溶接継手の疲労強度に関する 板厚効果評価基準の検討

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****

Thickness Effect Criterion for Fatigue Evaluation
of Welded Steel Structures

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

Summary

In this study, the thickness effect was investigated by systematic experiments on welded steel joints with thicknesses ranging from 10 to 80mm. Cruciform joints and Tee joints with improved weld by overall profiling or toe-grinding were tested under pulsating tension and under pulsating bending, respectively.

These experimental results were analyzed together with the previous results of as-welded joints. As a result, it was concluded that the thickness effect exponents for various conditions may be classified into three categories according to the combination of joint type and loading mode. As-welded joints under bending stress have the greatest thickness effect exponent of $-1/3$, while as-welded joints under tension having an exponent of $-1/5$. If the weld profile is improved by grinding, the thickness effect becomes much milder to an exponent of $-1/10$. The as-welded joints with constant-sized attachments also have an exponent of $-1/10$. Furthermore, thickness effect dependency on fatigue life was investigated.

Based on these results, a new evaluation criterion for design purposes has been proposed in this study.

1. 緒 言

海洋波による変動荷重が常時作用する海洋構造物では、疲労に対する安全性検討のための疲労寿命評価手法や設計 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^{1,2,3)}。疲労研究の進展と安全性評価の厳密化の傾向から設計ルールで考慮する疲労影響因子は多くなってきた。溶接継手疲労強度の板厚効果も主要な影響因子であり、構造物の厚板化に伴ってその重要性が認識され⁴⁾、1984 年に設計ルールに取り入れられた^{1,2)}。すなわち、基準板厚以上の溶接継手の疲労強度は板厚の $-1/4$ 乗に比例する補正

係数を用いて評価される。このルールでは、溶接継手の種類、負荷方法に関わらず、この基準が適用される。

しかし、このルール設定後も、板厚効果については多くの研究結果が発表されており⁵⁾、鋼管継手では、かなり大きな板厚効果となることが指摘されている⁶⁾。著者らも前報⁷⁾において、板厚効果は主板の厚さのみならず溶接付加物寸法にも依存し、引張りと曲げといった負荷方法によっても異なることを明らかにした。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いえない。

一方、構造物の大型化、厚板化という一般的傾向の下で、安全で経済的な構造物を製作するために、工業的な板厚効果軽減策が要望される。このため、本研究では、板厚効果の軽減策として期待される溶接止端研削などの形状改善処理が板厚効果に及ぼす影響を調べた。形状改善処理は、設計基準³⁾で推奨されているプロファイル処理と、もっと簡

* 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

便な止端研削について比較検討した。継手は YP 360 MPa 鋼の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引張り疲労試験と曲げ疲労試験を行なった。

さらに、前報の溶接まま継手の結果も合わせて、継手種類別の板厚効果、板厚効果の寿命依存性、ランダム荷重に対する板厚効果などの考察をし、新たな板厚効果評価基準の検討を行なった。

2. 供試材料と実験方法

供試鋼板は前報⁷⁾に同じであり、10, 22, 40, 80 mm 厚の YP 360 MPa 級 TMCP 鋼 (造船規格 EH 36) である。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。溶接条件も前報に同じである。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 (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 (以下一定継手と呼ぶ) の 2 種類製作した。比例継手では、使用した鋼板厚さの関係で t_2 , l_1 は t_1 に厳密には比例せず、 t_2 は約 0.5 t_1 , l_1 は約 0.4 t_1 である。

溶接部の形状改善処理法は、プロファイル処理と止端研削の 2 通りであり、その方法を Fig. 2 に示す。プロファイル処理は、溶接止端部はペンシル型のバークラインダーで整形し、溶接ビード部はディスクグラインダーで所定のフランク角となるように平坦に仕上げるものである。この場合、バークラインダーによる整形では、板厚方向には削り込まないので、溶接止端部にはアンダーカット状の窪みが残される。一方、止端研削はバークラインダーで溶接止端部を 0.4 mm 程度削り込み、アンダーカット状の窪みを除去した。この場合、溶接ビード部は溶接ままとした。

各シリーズの主板厚 t_1 を、シリーズコード名と共に Table 1 に示す。コード名の“P”はプロファイル処理、“G”は止端研削、“C”は十字継手、“T”は T 字継手、“1”は比例継手、“2”は一定継手を表わす。また、板厚、脚長の組

合せと改善処理部形状を Table 2 に示す。応力集中係数がほぼ 2 となるように、主板側脚長 l_1 、リブ板側脚長 l_2 、止端半径 (バークラインダー半径) ρ 、フランク角 θ は、リブ板厚 t_2 に応じて変えた。

十字継手 (PC 1, PC 2, GC 1) については軸力疲労試験、T 字継手 (PT 1, PT 2, GT 1) 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

Fig. 2 Improving methods of weld

Table 1 Fatigue test series of improved joints

Loading	Welded Attachment	Weld Treatment	Code of Series	Main Plate Thickness, t_1 (mm)
Tension	Proportional	Profile	PC1	10, 22, 40, 80
	Constant	Profile	PC2	22, 40, 80
	Proportional	Grinding	GC1	10, 22, 40, 80
Bending	Proportional	Profile	PT1	22, 40, 80
	Constant	Profile	PT2	22, 40, 80
	Proportional	Grinding	GT1	22, 40, 80

Table 2 Dimensions of improved welds

Type of Joint	Main Plate Thickness t_1 (mm)	Rib Plate Thickness t_2 (mm)	Weld Leg Length (mm)		Grinding of Weld Toe	
			l_1	l_2	ρ (mm)	θ (°)
Proportional Joint	10	5	4	4	1.5	40
	22	10	9	9	3	40
	40	22	16	16	6	40
	80	40	32	16	6	25
Constant Joint	22	22	16	16	6	40
	40	22	16	16	6	40
	80	22	16	16	6	40

Fig. 1 Tensile and bending fatigue test specimens

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 $2t_2 + 320$ mm 以上とした。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 の計測法は、前報⁷⁾と同じである。すなわち、歪ゲージにより、溶接止端より 10 mm の位置の歪範囲 $\Delta\epsilon_x$ 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。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

本研究においては、試験結果は全て、荷重から計算される破断位置（溶接止端部近傍）の公称応力範囲 $\Delta\sigma_n$ で整理した。Fig.3~8 に、軸力疲労、曲げ疲労、比例継手（プロファイル処理と止端研削）、一定継手（プロファイル処理）別の S-N 線図（S: $\Delta\sigma_n$, N: N_f, N_c ）を示す。これらの直線は、 $\Delta\sigma_n$ 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。

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

十字比例継手ではプロファイル処理と止端研削とも、板厚 80 mm がやや低い位置にあるが、10, 22, 40 mm の板厚では大きな差は見られない。また、他の継手では、22, 40, 80 mm の板厚で疲労強度に大きな差はない。前報の溶接ま

Fig. 3 S-N curves of profiled cruciform joints with attachments of proportional size (Series PC1)

Fig. 4 S-N curves of profiled cruciform joints with attachments of constant size (Series PC2)

Fig. 5 S-N curves of toe-ground cruciform joints with attachments of proportional size (Series GC1)

ま継手に比べて、改善継手では全体的に疲労強度の板厚依存性は小さくなっている。また、これらの図において、 N_f , N_c に対する S-N 線図の差も小さい。なお、Fig.8 のノ付きのデータは止端研削位置以外で破断したものであり、回帰

Fig. 6 S-N curves of profiled Tee joints with attachments of proportional size (Series PT1)

Fig. 8 S-N curves of toe-ground Tee joints with attachments of proportional size (Series GT1)

Fig. 7 S-N curves of profiled Tee joints with attachments of constant size (Series PT2)

計算から除外してある。

Fig. 9 は、 N_c/N_f の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 本分の試験片の平均値をプロ

Fig. 9 Relationship between N_c/N_f and plate thickness

ットしてある。これによると、十字継手（軸力疲労）では、主板厚が増すと N_c/N_f は低下していくが、T 字継手（曲げ疲労）では一定となるもの（PT 1, GT 1）と逆の傾向となるもの（PT 2）があった。このように、 N_c/N_f がばらつく原因は N_c の計測方法のためと考えられる。すなわち、疲労亀裂が複数箇所から発生する溶接まま継手とは異なり、改善継手では亀裂発生が 1~2 箇所であり、その位置が N_c 検

出歪ゲージに近い否かによって検出精度が左右され、 N_c そのものがかなりのばらつきを含んでいる。主板厚が増すにつれて N_c/N_f が低下していく場合でも、溶接まま継手における板厚依存性よりもかなり小さい。すなわち、改善継手では板厚が大きい場合でも、亀裂発生寿命は全寿命のかなりの割合を占める。

4. 考察

4.1 溶接部改善継手の板厚効果

S-N 線図 ((1)式) から計算される 10 万回, 200 万回疲労強度と板厚との関係を Fig.10~12 に示した。図中の直線は

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

の回帰線である。ただし、 $\Delta\sigma$ は時間強度、 t は板厚、 β , m は回帰係数である。本報告では、指数 m を板厚効果指数と呼ぶ。なお、Fig.10~12 は比較のため、対応する溶接まま継手の回帰線 (C1, C2, T1, T2) も示す⁷⁾。

これらの図によると、溶接ままに比べて改善継手の疲労強度は高い。Fig.10 による比例継手のプロファイル処理と止端研削の比較では、十字継手 (軸力疲労) については止端研削の方が良いのに対して、T 字継手 (曲げ疲労) では逆になっている。このことから、プロファイル処理と止端研削の差はデータのばらつきに原因するものと考えられ、

Fig. 10 Dependency of fatigue strength for $N_f = 2 \cdot 10^6$ on plate thickness

Fig. 11 Dependency of fatigue strength for $N_f = 10^5$ on plate thickness

Fig. 12 Dependency of fatigue strength for $N_c = 2 \cdot 10^6$ on plate thickness

本質的なものではない。すなわち、プロファイル処理では、全体的形状コントロールによる応力集中率減効果が大きく、溶接止端部に部分的に残る未研削の窪みは疲労強度には影響しない。また、亀裂発生部が溶接止端部の場合には、作業が簡単な止端研削でも充分の効果がある。

Fig.10 によると、溶接ままに比べて、改善継手の板厚効果はゆるやかである。これは、改善継手の応力集中係数が小さいことと、応力集中係数がほぼ一定となるように処理していることによる。また、グラインダー処理による板厚効果の減少は、応力集中係数の低減だけでなく、止端半径が大きくなって応力分布がゆるやかになることにも起因していると考えられる。

改善継手の板厚効果が小さいということは、板厚が大きい程、プロファイル処理、止端研削による疲労強度改善効果が大きいことを意味する。200 万回疲労強度に比べて、10 万回疲労強度の板厚効果は小さく、 N_f よりも N_c の方が板厚効果大きいという傾向は溶接まま継手と同じである。

4.2 各種溶接継手の板厚効果

本研究および前報で得られた各種継手の板厚効果指数 m を、そのレベルに応じて 5 分類して Fig.13 に示す。この m は、 N_f に対するものであり、横軸は $N1 = N_f = 10^5$, $N2 = N_f = 2 \times 10^6$ である。継手分類は次のようである。

- (a) 溶接付加物寸法が一定の溶接まま継手。溶接ままの突合せ継手⁸⁾を含む。
- (b) 軸荷重を受ける溶接ままの十字継手 (主板厚, 付加物寸法ともに増加)。文献データ⁹⁾を含む。
- (c) 曲げ荷重を受ける溶接ままの T 字継手 (比例継手)。文献データ^{10,11)}を含む。
- (d) 改善継手 (プロファイル処理, 止端研削)。
- (e) 主板厚が一定で溶接付加物寸法が増加する溶接ままの十字継手 (この場合は付加物についての寸法効果を表わす)。

図中の C2~C4, T1, T2, Case1, Case3 は前報の結果である。また、突合せ継手 (NRIM) は SM 50 B ($t_1 = 9, 20, 40$ mm) の溶接まま継手の片振り引張り疲労試験⁸⁾, 十

Fig. 13 Thickness effect exponents in various kinds of joints

字継手 (NRIM) は SM 50 B ($t_1=9, 20, 40$ mm) の非荷重伝達リブ十字継手 (溶接まま) の片振り引張り疲労試験⁹⁾である。KSC データは BS 4360-43 E ($t_1=25, 50, 100, 200$ mm) の完全溶込み十字継手 (溶接まま) の片振り曲げ疲労試験結果¹⁰⁾であるが、ここでは T 字継手の分類とした。NSC データは HT 60-TMCP ($t_1=25, 50, 80$ mm) の完全溶込み T 字継手 (溶接まま) の片振り曲げ疲労試験¹¹⁾である。

Fig. 13 によると、(a)、(b)、(c) の継手では、板厚効果指数 m は $N_f=N1$ と $N_f=N2$ で異なっているが、(d)、(e) の継手では、 $N_f=N1$ と $N_f=N2$ に対する m がほぼ同じである。 $N_f=N1, N2$ を合わせた各継手分類毎の m 平均値を図中に示してあるが、(a)、(b)、(c) はそれぞれ、 $m=-1/10, -1/5, -1/3$ レベルとして分類できる。(d) と (e) は $m=-1/10$ レベルとなっている。 $m=-1/10, -1/5, -1/3$ の値を図中に水平実直線で示す。

4.3 板厚効果の疲労寿命依存性

板厚 t_a, t_b に対する疲労強度をそれぞれ $\Delta\sigma_a, \Delta\sigma_b$ とすると

$$\Delta\sigma_a/\Delta\sigma_b = (t_a/t_b)^m \quad (3)$$

であるから、

$$m = \{\log \Delta\sigma_a - \log \Delta\sigma_b\} / \{\log t_a - \log t_b\} \quad (4)$$

一方、板厚 t_a, t_b に対する S-N 線図が両対数表示で直線とすると

$$\log \Delta\sigma_a = A_a \cdot \log N + B_a, \log \Delta\sigma_b = A_b \cdot \log N + B_b \quad (5)$$

と表わされる。したがって (4) 式より

$$m = \{(A_a - A_b) \cdot \log N + B_a - B_b\} / \{\log t_a - \log t_b\} \quad (6)$$

となる。すなわち、板厚効果指数 m は $\log N$ に対して線形となる。

Fig. 13 のデータをこの方法で回帰すると、次式のようになる。

(a) 付加物一定継手、溶接まま突合せ継手：

$$m = -0.0823 \cdot \log N_f + 0.3884 \quad (7)$$

(b) 引張り応力下の溶接まま十字継手：

$$m = -0.0536 \cdot \log N_f + 0.0885 \quad (8)$$

(c) 曲げ応力下の溶接まま T 字継手：

$$m = -0.1817 \cdot \log N_f + 0.6910 \quad (9)$$

(d) 溶接部形状改善処理継手：

$$m = -0.0304 \cdot \log N_f + 0.0785 \quad (10)$$

(e) 主板厚が一定で付加物が大きくなる溶接ままの継手：

$$m = -0.0027 \cdot \log N_f + 0.1072 \quad (11)$$

これらの式による m を Fig. 14 に示す。実験範囲はおおよそ $N_f=10^5 \sim 2 \cdot 10^6$ であるが、この図では外挿部分も表示してある。すなわち、(b)、(c) の継手では、長寿命域でかなり大きな板厚効果指数となるが、(d)、(e) の継手ではこの図の全寿命範囲で $m=-0.1$ 前後である。

4.4 ワイブル分布応力に対する板厚効果

構造物に作用する荷重がワイブル分布関数に従うランダ

Fig. 14 Relationship between thickness effect exponent and failure life

ム応力で与えられるとき、その応力範囲の頻度分布は次式で表わされる²⁾。

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma_{\max} [1 - \log N / \log N_f]^{1/h} \quad (12)$$

ここに、

$\Delta\sigma_{\max}$: 最大応力範囲 (N_f サイクル中に 1 回出現)

N_f : 総繰返し数

N : $\Delta\sigma$ なる応力範囲を超える繰返し数

h : ワイブルパラメータ

この分布式で $\Delta\sigma_{\max}$ をある値に設定すると、マイナー則により、与えられた S-N 線図に対する疲労損傷率 D を求めることができる。逆に、 $D=1$ となる $\Delta\sigma_{\max}$ を決めることができる。この計算において、S-N 線図に対応する応力は、0~ $\Delta\sigma_{\max}$ を 20 等分した各分割区域の中央値を用いる。

$N_f=10^8$, $h=1.0$ として $\Delta\sigma_{\max}$ を求め、各応力分割に対する繰返し数 N と S-N 線図の関係の例 (溶接まま T 字比例継手) を Fig. 15 に示す。この S-N 線図 ($N=N_f$) は実験の寿命範囲より外挿表示してある。 $N_f=10^8$ は海洋構造物一生の荷重繰返し数として使われる値であり、 $h=1.0$ のとき (12) 式は指数分布となる。この図で S-N 線図への垂直距離が最も近い分割応力が最大の疲労損傷率を与え、疲労寿命の支配的応力である。

このようにして定めた $\Delta\sigma_{\max}$ について板厚効果指数 m を求めた結果を Fig. 16 に示す。継手分類は Fig. 13 と同じである。Fig. 13 と Fig. 16 を比較すると、(a), (b), (c) の継手では、 $N_f=10^5, 2 \times 10^6$ に対するものよりも、 $\Delta\sigma_{\max}$ の板厚効果の方がかなり大きい。これは、大部分の支配的応力に対応する N_f が 2×10^6 よりもかなり長寿命側であるためである。また、そのような領域は本研究の実験データ範囲からはずれ、外挿値となっている。一方、(d), (e)

Fig. 15 Weibull distribution of stress range and S-N curves

Fig. 16 Thickness effect exponents by Weibull distribution of stress range

の継手は Fig. 16 においても $m=-0.1$ 前後である。

なお、溶接まま T 字比例継手の例について、 $\Delta\sigma_{\max}$ の算定において、 N_f , h , および応力分割数を変えて計算を行ない、それらの影響を調べた。その結果は次のようである。

- (1) $N_f=10^8, 10^9$ の結果: N_f が大きい程、板厚効果はきつくなる。 N_f が大きいと支配的応力が長寿命側にいくためである。
- (2) $h=0.9, 1.0, 1.1$ の結果: h が大きい程、板厚効果はややきつくなる。しかし、この範囲では h の影響は大きくない。
- (3) 応力分割数=20, 40 の結果: 応力分割数 20~40 では、最大応力、板厚効果ともほとんど変わらない。

5. 板厚効果評価基準の提案

以上のように、疲労強度の板厚効果は、継手種類、負荷方法のみならず、評価する疲労寿命にも依存することが明らかとなった。しかし、この結果を構造物の設計に適用す

るには複雑すぎて実用的でなく、何らかの簡略化が必要である。

Fig.14に見られるように、長寿命域になるほど板厚効果は大きくなるが、 $N_f=2 \times 10^6$ 以上は外挿値であり、実験による検証はされていない。板厚効果の寿命依存性を入れた設計基準は、設計者にとって煩雑すぎるであろう。現行ルールでは寿命範囲に関係なく、板厚に応じて設計 S-N 線図（両対数表示）を上下方向に平行移動させる。実用性の観点から、この程度の簡略化は必要であろう。

構造物の一生におけるランダム応力を考慮した応力頻度分布により、板厚効果を評価するのは最も合理的と考えられる。しかし、Fig.16 も寿命域は本研究の実験データ範囲からはずれ、外挿値となっている。しかも、疲労評価の基になる設計 S-N 線図に安全率が考慮されており、これにさらに安全側の板厚補正をすると得られる結果は安全側になりすぎると予想される。このような外挿値の妥当性については、さらに長寿命側の実験を含む詳細な研究が必要である。

通常、設計 S-N 線図は本研究とほぼ同じ寿命範囲の実験結果に基づき設定されているので、評価手法の首尾一貫性から、板厚効果基準もこの寿命範囲の結果に基づいて定めるのが合理的である。このような観点から、1つの方法として Fig.13の実験結果に基づく Table 3 のような板厚効果評価基準が考えられる。すなわち、継手種類と負荷方法の組合せにより板厚効果指数を $m=-1/3, -1/5, -1/10$ の3段階とするものである。現状ルール^{1,2)}は、継手種類や負荷方法に関わりなく、一律に $m=-1/4$ としている点で、本提案とは異なる。

$m=-1/3$ は、溶接ままの鋼管継手（サドル部、クラウン部）のように曲げ応力主体で溶接止端部から破壊し、その設計 S-N 線図が曲げ疲労試験から求められている場合である。鋼管継手に適用される T-Curve^{1,2)}は鋼管継手の疲労試験に基づいているので、この場合に相当し、現行設計ルールよりは大きな板厚効果となる。

$m=-1/5$ は、基本的には引張り応力を受ける溶接まま

の平板継手に適用される。この場合は、現行設計ルールよりはゆるやかな板厚効果である。一般的に溶接ままの継手では、曲げ応力よりも引張り応力による方が疲労強度は低くなる。したがって、部材断面の曲げ応力が支配的であっても、設計 S-N 線図が引張り試験結果に基づいているときは、この程度の板厚効果で良いであろう。

$m=-1/10$ は、溶接ままの突合せ継手、および溶接付加物寸法がある一定値以下の溶接ままの継手に適用される。現在のところ、溶接付加物寸法限界を定めるためのデータはないが、設計 S-N 線図作成に用いた試験片の溶接付加物寸法を限界値として良いであろう。また、 $m=-1/3, -1/5$ に分類されている継手に、グラインダー処理による形状改善がされたときは、この板厚効果が適用される。

前章で述べたように形状改善継手は、長寿命域においても、ワイブル分布応力に対しても、 m は $-1/10$ 前後であるので、この基準はかなり信頼度が高いと考えられる。継手形状改善による疲労寿命アップを認めている設計基準もあるが、板厚の大きい領域で形状改善効果が大きいことを考えると、設計 S-N 線図として溶接まま継手のそれを用い、板厚効果を $m=-1/10$ としても工業的メリットは大きい。

評価手法の煩雑性をいわず、板厚効果の寿命依存性を考慮する場合には、第2の評価基準として(7)～(11)式を適用できる。すなわち、継手種類と寿命に応じて、これらの式から m を求めて板厚補正する方法である。この場合は N_f の有効範囲は約 $10^5 \sim 2 \times 10^6$ である。

本研究では、設計 S-N 線図と板厚効果適用下限板厚についての検討は行っていない。下限板厚は設計 S-N 線図として何を用いるかに依存する。したがって、既存ルール^{1,2)}の設計 S-N 線図を前提とすれば、本提案による板厚効果基準についても適用下限板厚は 22 mm である。

6. 結 言

本研究では、海洋構造物用 YP 360-TMCP 鋼の 10～80 mm 厚の十字継手と T 字継手について、溶接部形状改善処理をして疲労試験を行ない、疲労強度に及ぼす改善処理効

Table 3 Joint category associated with thickness effect exponent

Joint Category	Thickness Effect Exponent
(A) As-welded joint in which bending stress is dominant and its basic design S-N curve has been obtained by bending fatigue test.	$m = -1/3$
(B) As-welded joint in which tensile stress is dominant, or as-welded joint for which, even if bending stress is dominant, basic design S-N curve has been obtained by tensile fatigue test.	$m = -1/5$
(C) 1. As-welded butt joint. 2. As-welded joint with welded attachment smaller than a certain size. 3. When joint which is categorized at $m = -1/3$ or $-1/5$ is improved by grinding.	$m = -1/10$

果を含めて各種継手の板厚効果について考察した。その結果、以下の結論を得た。

(1) 改善処理により疲労強度は上昇し、板厚効果は減少する。すなわち、板厚が大きい程、改善処理による疲労強度上昇率は大きい。

(2) プロファイル処理と止端研削では、疲労強度と板厚効果に有意の差はない。両処理による応力集中率低減効果が大きく、プロファイル処理継手の止端部に残る未研削の窪みは疲労強度に影響しなかった。

(3) 継手種類と負荷方法の組合せにより、疲労寿命 10^5 , $2 \cdot 10^6$ 回における板厚効果指数 m のレベルは次のように分類できる。

- (a) $m = -1/10$: 溶接付加物寸法が一定の溶接まま継手。溶接ままの突合せ継手を含む。
- (b) $m = -1/5$: 軸荷重を受ける溶接ままの十字継手 (主板厚と付加物寸法がともに増加する場合)。
- (c) $m = -1/3$: 曲げ荷重を受ける溶接ままの T 字継手 (比例継手)。
- (d) $m = -1/10$: 改善処理継手 (プロファイル処理, 止端研削)。
- (e) $m = -1/10$: 主板厚が一定で溶接付加物寸法が変化する溶接ままの十字継手 (この場合は付加物についての寸法効果を表わす)。

(4) 板厚効果指数は疲労寿命にも依存し、長寿命になるほど板厚効果は大きい。特に溶接ままの継手でこの傾向が強い。

(5) 構造物に作用するランダム応力の頻度分布を考慮した疲労強度による板厚効果指数は、疲労寿命 10^5 , $2 \cdot 10^6$ 回における板厚効果よりも大きい。これは、 $2 \cdot 10^6$ 回以上の寿命に対応する応力が疲労損傷に対して支配的になるためである。

(6) 以上の結果に基づいて、継手種類と負荷方法の組合せに応じて板厚効果指数を $m = -1/3$, $-1/5$, $-1/10$ の一定値とする板厚効果評価基準、あるいは寿命に応じて m を算定する方法を提案した。

このように、継手種類に応じた板厚効果評価基準を導出することができた。それによると溶接部形状改善処理により板厚効果の低減が可能となる。しかし、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く、さらに多くの研究が望まれる。さらに、評価基準の本研究で扱った以外の複雑な継手への適

用方法など、工業的な適用に関する問題点などの検討も必要であろう。

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, 副部会長飯田國廣教授)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. 32.2, (1984)
- 3) American Petroleum Institute, USA, "Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Offshore Platforms", API RP 2 A, (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. Haagenzen, T. Slind, O. Orjasaeter, "Size Effects in Machine Components and Welded Joints", IIW Annual meeting, Doc. XIII-1306-89, (1989)
- 7) 八木順吉, 町田進, 富田康光, 的場正明, 征矢勇夫, "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", 日本造船学会論文集, 第 169 号, (1991) 投稿中
- 8) 金属材料技術研究所, 疲れデータシート No. 5, (1978)
- 9) 金属材料技術研究所, 疲れデータシート No. 13, (1979)
- 10) 川崎製鉄(株), "十字すみ内溶接継手の疲労強度に及ぼす寸法効果", 日本造船学会, 材料分科会資料, No. 1-701-88, (1988)
- 11) 新日本製鉄(株)社内資料, 未公表