

Vliv vlastností tepelně ovlivněné oblasti podélného svaru na integritu plynovodního potrubí

Ing. Lubomír Gajdoš, CSc.¹

Ing. Martin Šperl, Ph.D.¹

Ing. Aleš Brynych²

¹ Ústav teoretické a aplikované mechaniky AVČR, v.v.i.

² CEPS a. s.

1. Úvod

V souvislosti s obecně přijímaným názorem, že nejslabším místem svarového spoje je tepelně ovlivněná oblast (TOO), je cílem tohoto článku ukázat, že z hlediska odolnosti vůči růstu únavových trhlin, i z hlediska odporu vůči lomu nemusí být vždy TOO nejslabším místem svarového spoje, ale naopak jeho lomové vlastnosti mohou i předčít vlastnosti základního materiálu. Tuto skutečnost v článku dokumentujeme výsledky experimentálních prací uskutečněných na vzorcích odebraných z podélně svařovaného potrubí Ø720/8 mm z oceli 17GS dle specifikace GOST 19281 (ekvivalent S355J2G3).

Jednalo se o zakonzervovanou část ropovodu Polock–Ventpils. Tímto potrubím vybudovaným v šedesátých letech minulého století přepravoval Sovětský svaz ropu do terminálu u přístavního města Ventpils na pobřeží Baltického moře. Přibližně před 12 lety došlo k zastavení provozu tohoto ropovodu z důvodu omezení dodávek ropy z Ruska. Nastala tak situace, kdy bylo potrubí téměř 10 let v celém objemu zaplněno stojící ropou. Zastavení provozu provozovatele samozřejmě nezbavuje povinností provádět na potrubí pravidelnou údržbu zajišťující bezpečnost a funkčnost ropovodu. Proto bylo v letech 2010–13 společností CEPS vyprázdněno, chemicky vyčištěno a zakonzervováno 250 km potrubí na území Lotyšska.

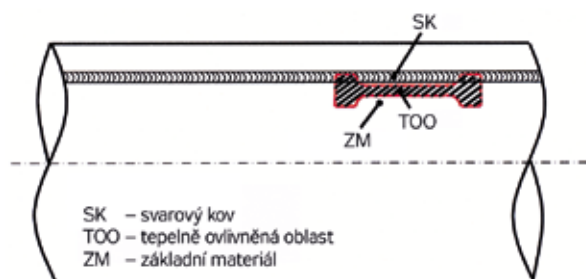
Následně řešil vlastník potrubí možnost konverze tohoto 45 let starého ropovodu pro přepravu jiného media. V roce 2013 byla proto provedena firmou CEPS revalidace části tohoto již zakonzervovaného potrubí. V rámci této revalidace byla cíleně použita kombinace vnitřní inspekce, rozsáhlých materiálových zkoušek a následného testu integrity, což umožnilo zásadně odlišný přístup k výsledkům vnitřní inspekce. Nedílnou součástí materiálových zkoušek bylo i vyšetření statických a lomově-mechanických vlastností tohoto potrubí, a to jak u základního materiálu (ZM) tak i u materiálu TOO.

2. Experimentální práce

2.1 Statické mechanické vlastnosti

Z dodaného výřezu potrubí byly po rovnání pod lisem odděleny dva segmenty pláště: první zahrnoval pouze oblast základního materiálu (segment ZM) a druhý byl veden tak, aby zahrnul

i podélný svar (segment S). Ze segmentu ZM byly vyrobeny dvě ploché tahové tyče v obvodovém směru a sedm vzorků pro asymetrický tah (tzv. CT vzorky) se startovacím vrubem a následnou trhlinou v podélném směru trubky. Ze segmentu S byly vyrobeny dvě tahové tyče v podélném směru trubky tak, že šířka tyčí byla přibližně shodná se šířkou tepelně ovlivněné oblasti (TOO) svaru – viz obr. 1.



Obr. 1. Schéma odběru vzorku z tepelně ovlivněné oblasti

Kromě toho bylo vyrobeno ze segmentu S sedm CT vzorků se startovacím vrubem a následnou trhlinou v podélném směru trubky. K tomuto postupu jsme přistoupili z následujících důvodů. Jak je známo, rozhodujícím směrem deformačního chování materiálu při určování J-integrálu pro podélnou trhlinu v trubce je směr obvodový, avšak obvodové deformační chování tepelně ovlivněné oblasti podélného svaru není možné určit na makro tyčích orientovaných ve směru obvodu trubky. Na druhé straně, pokud se deformační vlastnosti tepelně ovlivněné oblasti v podélném i příčném (obvodovém) směru vzájemně nepříliš liší, což předpokládáme, je možné použít pro obvodový směr stejné deformační charakteristiky, jaké vykazují tepelně ovlivněná oblast v podélném směru.

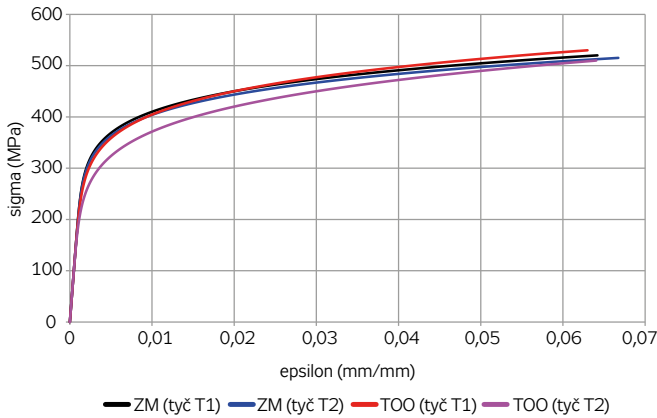
Tahové zkoušky byly uskutečněny dle aktuální normy [1] a výsledky jsou uvedeny v tab. 1. Zde jsou označeny vzorky ze základního materiálu zkratkou ZM a vzorky z tepelně ovlivněné oblasti zkratkou TOO.

Poznámka: Rychlost posuvu příčnicku byla u všech zkušebních tyčí 1 mm/min.

Tab. 1 Příčné rozměry tahových tyčí a výsledky tahových zkoušek

vzorek	orientace	šířka (mm)	tloušťka (mm)	průřez (mm ²)	A ₅ (%)	R _{p0,2} (MPa)	R _m (MPa)
ZM-T1	obvodová	19,90	5,27	104,9	31,8	380	534
ZM-T2	obvodová	19,88	5,30	105,4	31,9	370	527
TOO-T1	podélná	9,57	5,00	47,8	24,0	382	540
TOO-T2	podélná	9,85	4,95	48,8	25,9	363	533

Odpovídající deformační diagramy zkušebních tyčí jsou uvedeny v Ramberg-Osgoodově tvaru na obr. 2. Jedná se jak o základní materiál v obvodovém směru, tak i o materiál tepelně ovlivněné oblasti v podélném směru.



Obr. 2. Ramberg-Osgoodovy deformační diagramy pro základní materiál i tepelně ovlivněnou oblast

Jak již bylo uvedeno, jsou deformační křivky na obr. 2 popsány Ramberg-Osgoodovou závislostí (1)

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (1)$$

kde α je Ramberg-Osgoodova konstanta,
 n je Ramberg-Osgoodův exponent,
 σ_0 je napětí na úrovni meze kluzu,
 $\varepsilon_0 = \sigma_0/E$ je elastická deformace odpovídající napětí na mezi kluzu.

Ramberg-Osgoodovy parametry v rovnici (1) byly získány vyhodnocením experimentálně určených tahových diagramů a jsou uvedeny v tab. 2.

Tab. 2 Hodnoty Ramberg-Osgoodových parametrů

vzorek	orientace	α	n	σ_0 [MPa]
ZM-T1	obvodová	2,2614	8,5878	380
ZM-T2	obvodová	2,1104	8,5590	370
TOO-T1	podélná	2,8219	7,4710	382
TOO-T2	podélná	4,0242	6,3569	363

Z tabulky vyplývá, že u základního materiálu jsou hodnoty konstanty α i exponentu n obou vzorků velmi blízké, takže průběhy obou křivek na obr. 2 jsou téměř shodné. Rozdíl v poloze křivek je způsoben prakticky jen rozdílem napětí na mezi kluzu σ_0 . Proto lze konstatovat, že obě tahové tyče ze základního materiálu vykazují velmi blízké deformační chování, což ukazuje na malý rozptyl statických tahových vlastností základního materiálu. Na druhé straně je možné si také všimnout, že stejnou úroveň pevnostních vlastností vykazuje i jeden ze vzorků odebraných z tepelně ovlivněné oblasti v podélném směru (tyč TOO-T1). Pevnostní hodnoty druhého vzorku jsou však mnohem nižší, což svědčí o větší nehomogenitě mechanických vlastností materiálu tepelně ovlivněné oblasti ve srovnání se základním materiálem. Kromě

většího rozdílu v napětí na mezi kluzu se zde uplatňují totiž i rozdíly v hodnotě konstanty α i exponentu n .

2.2 Kinetické vlastnosti růstu únavových trhlin

Tyto byly vyšetřovány na vzorcích pro asymetrický tah (CT vzorky) během cyklování únavových trhlin pro zkoušky lomové houževnatosti. Jako u tahových vzorků i zde byla tloušťka vzorků přibližně 5 mm. Nacyklování trhlin na CT vzorcích bylo uskutečněno na vysokofrekvenčním rezonančním pulzátoru RUMUL s kapacitou 20 kN při asymetrii napěťového cyklu $R = 0,1$. Použitím Brinellovy lupy byla při cyklování trhlin měřena rychlost jejich růstu v závislosti na úrovni aplikovaného cyklického zatěžování a výsledky byly zpracovány ve formě tzv. Parisových závislostí (2)

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_{ef})^n \quad (2)$$

kde

$$\Delta K_{ef} = \frac{\Delta K}{(1-R)^\gamma}$$
 je efektivní hodnota rozkmitu faktoru intenzity napětí

$$R = \frac{K_{min}}{K_{max}}$$
 je součinitel asymetrie cyklu, a

γ je exponent, který má pro většinu ocelových materiálů hodnotu 0,7.

Naměřené nárůsty trhlin v závislosti na počtu aplikovaných cyklů byly pro danou úroveň horní síly v cyklu hodnoceny jak metodou dvojbodové sečny, tak i metodou trojbodové sečny. Výsledky hodnocení kinetiky růstu únavových trhlin v podélném směru jsou uvedeny ve formě Parisových parametrů v tab. 3 a v grafické formě na obr. 3. V tab. 3 je kromě Parisových parametrů C , n uvedena i hodnota čtverce spolehlivosti η^2 .

Tab. 3 Hodnoty Parisových konstant a čtverce spolehlivosti η^2

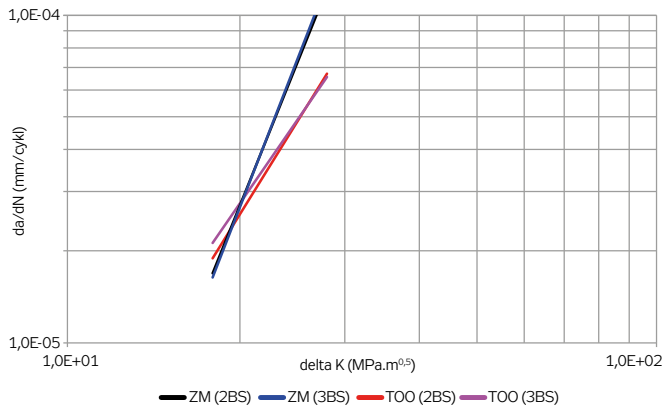
materiál	metoda	C	n	η^2
ZM	2BS	$5,1673 \cdot 10^{-11}$	4,398	0,832
	3BS	$3,1940 \cdot 10^{-11}$	4,5547	0,863
TOO	2BS	$4,9608 \cdot 10^{-9}$	2,8546	0,659
	3BS	$1,2584 \cdot 10^{-8}$	2,5687	0,797

Zkratky v tab. 3:

ZM – základní materiál, TOO – tepelně ovlivněná oblast, 2BS – dvojbodová sečna, 3BS – trojbodová sečna

Z obr. 3 plyne, že rychlost růstu únavových trhlin je proti očekávání nižší v tepelně ovlivněné oblasti, a to zhruba od hodnoty rozkmitu faktoru intenzity napětí $\Delta K = 20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{0,5}$. Navíc je i sklon Parisových přímků $\log(da/dN) - \log(\Delta K)$, příslušný k tepelně ovlivněné oblasti, menší než u základního materiálu, takže zvyšování rychlosti růstu únavové trhliny s rostoucí úrovní rozkmitu faktoru intenzity napětí je zde menší.

Pro úplnost uvádíme, že u základního materiálu leží Parisův exponent n mírně nad běžným rozmezím hodnot, pozorovaným u konstrukčních ocelí (2÷4), a u materiálu tepelně ovlivněné oblasti se nachází zhruba v polovině tohoto rozmezí.



Obr. 3. Růstové závislosti únavových trhlin pro podélný směr trubky, určené na základě experimentálně určených Parisových parametrů z tab. 3

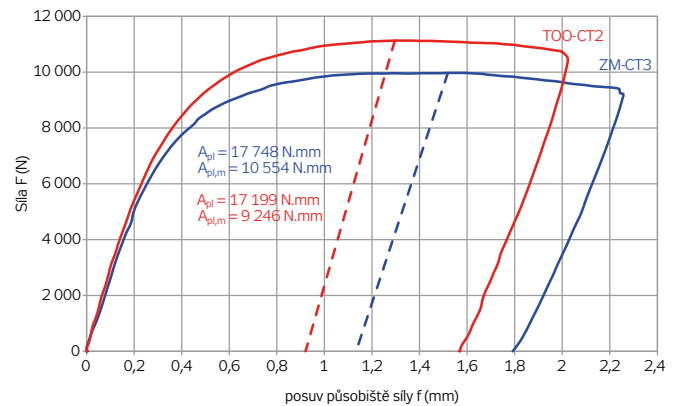
Poznámka: Při použití konstant C , n uvedených v tab. 3 jsou výsledné rychlosti růstu únavových trhlin v mm/cykl.

2.3 Zkoušky lomové houževnatosti

Na CT vzorcích byla určována odolnost vůči lomu na bázi tzv. R-křivky s J-integrálem jako elasto-plastickým lomovým parametrem. Při zkouškách lomové houževnatosti jsme postupovali podle normy ASTM E 1820-13 [2], i když bylo možné očekávat, že některé její požadavky nemohou být splněny v důsledku malé tloušťky vzorků a relativně vysoké tvárnosti materiálu. Zejména se jednalo o podmínku omezení J-integrálu shora, a to hodnotou $J_{max} = B \cdot R_{fs} / 20$, kde B je tloušťka vzorku a R_{fs} je mez flow stress. Jak ukázaly experimentální výsledky, byly získané hodnoty J-integrálu vesměs větší než jeho přípustná horní mez. Použijeme-li formálně získané hodnoty J-integrálu ke konstrukci R-křivky, dostaneme hodnoty parametrů lomové houževnatosti, které můžeme považovat jen za informativní. Jak však ukázaly výsledky reálných lomových zkoušek na několika plynovodních trubkách z různých ocelí, při predikci lomových podmínek poskytla aplikace formálně určených hodnot lomové houževnatosti velmi dobrý souhlas se skutečností.

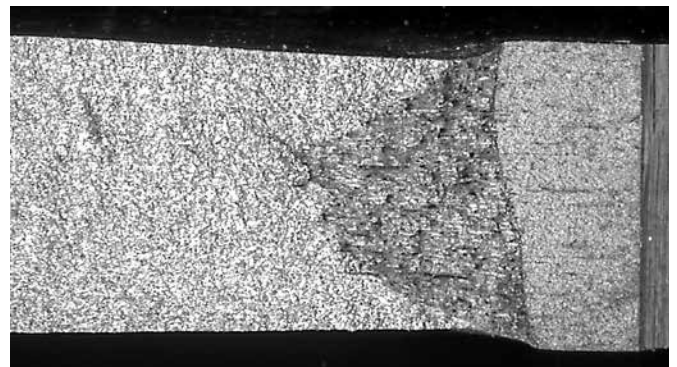
Lomovou houževnatost jsme určovali na základě hodnot J-integrálu J_{in} , $J_{0,2}$ a J_m , kde hodnota J_{in} definuje počátek podkritického růstu trhliny během monotonního zatěžování, $J_{0,2}$ je hodnota J-integrálu, při jejímž dosažení je skutečný nárůst trhliny 0,2 mm, a J_m je hodnota J-integrálu, která odpovídá dosažení maxima síly v diagramu „síla (F) – posuv působivé síly (f)“. Celkem bylo zkoušeno 7 CT vzorků ZM (ZM-CT1 až ZM-CT7) a 7 CT vzorků TOO (TOO-CT1 až TOO-CT7). Všechny CT vzorky byly po nacyklování trhlin monotonně zatěžovány při pokojové teplotě na různé úrovně síly se současným záznamem F – f. Pro ilustraci je na obr. 4 uveden záznam závislosti F – f vzorku ZM-CT3 a vzorku TOO-CT2. V záznamu jsou čárkovaně znázorněny rovnoběžky s lineární částí zatěžovací stopy F – f, které procházejí příslušnou maximální hodnotou síly. Tyto rovnoběžky udávají přibližnou odlehčovací stopu po zatížení vzorku do maximální síly. Plocha ohraničená zatěžovací křivkou

a touto rovnoběžkou je označena $A_{pl,m}$ a je použita pro výpočet J-integrálu J_m . Plocha pod celou křivkou závislosti F – f je na obr. 4 označena A_{pl} a je použita k určení J-integrálu J odpovídajícímu zatížení příslušného vzorku.

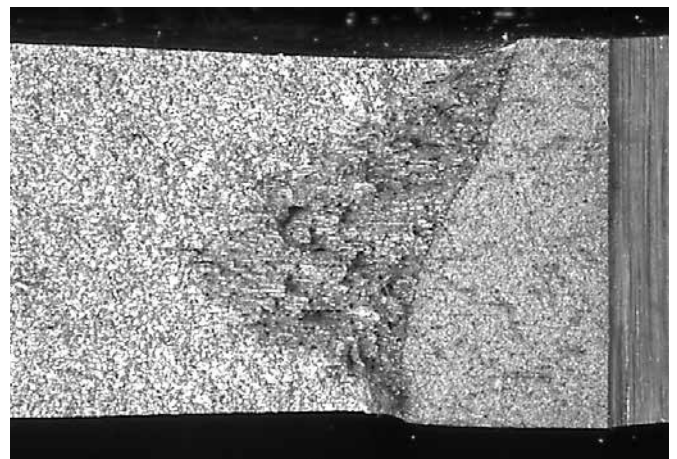


Obr. 4. Závislost „síla – posuv působivé síly“ pro vzorek ze základního materiálu (ZM-CT3) a pro vzorek z tepelně ovlivněné oblasti (TOO-CT2)

Po teplotním zabarvení líců trhliny (200 °C/2 hodiny) byly vzorky zchlazeny na teplotu tekutého dusíku a následně byly křehce dolomeny. Pro určení příslušných hodnot nárůstu trhliny během monotonního zatížení vzorků byly zhotoveny videomikroskopické snímky lomových ploch. Pro ilustraci uvádíme na obr. 5 videomikroskopický snímek lomové plochy vzorku ZM-CT3 a na obr. 6 podobný snímek vztahující se ke vzorku TOO-CT2.



Obr. 5. Videomikroskopický snímek lomové plochy vzorku ZM-CT3

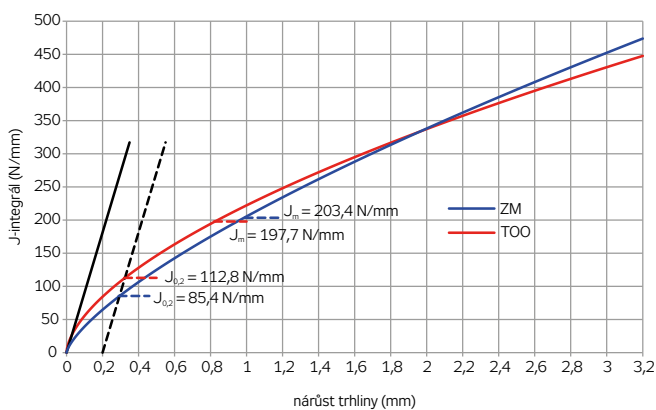


Obr. 6. Videomikroskopický snímek lomové plochy vzorku TOO-CT2

Z videomikroskopických snímků lomových ploch byly vyhodnoceny nárůsty trhlin Δa dle metodiky ASTM, která umožňuje hodnotit nárůst trhliny i při její větší nerovnoměrnosti po tloušťce. Prakticky u všech CT vzorků bylo dosaženo maximum síly na křivce „síla – posuv působíště síly“, takže bylo možné určit i hodnotu J-integrálu J_m , odpovídající tomuto maximu síly. Výsledky byly pro oba typy vzorků proloženy mocninnou funkcí typu (3)

$$J = c_1 \cdot (\Delta a)^{c_2} \quad (3)$$

a příslušné funkce $J - \Delta a$ jsou znázorněny na obr. 7. Jedná se o tzv. R-křivky, které charakterizují odpor materiálu vůči nárůstu trhliny.



Obr. 7. R-křivka pro základní materiál i materiál tepelně ovlivněné oblasti

Konstanty c_1 a c_2 v rov. (3) získaly hodnoty uvedené v tab. 4.

Tab. 4 Hodnoty parametrů R-křivek

vzorky	konstanta	
	c_1	c_2
ZM	205,53	0,718
TOO	222,18	0,602

Při konstrukci R-křivek byla uvažována přímka otupení $J = 2R_{fs} \cdot \Delta a$, kde R_{fs} je mez flow stress v kolmém směru na rovinu trhliny. Mez flow stress byla určena jako průměrná hodnota z meze kluzu a meze pevnosti obou tahových vzorků ze základního materiálu (obvodový směr) a obou tahových vzorků z tepelně ovlivněné oblasti (podélný směr). Výsledkem jsou prakticky stejné hodnoty meze flow stress: $R_{fs} = 453$ MPa pro ZM a $R_{fs} = 454$ MPa pro TOO. V diagramu na obr. 7 proto obě přímky otupení splývají. Význam přímky otupení spočívá v tom, že její průsečík s R-křivkou určuje iniciační hodnotu J-integrálu J_{in} pro podkritický stabilní růst trhliny. V diagramu na obr. 7 je vykreslena i rovnoběžka s přímkou otupení ve vzdálenosti $\Delta a = 0,2$ mm od počátku (tzv. offset line 0,2), která určuje lomovou houževnatost $J_{0,2}$. Jedná se o hodnotu J-integrálu, pro kterou je skutečný nárůst trhliny $\Delta a = 0,2$ mm. Dále jsou na obr. 7 vyznačeny kromě hodnot $J_{0,2}$ i hodnoty lomové houževnatosti J_m , které odpovídají dosažení maxima síly v diagramu „síla – posuv působíště síly“.

Porovnáním R-křivek zjišťujeme, že iniciační hodnoty J-integrálu pro stabilní podkritický růst trhliny jsou velmi nízké ($J_{in} = 4,7$ N/mm pro ZM a $J_{in} = 26,4$ N/mm pro TOO), což znamená, že eventuelní trhliny přítomné ve stěně potrubí jsou schopny podkritického růstu již od velmi nízkých hodnot zatížení. Hodnota lomové houževnatosti $J_{0,2}$ je také poměrně nízká, a to jak v ZM tak i v TOO, přičemž vyšší hodnotu vykazuje TOO. Hodnota lomové houževnatosti J_m je poměrně vysoká (~ 200 N/mm) a je přibližně stejná jak v ZM, tak i v TOO.

3. Teoretický rozbor

3.1 Určení kritické délky

Při určování kritické délky průchozí trhliny v trubce uvažujeme podélnou trhlínu, neboť tato trhlína je otevírána obvodovým napětím ve stěně trubky a pro daný vnitřní přetlak média vykazuje nejvyšší hodnoty lomových parametrů (K , J , nebo δ) v porovnání se stejně dlouhými trhlínami jiných směrů. Jako lomový parametr použijeme v souladu s normou [2] J-integrál $J_{0,2}$. Aby bylo možné srovnání, odhad J-integrálu uskutečneme dvěma způsoby: a) dle vztahu navrženého Gajdošem a Srncem – GS postup [3], a b) dle Francouzského konstrukčního kódu RCC-MR – FC postup [4]. Hodnoty J-integrálu dle těchto postupů jsou dány následujícími vztahy:

Gajdoš-Srnc (GS)

$$J_{GS} = \frac{K^2}{E} \left[1 + \frac{2 \cdot \alpha \cdot n}{(n+1)} \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^{n-1} \right] \quad (4)$$

kde $K = M \cdot \sigma \sqrt{\pi \cdot c}$ je faktor intenzity napětí,
 α , n jsou Ramberg-Osgoodova konstanta a exponent ve vztahu (1),
 σ_0 je mez kluzu,

$$M = \sqrt{1 + 1,255 \frac{c^2}{R \cdot t} - 0,0135 \frac{c^4}{R^2 \cdot t^2}} \quad \text{je Foliasův faktor,}$$

c je polodélka trhliny,
 R je střední poloměr trubky,
 t je tloušťka stěny.

Francouzský konstrukční kód RCC-MR (FC)

$$J_{FC} = \frac{K^2}{E} \left[A + \frac{0,5 \cdot (\sigma/\sigma_0)^2}{A} \right] \quad (5)$$

kde $A = 1 + \alpha \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^{n-1}$
 σ_0 je mez kluzu.

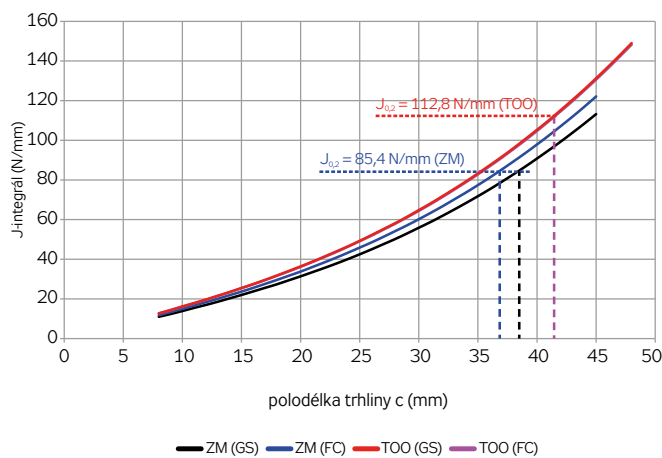
Jako kritickou délku průchozí trhliny budeme uvažovat takovou délku, pro kterou bude hodnota J-integrálu při největším provozním tlaku rovna lomové houževnatosti $J_{0,2}$. Nejdříve určíme maximální provozní tlak média. Vycházíme z toho, že při maximálním provozním tlaku bude obvodové

napětí rovno podílu meze kluzu a součinitele bezpečnosti s . Součinitel s bereme roven hodnotě 1,4. Uvažujeme nižší hodnotu meze kluzu ze dvou tahových vzorků ZM: $R_{p0,2} = 370$ MPa. Pak dostáváme

$$\sigma_{\varphi} = R_{p0,2} / s = 370 / 1,4 = 264 \text{ MPa}$$

$$p = \frac{2t}{D} \sigma = \frac{2,8}{720} \cdot 264 = 5,8 \text{ MPa}$$

Nyní vypočteme hodnoty J-integrálu dle vztahů (4) a (5) pro určený maximální provozní tlak média $p = 5,8$ MPa v závislosti na polodélce podélné průchozí trhliny c . Výsledky vyneseme do grafu $J - c$, viz obr. 8.



Obr. 8. Závislost J-integrálu na polodélce podélné průchozí trhliny pro tlak $p = 5,8$ MPa s vyznačením hodnot $J_{0,2}$

Jak odsud plyne, je kritická polodélka podélné průchozí trhliny v základním materiálu vyšetřovaného potrubí $c_{kr} = 37,0$ mm dle metody FC a $c_{kr} = 38,7$ mm dle metody GS při uvažování J-integrálu $J_{0,2} = 85,4$ N/mm. Podobně odsud plyne, že při uvažování J-integrálu $J_{0,2} = 112,8$ N/mm je kritická polodélka podélné průchozí trhliny v tepelně ovlivněné oblasti $c_{kr} = 41,5$ mm, a to jak podle metody GS, tak i podle metody FC. To znamená, že při ztotožnění lomové houževnatosti s hodnotami $J_{0,2}$ je kritická délka podélné průchozí trhliny v základním materiálu $2c_{kr} = 74,0$ mm a v tepelně ovlivněné oblasti $2c_{kr} = 83,0$ mm.

3.2 Určení kritické hloubky

Kritická hloubka povrchové, tzn. neprůchozí, trhliny ve stěně tlakového potrubí závisí nejen na úrovni provozního tlaku přepravovaného média, ale také na její povrchové délce. V našem případě budeme uvažovat provozní tlak $p = 5,8$ MPa a povrchovou délku trhliny rovnou kritické délce průchozí trhliny, tzn. $2c = 74$ mm u základního materiálu a $2c = 83$ mm u tepelně ovlivněné oblasti svaru. Důvodem je skutečnost, že pro menší délky trhliny než je kritická délka bude při protřetí ligamentu pod čelem trhliny platit tzv. kritérium LBB (leak before break) a trhlina se nerozeběhne po délce potrubí. Při výpočtu kritické hloubky podélné neprůchozí trhliny budeme vycházet z rovnic (4) a (5), v nichž vyjádříme faktor intenzity napětí následujícím vztahem [5]

$$K_I = \left| M_F + \left(E_{(k)} \sqrt{c/a} - M_F \right) \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^p \right| \cdot \frac{\sigma_{\phi} \sqrt{\pi a}}{E_{(k)}} \cdot M_{TM} \quad (6)$$

kde M_F je funkce závislá na geometrii trhliny (poměru a/c),

$$E_k = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - \frac{c^2 - a^2}{c^2} \sin^2 \theta} d\theta \quad \text{je eliptický integrál druhého druhu,}$$

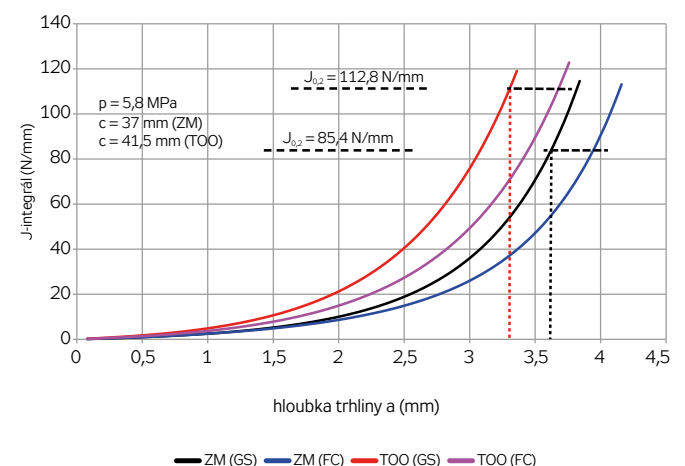
p je funkce závislá na geometrii trhliny (poměru a/c) a na její relativní hloubce (poměru a/t),

$$M_{TM} = \frac{\left(1 - \frac{a/t}{M_T} \right)}{\left(1 - a/t \right)} \quad \text{je korekční faktor na zakřivení válcové skořepiny a na zvýšení napětí v důsledku radiálních deformací v blízkosti kořene trhliny,}$$

kde $M_T = \sqrt{1 + 1,255\lambda^2 - 0,0135\lambda^4}$ je již dříve zmíněný Foliasův faktor.

V předchozím výrazu je $\lambda = c/\sqrt{Rt}$

Výsledek výpočtu pro základní materiál i tepelně ovlivněnou oblast je vyjádřen graficky na obr. 9. Jak je na obrázku znázorněno, nižší (a tedy konzervativnější) hodnoty poskytuje metoda GS, a to jak u základního materiálu, tak i u materiálu tepelně ovlivněné oblasti. Pokud budeme hovořit o základním materiálu, je podle této metody kritická hloubka neprůchozí trhliny s povrchovou délkou shodnou s kritickou délkou průchozí trhliny ($2c_{kr} = 74$ mm) pro tlak $p = 5,8$ MPa rovna $a_{kr} = 3,63$ mm. Podobně pro materiál tepelně ovlivněné oblasti je kritická hloubka neprůchozí trhliny s povrchovou délkou shodnou s kritickou délkou průchozí trhliny ($2c_{kr} = 83$ mm) pro stejný tlak $a_{kr} = 3,32$ mm.



Obr. 9. Závislost J-integrálu na hloubce trhliny v ZM i TOO

3.3 Určení doby do dosažení kritické hloubky trhliny

Při hodnocení spolehlivé zbytkové životnosti válcových tlakových nádob a potrubí se vychází zpravidla z výskytu apriorní podélné povrchové trhliny o hloubce $a = 0,25t$ a o povrchové polodélce $c = 5t$. Abychom uvážili kritérium LBB (leak before break), budeme uvažovat místo povrchové polodélky $c = 5t$ povrchovou polodélku $c = c_{kr}$. Pokud lze u potrubí vyloučit narůstající korozní poškození během provozu, je hlavním poškozujícím mechanismem stěny potrubí únavové poškozování dané kolísáním vnitřního tlaku média. Aby mohlo dojít k únavovému růstu předpokládané apriorní povrchové trhliny o hloubce $a = 0,25t = 0,25 \cdot 8 = 2$ mm, musí být uvažovaná trhlina pro dané zatěžovací parametry potrubí nadprahová. V dalším textu budeme uvažovat, že vyšetřované potrubí je využíváno jako plynovod.

Analýza prahových hodnot ukázala, že prahová hloubka trhliny v základním materiálu je $a_{pr} = 0,70$ mm a v materiálu tepelně ovlivněné oblasti je $a_{pr} = 0,61$ mm. Jak je vidět, jsou prahové hloubky únavové trhliny menší než $a = 0,25 \cdot t = 2$ mm, takže hloubka 2 mm je nadprahová. Pro úplnost dodáváme, že v analýze prahových hodnot bylo uvažováno kolísání tlaku v mezích $p_{max} = 5,8$ MPa a $p_{min} = 0,8$, $p_{max} = 4,64$ MPa. Uvažujeme tedy, že v průběhu noci, kdy je nízká spotřeba plynu, se udržuje tlak plynu na horní úrovni, tzn. na hodnotě $p = p_{max} = 5,8$ MPa, kdežto v průběhu dne, kdy je spotřeba plynu větší, je tlak plynu menší o 20 %.

3.3.1 Trhlina v základním materiálu

Uvažujeme změny vnitřního přetlaku v potrubí v mezích $p = 4,64 - 5,8$ MPa a počáteční hloubku trhliny: $a_0 = 2$ mm. Jako kritickou hloubku trhliny uvažujeme menší hodnotu z obou predikovaných, tedy $a_{kr} = 3,63$ mm. Při dosažení této hloubky se ligament před čelem trhliny protrhne, trhlina se stane průchozí a začne docházet k úniku plynu. K šíření trhliny po délce potrubí však nedojde vzhledem k tomu, že povrchová délka trhliny nepřevyšuje kritickou délku. Je tedy splněno kritérium LBB. K určení zbytkové životnosti potrubí vyjdeme z Parisovy závislosti (2). Po její úpravě a integraci dostaneme

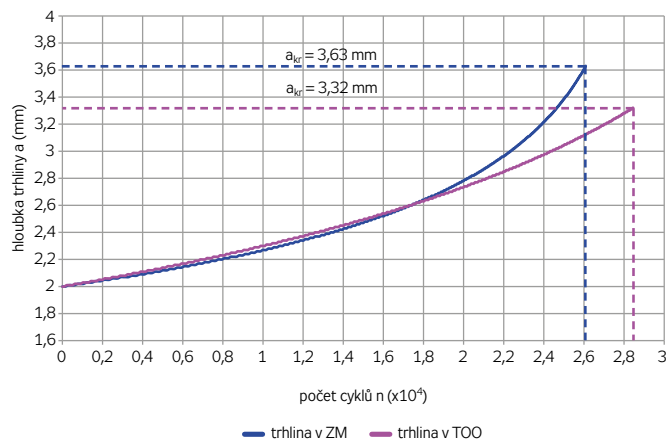
$$N = \int_{a_0}^{a_{kr}} \frac{(1-R)^{\gamma \cdot n}}{C \cdot (\Delta K)^n} da \quad (7)$$

Rovnici (7) jsme řešili jejím nahrazením diferencním tvarem, přičemž rozsah hloubek ($a_{kr} - a_0$) jsme rozdělili na 500 dílů. Uvažovali jsme experimentálně určený exponent v Parisově zákonu $n = 4,5547$ a odpovídající konstantu C dle metody trojbodové sečny ($C = 3,194 \cdot 10^{-13}$). Vypočtený nárůst hloubky trhliny s počtem aplikovaných cyklů je ilustrován na obr. 10 modrou čarou. Získaná hodnota počtu cyklů potřebných na rozšíření trhliny z její počáteční hloubky $a_0 = 2$ mm do kritické hloubky $a_{kr} = 3,63$ mm činí $N = 2,61 \cdot 10^4$ cyklů.

3.3.2 Trhlina v tepelně ovlivněné oblasti

Podobně jako v základním materiálu uvažujeme i zde změny vnitřního přetlaku plynu v potrubí v mezích $p = 4,64 - 5,8$ MPa a počáteční hloubku trhliny: $a_0 = 2$ mm. Jako kritickou hloubku trhliny však uvažujeme hodnotu $a_{kr} = 3,32$ mm. Stejným postupem jako u trhliny v základním materiálu použijeme

k určení zbytkové životnosti potrubí vztah (7), převedený do diferencního tvaru a krok $\Delta a = (a_{kr} - a_0)/500$. Při uvažování experimentálně určeného exponentu v Parisově zákonu $n = 2,5687$ a odpovídající konstanty C dle metody trojbodové sečny ($C = 1,2584 \cdot 10^{-6}$) dostaneme závislost růstu hloubky trhliny a na počtu aplikovaných cyklů n , která je zobrazena na obr. 10 fialovou čarou. Jak je na obrázku znázorněno, je počet cyklů potřebných na rozšíření trhliny z její počáteční hloubky $a_0 = 2$ mm do kritické hloubky $a_{kr} = 3,32$ mm $N = 2,85 \cdot 10^4$ cyklů.



Obr. 10. Závislost hloubky trhliny v základním materiálu a v tepelně ovlivněné oblasti na počtu aplikovaných cyklů

Porovnáním obou křivek na obr. 10 zjišťujeme, že ačkoliv je kritická hloubka trhliny v základním materiálu větší než v tepelně ovlivněné oblasti, je počet napětových cyklů potřebných pro její dosažení menší. Je tomu tak proto, že u základního materiálu je Parisův exponent výrazně větší než u materiálu tepelně ovlivněné oblasti. Jak je z obrázku patrné, od hloubky trhliny $a \sim 2,6$ mm nastává díky této skutečnosti výrazné zrychlení růstu trhliny v základním materiálu, takže její kritická hloubka je dosažena již po aplikaci $N = 26\ 100$ cyklů, zatímco u trhliny v tepelně ovlivněné oblasti vyžaduje dosažení kritické hloubky trhliny větší počet napětových cyklů ($N = 28\ 500$ cyklů). Při frekvenci tlakových změn plynu v potrubí $f = 1$ c/den představují tyto počty cyklů životnost 71 let u základního materiálu a 78 let u tepelně ovlivněné oblasti.

4. Závěry

Na základě výsledků teoretického i experimentálního výzkumu mechanických a lomově-mechanických vlastností a analýzy integrity vyšetřovaného potrubí lze konstatovat:

- Pevnostní vlastnosti TOO a ZM jsou prakticky shodné, zatímco určující lomová houževnatost $J_{0,2}$ je větší v TOO než v ZM. V důsledku toho je v TOO větší i kritická délka podélné průchozí trhliny, charakterizující podmínku kritéria LBB.
- Únavová trhlina v TOO je charakterizována nižší hodnotou exponentu v Parisově vztahu než trhlina v ZM. V souladu s tím je rychlost růstu únavových trhlin v TOO nižší než v ZM, což v důsledku znamená větší počet napětových cyklů potřebných k rozvoji trhliny do kritické hloubky. Při uvážení přirozeného rozptylu rychlosti růstu únavových trhlin však může být tento výsledek do jisté míry zeslaben,

a to v tom smyslu, že rozdíl v počtu cyklů potřebných na šíření trhliny do kritického rozměru v TOO a ZM bude nevýznamný.

- Autoři jsou si vědomi toho, že z mechanického hlediska působí samotný svar jako napěťový koncentrátor, v němž se během provozu plynovodu může iniciovat únavová trhlina. Pravděpodobným místem iniciace bývají vady ve svaru, nebo v přechodu do ZM. Následující šíření trhliny v TOO bude však pomalejší než v ZM a doba do dosažení kritického stavu bude tudíž delší.

5. Literatura

- [1] ČSN EN ISO 6892-1: Kovové materiály – Zkoušení tahem – Část 1: Zkušební metoda za pokojové teploty, únor 2010
- [2] ASTM Standard E 1820 – 13: Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. Book of Standards Volume: 03.01

Summary:

Lubomír Gajdoš, Martin Šperl, Aleš Brynych:

Influence of the Properties of the Heat Affected Zones of Longitudinal Welds on Gas Pipeline Integrity

The contribution outlines the results of measurements of the mechanical and fracture mechanics properties of the base metal and the heat affected zone of longitudinally welded Ø720/8 mm pipes made of 17GS steel under GOST 19281 specifications (equivalent to S355J2G3). The pipeline transported crude oil from Russia to the Ventspils terminal (Latvia) on the Baltic Sea coast in the past. Now, following pipeline revalidation, it is expected to be used for gas transmission.

The identified values of mechanical and fracture mechanics properties have shown that the heat affected zone does not have to be the weakest area of a weld in terms of resistance to fatigue crack growth and to fracture, as is generally assumed in technical practice; on the contrary, the fracture properties of the heat affected zone can surpass those of the base metal. This is borne out by the heat affected zone's higher resilience to fracture than that of the base metal, all other strength properties being virtually the same, and also by the lower value of the exponent in the Paris equation.

- [3] L. Gajdoš and M. Srnec: An Approximate Method for J Integral Determination. Acta Technica CSAV, Vol. 39, No. 2, 1994, pp. 151–171
- [4] RCC-MR: Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island. First Edition (AFCEN – 3 – 5 Av. De Friedeland Paris 8), 1985
- [5] L. Gajdoš and M. Šperl: Application of a Fracture-Mechanics Approach to Gas Pipelines. World Academy of Science, Engineering and Technology, Vol. 73, January 2011, pp. 480–487, ISSN 2010 – J76X

Poděkování: Tato práce vznikla s podporou CEPS a. s. a výzkumného projektu TAČR TE02000162.

Lektorovali: Ing. Václav Linhart, CSc., Ing. Jaroslav Petroš



Ing. Lubomír Gajdoš, CSc. (*1941)

Vystudoval ČVUT v Praze, Fakultu jadernou a fyzikálně inženýrskou. Postgraduální studium absolvoval na University College v Londýně. Praktické znalosti z oblasti únavového poškození a mechaniky materiálů získal ve SVÚM Praha a prohloubil v ÚTAM AV ČR, kde je vedoucím oddělení tenkostěnných konstrukcí.



Ing. Martin Šperl, Ph.D. (*1975)

Vystudoval Technickou fakultu ČZU v Praze a Fakultu dopravní – Ústav mechaniky a materiálů ČVUT. Od r. 1999 pracuje v Ústavu teoretické a aplikované mechaniky Akademie věd ČR, kde získal znalosti z oboru lomové mechaniky a experimentální praxi. V současné době je pracovníkem oddělení tenkostěnných konstrukcí.



Ing. Aleš Brynych (*1970)

Vystudoval obor chemické a energetické zpracování paliv na VŠCHT Praha. V letech 1993–95 pracoval v Plynoprojektu Praha. Do roku 1999 byl zaměstnán jako hlavní technolog ve společnosti Český plynárenský servis, spol. s.r.o. Od roku 1999 působí ve společnosti CEPS a. s., nyní jako výkonný ředitel.

WGCPARIS2015

WORLD GAS CONFERENCE

„GROWING TOGETHER TOWARDS A FRIENDLY PLANET“

