

# 溶接まま継手の疲労強度に及ぼす 板厚効果とその影響因子

正員 八木 順吉\*      正員 町田 進\*\*  
 正員 富田 康光\*\*\*      正員 的場 正明\*\*  
 正員 征矢 勇夫\*\*\*\*

Influencing Factors on Thickness Effect of Fatigue Strength in As-welded Joints for Steel Structures

by Junkichi Yagi, *Member*      Susumu Machida, *Member*  
 Yasumitsu Tomita, *Member*      Masaaki Matoba, *Member*  
 Isao Soya, *Member*

## Summary

The thickness effect of fatigue strength was investigated on welded steel joints with thicknesses ranging from 10 to 80 mm. As-welded cruciform joints and Tee joints were tested under pulsating tension and pulsating bending, respectively. The combination of main plate thickness and welded attachment size was varied systematically.

As a result, it was revealed that thickness effect is clearly influenced by the combination of main plate thickness and attachment size. A series of joints with attachment proportional to main plate thickness showed the greatest thickness effect. Another series of joints with constant main plate thickness and increasing attachment size was second. It was followed by the series of joints with constant attachment size.

As for the other influencing factors, pulsating bending has shown a greater thickness effect than pulsating tension. This means that the thickness effect in proportional joints under bending stress is very large. The thickness effect for crack initiation was largest, and it was followed by failure life and then by crack propagation life. This was confirmed by finite element analysis. It was also clarified that the longer the fatigue life, the greater the thickness effect.

## 1. 緒 言

海洋構造物の安全設計上、疲労は重要な検討事項であり、疲労寿命評価のための手法や設計 S-N 線図が疲労設計ルールまたは指針として定められている<sup>1,2,3)</sup>。疲労研究の進展に伴って設計ルールで考慮する疲労影響因子は多くなっていき、評価は厳密化されていく。板厚効果はそのような影響因子の1つであり、欧州における溶接継手の疲労研究でその重要性が認識され<sup>4)</sup>、1984年に設計ルールに取り入れられた<sup>1,2)</sup>。すなわち、溶接継手の疲労強度は板厚の $-1/4$ 乗に比例するとしている。

しかし、その後も板厚効果については欧州を中心に多く

の研究が行なわれており、オランダにおける海洋構造物の国際会議(SIMS'87)において多くの研究発表がなされた<sup>5)</sup>。疲労強度の板厚効果に影響する因子として、継手形式(鋼管継手と平板継手の差、溶接付加物方向と主荷重方向の組合せ)、主板と付加物の寸法比、溶接部改善法(止端処理など)などが報告されており、これらの因子によって板厚効果は異なる。疲労亀裂発生寿命と亀裂伝播寿命に対する板厚効果の検討もされている。これらの結果は、ほとんどが曲げ疲労試験によって得られており、載荷形式(引張り、曲げなど)による板厚効果の差に関しては系統的な研究はない。

このように板厚効果は複雑な現象であり、その一般的法則、メカニズムが十分解明されているとは言い難い。このため、本研究では、海洋構造物に広く適用されているTMCP鋼の溶接継手について板厚効果の影響因子を調べた。本研究では、既存データが十分とは言えない引張り疲労試験を主眼として実施し、比較のため曲げ疲労試験も行

\* 大阪大学名誉教授

\*\* 東京大学船舶海洋工学科

\*\*\* 大阪大学船舶海洋工学科

\*\*\*\* 新日本製鉄(株)第二技術研究所

なった。継手は隅肉溶接による非荷重伝達型の十字またはT字継手であり、溶接のまま試験に供した。十字継手では、溶接付加物の寸法を主板厚にほぼ比例させた場合と、主板厚に関係無く溶接付加物寸法を一定にした場合について試験した。実験により計測された疲労亀裂発生寿命、亀裂伝播寿命および破断寿命について板厚効果を調べ、さらに理論解析による検討も行なった。

## 2. 供試材料および実験方法

供試鋼板は、10, 22, 40, 80 mm厚のYP 360 MPa級TMCP鋼（造船規格EH 36）である。22 mmは設計ルール<sup>1,2)</sup>における板厚効果の基準板厚である。各板厚とも複数チャージの鋼板を含むため母材の降伏点と引張り強度は一定ではなく、Table 1に示す範囲である。この他に、リブ板用に同強度レベルの5 mm厚鋼板を用いた。

これらの鋼板より手溶接により、Fig. 1に示す非荷重伝達型の隅肉十字継手と隅肉T字継手を製作した。この場合、溶接付加物寸法（リブ板厚さ $t_2$ と主板側溶接脚長 $l_1$ ）を主板厚 $t_1$ にほぼ比例させた継手（十字継手：Series-C1, T字継手：Series-T1：以下比例継手と呼ぶ）と、 $t_1$ に関わらず溶接付加物寸法を一定とした継手（十字継手：Series-C2, C3, C4, T字継手：Series-T2：以下一定継手と呼ぶ）の2種類製作した。比例継手では、 $t_2$ は約 $0.5t_1$ 、 $l_1$ は約 $0.4t_1$ とした。

各シリーズの $t_1, t_2, l_1$ の組合せをTable 2に示す。すなわち、比例継手はこの表で右下がりの対角線方向に見た場合であり、一定継手は水平方向に見た場合である。また、S-

Table 1 Mechanical properties of steel plates

Thickness (mm)	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)
10	402~455	500~547
22	421~466	500~571
40	392~471	459~552
80	403~449	510~560

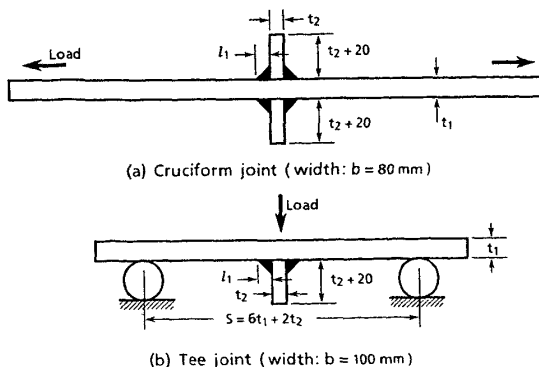


Fig. 1 Tensile and bending fatigue test specimens

Table 2 Fatigue test series of as-welded joints

Welded Attachment		Main Plate Thickness, $t_1$ (mm) (C1~C4: Tension, T1, T2: Bending)			
Rib Plate Thickness, $t_2$ (mm)	Weld Leg Length, $l_1$ (mm)	10	22	40	80
5	4	C1			
10	9	C3	C1, T1	C3	C3
22	16	C2	C2, T2	C1, C2, T1, T2	C2, T2
40	32		C4	C4	C1, T1

N線図1本のデータセットは、シリーズ名と主板厚の組合せでC1-22, C1-40のごとく表わす。したがって、C1-40とC2-40, T1-40とT2-40はそれぞれ同一寸法であるが、クロスチェックのためあえて実施した。

溶接は溶接棒AWS E 7016-G相当棒（棒径4.5 mm）による隅肉溶接である。溶接入熱は1.6~3.3 kJ/mmである。積層数は主板厚と付加物寸法に応じて異なるが、1コーナーあたり最小1パス、最大15パスである。アンダーカットが生じないように注意して溶接した。十字継手では、わずかに角変形と表裏のリブ板目違いが生じたので、疲労試験時に面外曲げ応力をチェックしたが、疲労試験結果には影響しない程度の小さい値であった。

十字継手（C1, C2, C3, C4）については引張り疲労試験、T字継手（T1, T2）については三点曲げ疲労試験を行なった。各シリーズの各板厚につき、6~8本の試験片により、およそ寿命 $5 \times 10^4 \sim 5 \times 10^6$ の範囲でS-N線図を作成した。いずれも荷重制御で応力比は0~0.1とし、室温・大気中で試験した。試験部の幅 $b$ は試験機容量の制約により主板厚に関わらず十字継手試験片では80 mm, T字継手試験片では100 mmとした。十字継手の試験片つかみ部を除いた中央平行部の長さは $2 \cdot t_2 + 320$  mm以上である。なお、C1-40 ( $t_1 = 40$  mm)では $b = 40$  mmの試験を行なって、試験片幅の影響をチェックした。使用した疲労試験機は10~250 ton容量の油圧サーボ型またはアムスラー型である。

本研究では破断寿命 $N_f$ の他に、亀裂発生寿命 $N_c$ の計測を試みた。 $N_c$ の計測は歪ゲージによった。すなわち、溶接止端より10 mmの位置の主板上に4枚の歪ゲージを等間隔に貼付し、疲労試験中に主応力方向の歪範囲 $\Delta \epsilon_x$ をモニターし、 $\Delta \epsilon_x$ が初期値の5%低下したときを $N_c$ とした。十字継手試験片では20 mm間隔で4コーナー合計16枚、T字継手試験片は25 mm間隔で2コーナー合計8枚の歪ゲージを用いた。

破断寿命については、疲労亀裂がかなり進展して試験機の制御が出来なくなったときの荷重繰返し数を $N_f$ として記録した。

3. 疲労試験結果

海洋構造物の疲労評価には、ホットスポット応力（または歪）が用いられることがあるので、本研究においても Series-T 1, T 2 において、溶接止端より 0.5t<sub>1</sub> と 1.5t<sub>1</sub> の位置で計測した歪を溶接止端に直線外挿してホットスポット応力を求めたが、公称曲げ応力にほとんど一致していた。このため、本報告では引張り疲労、曲げ疲労とも試験結果は全て、荷重から計算される溶接止端部の公称応力範囲 Δσ<sub>n</sub> で整理した。

Fig. 2 に T 字継手について、N<sub>c</sub> 検出のための Δε<sub>x</sub> の測定例を示す。Fig. 2(a) は 8 枚のゲージによる Δε<sub>x</sub> と荷重繰返し数の関係である。一番早く歪が低下したゲージを取り出すと Fig. 2(b) のようになり、5% 低下基準を適用して N<sub>c</sub> = 13100 が得られる。この検出法による N<sub>c</sub> がどの程度の疲労亀裂深さに対応しているかを別途、ピーチマーク法による亀裂深さ測定と有限要素法解析 (FEM) で調べた。その結果、本研究の板厚範囲では、N<sub>c</sub> は 1~2 mm の亀裂深さに対応していることが判った。

この N<sub>c</sub> 計測精度は、歪ゲージと溶接止端の距離が関係すると思われるが、この距離を近づけるだけでは精度は上がらない。疲労亀裂発生位置があらかじめ判らないので、距離を近づけた場合は、貼付する歪ゲージ間隔を狭くしなくてはならないし、多くの計測チャンネルが必要となる。本研究では、歪ゲージと溶接止端の距離を 10 mm に統一して N<sub>c</sub> の計測を試みた。

Fig. 3~8 に、軸力疲労、曲げ疲労、比例継手、一定継手別の S-N 線図 (S: Δσ<sub>n</sub>, N: N<sub>f</sub>, N<sub>c</sub>) を示す。これらの直線は、Δσ<sub>n</sub> を独立変数、N を従属変数として次式で回帰したものである。

$$\log \Delta\sigma_n = A \cdot \log N + B \quad (1)$$

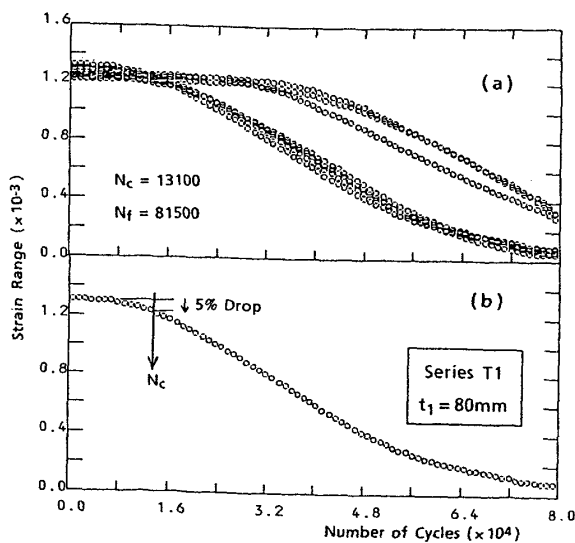


Fig. 2 Strain range behavior at distance of 10mm from weld toe in Tee joint

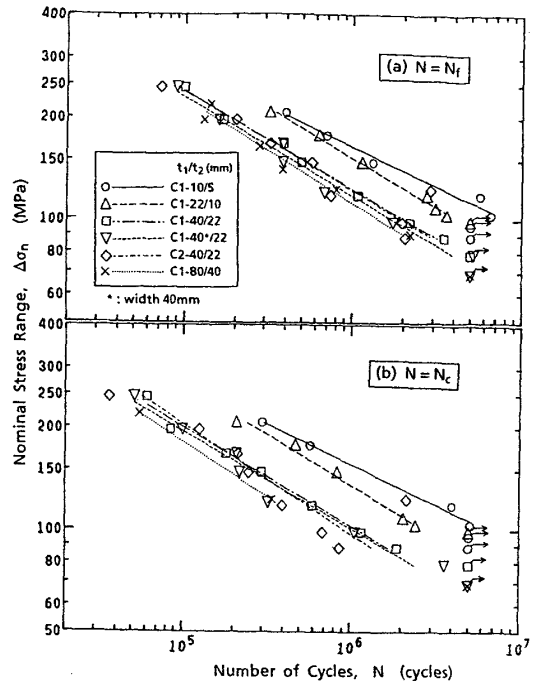


Fig. 3 S-N curves of cruciform joints with attachments of proportional size (Series C1)

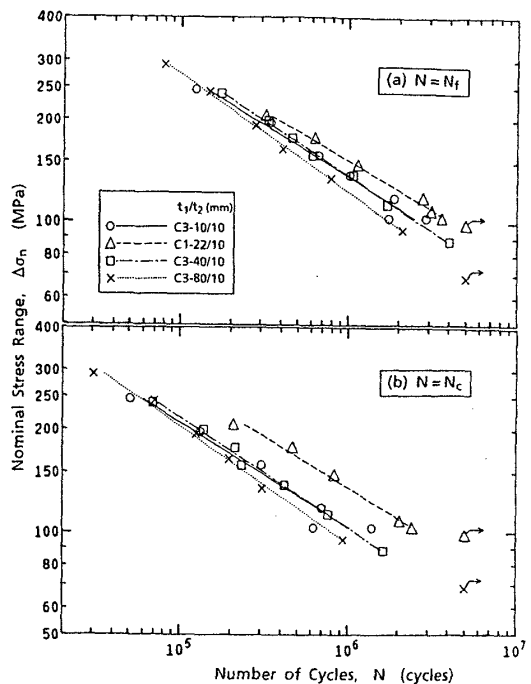


Fig. 4 S-N curves of cruciform joints with attachments of constant size (Series C3, t<sub>2</sub> = 10 mm)

十字継手の C1-40 では試験片幅 40 mm の実験も行ない、試験片幅の影響を調べた。Fig. 3, 5 によると、40 mm 幅と 80 mm 幅の S-N 線図はほとんど一致し、有意の差はない。40, 80 mm 幅試験片とも、疲労亀裂は溶接止端部の複数箇所から発生している。このように試験片幅を、溶接止端部の亀裂発生箇所が幾つか含まれる程度のある一定値以

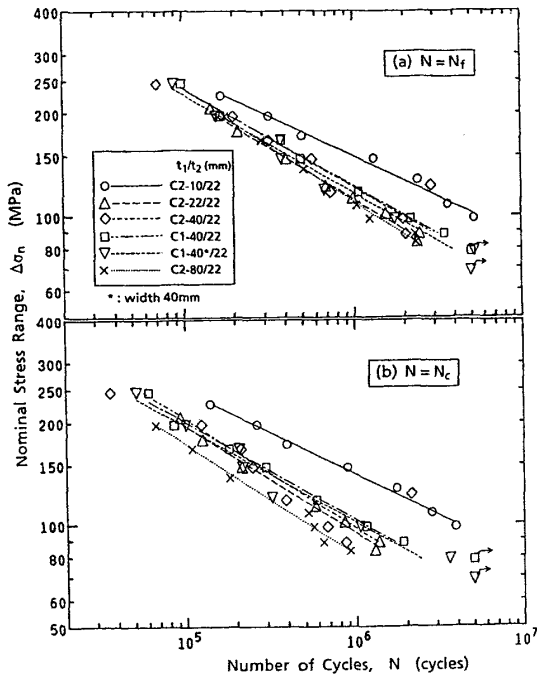


Fig. 5 S-N curves of cruciform joints with attachments of constant size (Series C2,  $t_2=22$  mm)

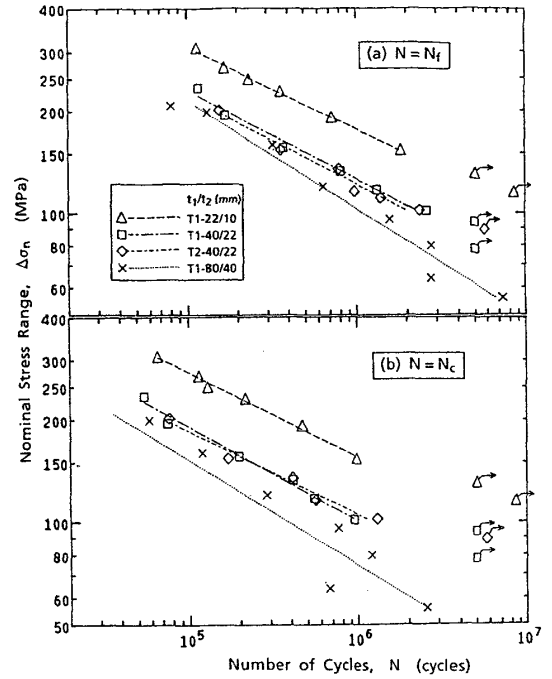


Fig. 7 S-N curves of Tee joints with attachments of proportional size (Series T1)

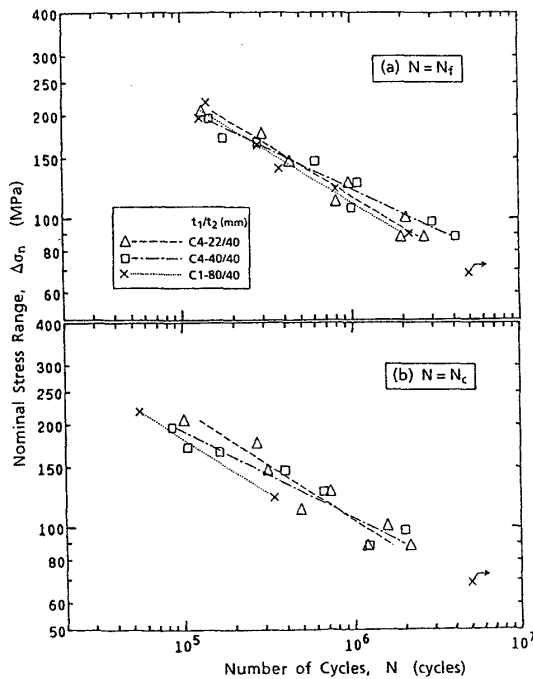


Fig. 6 S-N curves of cruciform joints with attachments of constant size (Series C4,  $t_2=40$  mm)

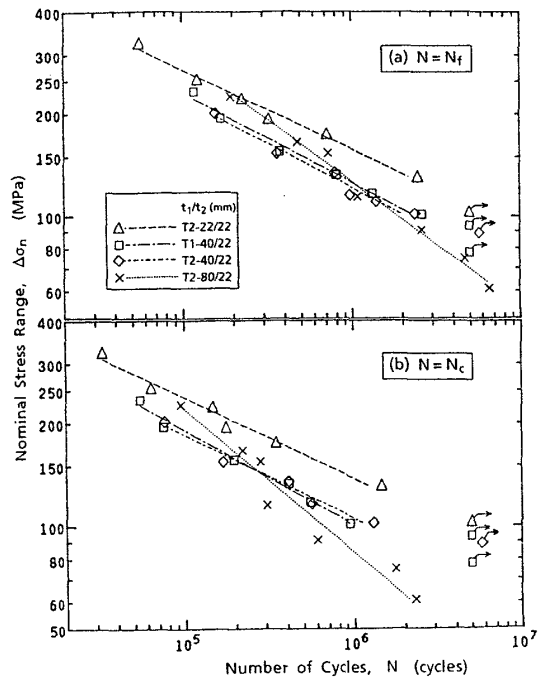


Fig. 8 S-N curves of Tee joints with attachments of constant size (Series T2,  $t_2=22$  mm)

上とすれば、試験片幅は試験結果に大きな影響を与えない。

$N_f$  について見ると、一定継手 (Fig. 4~6, 8) に比べて、比例継手 (Fig. 3, 7) では板厚による S-N 線図の間隔が大きく、板厚効果が大きい。また、 $N_f$  と  $N_c$  を比較すると、いずれの場合も、 $N_c$  に対する S-N 線図の間隔の方が大きくなっている。このように、板厚効果は、 $N_c$  に対して明瞭

に現われ、亀裂の発生あるいは微小亀裂の進展挙動の影響が大きいことが推察される。

Fig. 9 は、 $N_c/N_f$  なる比の主板厚依存性を示す。各シリーズ・各板厚毎の S-N 線図 1 本の試験片については、 $N_c/N_f$  の  $N_f$  依存性は現われないので、Fig. 9 では各板厚についての平均値をプロットしてある。これによると、シリーズ

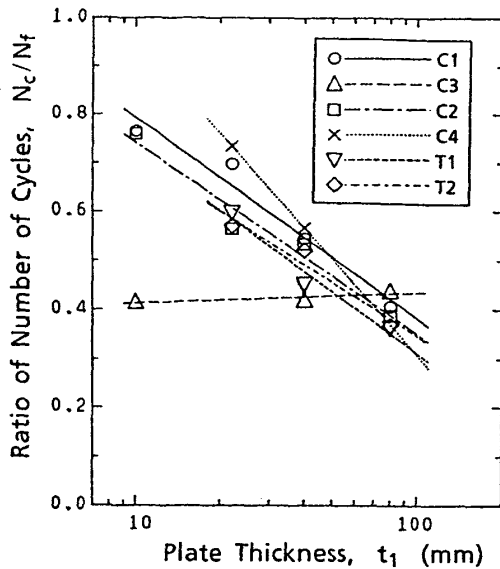


Fig. 9 Relationship between  $N_c/N_f$  and plate thickness

C3を除いて、軸力疲労、曲げ疲労とも主板厚が増すと  $N_c/N_f$  は低下していく。板厚 80 mm では、 $N_c$  は  $N_f$  の半分以下になる。このように、板厚が大きくなるにつれて、疲労亀裂の発生が早くなることが板厚効果に関係していると考えられる。なお、シリーズ C3 の  $N_c/N_f$  の異なる挙動となった原因は不明である。

#### 4. 考 察

##### 4.1 疲労試験結果の考察

本研究では、 $N_f$ 、 $N_c$  を計測しているのので、亀裂伝播寿命は  $N_p = N_f - N_c$  として求められる。 $N = N_f$ 、 $N_c$ 、 $N_p$  についての S-N 線図から、時間強度を求め、その板厚依存性について検討した。この場合、 $N$  としては、実験データの多くをカバーし、S-N 線図が妥当な傾斜直線部を構成している範囲として、10 万回と 200 万回を採った。また、 $N = 2 \times 10^6$  が疲労限になっているかどうかに関わりなく、S-N 回帰線 ((1) 式) から計算される値を時間強度とした。本報告では、時間強度  $\Delta\sigma$  と板厚  $t$  の関係を

$$\Delta\sigma = \beta \cdot t^m \quad (2)$$

で回帰したときの指数  $m$  を板厚効果指数と呼ぶ。

十字継手 (軸力疲労) については、Table 2 のマトリックスに示すように、主板厚と溶接付加物寸法を組合せているので、比例継手、一定継手以外の組合せでも板厚効果を見ることができる。その組合せは次の通りである。

Case 1; 主板厚の増加に伴って溶接付加物寸法も増加する場合 (Table 2 で \ 方向), これには、次の 4 つの組合せがある。

Case 1-1: C3-40, C2-80

Case 1-2: C1-10, C1-22, C1-40, C2-40, C1-80

Case 1-3: C3-10, C2-22, C4-40

Case 1-4: C2-10, C4-22

Case 2; 主板厚は増加するが、溶接付加物寸法は一定の場合 (Table 2 で → 方向), これには、次の 3 つの組合せがある。

Case 2-1: C3-10, C1-22, C3-40, C3-80

Case 2-2: C2-10, C2-22, C1-40, C2-40, C2-80

Case 2-3: C4-22, C4-40, C1-80

Case 3; 主板厚が一定で、溶接付加物寸法が増加する場合 (Table 2 で ↓ 方向), これには、次の 4 つの組合せがある。

Case 3-1: C1-10, C3-10, C2-10

Case 3-2: C1-22, C2-22, C4-22

Case 3-3: C3-40, C1-40, C2-40, C4-40

Case 3-4: C3-80, C2-80, C1-80

このような 3 ケースについて、破断寿命  $N_f = 10^5, 2 \times 10^6$  に対する疲労強度の板厚依存性を Fig. 10~12 に示す。これらの図には *DEn F-Curve*<sup>1)</sup> も併記しており、板厚 22 mm 以上では傾き  $-1/4$  の直線である。Fig. 10~12 では、いずれも  $N_f = 10^5$  よりも  $N_f = 2 \times 10^6$  に対する板厚効果の方が大きい。これは、板厚が大きくなるに従って疲労強度が低下すると同時に、S-N 線図の傾きが急になることの反

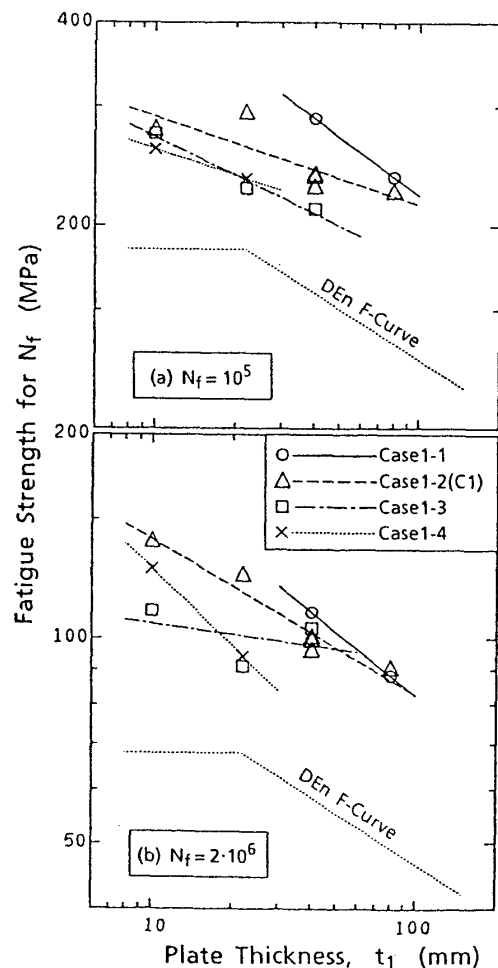


Fig. 10 Dependency of fatigue strength on plate thickness for Case 1

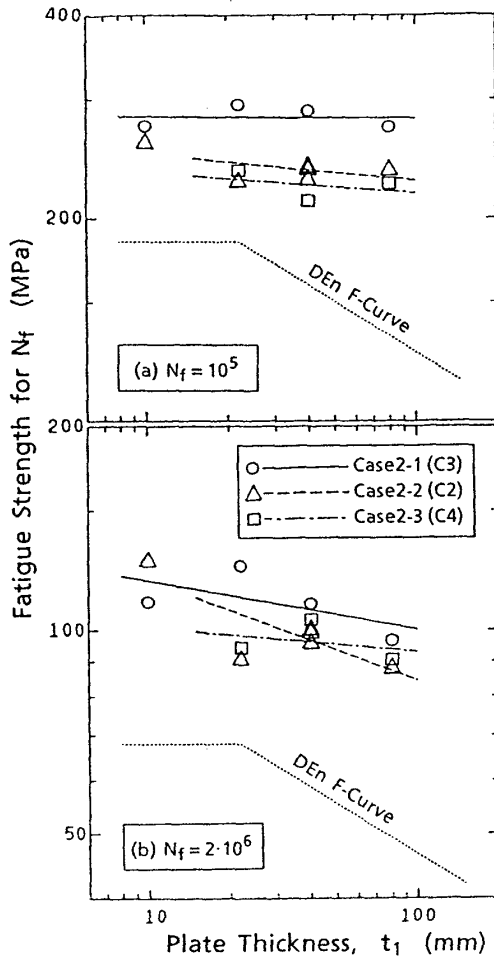


Fig. 11 Dependency of fatigue strength on plate thickness for Case 2

映である。

Case 1 (Fig. 10) では、実験による板厚効果 (直線の傾き) は設計線図とほぼ同じ位になっている。ただし、設計線図では板厚 22 mm 以下の板厚効果を認めていないが、実験データでは、板厚 10 mm まで明瞭な板厚効果がある。Case 2 (Fig. 11) では、多少板厚効果が認められるものの、Fig. 10 に比べるとかなり小さい。すなわち、設計基準<sup>1,2)</sup>の板厚効果は、主板厚の増加に伴って溶接付加物寸法も増加する継手が軸荷重を受ける場合に対応しており、主板厚に関わらず溶接付加物寸法が一定の場合にはかなり安全側となる。Fig. 12 は、主板厚は一定で溶接付加物寸法が増加する場合 (Case 3) である。この図の横軸はリブ板厚であり、直線の傾き  $m$  は溶接付加物による寸法効果を表わすことになる。

Fig. 12 の寸法効果は Fig. 11 の板厚効果より大きく、主板厚よりも溶接付加物寸法の方が板厚効果 (寸法効果) に大きな影響を及ぼすことを示唆している。非荷重伝達型継手の場合は、溶接付加物に流れ込む応力がその寸法に大きく依存することに起因すると予想される。このことから、溶接継手の疲労強度は付加物寸法との関係で論じられなく

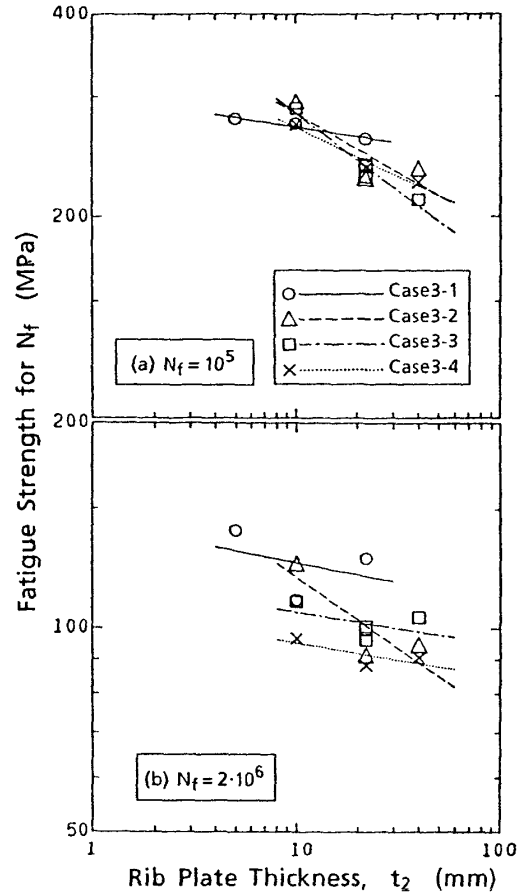


Fig. 12 Dependency of fatigue strength on rib plate thickness for Case 3

てはならない。

Fig. 13 は Case 1 の  $N_c$ ,  $N_p=2 \times 10^6$  に対する板厚効果を表わす。この図と Fig. 10(b) を比較すると、 $N_f$  よりも  $N_c$  の方が板厚効果は大きくなっており、 $N_p$  に対する板厚効果が最も小さい。これは、溶接止端の応力集中とその近傍の応力分布が板厚効果に大きく影響しているためと考えられる。

T 字継手の比例継手と一定継手について、曲げ疲労強度の板厚依存性を Fig. 14, 15 に示す。Fig. 14 は  $N_f=10^5$ ,  $2 \times 10^6$  に対するものであり、十字継手と同様に  $N_f=10^5$  よりも  $N_f=2 \times 10^6$  に対する板厚効果の方が大きい。また、T 字比例継手と十字比例継手 (Fig. 10) を比較すると、T 字継手の方が大きな板厚効果となっている。これは軸荷重と曲げ荷重による差と考えられる。すなわち、板厚が小さいときは、一般的に軸荷重疲労強度よりも曲げ疲労強度の方が大きい。板厚が大きくなるに従って引張りと曲げで溶接止端部近傍の応力分布に差がなくなるので、両者の疲労強度も一致すると考えられる。このことは、曲げ疲労強度の方が板厚依存性が大きいことを意味する。Fig. 10 と Fig. 14 において Case 1-2 と T 1 を比較すると、 $N_f=2 \times 10^6$  に対する回帰線は板厚約 60 mm で交叉する。

曲げ荷重を受ける比例継手の  $N_f=2 \times 10^6$  については

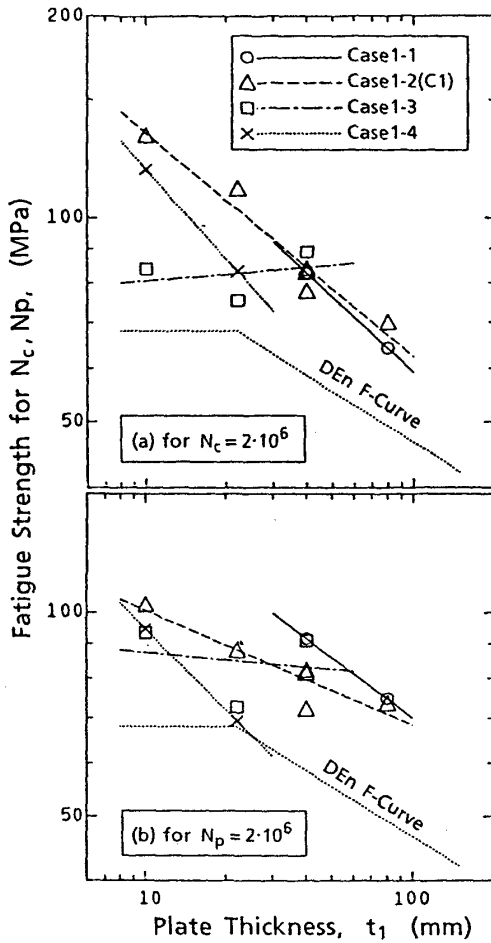


Fig. 13 Dependency of fatigue strength for  $N_c$ ,  $N_p$  on plate thickness for Case 1

(Fig. 14 (b)), 設計線図よりかなり大きな板厚効果となっている。鋼管継手のサドル部やクラウン部がこの場合に相当し、現状設計基準は危険側であるという指摘<sup>6)</sup>がされている。

Fig. 15 は  $N_c$ ,  $N_p = 2 \times 10^6$  に対する板厚効果であり,  $N_f$  よりも  $N_c$  の方が板厚効果が大きく,  $N_p$  に対する板厚効果が最も小さいという傾向は, 十字継手と同様である。

以上のようにして求められた  $N_f$  に対する板厚効果指数  $-m$  を, Fig. 16 に継手種別に示す。横軸は破断寿命であり,  $N1 = 10^5$ ,  $N2 = 2 \times 10^6$  を表わす。また,  $m$  の平均値は, 継手種別毎に  $N1$  と  $N2$  に対する値を合わせて平均した値であり, 図中の水平実線分で示す。この図からも, T 字比例継手 (T1) の曲げ疲労の板厚効果が最も大きく, 十字継手 Case 1 は  $m = -1/4$  に最も近いことが判る。また, 溶接付加物寸法が一定の場合は, 軸力, 曲げともに板厚効果は小さい。

Fig. 16 の十字継手 Case 1~3 の  $m$  の平均値より, 疲労強度と主板厚, 溶接付加物寸法との関係は Fig. 17 のように, 三次元的に表示できる。なお, この図では, 溶接付加物寸法の代表値としてリブ板厚を採っている。主板厚, あ

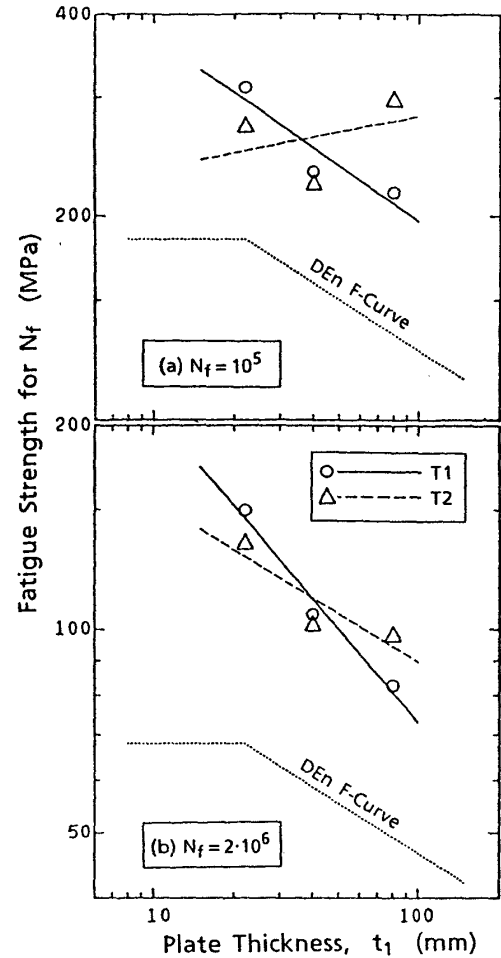


Fig. 14 Dependency of fatigue strength in Tee joint on plate thickness

るいは溶接付加物寸法が単独で増加しても板厚効果 (寸法効果) が現われ, 両者が同時に増大する場合 (Fig. 17, A → D 方向) にもっとも大きな板厚効果となる。この図で, C → B 方向は  $t_1$  の増加とともに  $t_2$  が減少する場合であり, Case 1~3 と同様の方法で  $m$  を求めた。A → D 方向と C → B 方向の傾き  $m$  は,  $\log \Delta \sigma - \log t_1$  面への投影線の傾きに相当する。

#### 4.2 板厚効果についての理論的検討

このような板厚効果の力学的原因を明らかにするため, 十字継手と T 字継手について, 汎用プログラム MARC で FEM 解析を行なった。対称性を利用して, 十字継手については断面の 1/4 部分, T 字継手については断面の 1/2 部分を解析した。その要素分割例を Fig. 18 に示す。この解析では主板とリブ板の間の未溶着部を考慮した。境界応力は Fig. 18 (a) の右端に与え, 十字継手では一様分布引張り応力, T 字継手では純粋曲げ応力とした。

主板厚と溶接付加物寸法の組合せは, 比例継手 (Table 1 のシリーズ C1, T1) と一定継手 (シリーズ C2, T2:  $t_2 = 22$  mm) である。隅肉溶接部は等脚長 (フランク角:  $45^\circ$ ) で, 溶接止端半径  $\rho$  を 0.25 mm と 1.0 mm の 2 種類とし

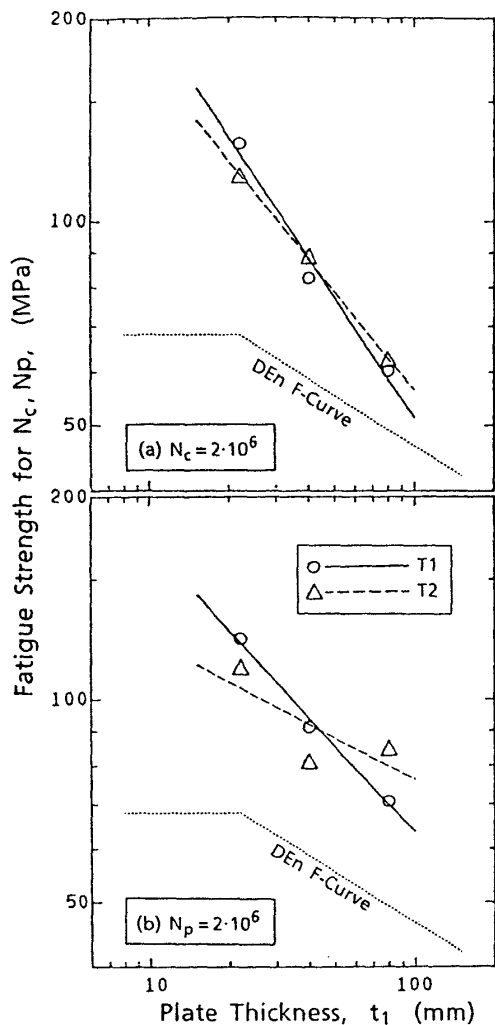


Fig. 15 Dependency of fatigue strength for  $N_c$ ,  $N_p$  in Tee joint on plate thickness

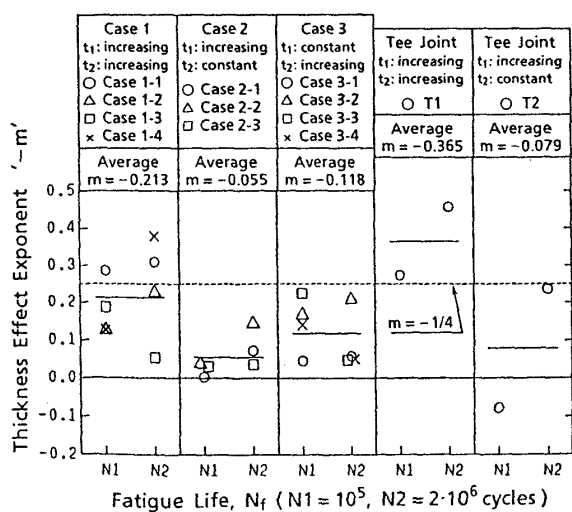


Fig. 16 Thickness effect exponent for joint categories

た。使用した要素は8節点アイソパラメトリック要素であり、その最小サイズは、 $\rho = 0.25$  mm のとき約 0.25 mm、 $\rho$

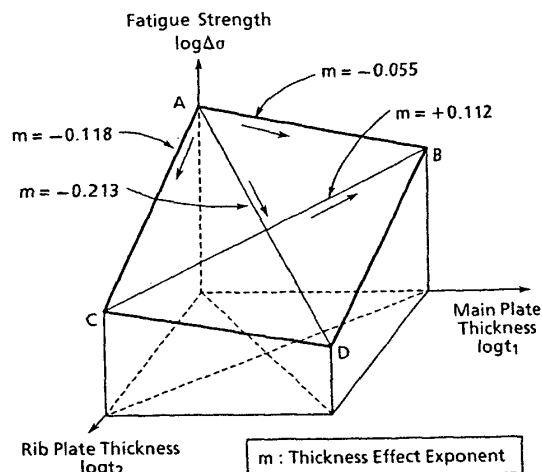
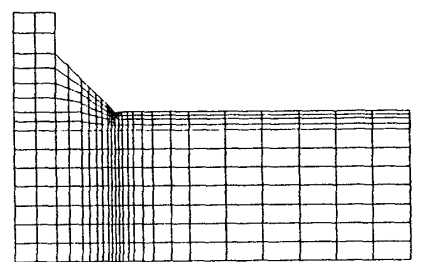
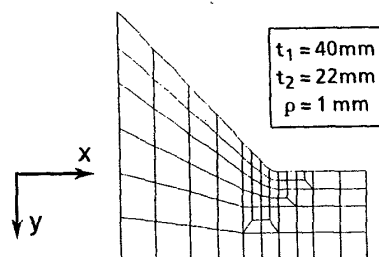


Fig. 17 Dependency of fatigue strength on main plate and rib plate thicknesses in as-welded cruciform joints



(a) Overall arrangement of finite elements



(b) Arrangement near weld toe

Fig. 18 Example of finite element subdivision for Tee joint

= 1.0 mm のとき約 0.5 mm とした。

溶接止端に最も近いガウス点 (応力を算定する積分点： $\rho = 0.25$  mm では表面より 0.03 mm、 $\rho = 1.0$  mm では表面より 0.05 mm の位置) の最大主応力を  $\sigma_{max}$ 、負荷公称応力を  $\sigma_n$  とすると、応力集中係数  $K_t$  は次式で定義される。

$$K_t = \sigma_{max} / \sigma_n \quad (3)$$

この  $K_t$  と主板厚  $t$  との関係を示す。板厚に関わらず溶接止端半径を一定とした場合 (実際の継手はそうになっていると考えられる)、この図のように、板厚の増加に伴って  $K_t$  も大きくなるのが板厚効果の主原因と考えられる。この板厚範囲では、ほぼ

$$K_t = k \cdot t^n \quad (4)$$

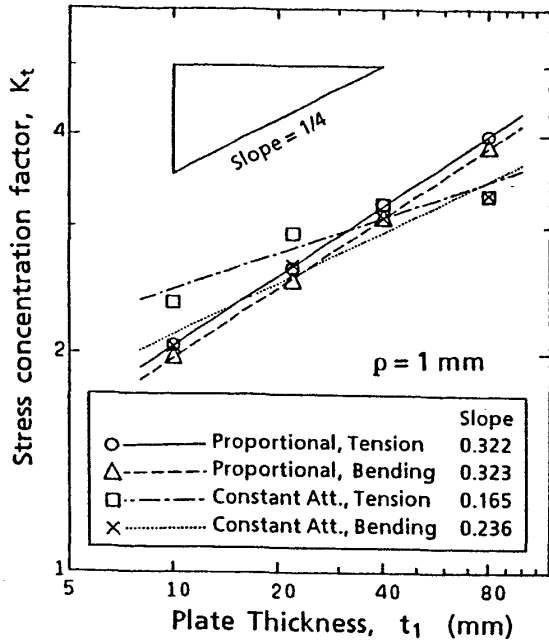


Fig. 19 Dependency of stress concentration factor by FEM on plate thickness

と表わされる。疲労強度が  $K_t$  に反比例すると仮定すると、(4)式と(2)式の指数は、 $n = -m$  の関係にある。すなわち、Fig. 19 の回帰線の傾きは疲労強度の板厚効果に対応する。

これによると、全体的には傾き 1/4 に近くなっているが、比例継手は 1/4 よりもやや急であり、一定継手はやや緩やかである。比例継手では引張りと曲げに差はなく、Fig. 16 の実験結果とは一致しない。また、一定継手では引張りと曲げともに、Fig. 19 の板厚効果は、Fig. 16 の対応する継手の平均値より大きい。

板厚効果は応力集中係数のみならず、溶接止端部近傍の応力分布も関係すると考えられている<sup>7,8)</sup>。このような観点から、応力分布を考慮した解析を試みた。溶接止端を通る板厚断面における  $x$  方向応力の分布を  $\sigma_x(y)$  とし、公称応力分布を  $\sigma_0(y)$  と表わすと、 $\sigma_n = \sigma_0(0)$  である。 $\sigma_x(y)$  を、円孔を有する無限板中の応力分布式を変形した次式で近似する。

$$\frac{\{\sigma_x(y) - \sigma_0(y)\}}{\sigma_n} = a_0 + a_1 \left\{ \frac{\rho}{(\rho + y)} \right\}^2 + a_2 \left\{ \frac{\rho}{(\rho + y)} \right\}^4 \quad (5)$$

ここに、 $x, y$  は溶接止端部を原点として、Fig. 18(b) の方向にとった座標系である。係数  $a_0, a_1, a_2$  は FEM 解析による応力分布を、溶接止端より板厚方向深さ 5 mm までの範囲で最小自乗法回帰して定める。

このようにして溶接止端部近傍の応力分布を求め、さらに  $\sigma_x(y)$  より有効応力集中係数  $K_{te}$  を次式より計算する。

$$K_{te} = \left\{ \int_0^\delta \sigma_x(y) dy \right\} / (\sigma_n \cdot \delta) \quad (6)$$

すなわち、 $K_{te}$  は表面から深さ  $\delta$  までの平均応力集中係数

であり、 $\delta = 0$  のときは  $K_t$  となる。ただし、 $K_{te}(\delta = 0)$  と (3) 式の  $K_t$  は厳密には一致しない。

$t_1 = 10, 22, 40, 80$  mm に対する  $K_{te}$  と  $t_1$  の関係を (4) 式 の形で回帰したときの指数  $n (= -m)$  を Fig. 20 に示す。これによると、 $\delta = 0 \sim 1$  mm の範囲において、比例継手では  $n = 0.25 \sim 0.3$  で実験値とほぼ同じ位、一定継手では  $n = 0.15 \sim 0.22$  で実験値よりやや大きい。一定継手では引張りと曲げの差が明瞭であるのに対して、比例継手では差がない。これは実験結果とは逆の傾向である。なお  $\rho = 0.25 \sim 1.0$  mm の範囲では、 $\rho$  は板厚効果にほとんど影響しない。

さらに、疲労亀裂伝播寿命と板厚効果の関係を調べるために、破壊力学計算を行なった。溶接止端部の深さ  $a$  の亀裂に対する応力拡大係数  $K$  は、(5) 式の応力分布を用いて、次のように計算される。

$$K = \int_0^a \sigma_x(y) \cdot G(a, y) dy = \sigma_n \cdot F(a) \quad (7)$$

ここで、重み関数  $G(a, y)$  としては、片側切欠き材に対するもの<sup>9)</sup>を用いた。一方、亀裂開口が生じないときの疲労亀裂伝播速度は

$$da/dN = 1.54 \times 10^{-11} \Delta K^{2.75} \quad (8)$$

と表わされる<sup>10)</sup>ので、初期亀裂深さ  $a_0$  から最終亀裂深さ  $a_f$  までの伝播寿命  $N_p$  に対応する公称応力範囲  $\Delta\sigma_n$  は

$$\Delta\sigma_n = (1.54 \times 10^{-11} N_p)^{-1/2.75} \left\{ \int_{a_0}^{a_f} F(a)^{-2.75} da \right\}^{1/2.75} \quad (9)$$

として求まる。

$t_1 = 10, 22, 40, 80$  mm について、 $N_p = 2 \times 10^6$ 、 $a_f = t_1/2$  として、これらの式により数値積分で求めた  $\Delta\sigma_n$  を (2) 式の形に回帰したときの板厚効果指数  $-m$  を Fig. 21 に示

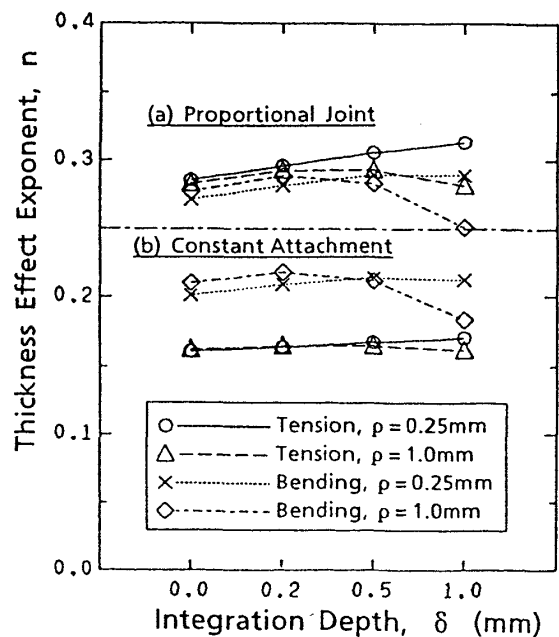


Fig. 20 Thickness effect exponent by effective stress concentration factor

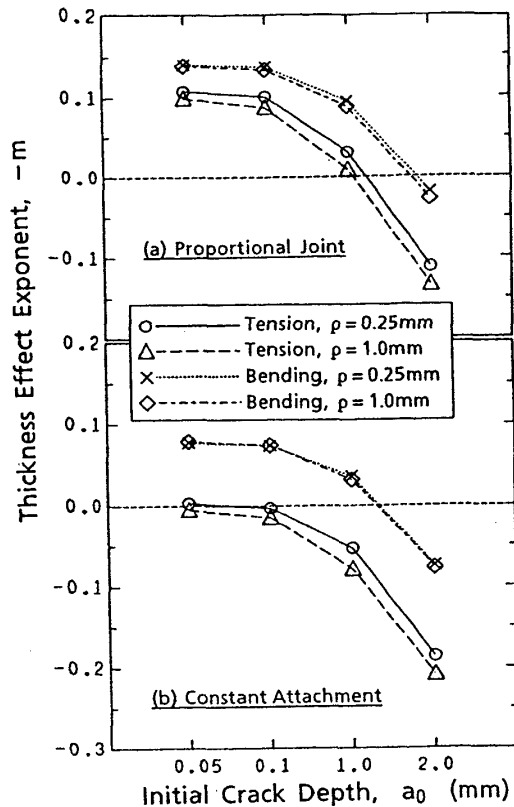


Fig. 21 Thickness effect exponent by crack propagation analysis

す。これによると、板厚効果は  $a_0$  に依存し、 $a_0$  が小さいと板厚効果は大きい。この場合は、一定継手に比べて比例継手の板厚効果が大きく、引張りに比べて曲げの板厚効果が大きいという結果となっており、Fig. 16 と同様な傾向である。ただし、 $m$  の値そのものは一致しない。また、Fig. 20 に比べて、Fig. 21 の板厚効果はかなり小さい。

有効応力集中係数による解析、亀裂伝播解析とも、引張りと曲げの差、比例継手と一定継手の差など詳細な点で実験結果とは一致しない。これは、この他にこれらの解析で考慮されていない板厚効果影響因子があるためであろう。 $K_{te}$  による板厚効果は大きく、亀裂伝播解析では  $a_0$  が小さいと板厚効果は大きいことから、溶接継手の板厚効果は亀裂発生挙動と深さ 1 mm 程度までの成長過程で決まっていると考えられる。したがって、微小亀裂の進展挙動、小さな表面亀裂の幅方向への進展挙動、表面亀裂の合体なども板厚効果に影響しているであろう。

## 5. 結 言

本研究では、海洋構造物用 YP 360 MPa 鋼の 10~80 mm 厚の十字継手と T 字継手について疲労試験を行ない、溶接まま継手の疲労強度に及ぼす板厚効果の影響因子、試験片幅の影響などを調べた。また、歪ゲージによる亀裂発生寿命検出法を試みた。さらに、数値解析による検討を行

なって板厚効果の原因について考察した。その結果、以下の結論を得た。

(1) 平板横溶接継手では、試験片幅を溶接止端部の亀裂発生源がいくつか含まれる程度のある一定値以上とすれば、試験片幅は疲労試験結果に大きな影響を与えない。

(2) 亀裂発生寿命は、溶接止端部より 10 mm の位置に貼付した歪ゲージにより歪範囲をモニターし、歪範囲が初期値から 5% 低下した時の荷重繰返し数として検出できる。この亀裂発生寿命は亀裂深さ 1~2 mm 程度に対応している。

(3) 実験による板厚効果の影響因子に関しては次のようなことが判明した。

(3-1) 破断寿命よりも亀裂発生寿命に対する板厚効果の方が大きい。亀裂伝播寿命に対する板厚効果は非常に小さい。

(3-2) 引張り荷重を受ける十字継手の板厚効果は、主板厚と溶接付加物寸法の関係で異なる。溶接付加物寸法が主板厚の増大に伴って増す場合が最も板厚効果は大きい。

(3-3) 溶接付加物寸法が主板厚の増大に伴って比例的に増す場合、引張り荷重下の十字継手よりも、曲げ荷重下の T 字継手の方が板厚効果が大きい。

(4) 応力解析による板厚効果では次のようなことが判明した。

(4-1) 溶接付加物の寸法を主板厚に比例させても、止端半径は比例的に変化しないので、板厚が大きくなるに従って、溶接止端部の応力集中係数は大きくなる。この傾向が実験の板厚効果にほぼ対応しており、板厚効果の主要原因と考えられる。

(4-2) 亀裂伝播解析よりも、有効応力集中係数による板厚効果が大きい。また、亀裂伝播解析では初期亀裂が小さいと板厚効果は大きいという結果が得られた。

(4-3) このようなことから、溶接継手の板厚効果は亀裂発生挙動と深さ 1 mm 程度までの成長過程で決まっていると考えられる。

このように、板厚効果は非常に複雑な現象であり、本研究においてもその原因が十分解明されたわけではない。ここで扱った以外の複雑な継手の板厚効果を予測する上で、板厚効果の力学的原因を明らかにしておくことは重要であるので、さらに多くの研究が望まれる。

## 謝 辞

本報告は(財)日本船舶振興会の補助金を受けて(社)日本造船研究協会 SR 202 研究部会(部会長藤田譲教授、副部長飯田國廣教授)で実施した共同研究の一部を取りまとめたものである。本報告の実験は、著者らの他に、日本鋼管(株)、川崎製鉄(株)、住友金属工業(株)、(株)神戸製鋼所によって実施された。そのデータの使用を快諾されたこれら各社に心から謝意を表します。

## 参 考 文 献

- 1) Department of Energy, UK, "Offshore Installations: Guidance on Design and Construction", (1984)
- 2) Det Norske Veritas, Norway, "Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units", Classification Notes, Note No. 30. 2, (1984)
- 3) American Petroleum Institute, USA, "Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Offshore Platforms", API RP2A, (1981)
- 4) Department of Energy, UK, "Background to New Fatigue Design Guidance for Steel Welded Joints in Offshore Structures", (1984)
- 5) Proceedings of International Offshore Conference on Steels in Marine Structures, Delft, The Netherlands, June(1987)
- 6) P. J. Haagenen, T. Slind, O. Orjasaeter, "Size Effects in Machine Components and Welded Joints", IIW Annual meeting, Doc. XIII 1306-89, (1989)
- 7) S. Berge, "On the Effect of Plate Thickness in Fatigue of Weld", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 21, No. 2, (1985), pp. 423-435
- 8) 木内晃, 大谷修, 竹内久司, "溶接継手の疲労強度におよぼす寸法効果", R&D 神戸製鋼技報, Vol. 38, No. 3, (1988), pp. 22-25
- 9) H. Tada, P. Paris, G. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook, Second Edition", Del Research Corp., (1985)
- 10) 田中洋一, 征矢勇夫, "各種溶接構造用鋼の疲労亀裂伝播特性の検討", 溶接学会論文集, 第7巻, 第2号, (1989), pp. 90-97