

ると思います。

溶接入熱量による材質劣化を T_v で代表されておられますが、残留応力を考慮する場合、溶接部の機械的不均一性の影響もあると思いますが、どのように考えておられますか。

また溶接入熱量によって残留応力分布、降伏応力も異なると思いますが、そのような場合にも T_v による評価が一般に安全側になるのか否かお教えいただきたい。

川口 喜昭 君 本論に対しご討論をたまわり、ありがとうございます。

まずご指摘の残留応力分布についてですが、本論においては、HT 80 のような高張力鋼に対する評価方法を考えました。ここで計算の前提とした残留応力分布は、従来の諸データを参照としてかなり厳しいものと考えられます。したがって T_v による評価は、残留応力に関してはかなり安全側にあると考えられますが、今後材料および溶接条件が種々異なった場合について、実験的検討をつづけていく考えです。

次に機械的性質の不均一性についてですが、高張力鋼の場合特に問題なのは、熱影響部に存在する軟化域であり、それが T_v 評価を不安全側にする可能性は考えられます。従来の諸研究によれば、この可能性はそれほど大きなものとは考えにくいようですが、機械的性質の不均一性の問題は、溶接継手の本質的な問題ですので、さらに理論的・実験的検討をつづけていきたいと考えます。

なおご指摘のように、材質評価にシャルピーのような小型試験の結果を用いることができるならば非常に有効となります。本論執筆以後、諸々データを参照して脆性破壊発生温度 $T_v(^{\circ}\text{K})$ とシャルピー破面遷移温度 $T_s(^{\circ}\text{K})$ 、鋼材の常温降伏点 $\sigma_{y0}(\text{kg}/\text{cm}^2)$ 、板厚 $t(\text{mm})$ および切欠長さ $2C(\text{mm})$ の関係を検討し、次式を得ています。

$$T_v = \frac{234 + 1.5 T_s + 12\sqrt{t} - 65 l_n \sigma_{y0}}{F(\sigma_{y0}, C)}$$

ただし、

$$F(\sigma_{y0}, C) = \frac{324 - 65 l_n \sigma_{y0}}{273} + l_n \frac{3000}{\sigma_{y0} \sqrt{\pi C}}$$

ここに得られた諸係数は、実験データの集積によって、より実情に合うよう修正していきたいと考えますが、基本的には上式の形式によってシャルピー衝撃特性と T_v 評価の関係を明らかにしていく考えです。

特異性を含むサブストラクチャーによる応力拡大係数の解析

樋口 道之助 外

石田 誠 君 1) Pian の要素を用いる方が等歪要素を用いるより精度が良いと述べておられますが、これは同じ要素分割としてのことでしょうか。それならば当然の結果と考えられますが、また未知数の数を同じとしての比較も興味がありますので資料があればお示し下さい。

2) Table 1, 3, 5 によれば pian の要素を使用すると正確値より高い値を得る傾向があるようにも見えますが一般にそのようになる理由があるのでしょうか。

川原 正言 君 1) ご質問の主旨に十分沿うかどうかわかりませんが、本報告で用いた等歪要素とピアン要素についてご説明いたします。

ここで用いた等歪要素とは、三角形要素を 4 個合せて正方形にしたものです。ピアン要素は正方形の要素で、要素内応力を 1 次式で、又境界変位も 1 次式で表現したものです。従って、初めの式の構成においては、等歪要素の場合、 $6 \times 4 = 24$ 個の変数となり、ピアン要素の場合、変位表現に $2 \times 4 = 8$ 個、応力表現に $3 \times 3 - 2 = 7$ 個、合計 15 個の変数となっています。

しかし、剛性マトリックスを組み、最終的に連立一次方程式を解く段階では、節点変位だけを独立変数として残す形になり、等歪要素の場合もピアン要素の場合も、共に 8 個となります。

このような場合、変数が等しいとみてよいのかどうか判定に迷います。もともと要素分割も完全に等しいのではなく、ここで用いたピアン要素は等歪要素の 4 倍の面積を持っているということになります。

いずれにしてもピアン要素の方が、正解に近い結果となったことだけはたしかです。

2) 理論的に、変位法は正解より低い値、応力法は高い値を与えることが知られており、ピアンの方法はその

中間であるとされています。但し、正解とピアンの方法による解との比較については、定式化も十分でなく、現在知られている範囲では、いずれとも判定がつかないようです。

面内引張りと面外曲げの複合荷重を受ける軟鋼平板の不安定破壊について

安 藤 清 外

宮田 隆司 君 平均歪エネルギー解放率を用いて、破壊条件を導いていますが、破壊現象は全体的に起こるのでしょうか。また、破面はどのようになっていますのでしょうか。

安 藤 清 君 有益なご討論をいただき有難うございました。

1) 構造物全体の不安定破壊は、巨視的にはエネルギー論的にとらえる方が現象的に合うと考えております。

すなわち、最大表面応力の生ずる部分で、局所的に破壊条件を満たしても、そのまわりの部分が破壊条件を満たさないのであれば、巨視的亀裂は成長し得ないと思われます。

2) 一般船体用軟鋼 KAS (板厚 20mm) を供試しましたが、その破面は最大表面応力の生ずる点を破壊の起点とするようには肉眼的に明瞭に確認できませんでした。Wynn と Smith は Plexiglas (風防ガラス) を用いておりますが、この場合は、最大表面応力の生ずる点を起点とした破面になったと述べております。しかし、破壊は全体的に起こり、エネルギー論的評価式に従っていると述べています。

豊貞 雅宏 君 曲げ応力と引張応力の比 σ_b/σ_t は、ほとんど変化しないということですが、どのように確認されましたか。また実験では、どのようにして σ_b/σ_t を求めましたか。

安 藤 清 君 有益なるご討論を有難うございました。

1) 荷重増加に伴う σ_b/σ_t の変化については、理論と実験とにより確認しました。まず初めに、切欠きなしの試験片に対して端部バネ拘束というモデル化を行ない、理論的に次の結果を得ました。すなわち、試験片中央部 ($X=L$) では、荷重増加と共に σ_b/σ_t は $1/\cos h \sqrt{\frac{P}{EI}}L$ に比例して減少します。一方、端部バネ拘束のため

に、 $1/\left\{1 + \frac{kL}{EI} \frac{\tanh \sqrt{\frac{P}{EI}}L}{\sqrt{\frac{P}{EI}}L}\right\}$ に比例して増加します。全体として相殺しますので大きな変化が生じません。

切欠きなしの試験片で実験をしたところ、理論と良く一致しました。また切欠きありの試験片でも弾性域で若干の実験を行ないましたが、その限りにおいては切欠きの影響はあまりないようです。

2) 最低試験温度は約 -180°C ですが、これほどの温度まで保証できる低温歪ゲージはありませんので σ_b/σ_t を直接測定できませんでした。そこで試験片端部に取付けた歪ゲージから破壊時の荷重を読みとり、これと図5を用いて σ_b/σ_t を逆算しております。

金 沢 武 君 本研究ではK値で整理しておりますが、塑性域の影響はどのように考えたらよいのでしょうか。

安 藤 清 君 有益なる問題提起に対して感謝いたします。

ご指摘の通り、K値を用いているために、線形破壊力学の成立する範囲内でしか適用できません。実験的には平均応力の70%以下であれば、部分的に塑性域が入っても適用可能であることがわかりました。今後、亀裂開口変位量あるいは塑性域長さをパラメーターとした解析が必要であると思われます。しかしその場合でも、工学的には系全体として生ずる破壊を対象にした取り扱いが必要だと思われるので、板厚全体を考慮した破壊条件式を求める必要があります。

軟鋼における疲労亀裂伝播に関する一考察

飯 田 國 廣 外

井 上 肇 君 Fig.9 や Fig.12 のような破面のトポグラフィーはよく観察されますが、ストライエーション間隔の測定をどのように行うべきか迷うことがあります。たとえば Fig.9 の左半分の中程のような場合に、かな