

POSOUZENÍ DEFEKTŮ VE SVARECH AUSTENITICKÉHO POTRUBÍ ZA VYSOKÝCH TEPLŮT

Ondrej Bielak, Alexander Kanócz, Jan Masák,

BiSAFE, s.r.o., Malebná 1049, 149 00 Praha 4, e-mail: bielak@bisafe.cz

Při defektoskopické kontrole svarových spojů potrubí z oceli typu 18Cr-10NiTi se vyskytují defekty. Životnost potrubí namáhaného za vysokých teplot, kdy materiál je poškozován procesy tečení (creepem), se skládá z etapy iniciace trhliny, etapy podkritického růstu trhliny a končí lomem event. vznikem netěsnosti.

Příspěvek uvádí posouzení detekovaných defektů normativním postupem API 579-1/ASME FFS-1. Posouzení se skládá ze dvou etap. Nejprve se určí kritická velikost trhliny pro vznik náhlého lomu na bázi elasto-plastické lomové mechaniky. Pak následuje výpočet etapy podkritického růstu trhliny z dané počáteční velikosti na kritický rozměr.

Posouzení vlivu defektů na životnost potrubí vyžaduje charakteristiku a geometrii defektů, provozní podmínky, namáhání jednotlivých svarových spojů, zbytkové napětí ve svarech a vlastnosti základního materiálu a svaru. Kromě základních mechanických vlastností patří ke stěžejním vlastnostem lomová houževnatost, pevnost při tečení a závislost rychlosti růstu trhlín na parametrech lomové mechaniky.

1. Úvod

Funkční spolehlivost a provozní životnost potrubních systémů, dlouhodobě exploatovaných v náročných provozních podmínkách, je do značné míry determinována úrovní žarupevných vlastností svarových spojů v porovnání se svařováním neovlivněným základním materiálem potrubí [1]. Uvedené vlastnosti jsou zásadním způsobem ovlivněny použitou technologií svařování trubek, tj. volbou způsobu svařování a přídavného svařovacího materiálu, tepelným režimem procesu, včetně množství tepla vneseného do svarového spoje. Dalším významným faktorem ovlivňujícím spolehlivost jsou defekty svarových spojích, zbytkové napětí, přídavné zatížení od účinků tíhy potrubí a jeho tepelné dilatace.

K tomu, abychom mohli posoudit, zda a jak přítomnost defektů v provozovaném zařízení omezí jeho provozuschopnost, potřebujeme vhodné výpočetní postupy, které umožní ohodnotit přípustnost defektu, popř. stanovit bezpečnou dobu provozu konstrukce. V anglosaské literatuře se pro tyto postupy vžil termín „Fitness-For-Service“ (ve zkratce FFS), který lze přeložit jako „Trvale vhodné pro provoz“. Dnes již existuje několik metodik, které se touto problematikou zabývají, jsou však obvykle zaměřeny na jistou oblast použití. Existují např. postupy pro petrochemii, letectví, energetiku atd. Jako příklad lze uvést normativní postup API 579-1/ASME FFS-1 [2] v petrochemii.

Příspěvek je zaměřen na posouzení životnosti svarových spojů v potrubí z oceli typu 18Cr-10Ni-Ti s výskytem plošných defektů v kořenové oblasti obvodových svarů. Plošné defekty typu neprůvar a studený spoj se posuzují jako trhliny.

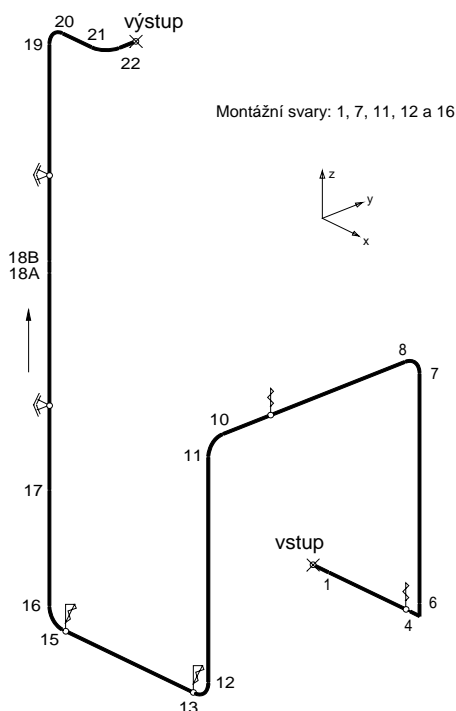
K posouzení provozuschopnosti potrubí postupem FFS podle normy API 579-1/ASME FFS-1 jsou nutné následující podklady:

1. Charakteristika a popis defektů.
2. Provozní podmínky.
3. Napjatost svarových spojů.
4. Zbytkové napětí ve svarovém spoji.
5. Deformační a pevnostní vlastnosti základního materiálu a svarového spoje v oblasti creepu.
6. Křehkolomové vlastnosti svarového spoje.

Nejdříve se určí kritické rozměry trhlín a pak etapa podkritického růstu trhlín.

Formulace úlohy

Příspěvek je věnován potrubí z austenitické oceli typu 18Cr-10Ni-Ti. Řešená trasa spojuje dvojici reaktorů, nevětví se a je uložena na pružných závěsech podle obr. 1. Konstrukční a provozní parametry jsou uvedeny v tabulce 1.



Tab. 1 Konstrukční a provozní parametry

| | |
|--------------------------------|-------|
| Vnější průměr potrubí [mm] | 323,9 |
| Tloušťka stěny [mm] | 28,6 |
| Kolena, poloměr střednice [mm] | 457 |
| Tloušťka stěny kolen [mm] | 36 |
| Konstrukční tlak [MPa] | 5,9 |
| Provozní tlak [MPa] | 5,6 |
| Konstrukční teplota [°C] | 535 |
| Provozní teplota [°C] | 530 |

Při defektoskopické kontrole ultrazvukem byly v nových svarových spojích (obvodový V svar) detekovány vady typu studený spoj a trhlina. Podkladem ke stanovení provozních podmínek byla data z řídicího systému jednotky.

Postupem dle metodiky výpočtu životnosti a provozní spolehlivosti potrubních systémů při tečení [3] byla určena referenční teplota $T_{ref} = 625,5 \text{ °C}$ a tlak $p_{ref} = 5,45 \text{ MPa}$.

Napjatost exponovaných svarových spojů od účinku přetlaku, tíhy potrubí a dilatace, stanovená na základě dilatačního výpočtu potrubí, je uvedena v tabulce 2.

Obr. 1 Výpočtový model potrubí

Tab. 2 Složky napětí ve svarových spojích (MPa, ve stopě ohybového momentu)

| Číslo svaru | Od přetlaku a tíhy potrubí | | | | Přetlak, tíha potrubí a dilatace | | | |
|-------------|----------------------------|----------|---------|----------|----------------------------------|----------|---------|----------|
| | vně | | uvnitř | | vně | | uvnitř | |
| | axiální | obvodové | axiální | obvodové | axiální | obvodové | axiální | obvodové |
| 16 | 23,1 | 24,9 | 20,9 | 30,8 | 48,2 | 24,9 | 41,5 | 30,8 |
| 7 | 21,3 | 24,9 | 19,7 | 30,8 | 42,3 | 24,9 | 36,9 | 30,8 |
| 17 | 21,6 | 24,9 | 19,7 | 30,8 | 41,8 | 24,9 | 36,3 | 30,8 |
| 8 | 20,4 | 24,9 | 19,0 | 30,8 | 33,6 | 24,9 | 29,9 | 30,8 |
| 11 | 18,3 | 24,9 | 17,3 | 30,8 | 33,2 | 24,9 | 29,6 | 30,8 |
| 12 | 15,6 | 24,9 | 14,9 | 30,8 | 32,5 | 24,9 | 28,9 | 30,8 |

Zbytková napětí v nevyžíhaných svarových spojích jsou závislá na tepelném příkonu při svařování a na mezi kluzu za provozu. Při svařování se tepelný příkon pohyboval v rozmezí $1,6 \div 2,2 \text{ kJ/mm}$. Jelikož API 579-1/ASME FFS-1 uvádí rozdílné vztahy pro příkon $Q \leq 2 \text{ kJ/mm}$ a $Q > 2 \text{ kJ/mm}$, byla stanovena velikost zbytkových napětí pro obě hodnoty příkonu.

Deformační a pevnostní vlastnosti základního materiálu při zatížení v oblasti vysokých teplot, včetně rychlosti růstu trhlin v creepové oblasti, byly převzaty ze zprávy [4].

Kritické rozměry trhlin

Pro stanovení kritických rozměrů trhlin byla užitá metodika API 579-1/ASME FFS-1 [2], jež je založena na principech nelineární lomové mechaniky. Trhlinu charakterizuje dvojice parametrů

$$K_r = \frac{K}{K_c}, \quad L_r = \frac{\sigma_{ref}}{R_p} \quad (1)$$

kde K je součinitel intenzity napětí, K_c je lomová houževnatost materiálu, σ_{ref} je referenční napětí a R_p je mez kluzu. Parametry K_c a σ_{ref} jsou závislé na geometrii tělesa, velikosti trhliny a zatížení. Pro řadu konfigurací existují vztahy pro tyto parametry a lze je nalézt v API 579-1/ASME FFS-1.

Pro výpočet součinitele intenzity napětí byly použity vztahy pro výše zmíněnou konfiguraci trhliny, které jsou uvedeny v API 579-1/ASME FFS-1. Z téhož zdroje byly použity i vztahy pro výpočet referenčního napětí. Trhliny se nacházejí ve svarovém spoji, proto jsme při výpočtu uvažovali vliv zbytkových napětí. Závislost součinitele intenzity napětí na poměru hloubky trhliny k tloušťce stěny a/s ve svarovém spoji 16 na 1 při zatížení přetlakem a při celkovém zatížení svarového spoje je uvedena na obrázku 2. Na obrázku 3 je uvedena závislost referenčního napětí na poměru a/s .

Obr. 2: Závislost součinitele intenzity napětí na poměru a/s

Obr. 3: Závislost referenčního napětí na poměru a/s

Vlastní posouzení stability trhliny probíhalo v souřadném systému $[K_r, L_r]$ pomocí mezní křivky K_r^{lim} , která je funkcí parametru L_r a je definována v API 579-1/ASME FFS-1. Pokud se bod o souřadnicích $[K_r, L_r]$ nachází pod mezní křivkou K_r^{lim} , tj. pro danou hodnotu L_r platí $K_r < K_r^{lim}$, pak je trhlina stabilní. Hranice stability je definována podmínkou, že pro dané L_r platí $K_r = K_r^{lim}$. Stanovení kritických rozměrů trhliny pak znamená nalézt rozměr trhliny, pro který je splněna podmínka $K_r = K_r^{lim}$, tj. určit kritickou hloubku trhliny a_c .

Ve výpočtu jsme uvažovali složky napětí ve svarovém spoji z dilatačního výpočtu potrubí a zbytkové napětí v závislosti na tepelném příkonu při svařování. Výpočet byl proveden pro teplotu 650°C. Materiálové charakteristiky použité při výpočtu jsou uvedeny v tabulce 3.

| Teplota [°C] | K_c [MPa.m ^{1/2}] | R_p [MPa] | R_m [MPa] |
|--------------|-------------------------------|-------------|-------------|
| 630 | 40 | 159 | 310 |

Kritické rozměry trhlín pro vybrané svary v závislosti na tepelném příkonu Q při svařování jsou uvedeny v tabulce 4.

| Svar | $Q \leq 2$ kJ/mm | | $Q > 2$ kJ/mm | |
|------|------------------|---------------|---------------|---------------|
| | a_c [mm] | a_c / s [-] | a_c [mm] | a_c / s [-] |
| 16 | 6,9 | 0,24 | 5,7 | 0,20 |
| 7 | 7,3 | 0,26 | 6,0 | 0,21 |

Podkritický růst trhlin

Při výpočtu životnosti svarového spoje s trhlinou je nutné určit dobu do lomu t_{CD} pro kontinuální rovnoměrné creepové poškozování. Tento přístup předpokládá, že materiál vykazuje dostatečně vysokou zásobu creepové plasticity a je na přítomnost trhlin necitlivý. Vlivem creepové deformace dojde k zaoblení čela trhliny a k přerozdělení výchozí elastické napjatosti. Trhlina se nešíří a k poruše dojde rozvojem creepového lomu ve zbylém nosném průřezu.

Doba t_{CD} byla stanovena ve dvou variantách:

1. Pro referenční napětí primárního zatížení podle vztahu [5]:

$$t_{CD}(a_0) = t_r[\sigma_{ref}^P(a_0)], \quad (2)$$

kde $\sigma_{ref}^P(a_0)$ je referenční napětí primárního zatížení,

$t_r[\sigma_{ref}^P(a_0)]$ je doba do lomu.

2. Pro referenční napětí primárních i sekundárních zatížení podle vztahu:

$$t_{CD}(a_0) = t_r[\sigma_{ref}^{P+S}(a_0)], \quad (3)$$

kde $\sigma_{ref}^{P+S}(a_0)$ je referenční napětí primárního a sekundárního zatížení.

Doba do lomu se určí podle vztahu:

$$\log(t_r) = A_1 + A_2 \log\left|\frac{1}{T} - \frac{1}{A_5}\right| + A_3 \log\left|\frac{1}{T} - \frac{1}{A_5}\right| \log[\sinh(A_6\sigma T)] + A_4 \log[\sinh(A_6\sigma T)]. \quad (4)$$

Závislost doby do lomu na hloubce celoobvodové trhliny v kořenu svarového spoje je uvedena na obrázku 4. Trhlina o počáteční hloubce $a_0 = 4$ mm ($a_0/s = 0,14$) sníží životnost na 68% původní hodnoty.

Obr. 4: Relace mezi hloubkou trhliny a dobou do lomu pro creepově plastický materiál

Obr. 5: Omezení doby provozu vlivem podkritického růstu trhlin, dolní mez

V případě, že se materiál za daných provozních podmínek nechová jako creepově plastický, dochází v průběhu provozu k podkritickému růstu trhlin procesy tečení. Rozvoj trhliny snižuje nosný průřez, ve kterém napětí roste.

Rychlost šíření trhliny v podmínkách creepu se obvykle vyjadřuje v závislosti na parametru C^* . Tuto závislost lze formulovat zápisem:

$$\frac{da}{dt} = A \cdot (C^*)^q \text{ [mm/h]}. \quad (5)$$

Konstanty A a q charakterizují šíření trhliny v materiálu.

Lomově mechanický parametr C^* (creepový ekvivalent J – integrálu) lze stanovit podle vztahu:

$$C^* = \sigma_{ref} \varepsilon_{ref} \left(K / \sigma_{ref} \right)^2, \quad (6)$$

kde K je součinitel intenzity napětí a $\dot{\epsilon}_{ref}$ je rychlost creepové deformace jakožto funkce referenčního napětí σ_{ref} a akumulované creepové deformace ϵ_c .

Pro výpočet rychlosti creepové deformace byl použit komplexní model tečení podle [3]. Vlastní výpočet rozvoje trhliny byl proveden alternativně:

- S uvažováním etapy iniciace t_i a rychlosti růstu trhlin pro užité vlastnosti materiálu na úrovni dolní meze (tzn. krátká doba iniciace a vysoká rychlost růstu). Varianta **I**.
- Zanedbání etapy iniciace t_i (trhlina je aktivní) a uvažováním průměrné rychlosti růstu trhlin. Varianta **II**.

Závislost růstu trhlin pro různé hodnoty počáteční hloubky trhliny je zakreslena na obr. 5 a obr. 6. Doba provozu je omezena průsečíkem křivky růstu trhliny se závislostí $t_{CD}(a_0) = t_r[\sigma_{ref}^{P+S}(a_0)]$.

| Tab. 5 Dolní mez a střední hodnota podkritického růstu trhlin | | |
|---|-----------------------|---------------------------|
| Počáteční hl. trhliny | Doba provozu [h] | |
| | I. – dolní mez | II. – stf. hodnoty |
| 1,8 | 69 000 | - |
| 2,0 | 56 000 | 71 000 |
| 2,2 | 35 000 | 69 000 |
| 2,4 | 29 000 | 65 000 |
| 2,6 | 22 000 | 61 000 |
| 2,8 | 17 000 | 54 000 |
| 3,0 | 13 000 | 45 000 |
| 3,5 | - | 27 000 |
| 4,0 | - | 17 800 |

Obr. 6 Omezení doby provozu vlivem podkritického růstu trhlin, střední hodnoty

Diskuse výsledků

Uvedené výsledky výpočtů lze považovat za konzervativní z následujících důvodů:

1. Tvar a orientace trhliny

Ve svarových spojích převládají defekty typu studený spoj v kořenu, které mají zaoblené čelo a nejsou orientovány kolmo na axiální napětí. Pouze v ojedinělých případech se vyskytnou trhliny. Náhrada defektů celoobvodovou trhlinou orientovanou kolmo k axiální složce napětí poskytuje výsledek konzervativní, na straně vyšší bezpečnosti.

2. Rozložení napětí po obvodě

Důsledkem zatížení svarového spoje ohybem je nerovnoměrné rozložení axiální složky napětí po obvodě. Ve výpočtu pracujeme s maximem napětí od vnitřního přetlaku, tíhových sil a tepelné dilatace.

3. Zbytkové pnutí

Použitý postup API 579-1/ASME FFS-1 je při odhadu zbytkových pnutí u nežíhaných svarových spojů konzervativní. Předpokládá tahové zbytkové pnutí v celém průřezu s maximem na úrovni meze kluzu. Například postup BEGL R6 [6] v závislosti na režimu svařování pracuje s tahovým zbytkovým napětím na úrovni 1/2 meze kluzu.

4. Vlastnosti materiálu

Při výpočtu kritických rozměrů pro iniciaci náhlého lomu jsme uvažovali lomovou houževnatost svarového spoje po dlouhodobém provozu. Rovněž regresní parametry podkritického růstu trhlin při tečení byly stanoveny na svarovém spoji odebraném z předmětného potrubí po dlouhodobém provozu [4].

Závěr

Aplikace doporučení standardu API 579-1/ASME FFS-1 na konkrétní potrubní trasu poskytla vodítka pro posouzení přípustnosti defektů svarových spojů, které byly po montáži detekovány. Přes některá zjednodušení provedená analýza spolu s defektoskopickou kontrolou poměrně spolehlivě ukázala, kterým svarům je třeba v budoucnu věnovat zvýšenou pozornost.

Literatura

- [1] Price, A. T. – Williams, J. A.: The Influence of Welding on Creep Properties of Steels. In : Creep and Fracture of Engineering Materials and Structures, ed. Wilshire, B. - Owen, D., Pineridge Press, 1982, pp. 265-353
- [2] API 579-1/ASME FFS-1, Fitness-for-Service, American Petroleum Institute and The American Society of Mechanical Engineers, 2007
- [3] Bína V. – Kanócz A. – Španiel M. – Korouš J. – Masák J.: Metodika výpočtu životnosti a provozní spolehlivosti potrubních systémů při tečení, Zpráva BiSAFE, duben 2002
- [4] Bína V. – Bielak O. Sledování degradace vlastností materiálu Cr18-Ni10-Ti potrubního systému jednotky a stanovení materiálových podkladů pro výpočet životnosti. Zpráva SVÚM Praha, září 1991
- [5] R5: Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures, Report R5, Issue 3, 2003, British Energy, UK
- [6] R6: Assessment of the Integrity of Structures containing Defects, 4 Revision, August 2007, British Energy, UK

Kontaktní adresa autora

| | |
|----------------------------------|--------------------------------|
| <i>Jméno</i> | Ing. Ondřej Bielak CSc. |
| <i>Pracoviště</i> | BiSAFE s.r.o. |
| <i>Adresa pro korespondenci:</i> | Malebná 2/1049, 149 00 Praha 4 |
| <i>E-mail:</i> | bielak@bisafe.cz |
| <i>Fax:</i> | 267 913 334 |
| <i>Telefon:</i> | 267 913 335 |