鋼管交差溶接継手の疲労強度

——溶接まま継手における残留応力の影響——

正員 松 岡 一 祥* 正員 千 秋 貞 仁*
正員 藤 井 英 輔*

Fatigue strength of tubular joints

——Influence of weld residual stress on fatigue strength of as welded T- and X-joints——

by Kazuyoshi Matsuoka, *Member* Sadayoshi Chiaki, *Member*
Eisuke Fujii, *Member*

Summary

The purpose of this paper is to make clear the weld residual stress at toe of tubular T- and/or X-joint. The influence of the residual stress on fatigue strength is also dealt with. It is pointed out that the residual stress perpendicular to the weld line at the toe of tubular T-joint is very similar to that of fillet welded tee joint. After a brief description about the combined effect of mean stress and weld residual stress on the fatigue strength of fillet welded plate joints, the influence of the residual stress on the fatigue strength of as welded tubular joints (T and X) is studied, using fatigue test results which have been already published. The results are presented as the relations between stress range and residual stress, for seven referenced numbers of cycles to failure. Based on the results, the influence of chord thickness on the fatigue strength of tubular joints is discussed.

1. は じ め に

著者らは、海洋構造物のすみ肉溶接継手を想定して、その疲労強度に及ぼす残留応力などの影響を、鋼板を組み合わせた付加物十字および T 継手について検討してきた¹⁻⁶⁾。得られた結果を以下に要約する。

- 1) 付加物すみ肉溶接継手の場合、溶接線直角方向（負荷方向）の残留応力が疲労強度に影響を与える^{2,4-6)}。溶接線方向（負荷に垂直方向）の残留応力は影響を与えない^{1,5,6)}。
- 2) 溶接線直角方向の残留応力は、主板厚 T 、主板の降伏応力 σ_v 、および止端ビードの入熱量 Q からなる無次元量 $T \cdot (\sigma_v/Q)^{1/2}$ で評価できる⁴⁾。
- 3) 負荷した応力に残留応力を加えた応力が、実際に加わるものとして、残留応力の影響を評価できる^{2,4,5)}。
- 4) 継手止端部の応力集中係数が 3 以上と大きい溶接ままの場合には、応力集中の影響は飽和し、残留応力の影響が大きくなる^{4,5)}。

5) 継手止端部の形状を改善して、アンダーカットを完全に除去し、応力集中係数を 3 以下とした場合には、長寿命側では残留応力の影響が存在するが、短寿命側では残留応力の影響は応力集中の影響に比べて小さい^{3,5,6)}。

以上は、平板付加物継手の残留応力測定および疲労試験結果に基づくものであり、実際の海洋構造物の溶接継手、特に、鋼管継手についても成立するかについては検討を要する。

本報の目的は、上述の基礎継手について得られた結果の内、1～4)が鋼管溶接継手(T および X などの交差継手)においても成立するか検証することである。まず、鋼管 T 継手の主管側溶接止端部の溶接線直角方向残留応力が、主管肉厚が大きい場合には、荷重非伝達型の T 継手と変わらないことが示される。次に、荷重非伝達型の溶接まま継手の疲労強度と残留応力の関係について概説した後、溶接まま鋼管継手(T および X などの交差継手)の公表された疲労試験結果について検討を行う。検討結果は参照寿命強度と残留応力の関係として提示される。得られた結果に基づいて、基礎継手の結果との比較、鋼管継手の疲労強度と主管板厚との関係などについて論じる。

* 船舶技術研究所
Ship Research Institute

2. 鋼管 T 継手溶接止端部の残留応力

2.1 溶接線方向の収縮による全体変形

主管 (chord) に枝管 (brace) を直交させ、鞍型の環状溶接を行う鋼管 T 継手の場合、溶接線方向の収縮により、Fig. 1 に示される変形が生じる^{7,8)}。主管肉厚が小さい場合、この溶接変形による溶接線直角方向の曲げ応力は大きく、溶接止端部には応力集中を伴う大きな圧縮の溶接線直角方向残留応力が生じる (Fig. 2 参照)^{7,8)}。この溶接変形による圧縮応力は、主管および枝管の肉厚と径、さらに、総入熱量などの影響を受け、その評価方法は単純ではなく、個々の場合について検討する必要がある。しかし主管肉厚が大きくなると、溶接変形の残留応力に及ぼす影響は急激に小さくなる。

Fig. 1 Weld deflection of tubular T-joint
(calculation on No. 2 model in Table 1)

Fig. 2 Residual stress concentration at weld toe
(No. 2 model in Table 1)

2.2 溶接線直角方向の収縮による局所応力

鋼管 T 継手の溶接線に垂直な断面の概念図を Fig. 3 に示した。主管から見ると、これは付加物 T 継手であり、溶接線直角方向の収縮 (横収縮) による溶接線直角方向残留応力は、付加物 T 継手の場合と同様に表せる。主管側止端部を含む断面 (Fig. 3 中点線で示されている) における溶接線直角方向残留応力 σ_R は下式となる⁹⁾。

$$\sigma_R(y; T) = \alpha \cdot \sigma_Y \cdot \{f(y; T) - (B/2\lambda T) - (12M/T^3) \cdot (y - 0.5T)\} \quad (1)$$

ただし、 $f(y; T) = \sum_{n=0}^{\infty} \exp\{-\pi(\lambda y_n/B)^2\}$

$$y_n = |y + \{(-1)^n \cdot (n + 0.5) - 0.5\} \cdot T|$$

$$B = \beta \cdot (0.16Q/\sigma_Y)^{1/2}$$

ここに、 y は主管の止端側表面からの板厚方向座標、 T は主管の肉厚、 σ_Y は主管の降伏応力、 M は $(y - 0.5T) \cdot f(y; T)$ の板厚方向積分値、 Q は止端を形成する溶接ビードの入熱量である。 α, β および λ は定数で、パイプ突合せ多層溶接の残留応力測定結果など^{9,10)} から、

$$\alpha = 1.942, \quad \beta = 1.357, \quad \lambda = 1.788$$

が得られている⁹⁾。

(1) 式により溶接線直角方向の残留応力の分布形状は無次元量 $\lambda T/B$ の値により定まる。これを変形して物理的な意味のわかりやすい無次元量 $T \cdot (\sigma_Y/Q)^{1/2}$ が得られる⁹⁾。

$$T \cdot (\sigma_Y/Q)^{1/2} = 0.3036 \cdot (\lambda T/B) \quad (2)$$

Fig. 7 に見られるように、 $\lambda T/B$ の小さい場合を除いて、板厚が大きいほど、降伏応力が高いほど、そして、止端ビードの入熱量が小さいほど、溶接止端部の溶接線直角方向残

Fig. 3 Weld geometry of tubular joint and rib tee joint

留応力は大きくなる。

2.3 主管側止端部の溶接線直角方向残留応力

以上述べてきた鋼管 T 継手止端部の残留応力を形成する 2 つの要因について検討するために、Table 1 に示した鋼管継手の残留応力測定結果と (1) 式による結果を比較する。なお、表中の D は主管外径、 d は枝管外径、 t は枝管の肉厚である (Fig. 4 参照)。

(1) 主管肉厚方向の分布

Table 1 の番号 3~5 の 3 つの模型では残留応力の肉厚方向分布が測定されている¹¹⁾。Fig. 5, 6 に測定結果と (1) 式による計算結果とを比較して示した。Fig. 5 は番号 3, 4 の模型の結果である。無次元量 $\lambda T/B$ はほぼ等しい (Table 1 参照)。なお、計算では 2.07 を採用している。測定結果で

Table 1 Dimensions of tubular T-joints test models

No.	D	T	d	t	σ_y	Q	$\frac{T}{D}$	$\frac{\lambda T}{B}$	Ref.
					MPa	MJ/m			
1	711.4	8.0	406.0	6.4	378	1.59	0.0112	0.406	7, 8
2	711.2	9.2	307.7	6.7	347	1.23	0.0129	0.509	8, 12
3	915	22	615	16	488	0.6	0.0240	2.067	11
4	915	22	455	11	491	0.6	0.0240	2.073	11
5	915	36	610	14	365	0.6	0.0393	2.925	11
6	252	15	178	9.4	276	1.46	0.0593	0.679	13
7	254	26	178	9.4	332	1.65	0.1024	1.215	13

Fig. 4 Tubular T-joint

Fig. 5 Through thickness distribution of residual stress (No. 3 and No. 4 models in Table 1)

Fig. 6 Through thickness distribution of residual stress (No. 5 model in Table 1)

Fig. 7 Residual stress at weld toe as a function of $\lambda T/B$

はサドル部とクラウン部の残留応力の差は認められない。測定結果と計算結果を比較すると、主管壁中央から止端側では比較的良好一致している。しかし、主管壁中央から主管内側表面にかけては測定値と計算値に差が見られる。Fig. 6 に番号 5 の模型の結果を示した。測定結果と計算結果は主管壁中央付近で一致しないが、主管内外表面付近では比較的良好一致している。

(2) 無次元量 $\lambda T/B$ と止端部残留応力

無次元量 $\lambda T/B$ と止端部の溶接線直角方向残留応力との関係は (1) 式によれば、Fig. 7 の実線のようになる⁴⁾。図には、Table 1 の模型の計測結果を併せて示している。なお、著者らの計測結果^{7,8,12,13)} (番号 1, 2, 6, 7 の 4 模型) については結果の見直しを行っている。測定結果と (1) 式による計算結果とを比較すると、主管肉厚が小さく径の大きい模型 (番号 1, 2) を除いて比較的良好一致している。

(3) 溶接線方向および直角方向収縮力の影響

Fig. 7 の計測結果と計算結果を、Table 1 に示されている主管の肉厚/外径比などを考慮して、比較検討すると、

1) $\lambda T/B < 0.6$ では、(1) 式による推定値は適用できな

い(番号1, 2)。これは、入熱量が大きすぎて熱収縮が主管全肉厚で様となり、溶接線直角方向の収縮力よりも溶接線方向の収縮力による全体変形に起因する残留応力が支配的となるためである。この場合、溶接線方向の収縮による変形は複雑であり、止端部には応力集中すら生じる⁷⁾(Fig. 1, 2 参照)。簡略な残留応力推定方法はない。

なお、番号2の模型の Fig. 7 における値は、板厚方向にスライスする以前のものであり、Fig. 2 はスライス後の結果である。

- 2) $\lambda T/B \approx 0.6$ でも、主管肉厚/外径比が 0.05 以上と大きい場合には(1)式がほぼ成立する(番号6)。
- 3) $\lambda T/B > 0.6$ では(1)式は良好な、しかし、若干圧縮側の推定値を与える。この差は、溶接線方向の収縮力による曲げ変形がいくぶん影響していると思われる。ことがわかる。特に、海洋構造物に使用されるような厚肉鋼管では、(1)式の適用性は良好である。

3. 鋼管溶接ま継手の疲労強度-残留応力関係の推定

前述のように、鋼管交差溶接継手止端部の溶接線直角方向残留応力が平板 T 継手の場合と変わらないことが示された。ここでは、まず、鋼板溶接ま継手の疲労強度と残留応力について概説する。次に、公表された試験結果から、鋼管溶接ま継手の疲労強度と残留応力関係を推定する。

Fig. 8 Relation between $\Delta\sigma$ and σ'_m
(KE36-TMCP, 5×10^5 cycles, ○ : cruciform, ◎ : tee)

3.1 鋼板付加物溶接ま継手の疲労強度

著者らは、50 キロ級 TMCP 鋼板によるリブ十字および T 継手の疲労強度が、止端加工を行わない溶接まの場合、残留応力を考慮した実際に加わっている平均応力 σ'_m で評価できることを示した⁴⁾。Fig. 8, 9 に 5×10^5 回および 2×10^6 回疲労強度(公称応力範囲 $\Delta\sigma$)と σ'_m の関係⁴⁾を示した。 σ'_m は下式により求めた。

$$\sigma'_m = \min(\sigma_m + \sigma_R, \sigma_Y - 0.5 \cdot \Delta\sigma) \quad (3)$$

ただし、 $\sigma_m = \gamma \cdot \Delta\sigma$

$$\gamma = (1+R)/(2(1-R)) \quad (3-1)$$

ここに、 R は応力比($\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$)、 σ_m は負荷公称応力の平均応力である。(3)式は、実際に加わっている最大応力 $\sigma_{\max}'$ の上限を降伏応力としている。すなわち

$$\sigma_{\max}' = \min(\sigma_{\max} + \sigma_R, \sigma_Y)$$

$$\sigma_{\max} = \Delta\sigma / (1-R)$$

Fig. 9 Relation between $\Delta\sigma$ and σ'_m
(KE36-TMCP, 2×10^6 cycles, ○ : cruciform, ◎ : tee)

Fig. 10 Combined effect of stress ratio and residual stress

Fig. 8, 9 から, 5×10^5 回強度 (MPa) および 2×10^6 回強度について以下の関係がそれぞれ得られる。

$$\Delta\sigma = 221 - 112 \cdot (\sigma_m' / \sigma_B) \quad (4)$$

$$\Delta\sigma = 152 - 80 \cdot (\sigma_m' / \sigma_B) \quad (5)$$

ここに, σ_B は鋼材の引張強さである。応力比 R が定まると, (4), (5) 式により Fig. 10 に示される手法で, 5×10^5 および 2×10^6 回疲労強度の 50% 保証値が得られる。

Fig. 8, 9 あるいは, (4), (5) 式のような関係が十分な数の寿命強度で与えられていれば, 所定の溶接残留応力と応力比の試験片の S-N 曲線を実験によらず推定する事ができる。

3.2 鋼管 T および X 継手試験結果の検討

鋼管 T および X 継手に関しては多くの実験結果¹⁴⁻²⁶⁾ が公表されている。ここでは, それらの実験結果に対して, (6) 式の関係を保定し, 係数 $a_0 \sim a_2$ を決定する。

$$\log_{10} N_3 = a_0 + a_1 \cdot (\Delta\sigma_{HS} / \sigma_Y) + a_2 \cdot (\sigma_m' / \sigma_Y) \quad (6)$$

ここに, N_3 は破壊寿命, $\Delta\sigma_{HS}$ は次に示すホットスポット応

力範囲である。

例えば, (6) 式で $N_3 = 2 \times 10^6$ とすれば, (5) 式と同等の 2×10^6 回強度と残留応力を考慮した平均応力の関係が得られる。

Fig. 11 にここで対象とした疲労試験結果のホットスポット応力範囲と破壊寿命の関係が示されている。また Table 2 に, 主管の肉厚, 降伏応力および応力比と試験の数の関係を示している。データの数は 170 であり, 鋼材の種類としては 50 キロ級鋼が多い。

(ホットスポット応力範囲)

鋼管継手止端部の応力は, 主に以下の 3 つの要因により生じると考えられている²⁸⁾。

- 1) 梁, 柱として挙動することによる応力 (nominal または primary stress)
- 2) 交差部で鋼管どうしが変形の適合条件を満足し連続的に変形することにより生じる応力 (geometric stress または secondary stress)
- 3) 交差部の鋼管表面に生じる局部変形による応力 (notch stress または peak stress)

平板付加物継手による疲労試験の公称応力範囲は, 上記 1), 2) を併せたいわゆるホットスポット応力範囲と対応する。3) による応力集中は, 応力集中係数が大きい溶接まま継手の場合, 残留応力に比べて影響が少ない⁴⁾。

試験結果に UK DEn²⁷⁾ の外挿ホットスポット応力範囲が報告されているものについてはそれに従った。

使用データの多くは, 第 1 期の UKOSRP の結果であるが, そこでは外挿ホットスポットひずみ範囲²⁸⁾ による整理が用いられていた。その場合は (7) 式²⁹⁾ によりホットスポット応力を求めた。

$$\Delta\sigma_{HS} = 1.15 \cdot E \cdot \Delta\varepsilon_{HS} \quad (7)$$

ここに, E はヤング率, $\Delta\varepsilon_{HS}$ は外挿ホットスポットひずみ

Table 2 Yield stress level and thickness range of data

CLASS (MPa)	400		500		600-700		800		SUM
T (mm) \ R	0	-1	0	-1	0	-1	0	-1	
5-7			25	25					50
15-17			23	38				2	63
20-22		3	5	8					16
30-40			10	22	2				34
76				7					7
SUM		3	63	100	2		2		170

Fig. 11 Summary of data

範囲である。

ホットスポット応力範囲ではなく、荷重範囲が示されている結果に対しては、DnVの推奨式³⁰⁾でホットスポット応力範囲を推定した。その場合、推定式の適用には試験体形状の制約がある。適用範囲外の試験体による結果は Fig. 11 および Table 2 から除かれている。

(降伏応力)

ここに用いたデータで残留応力の測定を行った試験片はない。50 キロ級鋼のデータの多くは降伏応力の測定値を明示していない。(6)式および(1)式の適用に当たり降伏応力は重要である。そこで、規格値および報告された値から推定して、鋼種と板厚により、Table 3 のように仮定し、降伏応力が測定されていないものにはこれを用いた。

(入熱量)

(1),(2)式および Fig. 7 に見られるように、1パス当たりの入熱量は溶接残留応力に影響を与える。しかし、ほとんどの試験体について入熱量の記述はない。

ヨーロッパのデータには手溶接のものが多い。海洋構造物の溶接ではワイピングが禁じられていること、溶接入熱を小さくすることが靱性の観点から推奨されているが、実際の入熱量は1 kJ/mm よりも少し大きくなること、などの証言³¹⁾、および、海洋構造物の水中補修溶接の実績³²⁾などから、被覆溶接棒による手溶接については、 $Q=1.2$ MJ/m を仮定した。

CO₂ 溶接による試験片は日本のデータに多い。これらに関しては、著者の経験およびワイヤの径などから、特に記述のあるものを除いて、1.5 MJ/m を仮定した。

(推定方法)

上述の、降伏応力、1パス当たりの入熱量および降伏応力を(1)式に代入すると、溶接線直角方向残留応力が求められる。さらに、(3)式を用いると、残留応力を考慮した実際の平均応力 σ_m' が得られる。各データについて、この σ_m' , $\Delta\sigma_{HS}$, σ_Y および N_3 を(6)式に適用する。ただし、主管肉厚が小さい場合にはこの推定方法の適用性は悪い (Fig. 1, 2, 7 参照)。そこで、主管肉厚が15 mm 以下のデータを除いて統計的処理を行った。

まず、データを破壊寿命の長さに従って並べ直し、連続する何個のデータであれば(6)式による推定の係数 $\alpha_0 \sim \alpha_2$ が安定するかを調べた。データの偏在があるため破壊寿命レベルにより必要データ数は変化するが、30 が最低集団数であると判断された。そこで、幾組かの30個のデータについて、最小自乗法で係数 $\alpha_0 \sim \alpha_2$ を決定した。その集団の寿命の対数の平均を $m(\log_{10} N_3) = n_3$ として(6)式に代入して変形すると、

$$\Delta\sigma_{HS}/\sigma_Y = \beta_0 - \beta_1 \cdot (\sigma_m'/\sigma_Y) \quad (8)$$

ただし、 $\beta_0(N_3) = (n_3 - \alpha_0)/\alpha_1$

$$\beta_1(N_3) = \alpha_2/\alpha_1$$

が得られる。Table 4 に代表的な寿命について β_0 と β_1 の

Table 3 Estimated yield stress (MPa)

	T = 76 mm	OTHER THICK
BS4360 Gr50c & 50d	380	410
DIN S152	380	410
API 5LX GrX52	—	415

Table 4 Coefficients β_0 and β_1

N_3	ON TUBULAR JOINT DATA		ON FILLET WELDED JOINTS	
	β_0	β_1	β_0	β_1
1×10^4	1.251	0.811	—	—
2×10^4	0.958	0.472	—	—
5×10^4	0.686	0.240	0.518	0.213
1×10^5	0.523	0.188	—	—
2×10^5	0.446	0.176	0.356	0.154
5×10^5	0.359	0.162	—	—
1×10^7	0.305	0.152	—	—

値を示した。なお、各集団の寿命の対数の標準偏差の平均は、0.178 であった。これは、2 倍の標準偏差で、寿命の2.56 倍に相当する。

Table 4 の値を用いて、(4),(5)式あるいは Fig. 8, 9 のような $\Delta\sigma_{HS}$ と σ_m' の関係を求めた場合、それは所定の寿命に対する50%生存確率の強度に対応する。

3.3 鋼板による基礎継手との比較

Table 4 には(4),(5)式を(8)式の形式に書き替えた場合の値が併記されている。鋼管継手の値と比べると、基礎継手の値は小さい。この差の理由としては、破壊形態の違いが考えられる。鋼管継手の破壊は、疲労き裂が主管を貫通した後の現象である。しかし、鋼板による基礎継手では、疲労き裂が主板を貫通する以前、所定の値の荷重を負荷できなくなった時点が破壊である。そこで、基礎継手の破壊寿命は、鋼管継手の破壊寿命よりもむしろき裂の板厚貫通寿命に近いと考えられる。

以上から、基礎継手による疲労試験結果はここで取り扱った鋼管継手に比べて、応力範囲は小さく、寿命は短く、すなわち安全側の値を示すと考えられる。

4. 50 キロ級鋼管継手の疲労強度の板厚依存性

比較的主管肉厚の大きい鋼管 T あるいは X 継手につい

て、主管肉厚、降伏応力そして1パス当たりの入熱量が与えられると、(1)式あるいはFig. 7, (3), (6)式およびTable 4を用いて所定の応力比のS-N曲線を書く事ができる。ここでは、このようにして得られるS-N曲線と対比して、50キログラム級の疲労強度と板厚の関係を論じる。推定S-N曲線の算定では、降伏応力は410 MPa, 1パス当たりの入熱量は1.2 MJ/mを仮定した。以下に板厚が6.3, 16, 32, 76 mmの4ケースについて示す。

4.1 主管肉厚 6.3 mm の場合

Fig. 12に主管肉厚が5~7 mmの試験体の試験結果を示した。記号AXは軸方向荷重, IPBは面内曲げ, OPBは面外曲げを示している。

図には、実際に加わっていると考えられる最少応力

$$\sigma_{\min}' = \max(\sigma_{\min} + \sigma_R, -\sigma_Y)$$

ただし、 $\sigma_{\min} = \Delta\sigma_{HS} \cdot R / (1 - R)$

を $-\sigma_Y$, および、残留応力を考慮した最大応力 $\sigma_{\max}'$ を σ_Y とした(Fig. 10参照)2つの推定S-N曲線が併記されている。加工硬化のない完全弾塑性体ではこの2つのS-N曲線がそれぞれ50%生存確率の疲労強度の上下限を与えるはずである。

主管肉厚が小さい継手では、Fig. 2に示されているように、溶接止端部には溶接変形による大きな圧縮残留応力が存在する。そこで、実験結果が $\sigma_{\min}' = -\sigma_Y$ と仮定したS-N曲線の近くに分布する事が期待された。しかし、実験結果の多くはこれより強い。特に、長寿命側の曲げ荷重にその傾向は顕著である。この現象については1) 圧縮側での加工硬化の影響, 2) 板厚の薄い鋼板ほど降伏応力が大きくなる事, などが考えられるが、確実な事はわからない。

4.2 主管肉厚 16 mm の場合

Fig. 13に主管肉厚15~17 mmの試験体による結果を示した。2つの応力比について記号を変えている。

図には、 $\sigma_{\min}' = -\sigma_Y$ および $\sigma_{\max}' = \sigma_Y$ の2つの50%生存確率の推定S-N曲線の上下限に加えてさらに2本のS-N

Fig. 12 $\Delta\sigma_{HS}$ - N_3 relation of tubular joints with 6.3 mm thick chord

Fig. 13 $\Delta\sigma_{HS}$ - N_3 relation of tubular joints with 16 mm thick chord

Fig. 14 $\Delta\sigma_{HS}$ - N_3 relation of tubular joints with 32 mm thick chord

曲線が併記されている。これらは、降伏応力410 MPa, 1パス当たりの入熱量1.2 MJ/m, 板厚16 mmと仮定して残留応力を考慮した応力比-1と0の推定S-N曲線である。5×10⁵回より長寿命側では両者の差は小さい。

試験結果のばらつきは大きい。試験結果で、推定S-N曲線の下限以下のものはないが、上限以上のものは幾つか見られる。応力比-1および0の試験結果ともに、それぞれ対応する推定N-N曲線に対する安全側および危険側のデータ数がほぼ等しい。ばらつきは応力比-1の方が大きい。

4.3 主管肉厚 32 mm の場合

Fig. 14に主管肉厚31~32 mmの試験体による結果を示した。図には前図と同様の4つのS-N曲線に併せて、UK DEn²⁷のT-カーブ(肉厚32 mm)が示されている。応力比0の推定S-N曲線は5×10⁵回以下の短寿命側では下限と推定された値に近い。

試験結果は、1例を除いて、推定 S-N 曲線の上下限値の間に納まっている。応力比-1の試験結果は、対応する推定 S-N 曲線に対して安全側と危険側のデータの数がほぼ等しい。しかし、応力比0の結果は、対応する推定 S-N 曲線に対して安全側のデータ数が明らかに多い。応力比-1の結果のばらつきは大きい。総ての結果の2/3は、応力比-1に対する推定 S-N 曲線と下限値の間の狭いバンドに入っている。

T-カーブを下まわる結果はない。1例を除いて T-カーブによる評価は十分な安全余裕をもっている。推定 S-N 曲線の下限値は、T-カーブとほぼ平行である。この傾向は、 10^6 回以上の長寿命側で著しい。

4.4 主管肉厚 76 mm の場合

Fig. 15 に主管肉厚 76 mm の試験体の結果を示した。図には、降伏応力を 410 MPa と仮定した推定 S-N 曲線の上下限値、380 MPa と仮定した推定下限値、板厚 32 と 76 mm の T-カーブ、および、太田ら³³⁾の 50 キロ級鋼 (SM50B) の最大応力を降伏応力とした突き合せ継手の疲労試験結果が示されている。

この主管肉厚の場合、残留応力は降伏応力となり、応力比によらず残留応力を考慮した最大応力は降伏応力、すなわち、推定 S-N 曲線 ($\sigma_y = 380$ MPa) は $\sigma_{\max}' = \sigma_y$ の下限値となる。試験結果は1例を除き、この推定 S-N 曲線より安全側である。前にも述べたごとく、推定 S-N 曲線の下限値は残留応力を考慮した最大応力が降伏応力に達している場合の50%生存確率を示している。試験結果は明らかに、この推定値よりも高強度側に分布している。

T-カーブは、鋼管継手の場合、基準肉厚を 32 mm として、基準肉厚を越える主管に対して、肉厚の1/4乗に反比例させて疲労強度を減少させる。図に示された2つの T-カーブと試験結果を比べると、肉厚の1/4乗修正を加えていない 32 mm の線でも十分に安全側と思われる。Fig. 14

Fig. 15 $\Delta\sigma_{HS}$ - N_3 relation of tubular joints with 76 mm thick chord

の 32 mm の場合と比べても、ばらつきの少ない 76 mm の結果に対し、設計疲労強度を下げる必要があるか疑問である。

太田ら³³⁾の SM50B による最大応力を降伏応力とした試験結果は、その試験範囲に限れば、1例を除いて試験結果と比較的よく一致している。

4.5 板厚の影響

以上述べてきた溶接残留応力の影響は、完全弾塑性体の仮定のもとでは、引張および圧縮の降伏応力で制限される。Fig. 12~15 に示されている推定疲労強度の上下限がそれである。50 キロ級鋼による鋼管継手の4種の肉厚に関する検討の結果、この限界で、下限値を下まわる強度の結果は2例だけだった。一方、上限値については 6.3 mm の結果の大半がこれを上まわった。また、16 mm についても6例の上限を越えるものがあった。しかし、主管肉厚が 15 mm 以上の結果では、92%がこの上下限の中に入っている。

試験結果は、主管肉厚 6.3~32 mm について、ばらつきが大きいものの明らかな板厚による疲労強度の減少が見られた。しかし、76 mm の結果は 32 mm の結果のばらつきの中に含まれるように見受けられた。そして、板厚 32 mm に対する T-カーブが、32 mm のみならず 76 mm に対しても適用できるのではないかと思われた (Fig. 14, 15 参照)。

主管肉厚が 6.3 mm の場合は、残留応力を考慮した最少応力 $\sigma_{\min}'$ が、76 mm の場合は最大応力 $\sigma_{\max}'$ が降伏応力に達していると推定された。これらの場合には試験結果は推定 S-N 曲線 (50%生存確率) より高強度側に分布している。この理由の1つとして、ひずみ硬化が考えられる。Fig. 16 にその概念図を示した。(8)式の係数 β_0 および β_1 が変化せず、降伏応力 σ_y がひずみ硬化により σ_y^* に増大すると、所定の寿命に対する応力範囲 $\Delta\sigma_{HS}$ が増大する。これは、最大および最少どちらの応力で降伏していても成立する。Fig. 15 に示された、降伏応力 410 MPa の下限値と試験結果を比べると、主管肉厚が 76 mm の場合には、ひずみ硬化により降伏応力が 410 MPa 以上に増大しているものと判断される。

Fig. 16 Effect of strain hardening

ここで用いたモデル (Fig. 10, 16 参照) では、板厚の増加に伴う残留応力の増大 (Fig. 7 参照) が、疲労強度の低下をもたらすが、その効果も、残留応力を考慮した最大応力 $\sigma_{\max}'$ が降伏応力に達すると飽和する。さらにひずみ硬化も考慮するなら、 $\sigma_{\max}' = \sigma_Y$ とする下限値は 50% 生存確率より安全側の評価を与える。すなわち、板厚効果には限界がある事になる。ところで、Table 4 の係数を求めた時、寿命の対数の標準偏差が平均 0.178 であったと述べた。 $\sigma_{\max}' = \sigma_Y = 410 \text{ MPa}$ と仮定した推定疲労強度の下限値に対し、寿命について 2 標準偏差の低減を行うと、板厚 32 mm に対する T-カーブとほとんど一致する。そこで、ここで用いた試験結果の範囲では、板厚によって T-カーブをさらに低減させる必要はないと考えられる。

5. 結 論

鋼管交差溶接継手を対象にして、主管側止端部の残留応力およびその疲労強度に及ぼす影響について検討してきた。以下に、得られた主要な結論を示す。

- 1) 主管肉厚がある程度以上厚い (ここでは 15 mm) 場合、主管側止端部の溶接線直角方向残留応力は T 型すみ肉溶接継手の主板側止端のそれと変わらない。
この残留応力の推定方法として (1) 式を示し、その適用性を鋼管継手で確認した (Fig. 5~7)。
- 2) 公表された鋼管 T および X 継手の疲労試験結果に基づき、幾つかの寿命について残留応力の影響を考慮して、疲労強度を推定できる方法および推定に用いる数値を示した (Table 4 および (8) 式)。
- 3) 上記を用いて、50 キロ級鋼を用いた鋼管継手の板厚と疲労強度の関係について検討した。その結果、UK DE n T-カーブを 32 mm 以上の板厚について低減させる必要はないと判断された。

参 考 文 献

- 1) 高橋 他：海洋構造物用溶接継手の疲労強度に及ぼす残留応力の影響 (第 1 報：板幅効果の検討)，船研研究発表会，No. 55，(1990)。
- 2) 高橋 他：海洋構造物用溶接継手の疲労強度に及ぼす残留応力の影響 (第 2 報：板厚，入熱量および応力除去焼鈍の影響)，船研研究発表会，No. 57，(1991)。
- 3) 高橋 他：海洋構造物用溶接継手の疲労強度に及ぼす残留応力の影響 (第 3 報：応力集中の影響を考慮した疲労強度評価)，船研研究発表会，No. 57，(1991)。
- 4) 松岡 他：荷重非伝達継手の疲労強度に及ぼす板厚と残留応力の影響，造船学会論文集，No. 168，(1990)。
- 5) 松岡 他：荷重非伝達溶接継手の疲労強度に及ぼす残留応力の影響，溶接学会論文集，Vol. 9，No. 1，(1991)。
- 6) 高橋 他：KE36 (TMCP) 鋼板を用いた荷重非伝達すみ肉溶接継手の疲労強度—溶接残留応力と応力集中係数の影響—，造船学会論文集，No. 169，(1991)。
- 7) 松岡，直井：構造用鋼管 T 継手部の残留応力，造船学会論文集，No. 157 (1985)。
- 8) Matsuoka, K. and Naoi, T. : Residual stresses in welded tubular T-joint, Proc. of 4th OMAE, Vol. 2, (1986)。
- 9) 松岡，直井：パイプつき合せ溶接部の固有応力分布，船研研究発表会，No. 39，(1982)。
- 10) 松岡：溶接製殻構造物の残留応力に関する一解法，造船学会論文集，No. 153，(1983)。
- 11) Payne, J. G. and Potter-Goff, R. F. D. : Experimental residual stress distributions in welded tubular T-nodes, Proc. Int. Conf. on Fatigue and Crack Growth in Off Shore Structures, (1986)。
- 12) 直井，松岡：パイプ溶接継手部の残留応力 (T 継手)，船研研究発表会，No. 37，(1981)。
- 13) 直井，松岡：鋼管 T 継手部の溶接残留応力に及ぼす主管板厚の影響について，船研研究発表会，No. 49，(1987)。
- 14) Gibstein, M. B. : Fatigue failure of T joints: the Det norske Veritas fatigue testing programme, Proc. of European Offshore Steel Research Seminar, Cambridge, U. K., Paper No. 33, (1978)。
- 15) Dijkstra, O. D. and Hartog, J. : The Dutch part of the large-scale tubular joint fatigue test programme, Proc. of European Offshore Steel Research Seminar, Cambridge, U. K., Paper No. 35, (1978)。
- 16) Dijkstra, O. D. and de Back, J. : Fatigue strength of tubular T- and X-joints, OTC-3696, (1980)。
- 17) Lourenssen, A. A. and Dijkstra, O. D. : Fatigue tests on large post weld heat treated and as welded T-joints, OTC-4405, (1982)。
- 18) Wylde, J. G. : Preliminary results of static and fatigue tests on tubular T joints subjected to out-of-plane bending moment, Proc. of European Offshore Steel Research Seminar, Cambridge, U. K., Paper No. 36, (1978)。
- 19) Wylde, J. G. and McDonald, A. : Modes of fatigue crack development and stiffness measurements in welded tubular joints, Proc. of Fatigue in Offshore Structural Steels, London, Paper No. 9, (1981)。
- 20) McDonald, A. and Wylde, J. G. : Experimental results of fatigue tests on tubular welded joints, Proc. of Fatigue in Offshore Structural Steels, London, Paper No. 10, (1981)。
- 21) Wylde, J. G. and McDonald, A. : The influence of joint dimensions on the fatigue strength of welded tubular joints, Int. J. Fatigue, Jan., pp. 31-36, (1980)。
- 22) Iwasaki, T., Kawahara, M. and Asano, K. : Fatigue crack growth behavior in welded tubular joints in T, TY, and K, OTC-3423, (1979)。
- 23) Yamasaki, T., Takizawa, S., and Komatsu, M. : Static and fatigue tests on large-size tubular

- T-joints, OTC-3424, (1979).
- 24) Gerald, J. et al. : Corrosion fatigue tests on high strength steel tubular X nodes with improved welds, Steel in Marine Structures, (1987).
- 25) : UKOSRP II Summary and Task Reports, HMSO, (1987).
- 26) 日本造船研究協会 : 海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究報告書, (1991)。
- 27) DEn, UK : Offshore installations: Guidance on design and construction, (1984).
- 28) Irvine, N. M. : Review of stress analysis techniques used in UKOSRP, Proc. Conf. on Fatigue in Offshore Structural Steels, (1981).
- 29) Huther, M. and Henry, J. : Recommendation for hotspot stress definition in welded joints, IIW-IIS doc XIII 1416-91, (1991).
- 30) DnV : Fatigue strength analysis for mobile offshore units, Classification Notes, No. 30.2, (1984).
- 31) Warwick, P. C. et al. : The Hutton TLP mating joint weld out, Metal Construction, July, pp. 423-430, (1985).
- 32) Cochrane, D. J. and Swetnam, D. : Wet welding — a viable technique?, Metal Construction, Nov., pp. 680-685, (1986).
- 33) Ohta, A., Mawari, T. and Suzuki, N. : Evaluation of effect of plate thickness on fatigue strength of butt welded joints by a test maintaining maximum stress at yield strength, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 37, No. 5, pp. 987-993, (1990).
-