosti.
- Byl postihnut vliv rychlosti zatěžování na hodnoty J-integrálu při teplotě 600°C. Hodnoty houževnatosti se lišily o 20% při srovnání výsledků jednotlivých rychlostí zatěžování.
- Byla potvrzena možnost kvantifikace změn lomové houževnatosti pomocí měření otupení čela trhliny.

Literatura

- [1] INGLIS, C. Stresses in Plates Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners. *Transactions of the Institute of Naval Architects*. 1913, (55): 219-241.
- [2] GRIFFITH, A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions*. 1920, Series A(221): 163-198.
- [3] ANDERSON, T. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. Boca Raton: Taylor & Francis Group, 2005. 3rd. ISBN 978-1-4200-5821-5.
- [4] DLOUHÝ, Ivo. *Mezní stavy materiálu, studijní opory*. [online]. Data aktualizována: 2015 [citováno 2016-23-05]. Dostupné z: <http://ime.fme.vutbr.cz/index.php/cs/studium/podklady-pro-vyuku-zimni-semestr>
- [5] VLACH, Bohumil. *Základy Lomové mechaniky, studijní opory*. [online]. Data aktualizována: 2001 [citováno 2016-05-23]. Dostupné z: <http://ime.fme.vutbr.cz/vyukals.html>
- [6] KUNZ, Jiří. *Aplikovaná lomová mechanika*. Vyd. 4., přeprac. Praha: Česká technika - nakladatelství ČVUT, 2005, c1991, 272 s. ISBN 80-01-03306-6.
- [7] PTÁČEK, Luděk. *Nauka o materiálu I. 2.*, opr. a rozš. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, c2003. ISBN 80-7204-283-1.
- [8] MATOCHA, Karel a Petr JONŠTA. *Speciální zkušební metody*. Ostrava: VŠB – Technická univerzita Ostrava, 2013. ISBN 978-80-248-3375-0
- [9] E1820-08 - *Standard test method for measurement of fracture toughness*. ASTM INTERNATIONAL, vol. 3.01. West Conshohocken, PA, 2008.
- [10] LOKVENC, M. *Testování lomové houževnatosti za vysokých teplot s využitím miniaturních CT těles*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2015. 63 s. Vedoucí diplomové práce Ing. Luděk Stratil, Ph.D..
- [11] DLOUHÝ, Ivo. *Lomová houževnatost křehkých materiálů: Fracture toughness of brittle materials : teze přednášky k profesorskému jmenovacímu řízení v oboru Materiálové inženýrství*. Brno: VUTIUM, 2008. ISBN 978-80-214-3737-1.
- [12] ISO 12135:2002(E) – *Metallic Materials – Unified Method of Test for the Determination of Quasistatic Fracture Toughness*.
- [13] SEOK, Chang-Sung a Soo-Yong KIM. *Effect of specimen configurations on the fracture resistance curve*. Nuclear Engineering and Design [online]. 2002, vol. 214, 1-2, s. 47-56. DOI: 10.1016/s0029-5493(02)00014-6.
- [14] ASTM E1921-08. *Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T₀, for Ferritic Steels in the Transition Range*. West Conshohocken, PA, 2014: ASTM International, 2008. Dostupné z: www.astm.org
- [15] LUCON, Enrico, Marc SCIBETTA, M. SOKOLOV, S. W. DEAN, Enrico LUCON, Marc SCIBETTA, Rachid CHAOUADI a Eric van WALLE. *Miniature Compact Tension Specimens for Upper Shelf Fracture Toughness Measurements on RPV*

- Steels*. Journal of ASTM International. 2008, vol. 5, issue 3, s. 374-374-16.
DOI:10.1520/stp45525s.
- [16] Rao, B., Acharya, A. R. Evaluation of Jc from the recorded front face displacement on ct specimens, *Engineering Fracture Mechanics*, 1986, roč. 24, č. 4, s. 625-628.
- [17] ČSN 41 5130. *Ocel 15 130 Cr-Mo*. Praha: ÚNM, 1979.
- [18] SEOK, Chang-Sung. Effect of temperature on the fracture toughness of A516 Gr70 steel. *Korean Society of Mechanical Engineers*. 2000, **14**(1): 11-18. DOI: 10.1007/BF03184766. ISSN 1738-494X.
- [19] MACHEK, Václav a Jaromír SODOMKA. *Nauka o materiálu*. V Praze: Nakladatelství ČVUT, 2006. ISBN 80-01-03379-1. Dostupné také z: <http://kramerius.mzk.cz/search/handle/uuid:fb3f8b80-9a25-11e3-a744-005056827e52>
- [20] CHOUDHARY, B.K. *Influence of strain rate and temperature on serrated flow in 9Cr-1Mo ferritic steel*. *Materials Science and Engineering: A* [online]. 2013, vol. 564, s. 303-309 [cit. 2015-05-24]. DOI: 10.1016/j.msea.2012.11.104.
- [21] RODRIGUEZ, P. *Serrated plastic flow*. *Bulletin of Materials Science* [online]. 1984, vol.6, issue 4, s. 653-663 [cit. 2015-05-23]. DOI: 10.1007/bf02743993.
- [22] JAKOBOVÁ, A.-VELÍSEK, J.-HUBÁČEK, M.-STANĚK, B. *Nová progresivní ocel P91, její použití a zkušenosti s výrobou v a.s.Vítkovice*. Sborník konference Progresivní materiály pro energetické a chemické strojírenství, str.III 1 – 7. VTS Vítkovice, Soláň 1993.
- [23] Stahlkontor Hahn. *Material data sheet P91/T91*, [online]. 2013 [cit. 2016-03-08]. Dostupné z: http://www.s-k-h.com/media/en/P91_T91_engl.pdf
- [24] E1823-07a – Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture testing. ASTM INTERNATIONAL, vol. 3.01. West Conshohocken, PA, 2008.
- [25] IPM - Vybavení. *IPM* [online]. Brno, 2016 [cit. 2016-05-25]. Dostupné z: <http://www.ipm.cz/vybaveni.html>
- [26] HAUŠILD, Petr a Jan SIEGL. *Studie proveditelnosti zkoušek lomové houževnatosti na tělesech typu SUB-SIZE 3PB SEN*. ČVUT, Fakulta jaderná a fyzikálně inženýrská, Katedra materiálů. 2009, (E-KMAT-755/09), 11.
- [27] ČSN EN 10002-1. *Kovové materiály - Zkoušení tahem - Část 1: Zkušební metoda za okolní teploty*. Praha: ÚNMZ, 2002.
- [28] ČSN EN 10002-5. *Kovové materiály - Zkouška tahem - Část 5: Zkouška tahem za zvýšené teploty*. Praha: ÚNMZ, 1998.
- [29] ASTM A335 / A335M-15, *Standard Specification for Seamless Ferritic Alloy-Steel Pipe for High-Temperature Service*, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015, www.astm.org
- [30] SERRANO, Marta. *CIEMAT CONTRIBUTION TO THE ROUND ROBIN ON FRACTURE TOUGHNESS OF T91 STEEL IN AIR*. Structural materials division

- [31] SHASHANK DUTT, B, M NANI BABU, S VENUGOPAL, G SASIKALA a A K BHADURI. Effect of test temperature on fracture toughness of modified 9Cr–1Mo steel. *Materials Science and Technology*. 2013, **27**(10), 1527-1533. DOI: 10.1179/026708310X12815992418094. ISSN 0267-0836. Dostupné také z: <http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1179/026708310X12815992418094>
- [32] SASIKALA, G., S.K. RAY, S VENUGOPAL, G SASIKALA a A K BHADURI. Evaluation of quasistatic fracture toughness of a modified 9Cr-1Mo (P91) steel. *Materials Science and Engineering: A*. 2008, **479**(1-2), 105-111. DOI: 10.1016/j.msea.2007.06.021. ISSN 09215093. Dostupné také z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0921509307013196>
- [33] YOON, Ji-Hyun, Eui-Pak YOON, S VENUGOPAL, G SASIKALA a A K BHADURI. Fracture toughness and the master curve for modified 9Cr–1Mo steel. *Metals and Materials International*. 2006, **12**(6), 477-482. DOI: 10.1007/BF03027747. ISSN 1598-9623. Dostupné také z: <http://link.springer.com/10.1007/BF03027747>
- [34] KONOPIK, Pavel a Hans-Werner VIEHRIG. *Fracture Toughness characterisation of the Martensitic Chromium Steel P91*. In: Plzeň, 2012 [cit. 2016-05-27].

Seznam použitých zkratk a symbolů

Značka	Název	Jednotka
a, b, c, d	konstanty	
$\left(\frac{a}{W}\right)$	poměr počáteční délky trhliny k šířce zkušebního tělesa	
a	délka trhliny	[mm]
Δa	přírůstek délky trhliny	[mm]
a_0	počáteční délka trhliny	[mm]
a_b	velikost otupení čela trhliny	[mm]
a_{bi}	velikost přírůstku otupení čela trhliny	[mm]
a_f	přírůstek délky trhliny	[mm]
A_{pl}	plastická práce	[J]
b_0	velikost nedolomené části zkušebního tělesa	[mm]
B	tloušťka zkušebního tělesa	[mm]
B_N	tloušťka bočně vrubovaného zkušebního tělesa	[mm]
C_1	konstanta	
C_2	konstanta	
Γ	integrační křivka	
γ_s	práce vykonaná meziatomovými silami při vzniku nového jednotkového povrchu	[J]
γ_p	povrchová plastická energie reprezentující plastickou deformaci předcházející vzniku volného povrchu	[J]

da	přírůstek délky trhliny	
ds	elementární úsek křivky Γ	
dU	změna potenciální energie tělesa	
$\frac{dU}{dV}$	hustota deformační energie	
δu_i	složky vektorů posuvu	
δ	CTOD	[mm]
E	modul pružnosti v tahu	[MPa]
F_5	síla na hodnotě 5% sečně	[N]
F_Q	síla na výpočet K_Q ze záznamu síla – prodloužení	[N]
$f\left(\frac{a}{W}\right)$	bezrozměrný tvarový součinitel	
$f_{ij}(\theta)$	bezrozměrná veličina závislá na θ	
$g_{ij}(\theta)$	bezrozměrná veličina závislá na θ	
hcp	hexagonální plošně středěná krystalická mřížka	
J_c	hodnota J-integrálu se štěpnou iniciací	[kJ/m ²]
J_{IC}	platná hodnota J-integrálu	[kJ/m ²]
J_Q	předběžná hodnota lomové houževnatosti	[kJ/m ²]
J_u	hodnota J-integrálu s tvárnou iniciací	[kJ/m ²]
k	konstanta	
K	faktor intenzity napětí	[MPa√m]
K_C	hodnota K_Q při nesplnění podmínky rovinné deformace	[MPa√m]
$K_{\delta c}$	Přepočtená hodnota z δ_C	[MPa√m]
K_I	faktor intenzity napětí při módu I	[MPa√m]
K_{IC}	platná hodnota faktoru intenzity napětí	[MPa√m]
K_{Jm}	přepočítaná hodnota z J_m	[MPa√m]
K_{Ju}	přepočítaná hodnota z J_u	[MPa√m]
K_{JC}	přepočítaná hodnota z J_{IC}	[MPa√m]
K_Q	předběžná hodnota faktoru intenzity napětí	[MPa√m]
KV	nárazová práce	[J]
m	konstanta popisující vzájemný vztah mezi J , δ	
η_{pl}	Součinitel hodnoty plastické práce závislý na délce trhliny	
P	síla	[N]
P_L	procentuální velikost tvárného porušení	[%]
P_N	normalizovaná síla	[N]
r	polární souřadnice	
r_p	poloměr plastické zóny EPLM	[mm]

r_y^{RD}	poloměr plastické zóny LELM při RD	[mm]
r_y^{RN}	poloměr plastické zóny LELM při RN	[mm]
R_e	mez kluzu	[MPa]
R_m	mez pevnosti	[MPa]
$R_{p0,2}$	smluvní mez kluzu	[MPa]
σ_{xx}	napětí ve směru xx	[MPa]
σ_y	průměr napětí $R_{p0,2}$ a R_m	[MPa]
σ_{ys}	mez kluzu	[MPa]
σ_{YS}^f	mez kluzu při cyklování	[MPa]
σ_{YS}^T	mez kluzu při testu	[MPa]
σ_{yy}	napětí ve směru yy	[MPa]
t_{27J}	teplota při nárazové práci 27J	[°C]
$t_{50\%}$	teplota při 50% tvárného porušení	[°C]
t_B	teplota, při které se mění mechanismus lomu z tvárného na štěpný	[°C]
t_{DBL}	teplota, při níž končí interval teplot, v němž ještě nastává nestabilní lom tvárným mechanismem	[°C]
t_{DBU}	teplota, při níž nastávají nestabilní lomy po tvárném natržení	[°C]
t_{hDT}	teplota při maximální hodnotě nárazové práce DT	[°C]
t_{kDL}	teplota při minimální hodnotě nárazové práce DT	[°C]
t_{NDT}	teplota nulové houževnatosti	[°C]
t_{YC}	teplota při poloviční hodnotě nárazové práce DT	[°C]
τ_{xy}	smykové napětí ve směru x y	[MPa]
T_i	vektor povrchové tahové síly kolmé na křivku Γ	
θ	polární souřadnice	
ν	Poissonova konstanta	
ν_{pl}	plastické přemístění	
ν'_{pli}	normalizované plastické přemístění	
W	šířka zkušební tělesa	[mm]
W	celková energie systému	[J]
W_{el}	práce spojená s vytvořením nových povrchů	[J]
W_s	elastická energie akumulovaná v systému	[J]

0,25T Velikost zkušební tělesa 0,25T = 6 mm

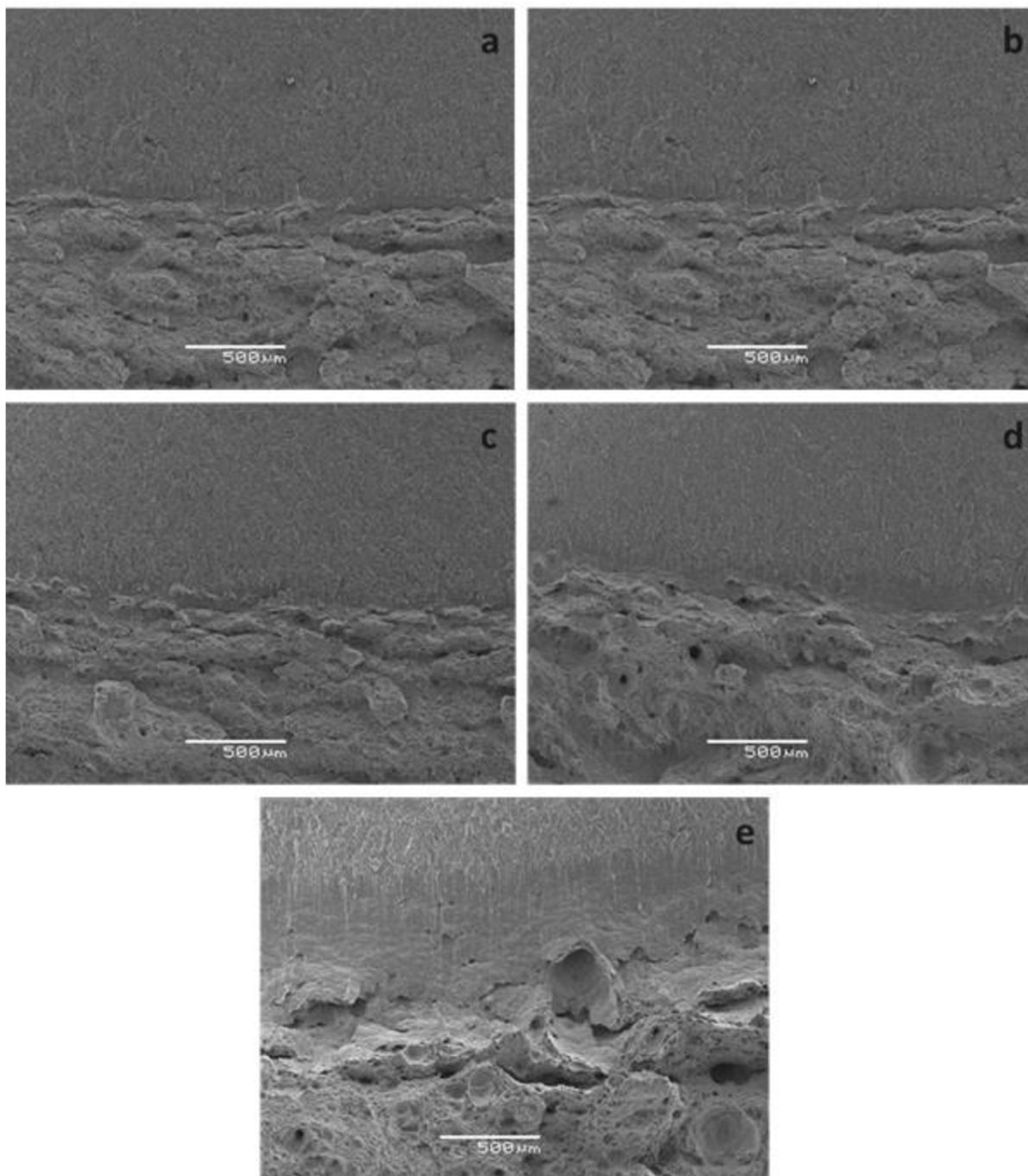
0,5T Velikost zkušební tělesa 0,5T = 12,5 mm

1T Velikost zkušební tělesa 1T = 25 mm

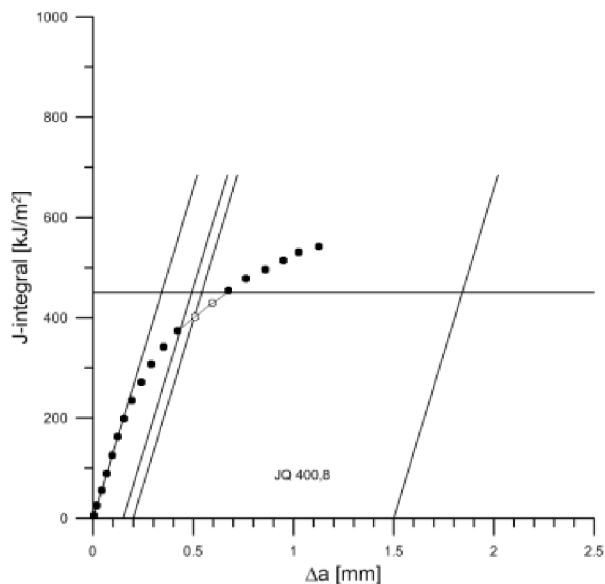
ASTM Americká společnost pro testování a materiály

BCC	Kubická prostorově centrovaná krystalická mřížka
CCT	Těleso s centrální trhlinou namáhané na tah (Center Cracked Tension)
CT	Těleso pro excentrický tah
CTOD	Přemístění při rozevření trhliny
DENT	Těleso s dvěma trhlinami na hranách namáhané na tah (Double Edge Notched Tension)
DSA	Efekt dynamického
EPLM	Elasticko-plastická lomová mechanika
FCC	Kubická plošně centrovaná krystalická mřížka
ISO	Mezinárodní instituce pro normalizaci
HRR	Hutchinson-Rice-Rosengren
LEFM	Linear elastic fracture mechanic
LELM	Lineárně elastická lomová mechanika
MCT	Velikost zkušebního tělesa $1/6T = 4,25$ mm
RD	Rovinná deformace
RN	Rovinná napjatost
SENB	Těleso s trhlinou na hraně namáhané na ohyb (Single Edge Notched Bend)
SENT	Těleso s trhlinou na hraně namáhané na tah (Single Edge Notched Tension)
SEM	Rastrovací elektronový mikroskop
S.G.	Boční vruby (Side-grooved)
Non S.G.	Bez bočních vrubů (Non Side-grooved)

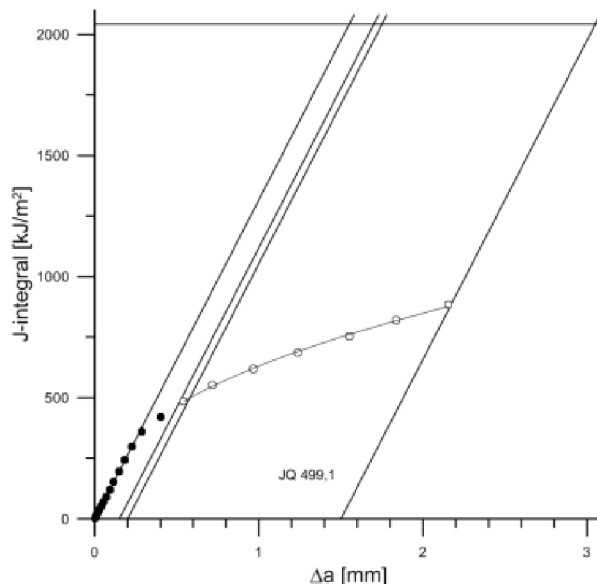
Přílohy



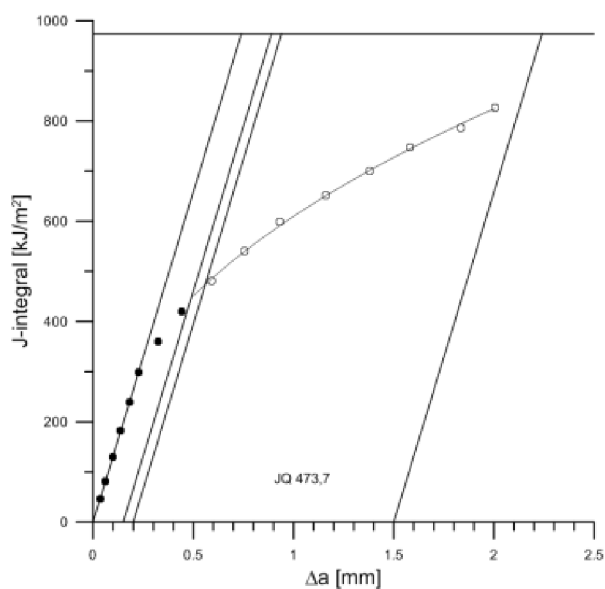
Obr. P1 Lomové plochy počáteční délka trhliny, otupení čela trhliny, šířící se trhlina



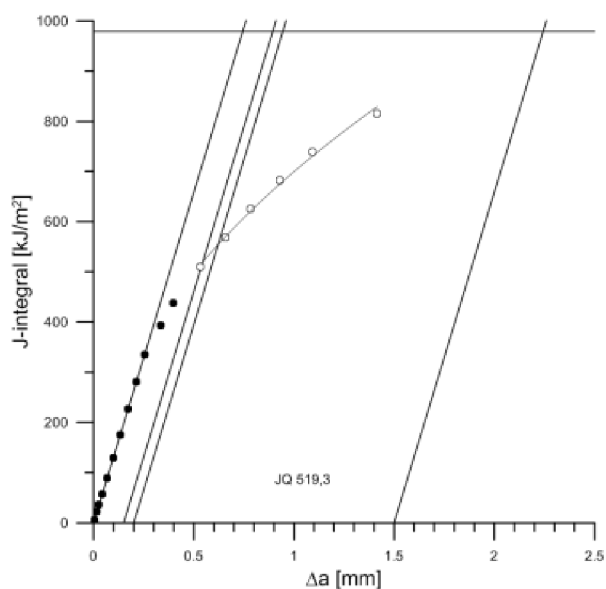
Obr. P2 J-R křivka, 0,25T-CT, těleso P8, 23°C



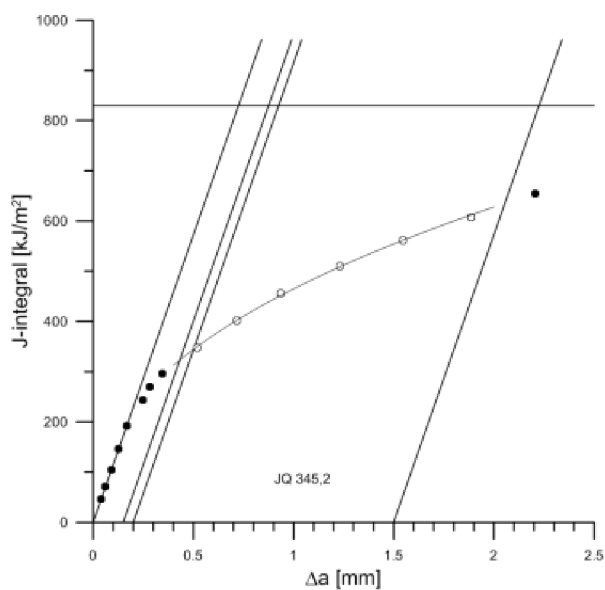
Obr. P3 J-R křivka, 1T-CT, těleso PL25, 23°C



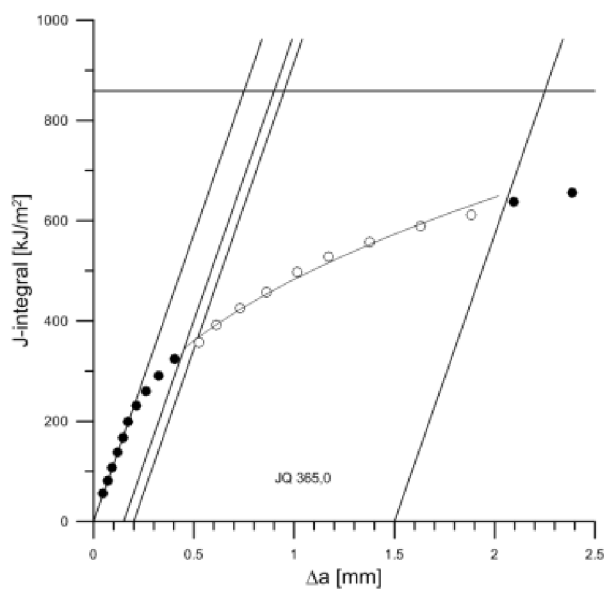
Obr. P4 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P56, 23°C



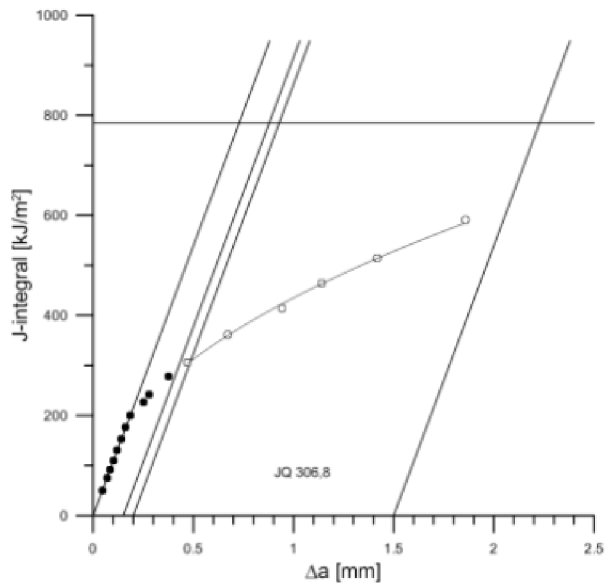
Obr. P5 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P58, 23°C



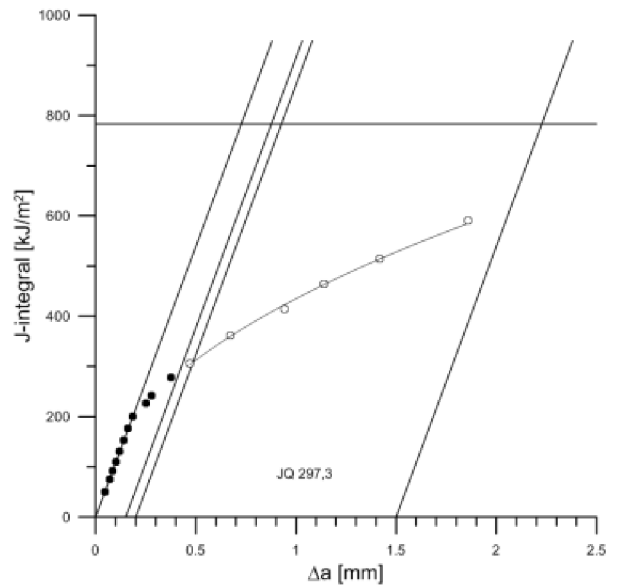
Obr. P6 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P52, 300°C



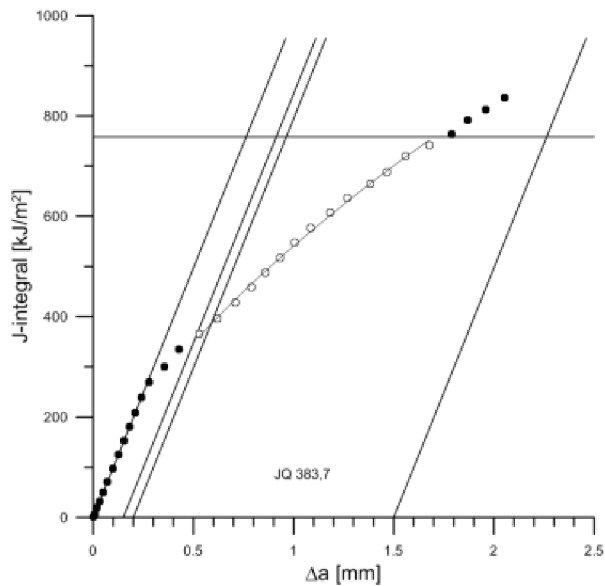
Obr. P7 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P54, 300°C



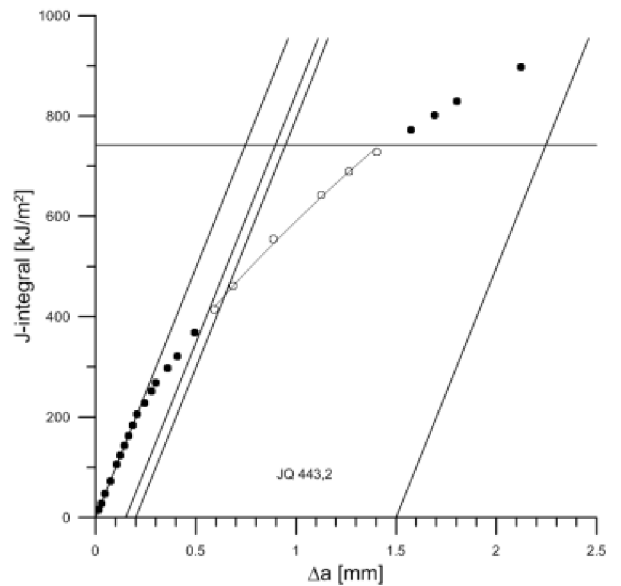
Obr. P8 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P51, 400°C



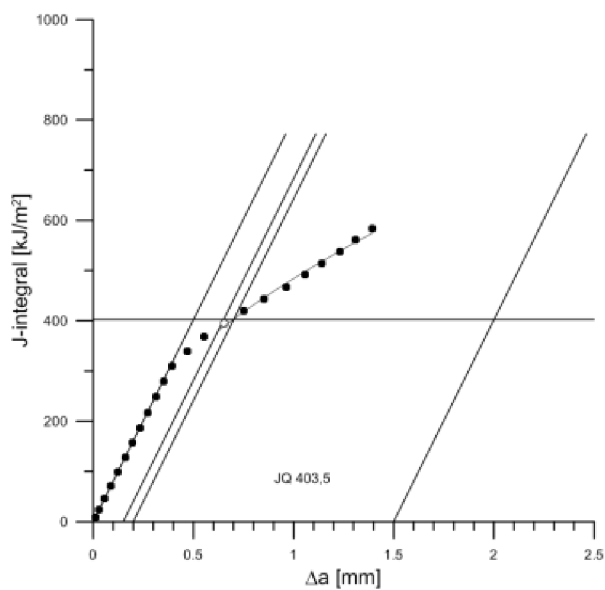
Obr. P9 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P514, 400°C



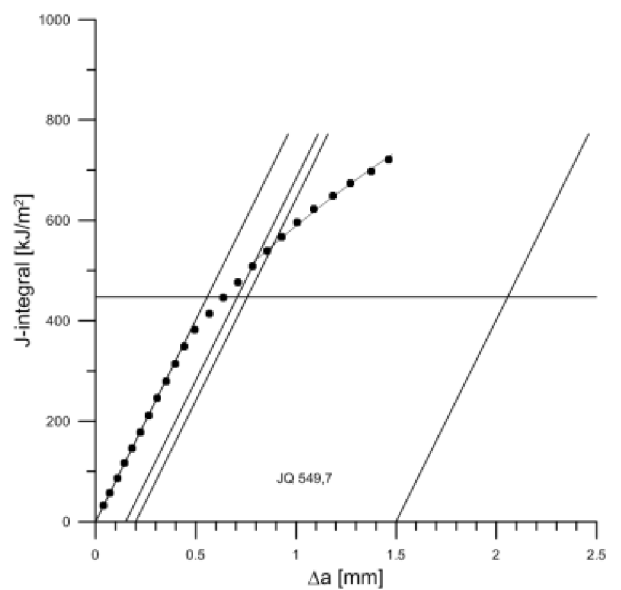
Obr. P10 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P512, 500°C



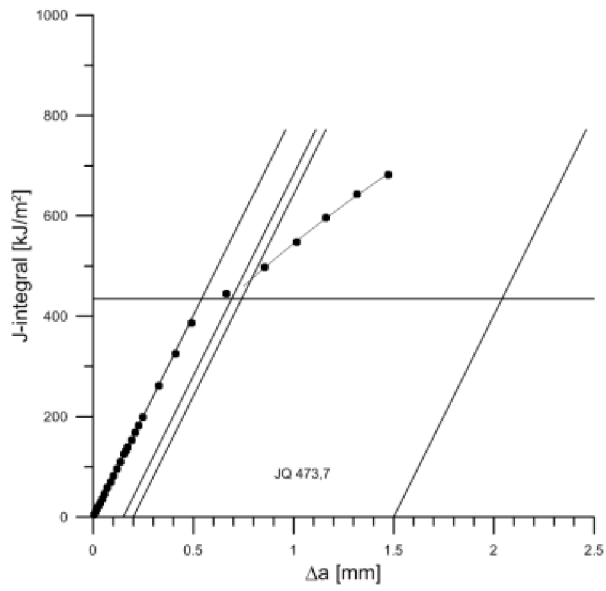
Obr. P11 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P517, 500°C



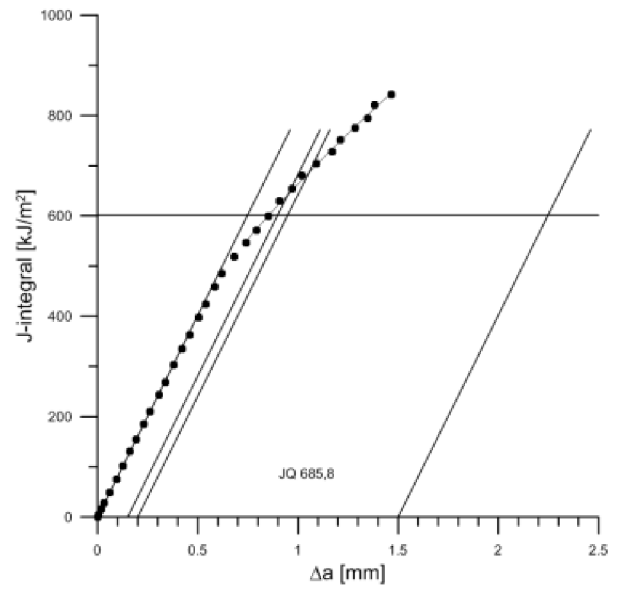
Obr. P12 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso 518P, 600°C



Obr. P13 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P513, 600°C



Obr. P14 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P55, 600°C



Obr. P15 J-R křivka, 0,5T-CT, těleso P518, 600°C