

参考文献

- 1) H. Tada, et. al. "A Stability Analysis of Circumferential Cracks for Reactor Piping Systems" in Technical Information Package for ISES Mission Representatives, Oct., 1979.
- 2) 町田 進, 栗飯原周二, "BWR 一次冷却系配管に対する Tearing Instability 理論の適用に関する検討", ISES-91G-タスク S3 資料, 1980 年 11 月.

【討】 稲垣道夫君 緒言において, 例として原子炉配管系の延性亀裂の安定成長から不安定伝播への遷移を把握し, Leak before break への寄与を述べておられる

が, この研究では SS 41 の鋼板で不安定延性破壊条件を検討しておられる。この不安定延性破壊条件が内圧を受ける流体輸送配管にそのまま適用できるかどうか, その考えをお聞かせ下さい。

【回】 栗飯原周二君 本論文では, 不安定延性破壊条件そのものの検証のために SS 41 材を使用しましたが, 延性破壊であれば, 鋼種によらず同一の条件が成立するものと考えられます。原子炉配管系への適用に際しては, 配管系における T_{app} , α_{FG} の算定法の確立及び, 使用鋼材, 特にその溶接部・溶接熱影響部の T_{mat} , α_R の評価が必要となることは言うまでもありません。

板厚方向に材質の不均一をもつ材の破壊挙動と靱性

豊田 政 男 外

【討】 豊貞雅宏君 Fig.6 に関して下記の点をお教え下さい。

(1) 延性材料が存在すると脆性き裂の伝播を阻止する効果があり, 脆性材料の遷移域では脆性材料の発生エネルギーと延性材料の伝播エネルギーの和として Charpy エネルギーが与えられるともみられますが, もしこのようになるのであれば, VCH-type の -43°C の HT-80 材の部分の破面は延性に近い状況を程する可能性もあると思われますが, 実験結果の破面は, VAH-type の -43°C の破面と比べてどのようになっていますか。

さらに Fig.4 に関して

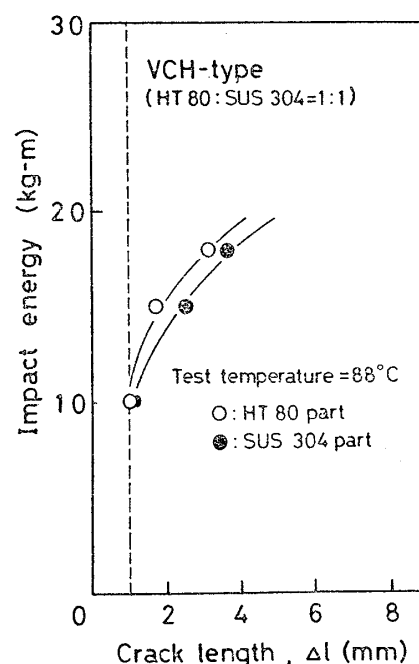
(2) なぜクラッド材の遷移温度が HT-80 材の遷移温度より上昇したのでしょうか。これに関連してクラッド材の脆性き裂の発生はクラッド境界の HT-80 部か, HT-80 材の中央部かいずれとなっていたのか解かりましたらお教え下さい。

【回】 豊田政男君 (1) -43°C の実験に関してですが, クラッド材の HT-80 側の破面は HT-80 素材の VAH-type とほぼ同じ脆性破面 (ハンマー打撃側に多少の Shearlip あり) を呈しております。この場合の吸収エネルギーは御指摘のように形式的には脆性材料の発生エネルギーと延性材料の伝播エネルギーの和と等しい (実際は多少小さいが) とみられます。しかし, 破壊様式が, HT-80 と SUS 側で異なっており, 現象を複雑にしています。HT-80 はその素材とほぼ同じか多少大き目の打撃エネルギーで破壊が発生しているに拘らず, SUS 側はまだ延性き裂が発生しておらず, 付図 1 に示すように, 88°C でみられた両者とも延性破壊する場合のような破壊のひきつられが明確ではありません。付図は一つの試

験片で一定の打撃エネルギーとそれぞれの部分のき裂長さの関係を示したものです。

このように -43°C の場合の HT-80 の伝播破断エネルギーはほとんどないと見てよいと思われ, SUS 側の発生打撃エネルギーに対応するものの評価が問題となります。この点については明確とはなっていませんが, 今後検討を重ねたいと考えます。

(2) 本供試材では延性破壊域では HT-80 材の方が小さな打撃エネルギーでき裂が発生し, 破断するのに必要な伝播エネルギーは逆に SUS 材の方が小さくなっています。



付図 1 クラッド材のシャルピ試験片における打撃エネルギーとそのときの HT 80 側及び SUS 側の最大き裂長さとの関係

す。このような組合せの材におけるひきつられ現象によって遷移領域以上ではクラッド材の吸収エネルギーがいずれよりも小さくなっていると考えられますが、これのみで遷移温度が上昇する現象を説明しきれません。Fig. 4は熱処理を行っていませんので、クラッド爆着時の熱影響域が接合境界近くに存在し、多少脆化していることの影響が考えられます。ただし、本実験では破壊の発生点までは確認できませんでした。前者の影響はFig. 5の高温域で十分に確認されますが、Fig. 5では遷移温度の上昇が明確には認められないことから、熱影響等の原因が遷移温度上昇をもたらしているとも考えられます。

【討】 武藤睦治君 (1) シャルピ試験において、振り上げ角を変化させた場合、変形速度が相当に変化すると思われる。すなわち、 $4l$ の短いものほど、いわゆる“静的試験”に近くなっているように思われるが、Fig. 6に示される結果には、その影響は無視できる程度か。

(2) 降伏強度の大きな相違もあるので単純な議論はできないが、高温側において、ステンレス鋼のき裂発生エネルギーがHT-80鋼のそれより大きいことと(Fig. 6(a)&(b)), ステンレス鋼のストレッチ・ゾーン幅が

HT-80鋼のそれよりかなり小さいこと(Fig. 13)とは矛盾しないか。

【回】 豊田政男君 (1) 御指摘戴きましたように、シャルピ試験で振り上げ角を変化させることは、変形速度、しいては材料の降伏点さえも変えてしまう恐れがあります。本試験では10 kg-mの打撃エネルギーで振り上げ角度が60~70°程度と小さくなっています。

したがって、必ずしも通常のシャルピ試験における発生エネルギーを求めたことにはならず、本研究では合せ材と均質材の破壊現象の比較考察に用いたものであり、ひずみ速度の影響も考慮した考察は今後の課題かと考えます。

(2) 御指摘のFig. 6とFig. 13ではSUS材が異なっており、単純な比較ができません。Fig. 6はTable 1のSUS(D)材をFig. 13はSUS(B)材に対応します。Fig. 6に対応するストレッチ・ゾーン幅は別報の実験によりますとHT-80材が約40 μm 、SUS材が約70 μm とやはりSUS材の方が大きくなっていて矛盾はみられないようです。

軟鋼十字すみ肉溶接継手の片振り引張疲労強度について

永 井 欣 一 外

【討】 稲垣道夫君 (1) A型試験片の $da/dN-4K$ 関係で第1領域としておられる領域の定数 C は $4S$ に依存しています。き裂伝播寿命を算出する場合、第1領域の C をどのように予測したら良いかを御教示下さい。

(2) A型試験片の止端部の K_t が3.5、B型のそれが3.8と違いを強調されておられるようですが、 K_t の違いにも拘わらずA型とB型の N_c に差が生じないのは何故でしょうか。

(3) K_t の算出に止端半径とフランク角の平均値を用いておられますが、平均値を用いて算出する K_t と、各断面での K_t を算出して平均値を求めたものの間にどの程度の喰違いが生ずるか御検討になっていればそれをお示し下さい。

【回】 康聖原君 (1) Fig. 6の領域1が生じる現象については本文に述べたMaddoxの見解があるにすぎず、その機構が明らかでないので、 C 値を予測することは困難である。したがって、本報告では領域1においても da/dN と $4K$ の間に指数則が成立し、その勾配 m が一定であると仮定して、Fig. 6に示すごとく各 $4S$ の実測点を通る破線を引き C を求めた。

(2) Fig. 3とFig. 9を比較すると試験片Bの止端部における N_c の実測値は、試験片Aに比べていずれの応力レベルでもわずかに小さくなっている。しかし、止端部の K_t を試験片Aについては3.5、試験片Bについては3.8として求めた推定寿命 N_c は、実測値と一致している。したがって両試験片の N_c の実測値の差は、この K_t の相違によるものと考えの方がより合理的であり、止端部の K_t が等しければ0.7 mm程度のルートギャップは止端部の N_c にほとんど影響を及ぼさないものと考えられる。

(3) 十字すみ肉溶接継手における止端部の応力集中度 K_t を西田の式を適用して求めるかぎり、いずれの方法で K_t を算出しても差はほとんどなく、0.1以下であった。

【討】 内野和雄君 著者らは溶込み不足部をメタルタッチとする必要はないと結論で述べていますが、これに関連した意見を述べます。Fig. 3とFig. 9を重ねて比較してみますと、ルートギャップ零のメタルタッチの場合とルートギャップ0.7 mmの場合とでは、 $4S$ が20 kg/mm²以下の低応力域では止端からのき裂発生寿命および混合破壊の破壊寿命のいずれについても、ルートギ