

二次加工処理による改善効果を考慮した 疲労強度に及ぼす板厚影響に関する研究

岩田 知明*, 丹羽 敏男*, 田中 義久**, 安藤 孝弘***
穴井 陽祐*

Research on Thickness Effect on Fatigue Strength with Considering Improving Effect by Post Weld Treatment

by

Toshiaki IWATA, Toshio NIWA, Yoshihisa TANAKA, Takahiro ANDO,
and Yosuke ANAI

Abstract

Fatigue strength decreases by thickness effect, therefore the improvement treatments of the fatigue strength are important as the structure consisting of the thick material. Post weld treatments are one of useful method to improve fatigue strength. However, the thickness effect on the welded joint improved by post weld treatments is not clear because the experimental data is insufficient for quantitative evaluation. The object of this study is to evaluate the thickness effect on the fatigue strength which is improved by post weld treatments to reflect it in fatigue design guideline; therefore in transverse no-load carrying cruciform joint which is one of the principal welded joints of the ship structure, the improvement effect of the fatigue strength by post weld treatments is evaluated. In this study, the result of HFMI (High Frequency Mechanical Impact) and Shot peening are evaluated with the result of the as-welded condition and conventional Burr grinding by nominal stress approach. In addition, the fatigue strength is evaluated using the equivalent stress approach by the modified MIL-HDBK-5 method that both the stress concentration of weld toe and the weld residual stress are separated from nominal stress. With the equivalent stress that was adopted in this study, the both effect of the residual stress and the stress concentration are considered in the stress range and the maximum stress. It is considered that both number of cycles to crack initiation and that to failure are evaluated by the equivalent stress approach integrally. Good correlation between the fatigue test results was achieved using modified version of the equivalent stress approach defined in MIL-HDBK-5.

* 構造基盤技術系, ** 法政大学 (研究当時は構造基盤技術系), *** 構造安全評価系

原稿受付 平成29年10月26日

審査日 平成29年12月28日

目 次

1. まえがき	3
1.1 研究背景	3
1.2 研究目的	3
2. 実験方法	4
2.1 供試材	4
2.2 試験片	5
2.3 試験条件	7
2.4 疲労強度評価方法	7
3. 実験結果および考察	8
3.1 応力集中計測結果	8
3.2 残留応力計測結果	9
3.3 疲労試験結果	10
3.4 各種溶接後改善処理に伴う板厚効果に関する考察	11
3.5 疲労試験データに基づく統一的疲労 SN 曲線の検討（修正 MIL-HDBK-5 法を用いた考察）	14
4. まとめ	17
謝辞	17
参考文献	17

記 号

C : S - N 曲線 $\Delta S^m N = C$ の係数[-]
 C_f : S - N_f 曲線 $\Delta S^m N_f = C$ の係数[-]
 C_i : S - N_i 曲線 $\Delta S^m N_i = C$ の係数[-]
 K_s : 構造的応力集中係数[-]
 K_w : 局所応力集中係数[-]
 $*K$: 代表応力集中係数[-]
 l : 溶接脚長[mm]
 m : S_{eq} - N 関係 ($S_{eq} = S_{max}(1-R)^m$ 及び $\log S_{eq} = \alpha + \beta \log N$) の最適化指数[-]
 m_f : S_{eq} - N_f 関係 ($S_{eq} = S_{max}(1-R)^m$ 及び $\log S_{eq} = \alpha + \beta \log N_f$) の最適化指数[-]
 m_i : S_{eq} - N_i 関係 ($S_{eq} = S_{max}(1-R)^m$ 及び $\log S_{eq} = \alpha + \beta \log N_i$) の最適化指数[-]
 N : 疲労寿命（破断や亀裂発生までの繰返し回数）[回]
 N_f : 破断寿命（破断までの繰返し回数）[回]
 N_i : 亀裂発生寿命（亀裂発生までの繰返し回数）[回]
 n : S - N 曲線 $\Delta S^m N = C$ または公称応力範囲－板厚曲線の傾き[-]
 n_f : S - N_f 曲線 $\Delta S^m N_f = C$ の傾き[-]
 n_i : S - N_i 曲線 $\Delta S^m N_i = C$ の傾き[-]
 R : 応力比[-]
 S : 応力[MPa]
 S_{eq} : 等価応力[MPa]
 S_{max} : 最大負荷応力（一サイクル中の S の最大値）[MPa]
 S_{min} : 最小負荷応力（一サイクル中の S の最小値）[MPa]
 $S_{n,max}$: 最大公称負荷応力（一サイクル中の S の公称最大値）[MPa]
 $S_{n,min}$: 最小公称負荷応力（一サイクル中の S の公称最小値）[MPa]
 S_r : 残留応力[MPa]

S_Y : 降伏応力[MPa]
 t : 板厚[mm]
 α : 等価応力の係数[-]
 α_f : 破断寿命の等価応力の係数[-]
 α_i : 亀裂発生寿命の等価応力の係数[-]
 β : 等価応力の係数[-]
 β_f : 破断寿命の等価応力の係数[-]
 β_i : 亀裂発生寿命の等価応力の係数[-]
 Φ : 直径[mm]
 ρ : 溶接止端半径[mm]
 θ : すみ肉溶接正接の最大角 (フランク角) [degree]
 σ : 標準偏差 [-]
 σ_f : 破断寿命の標準偏差 [-]
 σ_i : 亀裂発生寿命の標準偏差 [-]

1. まえがき

1.1 研究背景

荷重伝達部材の板厚が厚くなるほど溶接継手の疲労強度が低下することは、“板厚効果”として知られており、共通構造規則 (CSR¹⁾) では、板厚増加による疲労強度低下係数として、溶接構造物に対して一律 1/4 乗則が義務付けられているが、板厚効果のメカニズムに関する知見は乏しいため係数は経験的に決定されており、(一社) 日本造船工業会と (一財) 日本海事協会の共同研究にて、板厚効果に影響を及ぼす要因の調査研究²⁾が行われた。

溶接構造物の大型化・厚板化が進む中、合理的かつ経済的に溶接構造物を設計製作するための有効な対策の一つである溶接止端部への二次加工処理による疲労強度改善効果を明確にし、この効果を設計基準等へ反映する動きが、活発化している。しかしながら、バークラインド処理 (溶接止端研削) などの既存技術より高い改善効果が得られる高周波機械的衝撃 (High Frequency Mechanical Impact: HFMI)¹⁾処理などの新しい二次加工処理技術を用いた溶接止端部の疲労強度改善効果のデータは、定量的な評価を行うためには不十分な上、板厚効果も明確ではなく、特に造船において使用されるような板厚 80mm 以上のハッチサイドコーミングなどの厚板溶接部の疲労強度改善効果のデータが必要とされている。造船における二次加工処理を適用する対象部位としては、ロンジ貫通部、アッパーデッキとトランスウェブの溶接部、ロアスツールなどが挙げられる。

1.2 研究目的

本研究では、船体構造主要三継手 (突合継手、荷重非伝達型十字継手、角回し継手) のうち、荷重非伝達型十字継手を対象として、疲労設計指針へ反映させるため、二次加工処理 (バークラインド処理、ショットピーニング (硬球を用いたピーニング) 処理ならびに HFMI 処理 (装置: 米国 PRS 社 ESONIX[®]27 UIS)) による疲労強度改善効果に及ぼす板厚効果を施工に関する費用対効果も含めて評価することを目的とする。なお、本研究では、HFMI として超音波ピーニングを採用した。本研究では、ショットピーニング処理ならびに HFMI 処理材の疲労試験結果を溶接まま材や既存技術であるバークラインド処理の疲労試験結果と併せて公称応力アプローチを用いて評価すると共に、疲労試験結果を二次加工処理方法や板厚により区別することなく統一的な SN 曲線の表記手法で整理する。即ち、米軍航空宇宙車両構造用金属材料規格で用いられるオリジナルのミルハンドブック第 5 法

¹⁾ 高周波機械的衝撃: 超音波圧電素子、超音波磁歪素子、圧縮空気のいずれかにより、円柱状圧子を高周波で振動させて被加工材に対して打ち込み、衝撃を受けた材料は塑性変形を起こし、局所幾何形状を滑らかにして応力集中を緩和させるとともに、圧縮残留応力が負荷されることにより引張の残留応力を緩和させる。従来のハンマーピーニングに対して作業性に優れると共に、被加工範囲が小さいので、より滑らかな形状に仕上げ易い。

を溶接構造物用に修正し、溶接止端の応力集中と残留応力を公称応力から分離して考慮した修正ミルハンドブック第5法³⁻⁵⁾による等価応力アプローチを用いて評価を行った。実験結果は文献6にて公表済みであり、引用した。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試材としては船級協会規格 AH36 (KA36) などの船体構造用高張力鋼板が適切であるが、造船会社からの受注生産品のため市場で流通しておらず必要量の入手が困難であった。そこで、類似材料として日本工業規格 G3106 溶接構造用圧延鋼材 SM490A を用いた。表1に、静的強度試験から得られた供試材の機械的特性を、表2に化学成分を、それぞれミルシートの値並びに規格値と併せて示す。SM490A は、AH36 に近い SM490B から吸収エネルギーの規定を外したものである。また、溶接割れ感受性組成を軽減するため、AH36 の方が各成分および炭素当量の許容範囲がより狭くなっている。供試材は、板厚 22mm と 50mm が AH36 の許容耐力下限値 355MPa を満たさず、板厚 22mm と 40mm が AH36 の炭素当量 Ce (IIW : International Institute of Welding) 許容上限値 0.38% を満たしていなかった。表中の実験平均値は、JIS-Z-2201「金属材料試験片」4号(板厚 22mm, 40mm, 50mm) または 5号(板厚 10mm) を板厚毎に 3本ずつ用いて JIS-Z-2241「金属材料引張試験方法」による引張試験を行い、3本の平均値を求めた。

表1 供試材の機械的特性⁶⁾

	試験体番号	板厚	耐力	引張強さ	伸び	弾性率	吸収エネルギー (0℃)	
							圧延方向	圧延直交方向
		mm	MPa	MPa	%	GPa	J	J
船級鋼板 AH36		0-50	355以上	490-620	21以上	—	34以上	24以上
JIS SM490A(B)	10A, 10B	5-16	325以上	490-610	17以上	—	—	— (27以上)
ミルシートの値		10	398	528	26	—	—	—
実験平均値		9.73	374.3	526.5	35.4	194.1	—	—
JIS SM490A(B)	22A, 22B	16-40	315以上	490-610	21以上	—	—	— (27以上)
ミルシートの値		22	366	526	28	—	—	—
実験平均値		10φ	317.1	513.9	37.0	200.7	—	—
JIS SM490A(B)	40A, 40B	16-40	315以上	490-610	21以上	—	—	— (27以上)
ミルシートの値		40	361	556	28	—	—	—
実験平均値		10φ	365.7	566.9	32.7	205.5	—	—
JIS SM490A(B)	50A, 50B	40-50	295以上	490-610	21以上	—	—	— (27以上)
ミルシートの値		50	346	544	33	—	—	—
実験平均値		10φ	337.1	531.3	35.5	198.3	—	—

表2 供試材の化学成分

	試験体番号	板厚	C	Si	Mn	P	S	Nb	V	Ce (IIW) ^{a)}	Ceq ^{b)}
			%	%	%	%	%	%	%	船級等	JIS
船級鋼板 AH36		0-50	0.18以下	0.10-0.50	0.90-1.60	0.025以下	0.020以下	0.02-0.05	0.05-0.10	0.38以下	—
JIS SM490A(B)	10A, 10B	5-16	0.20 (0.18) 以下	0.55以下	1.60以下	0.035以下	0.035以下	—	—	—	0.44以下
ミルシートの値		10	0.13	0.25	1.16	0.014	0.004	0.011	0.003	0.324	0.334
実験平均値		9.73	—	—	—	—	—	—	—	—	—
JIS SM490A(B)	22A, 22B	16-40	0.20 (0.18) 以下	0.55以下	1.60以下	0.035以下	0.035以下	—	—	—	0.44以下
ミルシートの値		22	0.16	0.32	1.44	0.018	0.005	—	—	0.400	0.413
実験平均値		10φ	—	—	—	—	—	—	—	—	—
JIS SM490A(B)	40A, 40B	16-40	0.20 (0.18) 以下	0.55以下	1.60以下	0.035以下	0.035以下	—	—	—	0.44以下
ミルシートの値		40	0.15	0.27	1.42	0.021	0.004	0.014	0.002	0.387	0.398
実験平均値		10φ	—	—	—	—	—	—	—	—	—
JIS SM490A(B)	50A, 50B	40-50	0.20 (0.18) 以下	0.55以下	1.60以下	0.035以下	0.035以下	—	—	—	0.44以下
ミルシートの値		50	0.13	0.23	1.38	0.013	0.004	0.012	0.004	0.360	0.370
実験平均値		10φ	—	—	—	—	—	—	—	—	—

a) $Ce(IIW)=C+Mn/6+(Cu+Ni)/15+(Cr+Mo+V)/5$

b) $Ceq(JIS, WES)=C+Mn/6+Si/24+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14$

2.2 試験片

試験片切り出し用の荷重非伝達型十字継手試験体の形状を図1に示す。図は板厚50mmの場合である。物質材料研究機構(NIMS)物質・材料データベースによると^{7,8)}、付加物の幅が主板厚まかつ付加物高さが主板厚の2倍までは、主板厚に対する付加物の形状・寸法比が疲労強度に強く影響を及ぼすため、疲労強度は低下するが、それ以上大きくしても疲労強度はほとんど低下しないとされていることから、図1に示す形状に決定した。すべての試験片を切り出せる大きさに試験体を製作した場合、溶接時の熱変形が大きくなるので、板厚毎に図1に示す試験体を二体製作した。主板の形状は圧延方向605mm×圧延直交方向1335mmで、圧延直交方向と同じ長さの付加物をすみ肉溶接した。溶接は半自動CO₂ガスシールドアーク溶接で、指定溶接脚長は、共通構造規則ばら積み貨物CSR-B F2¹⁾相当とした。F2は強力甲板を除く船側外板などの要件である。多層溶接の溶接パス順序を図2に示す。溶接条件を表3に示す。溶接速度は安定しており、試験体AとBの溶接入熱のばらつきは、2%程度に留まった。試験体Bの半分からは溶接まま材疲労試験片を採取し、残りの半分はバークラインド処理後に疲労試験片を採取した。バークラインド処理はIIW推奨⁹⁾に従って施工した。一方、疲労強度向上に寄与するHFMI処理材の圧縮残留応力の効果は、HFMI処理後の研削による応力開放で低減してしまうことから、試験体Aの半分からは疲労試験片採取後に各試験片にHFMIを施工した。また、ショットピーニング施工時に試験片平滑部に影響を及ぼさない精度のマスキングは困難であることから、試験体Aの残りの半分からは、平滑部幅2mm増の試験片にショットピーニング施工後、最終形状に仕上げることにした。HFMI処理とショットピーニング処理は各施工会社の標準に従って施工した。ショットピーニング処理の投射条件は、投射方式：エア(加圧式)、投射材質：铸鋼(球状)、投射材サイズ：SB-6(Φ0.6mm)、投射材硬さ：40~50 HRC(ロックウェル硬さ)、アークハイト：0.341mmAである。HFMI処理の適用条件は、処理方法：UIT(Ultrasonic impact treatment)、適用装置：米国PRS社ESONIX®27UIS、打撃ピン形状：ピン直径3mm・先端半径3mm(ただし、ピン先端は複合円のため、止端半径はピン先端半径3mmより小さくなる)、単位時間あたりの打撃回数：平均的に毎秒百数十回程度、HFMI処理の標準処理速度：障害のない直線的な溶接部でおおよそ300mm/min(打撃痕の中に溶接止端の線が見えなくなるまで)である。

試験片の形状を図3に示す。WLは溶接線である。図は板厚50mmの場合である。二次加工処理の種類毎に疲労試験片5本と残留応力計測用試験片2本を製作した。図1の幅100mmの箇所(図中B52~B56)を疲労試験片に切り出し、幅70mmの箇所(図中B51及びB57)を残留応力試験片に切り出した。

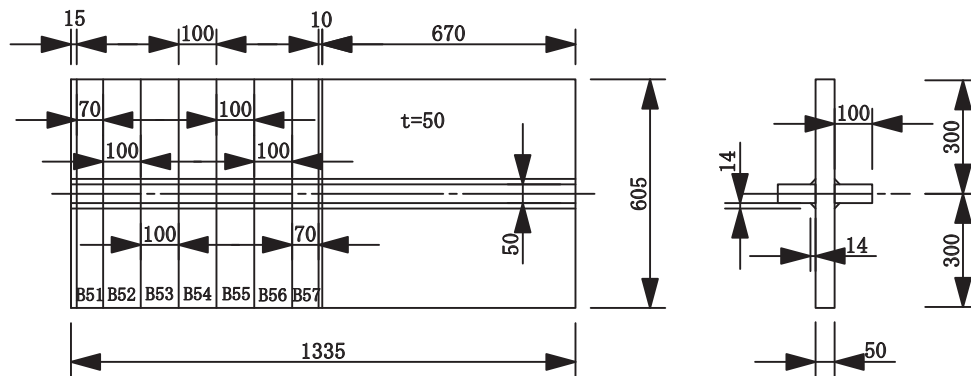
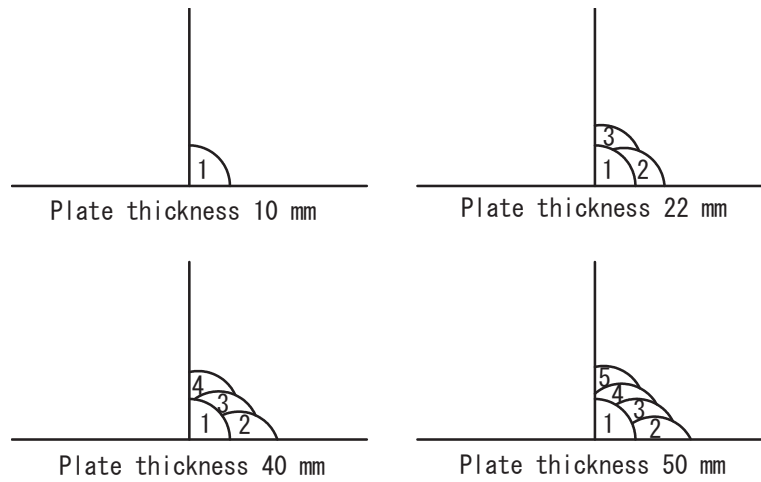
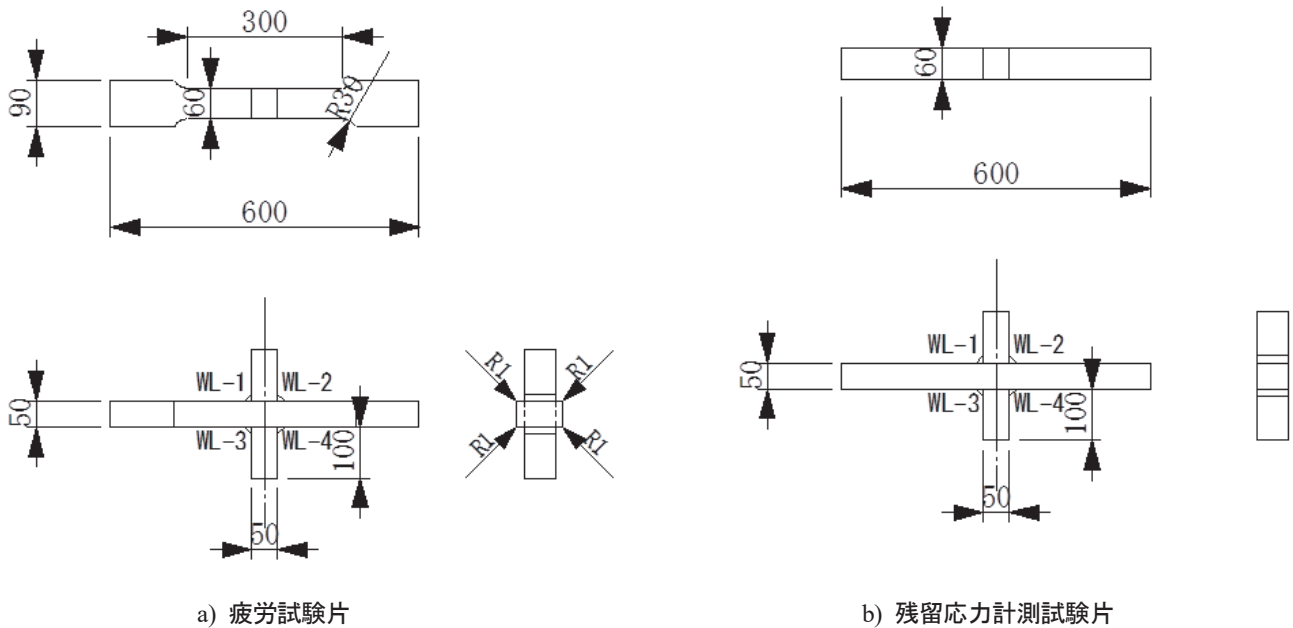


図1 荷重非伝達型十字試験体形状・切出配置図

図2 溶接ビード断面図⁶⁾表3 溶接条件⁶⁾

試験体番号	板厚	溶接パス	溶接電圧	溶接電流	溶接速度	溶接入熱
	t		E	I	v	Q
	mm		V	A	mm/min	kJ/cm
10A	10	1	214	25.4	190.6	17.1
10B	10	1	214	25.4	189.5	17.2
22A	22	1	220	25.8	262.2	13.0
		2	220	25.8	264.8	12.9
		3	220	25.8	263.3	12.9
22B	22	1	220	25.8	265.7	12.8
		2	220	25.8	263.3	12.9
		3	220	25.8	265.2	12.8
40A	40	1	220	25.8	220.2	15.5
		2	220	25.8	219.5	15.5
		3	220	25.8	219.5	15.5
		4	220	25.8	226.1	15.1
40B	40	1	220	25.8	219.2	15.5
		2	220	25.8	218.6	15.6
		3	220	25.8	219.5	15.5
		4	220	25.8	219.8	15.5
50A	50	1	220	25.8	177.8	19.2
		2	220	25.8	179.1	19.0
		3	220	25.8	177.5	19.2
		4	220	25.8	176.5	19.3
		5	220	25.8	178.1	19.1
50B	50	1	220	25.8	177.4	19.2
		2	220	25.8	178.8	19.0
		3	220	25.8	176.8	19.3
		4	220	25.8	179.8	18.9
		5	220	25.8	176.0	19.4

図3 荷重非伝達型十字継手試験片形状⁶⁾

2.3 試験条件

疲労試験は、引張荷重制御にて、応力比 $R=0.05$ 、周波数 $1\sim 3\text{Hz}$ の条件で行った。歯科用シリコンゴム印象材により全ての疲労試験片の4箇所の溶接止端形状を計測し、局所的応力集中係数 K_w を求めた。5%歪みドロップ法により亀裂発生判定を行い、疲労試験を行った試験片のうち亀裂が発生した全ての試験片において、初期亀裂の形状をインク浸透法により計測した。ASTM E837-13a^{10,11)}に準拠した穿孔法により残留応力計測を行った。1/16インチA型ロゼッタ歪ゲージ（ゲージ長：1/16インチ=1.59mm，ゲージベース直径：5.13mm）を用いたので、規格に基づき全計測深さは1.0mm，1ステップ毎の計測深さは0.05mmである。各穿孔計測ステップにおける残留応力値は、歪みの計測値により構成される行列式を、積分法を用いて解くことにより算出される。

2.4 疲労強度評価方法

米軍航空宇宙車両構造用金属材料規格の手引き書（MIL-HDBK-5）¹²⁾では、すべての材料の $S-N$ 関係を（2.1）式の等価応力 S_{eq} と寿命 N の関係（2.2）式²⁾で表している。

$$S_{eq}=S_{max}(1-R)^m \quad (2.1)$$

$$\log S_{eq}=\alpha+\beta\log N \quad (2.2)$$

ここに、 S_{max} は負荷した最大応力、 $R=S_{min}/S_{max}$ は応力比、 m は $S_{eq}-N$ 関係を最適化する指数である。

MIL-HDBK-5は航空機用の材料を対象とするため、取り扱われている溶接継手は、スポット溶接重ね合わせ継手に限られており、MIL-HDBK-5の等価応力には、溶接止端の応力集中や残留応力の影響は含まれていない。一方、溶接まま突合せ継手やすみ肉溶接継手が多用される船舶等の溶接構造物では、疲労損傷は溶接継手に生じ、溶接止端の応力集中と残留応力の影響を受ける。よって、溶接構造物の評価も可能となるようMIL-HDBK-5による疲労挙動評価手法を修正し、この溶接止端の応力集中と残留応力の影響を考慮した等価応力で疲労挙動を評価する手法が、1995年に松岡らにより提案された修正MIL-HDBK-5法である³⁻⁵⁾。この方法では、（2.1）式を書き

²⁾ IIW 疲労設計指針における $S-N$ 曲線： $\Delta S^m N=C$ は、（2.2）式のパラメータを用いて次の通り決定される： $n=-1/\beta$ 並びに $\log(C)=-\alpha/\beta-\{(1-m)/\beta\}\log(1-R)$ 。

直して (2.3) 式とし, S_{max} と $S=S_{max}-S_{min}$ を (2.4), (2.5) 式により修正し, 応力集中と残留応力の影響を考慮する.

$$\begin{aligned} S_{eq} &= S_{max} (1-R)^m \\ &= S_{max} (S_{max}/S_{max}-S_{min}/S_{max})^m \\ &= S_{max}^{1-m} (S_{max}-S_{min})^m \\ &= S_{max}^{1-m} S^m \end{aligned} \quad (2.3)$$

$$S_{max} = {}^*K S_{n,max} + S_r \quad (2.4)$$

$$S = {}^*K (S_{n,max}-S_{n,min}) = {}^*K \Delta S_n \quad (2.5)$$

ここに, $S_{n,max}$ は負荷した最大公称応力, $S_{n,min}$ は負荷した最小公称応力である. これに対して, S_{max} と S_{min} はそれぞれ局所的な最大応力と局所的な最小応力として区別される. また, *K はき裂発生箇所の代表応力集中係数である. S_r は溶接止端近傍の残留応力である.

3. 実験結果および考察

3.1 応力集中計測結果

本論文では, 溶接継手におけるき裂発生箇所の代表応力集中係数 *K は, 部材配置等の構造的な形状に起因する構造的応力集中係数 K_s と溶接止端部の局所的な形状に起因する局所応力集中係数 K_w の二種類に分ける. 構造的応力集中のみを考慮した疲労評価法がホットスポット応力法と通常呼称される. 構造的な応力集中がなく, 構造的応力集中係数 K_s が 1.0 となる突合継手や荷重非伝達型十字継手は基礎継手とみなせるため, 荷重非伝達型十字継手においては, 代表応力集中係数 *K は局所応力集中係数 K_w となる. 一方, 局所応力集中は溶接止端部の局所形状により変化する. 荷重非伝達型十字継手の溶接止端部の局所応力集中係数 K_w は実測された溶接止端の形状から Heywood・西田の式¹³⁾を用いて計算されることが多い^{14,15)}. K_w は, 両側に突出部を有する帯板の曲げ理論から, 次式で計算される.

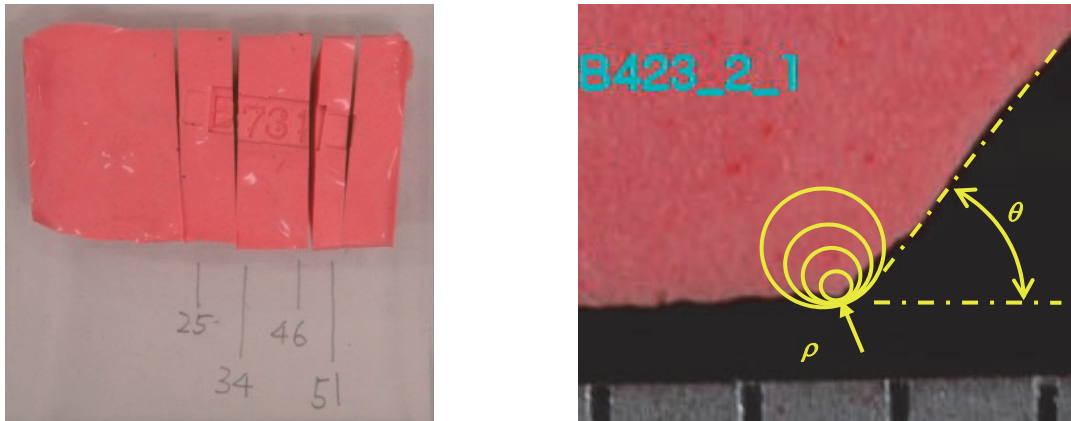
$$K_w = 1 + f(\theta)(a-1) \quad (3.1)$$

ただし,

$$a = 1 + [(l/\rho)/(2.8B/b-2)]^{0.65} \quad (3.2)$$

$$f(\theta) = [1 - \exp\{-0.9\theta(B/l)^{1/2}\}]/[1 - \exp\{-0.45\pi(B/l)\}] \quad (3.3)$$

ここで, ρ は計測により求められる溶接止端曲率と円弧が一致する円の半径, θ は図 4 で示されるすみ肉溶接正接の最大角 (フランク角) である. また, l は溶接脚長, t は板厚, $B=t+l$, $b=t/2$ である. 図 4 に歯科用シリコンゴム印象材を用いた溶接止端形状計測の例を示す. 亀裂先端の応力勾配が急峻になると亀裂進展に伴い亀裂先端の塑性領域の再配分により応力勾配が緩和され, 溶接止端半径が限界半径より小さい場合, 停留亀裂が発生する. 実験データが蓄積されている SM490 の場合, この限界半径は約 0.5mm として知られている¹⁶⁻¹⁸⁾. この現象は, 局所応力集中係数 K_w が 3 以上で飽和する¹⁹⁾ことと関係している. 各二次加工処理の短縮記号は, 溶接まま材を B, バーグラインダ処理材を G, HFMI 処理材を U, ショットピーニング処理材を S として, 溶接止端形状の計測結果を表 4 に示す. 計測された溶接止端半径 ρ_{mes} のうち, 限界半径 0.5mm 以下の値をイタリックで表示した. これらの有効最小溶接止端半径 ρ は, 停留亀裂が発生しない下限値 0.50mm とした.

図4 溶接止端形状計測の例⁶⁾表4 溶接止端形状計測結果⁶⁾

試験片番号	溶接止端半径	有効最小 ^{a)} 溶接止端半径	溶接脚長	フランク角	試験片番号	溶接止端半径	有効最小 ^{a)} 溶接止端半径	溶接脚長	フランク角
	ρ_{mes}	ρ	l	θ		ρ_{mes}	ρ	l	θ
	mm	mm	mm	degree		mm	mm	mm	degree
B-1-2	ランアウト				U-1-2	掘み部から破断			
B-1-3	2.09	2.09	8.5	64.5	U-1-3	1.10	1.10	9.5	45.5
B-1-5	0.61	0.61	8.0	73.0	U-1-5	0.82	0.82	8.2	55.5
B-1-6	0.49	0.50	8.0	71.0	U-1-6	0.82	0.82	7.7	57
B-2-2	0.61	0.61	13.0	65.5	U-2-2	1.37	1.37	11.8	43
B-2-3	0.61	0.61	13.0	60.5	U-2-3	1.10	1.10	13.0	44.5
B-2-5	0.49	0.50	12.5	58.0	U-2-5	1.64	1.64	14.8	38
B-2-6	0.10	0.50	12.0	53.0	U-2-6	ランアウト			
B-4-2	0.37	0.50	16.5	57.0	U-4-2	2.06	2.06	16.7	43
B-4-3	0.49	0.50	15.5	54.0	U-4-3	1.14	1.14	15.5	48
B-4-5	0.49	0.50	17.0	52.0	U-4-5	2.48	2.48	16.6	45
B-4-6	0.61	0.61	16.5	55.5	U-4-6	2.07	2.07	19.0	35.5
B-5-2	0.61	0.61	18.0	65.0	U-5-2	0.82	0.82	19.0	49
B-5-3	0.20	0.50	18.0	74.0	U-5-3	0.91	0.91	20.0	47.5
B-5-5	0.74	0.74	18.0	64.5	U-5-5	2.07	2.07	18.5	42.5
B-5-6	0.74	0.74	18.0	60.5	U-5-6	ルート破壊			
G-1-2	ランアウト				S-1-2	2.30	2.30	7.6	50
G-1-3	母材部から破断				S-1-3	ランアウト			
G-1-5	スパッタから破断				S-1-5	0.89	0.89	7.5	59
G-1-6	7.70	7.70	7.0	52.0	S-1-6	1.78	1.78	6.7	68.5
G-2-2	7.70	7.70	10.9	44.5	S-2-2	スパッタから破断			
G-2-3	ランアウト				S-2-3	0.58	0.58	12.2	64
G-2-5	7.70	7.70	12.8	29.5	S-2-5	ランアウト			
G-2-6	7.70	7.70	11.7	50.5	S-2-6	2.30	2.30	12.0	49.5
G-4-2	11.21	11.21	17.0	55.0	S-4-2	1.16	1.16	17.0	47.5
G-4-3	9.81	9.81	17.2	31.5	S-4-3	0.58	0.58	16.0	53
G-4-5	9.10	9.10	18.4	45.0	S-4-5	0.35	0.50	17.0	49.5
G-4-6	ランアウト				S-4-6	ランアウト			
G-5-2	ルート破壊				S-5-2	0.35	0.50	20.5	81
G-5-3	9.81	9.81	19.5	36.5	S-5-3	0.46	0.50	20.5	67
G-5-5	11.21	11.21	18.5	45.5	S-5-5	ランアウト			
G-5-6	9.88	9.88	18.5	44.0	S-5-6	0.92	0.92	17.5	64

a) SM490 の場合、約 0.5mm として知られている限界半径以下では停留亀裂が発生する¹⁶⁻¹⁸⁾

3.2 残留応力計測

残留応力分布は、ASTM E837-13a に準拠した穿孔法により、深さ方向に 20 区間に分割された各区間の値として算出される。本研究における深さ 1mm までの計測結果によると、ほとんどの試験片において表層からの第 1 区間（深さ 0.00 – 0.05mm）の残留応力値は、表層から第 2 区間（深さ 0.05 – 0.10mm）の残留応力値の数倍であった。そこで、表層から第 1 区間の残留応力値のみを溶接止端表層の残留応力値として採用した。図 5 に ASTM E837-13a に準拠した穿孔法による計測例を示す。1/16 インチ A 型ロゼッタ歪ゲージ（ゲージ長：1/16 インチ＝

1.59mm, ゲージベース直径: 5.13mm) を用いて計測された残留応力値は, 中心が溶接止端から 2.57mm 離れた半径 2.57mm の円内の平均値を表している. よって, 溶接止端直上の局所領域で計測された値よりも 30%ほど小さい値となっている. また, 数十 MPa 程度の計測誤差が生じる計測精度を考慮して, 計測結果のばらつきを抑制するため, 板幅方向に 3 箇所の計測点における平均値を各溶接線における代表値として採用した. また, 残留応力の絶対値の上限は降伏応力とした. 残留応力の計測結果を表 5 に示す. なお, 亀裂伝播寿命評価には主板内部の残留応力を用いるべきであるが, 主板全厚の残留応力分布計測は非常に高額なため, 費用対効果も考慮して, 表層からどの程度の深さまで降伏応力に近い引張残留応力が負荷されているかを確認するため, 一部の試験片のみ深穴穿孔法計測による主板全厚の残留応力分布計測も行った.

溶接まま材では, 薄板で角変形の生じやすい板厚 10mm を除き, 降伏応力に近い引張残留応力が生じていた. バークライнда処理材では, 切削の効果により, 残留応力が開放され小さい値となっていた. ショットピーニング処理材では, 降伏応力に近い圧縮残留応力が発生していた. これらについては特に変わった傾向は見受けられなかった. 一方, HFMI 処理材は板厚が 40mm および 50mm の場合において圧縮残留応力の値は小さかった. これは, HFMI 処理材の方がショットピーニング材と比較して表層からより深い深さまで圧縮残留応力負荷の施工の影響が及ぶためではないかと考えられる.

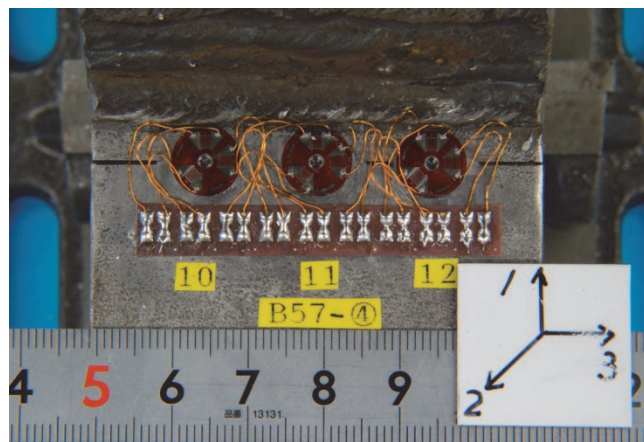


図 5 ASTM E837-13a に準拠した穿孔法による計測例⁶⁾

表 5 表層からの第 1 区間 (深さ 0.00 - 0.05mm) の残留応力計測結果⁶⁾

試験片 番号	破断溶 接線	溶接線上の平 均残留応力	試験片 番号	破断溶 接線	溶接線上の平 均残留応力	試験片 番号	破断溶 接線	溶接線上の平 均残留応力	試験片 番号	破断溶 接線	溶接線上の平 均残留応力
		S_r			S_r			S_r			S_r
		MPa			MPa			MPa			MPa
B-1-2		ランアウト	G-1-2		ランアウト	U-1-2		掴み部から破断	S-1-2	2	-374.3
B-1-3	4	-229.8	G-1-3		母材部から破断	U-1-3	4	-220.2	S-1-3		ランアウト
B-1-5	4	-229.8	G-1-5		スパッタから破断	U-1-5	2	-214.2	S-1-5	4	-374.3
B-1-6	1	-153.1	G-1-6	3	-38.2	U-1-6	2	-214.2	S-1-6	4	-374.3
B-2-2	2	317.1	G-2-2	2	25.5	U-2-2	2	-242.5	S-2-2		スパッタから破断
B-2-3	1	224.6	G-2-3		ランアウト	U-2-3	2	-242.5	S-2-3	2	-317.1
B-2-5	2	317.1	G-2-5	2	25.5	U-2-5	2	-242.5	S-2-5		ランアウト
B-2-6	2	317.1	G-2-6	1	-16.4	U-2-6		ランアウト	S-2-6	1	-317.1
B-4-2	1	364.9	G-4-2	1	60.1	U-4-2	1	-57.3	S-4-2	1	-351.9
B-4-3	2	365.7	G-4-3	1	60.1	U-4-3	1	-57.3	S-4-3	1	-351.9
B-4-5	2	365.7	G-4-5	2	240.5	U-4-5	1	-57.3	S-4-5	1	-351.9
B-4-6	1	364.9	G-4-6		ランアウト	U-4-6	1	-57.3	S-4-6		ランアウト
B-5-2	3	337.1	G-5-2		ルート破壊	U-5-2	1	-29.6	S-5-2	2	-258.6
B-5-3	2	337.1	G-5-3	3	11.8	U-5-3	1	-29.6	S-5-3	1	-296.2
B-5-5	3	337.1	G-5-5	3	11.8	U-5-5	2	-28.0	S-5-5		ランアウト
B-5-6	3	337.1	G-5-6	2	125.8	U-5-6		ルート破壊	S-5-6	2	-258.6

3.3 疲労試験結果

疲労試験結果を表 6 と表 7 に示す. 図 6 に公称応力範囲と破断寿命の関係を示す. 疲労強度の $S-N$ 曲線は, 傾き n を変数として求めた. 変数は最小二乗法により決定した. 各二次加工処理の板厚毎の実験結果に対して引か

れた線は、50%生存確率線である。本来は、50%生存確率線から更に N の常用対数に対して標準偏差の2倍を減じて算出された97.5%生存確率線を用いて試験結果を評価すべきところであるが、本研究では、各二次加工処理の板厚毎にランアウトを除いて三点しかなく、一部のシリーズの標準偏差の精度は、統計処理を行うためには不十分であった。そこで、本研究では、50%生存確率線を用いて試験結果を評価し、板厚係数を算出することとした。なお、多くの実験結果に基づくデータベースが利用可能な溶接まま材では、疲労強度の $S-N$ 曲線の傾きは、詳細な評価に基づき一般的に、疲労設計指針²⁰⁾において一定振幅荷重の場合 $n=3$ とされている。

図6で示されるとおり、本研究において、試験結果から得られた溶接まま材の傾き n の値は2.7~4.5であった。また、IIWの指針⁹⁾では、バークラインダ処理材の傾き n は溶接まま材と同じ3とされているのに対して、本研究では、試験結果から得られたバークラインダ処理材の傾き n の値は3.0~5.6であった。これは、本研究のバークラインダ処理の仕上げがIIWの施工指針より滑らかであったためと考えられる。一方、試験結果から得られたHFMI処理材の傾き n の値は4.1~8.0であった。他機関による他の多数の疲労強度データと併せて本研究で得られた結果もその一部として指針案作成段階で反映されているIIWの指針²¹⁾では、HFMI処理材の傾き n の値は母材と同等の5とされており、本研究で得られた成果は、IIW指針の裏付けデータの一つとなっている。なお、試験結果から得られたショットピーニング処理材の傾き n の値は2.7~6.1であった。IIWの指針案は未だ無く、HFMI処理材と同様に、本研究で得られた実験データが今後の指針案作成に役立つものと考えられる。

3.4 各種溶接後改善処理に伴う板厚効果に関する考察

図6の50%生存確率線から得られる200万回疲労強度を、二次加工処理別に公称応力範囲と板厚の関係として図7に示す。船級規格において疲労強度と指定脚長の関係は明確にされていないが、強力甲板などの船舶の重要区画の要件であるCSR-B F1 (F2に対して板厚10%の脚長割増) 相当の溶接脚長が板厚25mm以上においてIIWで指定され、疲労等級(基準板厚である25mmの場合の200万回疲労強度)との関係が明確になっている²²⁾。そこで、参考として、図7中にIIW要件をF1として併せて示す。傾き n の逆数となる板厚効果係数 $1/n$ は、IIW要件では、溶接まま材で0.3、バークラインダ処理材で0.2である。これに対して船級規則では1/4乗則、即ち $1/n=0.25$ である。一方、試験結果から得られた板厚効果係数 $1/n$ は、溶接まま材で0.39、バークラインダ処理材で0.44、HFMI処理材で0.33、ショットピーニング処理材で0.51であった。

本研究では、バークラインダ処理材の疲労強度は、溶接まま材の1.9~2.2倍となった。ただし、板厚が厚い程疲労強度改善効果は低減したため、溶接まま材より板厚増大による疲労強度劣化がより敏感であった。また、HFMI処理材の疲労強度は、溶接まま材の2.0~2.9倍となり、板厚が厚い程疲労強度改善効果は向上したため、溶接まま材より板厚増大による疲労強度劣化がより鈍感であった。一方、ショットピーニング処理材の疲労強度は、溶接まま材の1.3~2.1倍で、板厚が厚い程疲労強度改善効果は低減したため、溶接まま材より板厚増大による疲労強度劣化がより敏感であった。

表6及び表7の N_f/N_i で示されるとおり、溶接まま材とバークラインダ処理材では、破断寿命 N_f に対する亀裂発生寿命 N_i の比に及ぼす荷重伝達部材の板厚の影響はほとんどなかったが、HFMI処理材とショットピーニング処理材では、荷重伝達部材の板厚が厚いほど、破断寿命 N_f に対する亀裂発生寿命 N_i の比は減少した。よって、溶接止端部の改善処理により圧縮残留応力が付加されるHFMI処理材とショットピーニング処理材では、亀裂発生寿命 N_i だけでなく、荷重伝達部材の板厚内部の圧縮残留応力により亀裂伝播寿命 " $N_f - N_i$ " の改善にも貢献し、その効果は板厚が厚いほど大きいと考えられる。この影響により、HFMI処理材では、溶接まま材やバークラインダ処理材より板厚増大による疲労強度劣化がより鈍感であった。これは、図6において、HFMI処理材の場合、板厚10mmの $S-N$ 曲線の傾き n の値よりも、22mmと50mmの両板厚における $S-N$ 曲線の傾き n の値が大きいこととしても示されている。

このように、HFMI処理材では、疲労強度改善効果がバークラインダ処理材の1.1~1.3倍と大きいだけでなく、板厚増大による疲労強度劣化もバークラインダ処理材より鈍感であった。一方で、HFMI処理の標準処理速度300mm/minは、IIWガイドラインによるバークラインダ処理の標準処理速度100mm/minより3倍速く、1/3の工数で施工可能である。設備導入に必要な初期費用の割合は施工工数と比較するとわずかであり、施工時間の短縮は施工費用面で大きな利点である。よって、疲労強度改善効果に優れかつ板厚増大による疲労強度低下も少ない

HFMI 処理は、既存のバークラインダ処理と比較して 1/3 の工数で 1.1~1.3 倍の疲労強度改善効果が得られるため、施工に関する費用対効果に優れている。

一方、ショットピーニング処理材でも、HFMI 処理材と同様の傾向が見受けられるものの、本研究で用いた投射条件では、施工後の溶接止端半径の改善効果は不十分で、表 4 で示されるとおり、板厚 40 mm と板厚 50 mm においてわずかで、0.5 mm 以下のまま残っているものもあった。このため、ショットピーニング処理材の場合は、板厚 40 mm や板厚 50 mm において、板厚 22 mm ほどの溶接止端半径の改善効果が得られず、溶接止端半径の改善効果と圧縮残留応力の付与効果の両方が組み合わさることにより、ショットピーニング処理材では溶接まま材より板厚増大による疲労強度劣化がより敏感であった。これは、図 6 において、ショットピーニング処理材の場合、板厚 22 mm の $S-N$ 曲線の傾き n の値よりも、40 mm と 50 mm の両板厚において $S-N$ 曲線の傾き n の値がかなり小さいこととしても示されている。

バークラインダ処理材の場合は、溶接まま材と同様の傾向が確認され、本研究の試験結果では、バークラインダ処理材では溶接まま材より板厚増大による疲労強度劣化がわずかに敏感であったが、その理由は明確にならなかった。

表 6 疲労試験結果（溶接まま材 B、バークラインダ処理材 G）⁶⁾

試験片番号	公称応力範囲	亀裂発生寿命	破断寿命		備考	試験片番号	公称応力範囲	亀裂発生寿命	破断寿命		備考
	ΔS	N_i	N_f	N_i/N_f			ΔS	N_i	N_f	N_i/N_f	
	MPa	回	回				MPa	回	回		
B-1-1	残留応力計測試験片					G-1-1	残留応力計測試験片				
B-1-2	80	-	5,003,650	-	ランアウト	G-1-2	200	-	10,000,000	-	ランアウト
B-1-3	100	2,578,404	4,342,855	0.594		G-1-3	300	516,145	526,573	0.980	母材部から破断
B-1-4	予備					G-1-4	予備				
B-1-5	200	70,441	194,277	0.363		G-1-5	350	228,030	379,792	0.600	スパッタから破断
B-1-6	150	178,498	486,510	0.367		G-1-6	250	2,345,489	2,432,635	0.964	
B-1-7	残留応力計測試験片					G-1-7	残留応力計測試験片				
B-2-1	残留応力計測試験片					G-2-1	残留応力計測試験片				
B-2-2	80	476,122	1,478,633	0.322		G-2-2	200	443,003	530,976	0.834	
B-2-3	150	114,015	292,605	0.390		G-2-3	150	-	5,374,343	-	ランアウト
B-2-4	予備					G-2-4	予備				
B-2-5	100	172,042	711,484	0.242		G-2-5	300	61,292	82,922	0.739	
B-2-6	60	757,270	3,505,098	0.216		G-2-6	250	298,393	345,778	0.863	
B-2-7	残留応力計測試験片					G-2-7	残留応力計測試験片				
B-4-1	残留応力計測試験片					G-4-1	残留応力計測試験片				
B-4-2	150	92,000	184,302	0.499		G-4-2	200	517,520	611,756	0.846	
B-4-3	100	241,527	715,253	0.338		G-4-3	250	102,305	142,045	0.720	
B-4-4	予備					G-4-4	予備				
B-4-5	80	387,250	1,195,364	0.324		G-4-5	300	113,402	134,909	0.841	
B-4-6	60	1,407,971	3,336,170	0.422		G-4-6	150	-	6,509,716	-	ランアウト
B-4-7	残留応力計測試験片					G-4-7	残留応力計測試験片				
B-5-1	残留応力計測試験片					G-5-1	残留応力計測試験片				
B-5-2	150	69,500	176,905	0.393		G-5-2	200	4,371,928	4,616,728	0.947	ルート破壊 ^{a)}
B-5-3	100	176,184	546,250	0.323		G-5-3	250	262,865	317,405	0.828	
B-5-4	予備					G-5-4	予備				
B-5-5	80	333,990	1,007,002	0.332		G-5-5	290	108,090	137,704	0.785	
B-5-6	60	743,436	2,853,028	0.261		G-5-6	200	341,690	447,563	0.763	
B-5-7	残留応力計測試験片					G-5-7	残留応力計測試験片				

a) $S-N$ 曲線算出には含まれない

表7 疲労試験結果 (HFMI 処理材 U, ショットピーニング処理材 S) ⁶⁾

試験片番号	公称応力範囲	亀裂発生寿命	破断寿命	備考	試験片番号	公称応力範囲	亀裂発生寿命	破断寿命	備考		
	ΔS	N_i	N_f			N_i/N_f	ΔS	N_i		N_f	N_i/N_f
	MPa	回	回			MPa	回	回			
U-1-1	残留応力計測試験片				S-1-1	残留応力計測試験片					
U-1-2	300	-	780,815	-	掴み部から破断	S-1-2	200	638,409	874,053	0.730	
U-1-3	250	2,095,330	2,119,225	0.989		S-1-3	150	-	7,233,000	-	ランアウト
U-1-4	予備				S-1-4	予備					
U-1-5	350	24,532	60,358	0.406	S-1-5	250	216,571	626,336	0.346		
U-1-6	200	2,170,812	2,314,210	0.938	S-1-6	300	129,588	292,327	0.443		
U-1-7	残留応力計測試験片				S-1-7	残留応力計測試験片					
U-2-1	残留応力計測試験片				S-2-1	残留応力計測試験片					
U-2-2	200	2,278,551	2,630,230	0.866	S-2-2	150	501,992	2,539,215	0.198	スパッタから破断	
U-2-3	250	439,557	569,418	0.772	S-2-3	200	143,659	250,209	0.574		
U-2-4	予備				S-2-4	予備					
U-2-5	300	61,180	99,221	0.617	S-2-5	100	-	9,546,973	-	ランアウト	
U-2-6	150	-	10,000,000	-	S-2-6	250	69,593	121,918	0.571		
U-2-7	残留応力計測試験片				S-2-7	残留応力計測試験片					
U-4-1	残留応力計測試験片				S-4-1	残留応力計測試験片					
U-4-2	250	326,841	455,018	0.718	S-4-2	200	44,318	138,837	0.319		
U-4-3	300	25,985	50,952	0.510	S-4-3	250	18,389	58,680	0.313		
U-4-4	予備				S-4-4	予備					
U-4-5	200	598,261	767,948	0.779	S-4-5	100	722,691	1,462,868	0.494		
U-4-6	150	727,004	1,187,319	0.612	S-4-6	80	-	5,000,000	-	ランアウト	
U-4-7	残留応力計測試験片				S-4-7	残留応力計測試験片					
U-5-1	残留応力計測試験片				S-5-1	残留応力計測試験片					
U-5-2	290	38,953	69,080	0.564	S-5-2	200	10,167	85,281	0.119		
U-5-3	250	73,917	128,380	0.576	S-5-3	100	362,947	1,004,187	0.361		
U-5-4	予備				S-5-4	予備					
U-5-5	200	486,089	721,672	0.674	S-5-5	80	-	4,936,310	-	ランアウト	
U-5-6	150	-	6,803,606	-	S-5-6	150	66,092	233,355	0.283		
U-5-7	残留応力計測試験片				S-5-7	残留応力計測試験片					

a) S-N 曲線算出には含まれない

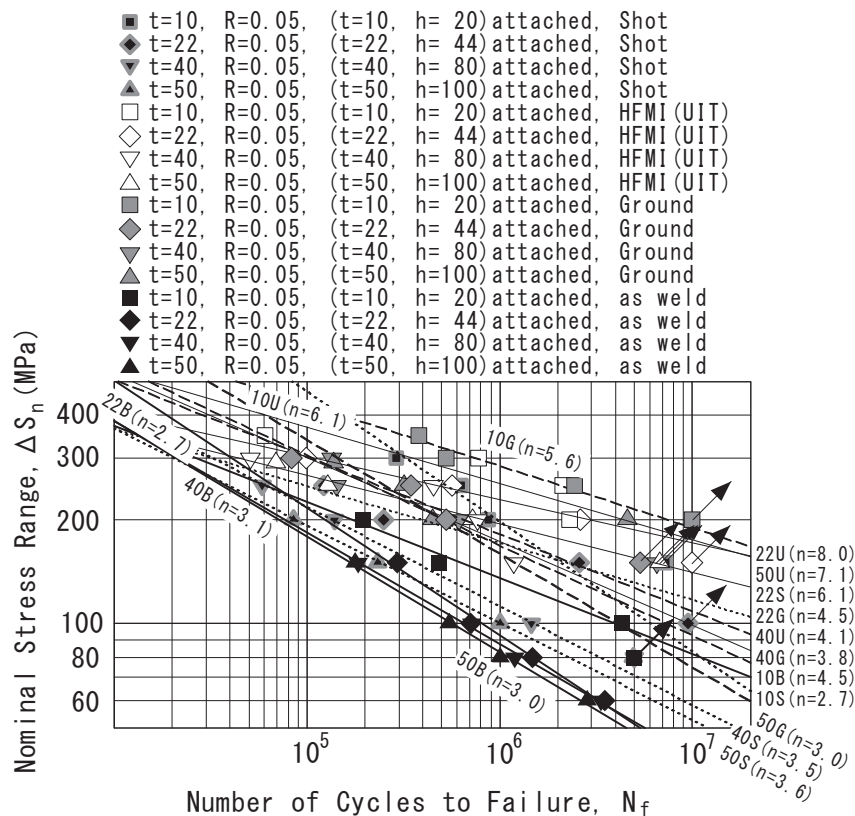


図6 公称応力範囲と破断寿命の関係

(溶接まま材 B, バーグラインド処理材 G, HFMI 処理材 U, ショットピーニング処理材 S) ⁶⁾

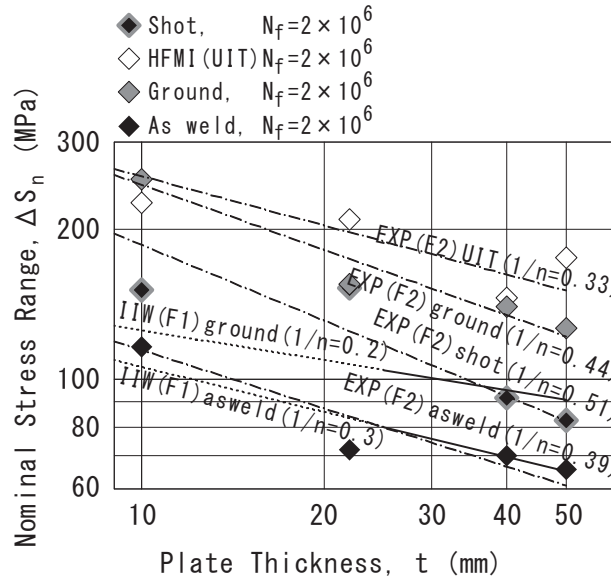


図7 公称応力範囲と板厚の関係（50%生存確率線基準）⁶⁾

3.5 疲労試験データに基づく統一的疲労 SN 曲線の検討（修正 MIL-HDBK-5 法を用いた考察）

表6及び表7の N_i/N_f が示すように、破断寿命 N_f に占める亀裂発生寿命 N_i の割合は大きく、溶接止端形状が滑らかなバークラインダ処理材や HFMI 処理材では N_i は N_f の半分以上である。また、 N_i が N_f の 20%～50% である溶接まま材の場合でも、残留応力は局所最大応力が降伏応力を超えないという制約により更新されるため、表層の残留応力を代表値としても、深穴穿孔法計測による主板全厚の残留応力分布計測結果を考慮すると、降伏応力に近い引張残留応力が負荷されている表層から板厚の数十%程度の深さに亀裂先端が到るまでは評価可能であると考えられる。よって、 N_i に対する修正 MIL-HDBK-5 法による評価に加え、他の研究において広く実験データが蓄積されている N_f に関しても表層残留応力を用いた本手法による評価を行った。

鋼溶接継手では、負荷した最大応力と残留応力の和が降伏応力を超えるとその影響が飽和することが知られていることから^{3,5,23)}、 S_{max} の上限は引張の降伏応力、 S_{min} の下限は圧縮の降伏応力と考えられる。

$$S_{max} = {}^*KS_{n,max} + S_r \leq S_Y \quad (3.4)$$

$$-S_Y \leq S_{min} = {}^*KS_{n,min} + S_r \quad (3.5)$$

ある荷重サイクルにおいて、それまでの最大値以上の S_{max} が負荷されると、(3.4) 式による制約が課せられ、残留応力は次の式で更新され、

$$S_r = S_Y - {}^*KS_{n,max} \quad (3.6)$$

次に (3.4) または (3.5) 式による制約が課せられるまで、その値を保つ。同様に、ある荷重サイクルにおいて、それまでの最小値以下の S_{min} が負荷されると、(3.5) 式による制約が課せられ、残留応力は次の式で更新され、

$$S_r = -S_Y - {}^*KS_{n,min} \quad (3.7)$$

次に (3.4) または (3.5) 式による制約が課せられるまで、その値を保つ。よって、 S_{max} の上限は引張の降伏応力、 S_{min} の下限は圧縮の降伏応力と仮定される。

S_{max} と S は (2.4) と (2.5) 式により求められる。溶接まま材を含むすべての二次加工処理のすべての板厚の疲労試験結果に統一的に最小二乗法を適用し、係数 m, α, β を決定した。結果は以下の通りである。

$$m_f = 0.892, \quad m_i = 0.859 \quad (3.8)$$

$$\alpha_f = 4.66, \quad \alpha_i = 4.41 \quad (3.9)$$

$$\beta_f = -0.372, \quad \beta_i = -0.348 \quad (3.10)$$

$$\sigma_f(\alpha_f) = 0.107, \quad \sigma_i(\alpha_i) = 0.149 \quad (3.11)$$

ここで、下付文字 f は、破断寿命 N_f に基づく“破断”を表し、下付文字 i は、亀裂発生寿命 N_i に基づく“発生”を表している。式 (3.11) のパラメータ $\alpha(\alpha)$ は、実験結果から直接得られる N の常用対数と、(3.8)、(3.9)、(3.10) の値を用いて (2.2) 式の S_{eq} - N 関係から算出される N の常用対数との誤差の標準偏差である。

また、IIW パラメータ n と $\log(C)$ は以下の通りである。

$$n_f = 2.69, \quad n_i = 2.87 \quad (3.12)$$

$$\log(C_f) = 12.5, \quad \log(C_i) = 12.7 \quad (3.13)$$

図6の疲労試験結果を (2.3) 式の等価応力 S_{eq} で整理して図8に示した。実線は (2.2) 式に基づく50%生存確率、一点鎖線は、実線から N の常用対数に対して標準偏差の2倍を減じて算出された97.5%生存確率線である。図8において、標準偏差の2倍の下限值を示す一点鎖線は、平均値を示す実線の1/3倍程度、即ち、標準偏差の2倍は平均値に対して ± 3 倍程度となっている。図6と図8を比較すると、応力範囲と最大応力において応力集中と残留応力の影響を考慮している修正MIL-HDBK-5法の等価応力を用いることにより、溶接まま材を含むすべての二次加工処理のすべての板厚の疲労試験結果において良い相関が得られており、板厚や二次加工処理方法で区別することなく統一的に評価できることが明らかとなった。

また、等価応力と亀裂発生寿命の関係を図9に、参考文献5中の結果を参考として点線で併せて示した。図8と図9を比較すると以下の通りである。

1) n_f は n_i よりわずかに急勾配であった。 ; $n_f < n_i$

2) 亀裂発生寿命 N_i に及ぼす $S_{max}=S_Y$ の影響は、破断寿命 N_f に及ぼす $S_{max}=S_Y$ の影響よりわずかに大きかった。 ; $(1-m_i) > (1-m_f)$

3) N_i の標準偏差 ($\sigma_i(\alpha_i) = 0.149$) は、 N_f の標準偏差 ($\sigma_f(\alpha_f) = 0.107$) より大きかった。

しかしながら、それぞれ有意な差ではなかった。よって、破断寿命だけでなく、亀裂発生寿命も、等価応力アプローチにより統一的に評価可能である。

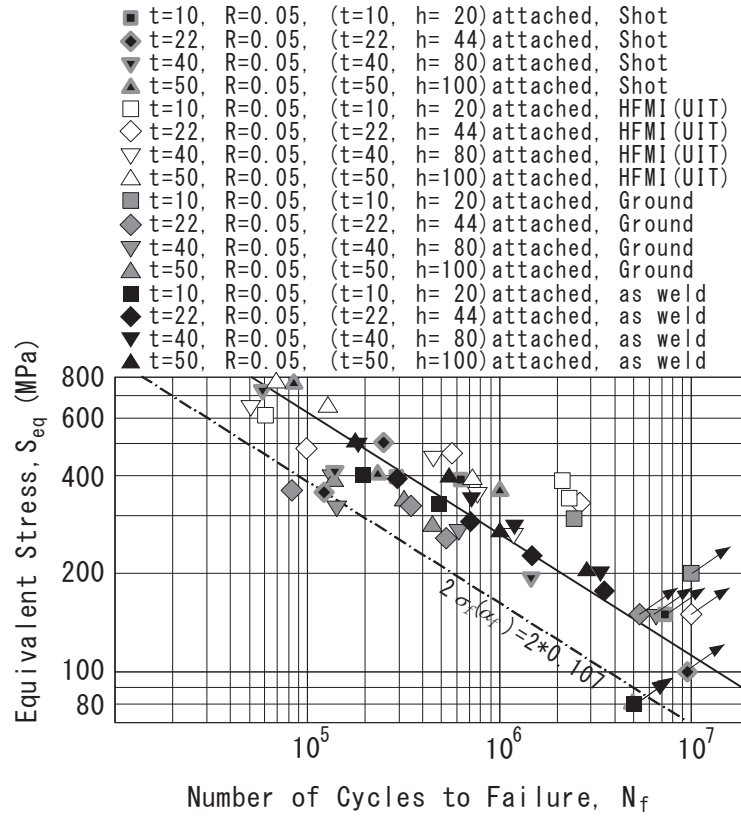


図8 等価応力 ΔS_{eq} と破断寿命 N_f の関係⁶⁾

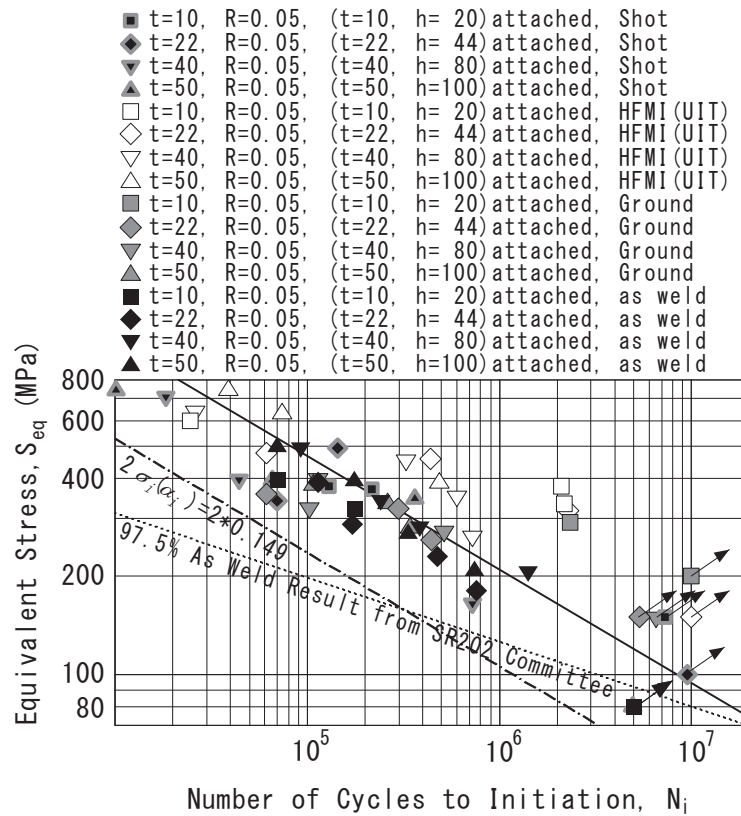


図9 等価応力 ΔS_{eq} と亀裂発生寿命 N_i の関係⁶⁾

4. まとめ

溶接後改善処理をした溶接継手の疲労強度に及ぼす板厚影響について評価を行った。結論をまとめると以下のとおりである。

- 1) HFMI 処理の標準処理速度 300 mm/min は, IIW ガイドラインによるバーグラインダ処理の標準処理速度 100 mm/min より 3 倍速いにもかかわらず, HFMI 処理材の疲労強度改善効果がバーグラインダ処理材より大きいだけでなく, HFMI 処理材ではバーグラインダ処理材より板厚増大による疲労強度劣化がより鈍感であった。よって, HFMI 処理は, 施工に関する費用対効果に優れている。
- 2) ショットピーニング処理材の疲労強度改善効果は不十分で, 本研究では, 板厚 40mm 以上において, IIW ガイドラインにおけるバーグラインダ処理材の疲労強度改善効果の要求値以下であった。
- 3) 荷重伝達部材の圧縮残留応力は亀裂発生寿命 N_f を改善するだけでなく, 亀裂進展寿命 “ $N_f - N_i$ ” の改善にも寄与したため, HFMI 処理材では溶接まま材より板厚増大による疲労強度劣化がより鈍感であった。
- 4) 溶接止端半径の改善効果 (本研究では投射条件が全て同一であったため厚板ほど改善効果が小さかった) と圧縮残留応力の付与効果の両方が組み合わさることにより, ショットピーニング処理材では溶接まま材より板厚増大による疲労強度劣化がより敏感であった。
- 5) バーグラインダ処理材では, 溶接まま材と同様の傾向が確認された。本研究の試験結果では, バーグラインダ処理材では溶接まま材より板厚増大による疲労強度劣化がわずかに敏感であったが, その理由は明確にならなかった。
- 6) MIL-HDBK-5 法による等価応力アプローチを修正した修正 MIL-HDBK-5 法の等価応力アプローチを用いることにより, 全ての疲労試験に統一的に統計処理をした破断寿命の標準偏差の 2 倍は, 平均値に対して ± 3 倍程度に収まり, 高い信頼性を有する荷重非伝達型十字継手の疲労 SN 曲線が得られた。本研究で適用した等価応力では, 応力範囲と最大応力において応力集中と残留応力の影響が考慮されているため, 板厚や二次加工処理方法で区別することなく溶接まま材と併せて統一的に評価できることが明らかとなった。破断寿命だけでなく, 亀裂発生寿命も, 等価応力アプローチにより統一的に評価可能である。

謝 辞

本研究は新日鐵住金株式会社との共同研究により実施した。HFMI 処理材への HFMI 処理を実施して頂くと共に, HFMI 処理施工条件を開示して頂き感謝いたします。

参考文献

- 1) Class NK: Rules for the Survey and Construction of Steel Ships; Part CSR-B Common Structural Rules for Bulk Carriers 2015 (2015), p.265 & pp.406-409.
- 2) N. Yamamoto, M. Mouri, T. Okada, and T. Mori : An analytical and experimental study on the thickness effect of fatigue strength in large-scale-welded models, *Welding in the World*, Vol.58, No.3 (2014), pp.329-337.
- 3) K. Matsuoka and Y. Kobayashi: Influence of Maximum Stress on Fatigue Crack Initiation Life of Welded Steel Joints and Notched Plates, *Welding in the World*, Vol.42, No.6 (1999), pp.18-24.
- 4) T. Iwata and K. Matsuoka: Fatigue Strength of CP Grade2 Titanium Fillet Welded Joint for Ship Structure, *Welding in the World*, No.48, No.7/8 (2004), pp.40-47.
- 5) 松岡一祥, 藤井英輔: 鋼溶接継手の疲労き裂発生寿命の一評価法, 日本造船学会論文集, 第 178 号 (1995), pp.513-522.

- 6) T. Iwata, T. Niwa, Y. Tanaka, T. Ando and Y. Anai: Thickness Effect on Fatigue Strength of Welded Joint Improved by HFMI, Journal of the Japan Welding Society, 34-4 (2016), pp.249-259.
- 7) 金属材料技術研究所：金属材料技術研究所 疲れデータシート, No. 13(1979) & No. 20(1980)
- 8) 物質・材料研究機構：物質・材料研究機構 疲労データシート, No. 91(2003), No. 96(2004), No. 99(2006), No. 108(2009) & No. 114(2011)
- 9) P. J. Haagenzen, S. J. Maddox: IIW Recommendations on Methods for Improving the Fatigue Strength of Welded Joints, Woodhead Publishing, (2013)
- 10) ASTM International: Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method, ASTM International, ASTM-E837-13a (2013)
- 11) Vishay Measurement Group: Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gauge Method, Technical Note TN-503-6 (2010)
- 12) Department of Defense Handbook: Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures, United States Department of Defense, MIL-HDBK-5J (2003)
- 13) 西田正考：応力集中, 森北出版株式会社, 初版 (1967), p.50.
- 14) 田垣徳幸, 近藤明雅, 山田健太郎, 菊池洋一：溶接継手の疲労寿命に与える隅肉溶接止端形状の影響, 土木学会論文報告集, 第 324 号 (1982), pp.151-159.
- 15) 河合末男, 宮本俊雄, 塩野忠彦, 才川至考：高張力鋼溶接継手の疲労強度に及ぼすビード止端処理の効果, 溶接学会誌, 第 48 巻第 9 号 (1979), pp.700-707.
- 16) 鯉渕興二, 小久保邦雄, 坂田光児, 初田俊雄：製品開発のための疲労破損事故の解析と強度対策, 株式会社日刊工業新聞, (2011), pp.1-7.
- 17) K. Tanaka and Y. Akiniwa, 1989, Propagation and Non-propagation of small Fatigue Cracks, Proceedings of the 7th International Conference on Fracture (ICF7), Elsevier Ltd., Houston, Texas, pp.869-887.
- 18) H. Nishitani and K. Kawano: Correlation between the Fatigue Limit of a Material with Defects and Its Non-Propagating Crack, Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol.15, No.82 (1972), pp.433-438.
- 19) K. Matsuoka, I. Takahashi, T. Yoshii and E. Fujii: Influence of residual stress on fatigue strength of non-load-carrying fillet welded joints, Transactions of the Japan Welding Society, Vol.24, No.1 (1993), pp.70-77.
- 20) A. Hobbacher: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, Second Edition, Springer, (2016)
- 21) G. B. Marquis and Z. Barsoum: IIW recommendations on High Frequency Mechanical Impact (HFMI) Treatment for Improving the Fatigue Strength of Welded Joints, Springer, (2016)
- 22) 日本海事協会編：第 3 部 鋼船規則 CSR-B 編 ばら積貨物船のための共通構造規則の解説 (2006), p.58. 図 3.11.1 溶接脚長
- 23) 松岡一祥, 高橋一比古, 藤井英輔：荷重非伝達すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす降伏応力の影響, 日本造船学会論文集, 第 171 号 (1992), pp.417-425.