

るという方法も考えられるように思います。この点で何か御意見あれば御教え下さい。

【回】 遠山 泰美 君 (a) ご指摘のとおりだと思います。H-B, X-B モードだけでなく, TORS モードについては, 基部固定の片舷部分構造では現れない振動モードだけに, 付加水質量の3次元修正は十分でないと思います。

(b) 記述に不明確な点があったことをおわびいたします。(2)のステップは全く行ないません。すなわち, (1)のステップにおいて, 部分構造(片舷没水部)に対する付加水質量の修正行列を(20)式で計算し, 修正された付加水質量行列を全体構造に適用します。したがって, 全体系の固有振動解析は1度ですみます。

【討】 新井 淳一 君 (1) 実験値と計算値に若干差を生じているのは, Fig. 8.2 Mode 3 を除くとストラット又はデッキにねじりを生じるモードのときのように思われます。要素の対角方向の曲げ剛性の問題と関連していると思われそうですが如何でしょうか。

(2) Fig. 8.2 Mode 3 の場合, このモードでは水のダンピングが効いて上部構造だけが振れる形となり, 実験値が高い値を示したのではないのでしょうか。

(3) 実験値と計算値の差を附加水量の両舷の相互作用に起因するものとされているようですが, 浮体間の距離は浮体の3倍で接水重量の相互作用はあまり問題にならないと思われそうですがいかがでしょうか。

【回】 遠山 泰美 君 (1) デッキとストラットのよう、板が直交している場合で, 一方が面外曲げ変形, 一方がこの曲げ変形を押えるような面内変形をするとき, 有限要素の変位関数の不適合から, 境界上の節点間に

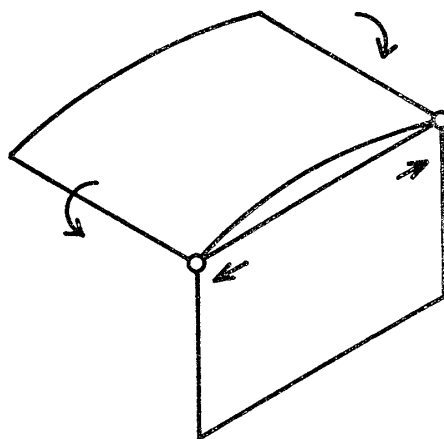


図 1

間隙を生ずる可能性があると考えられます。(図1参照)したがって, ご指摘のとおり, デッキが対角方向に面外曲げ変形をしているときには, 本モデルでは, 実際よりも, 剛性を柔に評価していることになり, 計算振動数が低目に求まっている原因の1つだと思われます。

(2) 確かに, 減衰性が, 固有振動数と固有振動モードに与える影響は無視しえないと思われますが, 実測値との相違を減衰性だけで説明するには, あまりに固有振動数の違いが大きすぎるように思います。

(3) ご指摘のように, ロワーハルだけですと, 両舷逆相, および同相モードに対し高々 $\pm 3\%$ 程度の影響しかありません。ところが, Fig. 6の動水圧分布からも, わかるように, ストラットを含めた, 水平振動の場合には, 付加水質量は半径400mmの半円に対する値にほぼ等しく, このため, 両舷間の相互作用も, ロワーハルだけの場合より, 大きくなると考えられます。

曲げ COD 試験片における Notch Acuity 効果の定量化に関する一提案

豊 貞 雅 宏 外

【討】 岡 実 君 (1) 456 項の本文中で, 機械切欠試験片の場合「負荷により δ_e なる変位が切欠底に生じる」とありますが, これは $(\delta + \delta_e)$ なる変位が生じるものではありませんか。そうでないとなると負荷の初期の段階で non-available な δ_e が生じて, その後負荷の増加により available な COD δ が生じると解釈するのですか。

(2) non-available な COD δ_e は, stretch zone に依存する量と考えてもよいですか。

(3) d が変わった場合, δ_e を求める簡単な方法があったらお教え下さい。例えば $d=0.4$ mm の δ_e を求めようとする場合, $d=0$ (疲労切欠き) と $d=0.2$ mm に

対する δ_e を結ぶ直線の外挿により求めるといった方法によってもよいですか。またき裂先が曲率半径を持っている場合はどうなりますか。温度依存性は如何ですか。

(4) Fig. 14 で δ_F/δ_M の値を論及されておられますが, δ_F と δ_M それぞれの占める available COD の絶対量は同一と考えてもよろしいですか。

【回】 豊貞 雅宏 君 (1) 御指摘のように切欠底での total の変位は $(\delta + \delta_e)$ です。疲労き裂では δ_e なる量が生じないことから本文のような表現, すなわち“…… δ は両者の試験とも生じる”としております。

(2) stretch zone は新しい破面が形成されて生じるもので fatigue crack に対しても生じており, δ_e は

stretch zone に直接関係するとは考えておりません。

(3) δ_e は (1) 式より求まる δ と (4) 式より求まる available COD δ との差として求まります。又 d の影響ですが、外挿では求まらない、すなわち線型関係は有しておりません。 δ_e は破壊に直接結びつく量ではありませんので求める必要はありません。

き裂先端が曲率半径をもっている場合のことですが、Fig. 7 に示しましたように available COD が塑性域寸法を規定しており、塑性域寸法はかなりマクロ的なものですから実用的には本提案は曲率半径をもつ場合にも有効であると考えております。 δ_M と δ_F の差に関する温度依存性に関しては σ_Y の温度依存性に影響されます。

(4) δ_F と available COD は同一の量であり、 δ_M には available COD の他に δ_e が加わっております。また両者の available COD は同じ値となり、これが破壊を支配する量であると考えております。

【討】 征矢 勇夫 君 (1) FEM 解析には MARC-CDC を使用したとしか述べられていませんが、解析条件は平面応力、平面歪あるいは三次元のいずれでしょうか。切欠先端近傍の要素分割法は結果に少なからず影響すると思いますが、どのような分割をされたのでしょうか。

(2) Fig. 6 の白丸印は FEM の結果と思われますが、FEM より r を求めるには V' (弾性限度 COD) を明確に定義しなければなりません。小生の経験 (一定ひずみ三角要素の場合) では、切欠先端の要素が降伏するときを V' と定義した場合は、図 1 のように r は要素の大きさに大きく依存し、その傾向も Wells の結果とは一致しませんでした。貴論文では FEM 解析における V'

をどのように定義されたのでしょうか。

(3) slow crack が出てから脆性破壊する場合には御提案のモデルは適用できないと思われます。しかし、示された実験データで見ると、限界 COD のかなり大きな範囲にまで available COD が疲労切欠の結果に良く合っております。これについてはどのようにお考えでしょうか。

【回】 (1) 豊貞 雅宏 君 解析条件は本文の Fig. 2 中に示しているように平面ひずみ条件で行なっております。切欠先端近傍の要素分割は図 1 に示すとおりです。要素はアイソパラメトリック要素を使用しております。御指摘の要素分割法が解析結果に少なからず影響を与えることは私も経験しております。特に曲げの場合要素分割法により変位が小さくすることがあります。しかしこの問題は切欠先端近傍の要素分割法というよりも試験片高さ W をどの程度の層に分割するのかが結果に大きな影響を与えると考えられております。これまでの解析経験から申しますと、どのような特性をもつ要素かにより正解を与える層数がこととなります。だいたいの目安としては

一定ひずみの三角形要素では 8~10 層

線型ひずみの四辺形要素では 6 層

アイソパラメトリック要素では 2 層

でほぼ正解が得られております。すなわち要素内で一定ひずみという特性をもつ要素では、曲げ応力場では変形特性がうまく要素特性と適合しないことから上記のようなことが生じます。また最近開発された Wilson の非適合要素*では一層で十分正確を得られるといわれています。本文の解析ではアイソパラメトリック要素を使用し、一番あらい要素のところを W を 8 層に分割しておりますので、正解を与えていると考えております。

(2) 御指摘のように弾性限度 COD V' を定義して r を求めますと、どのような要素を使用しても、要素の大きさにより r の値が異なってくるものと考えられます。Wells が具体的にどのようにして r を求めたのかはわかりませんが、Wells の式が実用上良い精度で δ 値を与えていることは否定できません。図 2 は FEM の結果と、FEM で求めた mouth COD から Wells の式により開口変位を求めた結果を比較した一例です。図にみるように大変形になると Wells の式と FEM の解析結果が一致します。そこで Fig. 6 においてはリガメントの曲げ応力が降伏点の 2.5 倍以上での FEM 解析結果より r を逆算いたしました。

(3) Slow crack が生じた時点では本モデルは適用できると思われますが、御指摘のように Slow crack が生じた後の脆性破壊時の δ 値には本モデルは適用できないと考えられます。しかし本モデルで計算したところ良

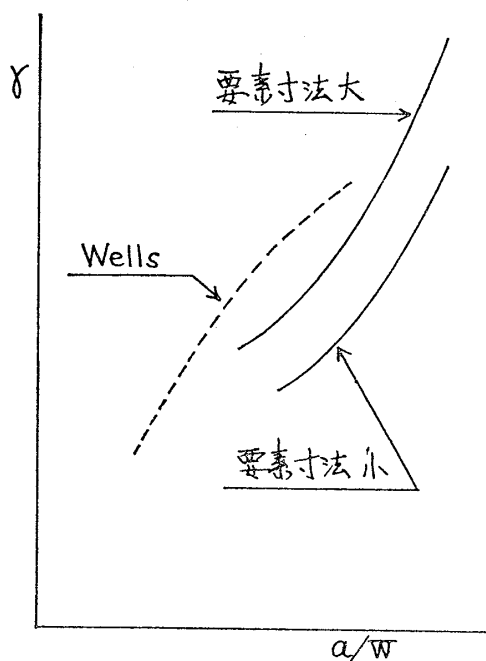


図 1

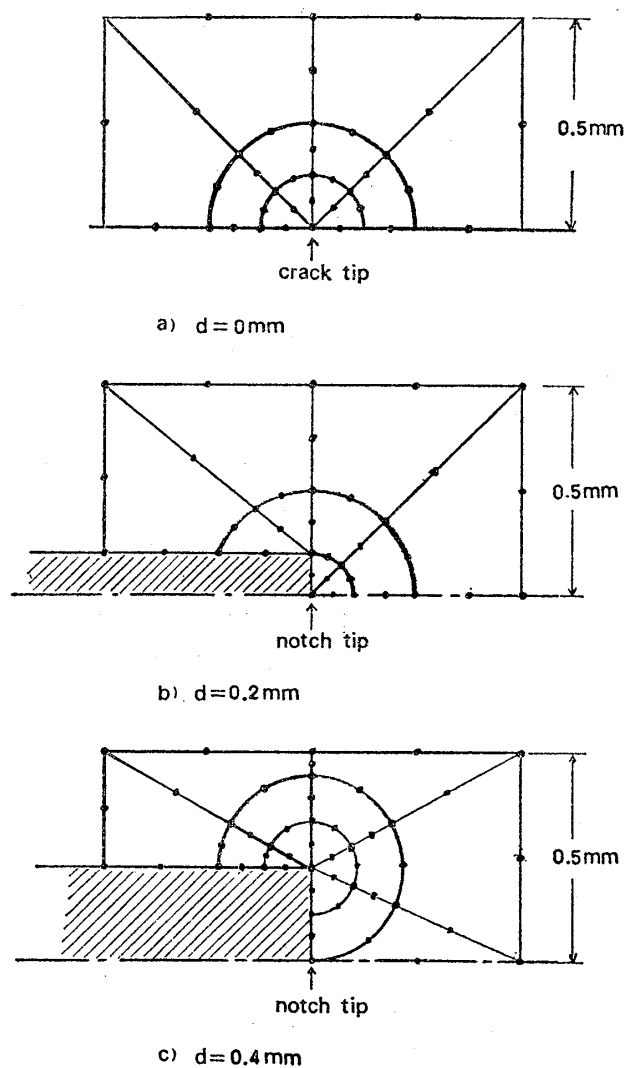


図 1 切欠先端における要素分割

く疲労切欠の結果と一致しているのは本文で示した結果以外のものも同様でした。この理由については現在確かめたわけではなく、明確な答を申し上げることができない現状ですが、おそらく以下のようなことではないかと考えております。

隅肉溶接継手の曲げ疲労強度に及ぼす隅肉形状等の影響

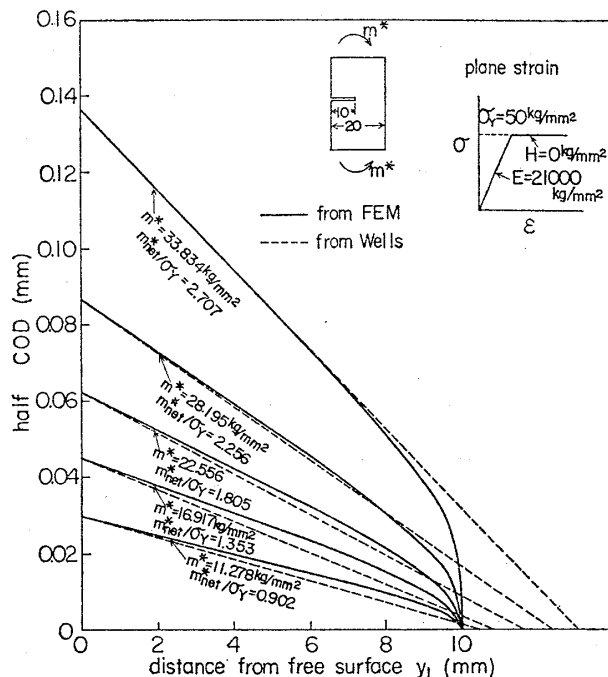
宮 迫 計 典 外

【討】 恒成 利康 君 (1) θ, ρ, a の標準偏差はどの程度ですか。

(2) 溶け込みは全ての試験片で零ですか。零でなければ a の求め方はどのようにされましたか。

(3) 止端部破壊をする場合、特に十字継手では、公様応力を止端位置で求める方がよいように思われますが、いかがでしょうか。

(4) 式(11)は公様応力をどの断面に関する値で表わ

図 2 $d=0$ mm の場合の COD 値

slow crack が発生した状態では丁度 U ノッチ底に crack が存在するようなことになっています。この場合 U ノッチ底からのびている crack が短かければ、塑性域寸法は U ノッチによりほとんど支配され、crack のあることによる影響は小さいのではないかと考えられます。available COD が本文 Fig. 7 に示すように塑性域寸法と一義的関係をほぼ有していることから、 ρ -クライテリアを認めれば、限界 COD のかなり大きな範囲まで available COD が疲労切欠の結果によく合うことが説明されると思います。

参 考 文 献

- * R.L.Taylor, P.J.Beresford and E.L. Wilson, "A Nonconforming Element for Stress Analysis" International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol.10 (1976)

さないと、root 破壊であっても、主板の厚板が変れば異なる値がえられるように思われますが、いかがでしょうか。

(5) θ の異なる試験片を同一荷重で試験して $\varepsilon_R(4)$ を求めると、どの程度の差を生じますか。

【回】 飯田 國廣 君 (1) $\theta, L/T, a/T, \rho$ の平均値 $\bar{x}$ および標準偏差 S は表 A の通りでした。ただし、 S 欄がブランクのものは全試験片について測定しませんでし