

工業用純チタン材料を船殻構造へ適用するための溶接継手の疲労強度に関する研究

岩田, 知明

<https://doi.org/10.15017/4060265>

出版情報 : Kyushu University, 2019, 博士 (工学), 論文博士
バージョン :
権利関係 :



工業用純チタン材料を船殻構造へ適用するための
の溶接継手の疲労強度に関する研究

令和 元年 1 2 月

岩田 知明

目次

第1章 緒論	1
1.1 チタン溶接構造物に関する研究の位置づけ	1
1.1.1 チタンの種類と結晶構造	1
1.1.2 工業用純チタンの特徴	4
1.1.3 チタン市場の動向	5
1.1.4 チタン利用の現状と課題	8
1.1.5 造船分野におけるチタン利用の現状と課題	10
1.1.6 工業用純チタン溶接構造物に関する研究の現状	12
1.2 疲労強度評価の現状と課題	12
1.3 本研究の目的と意義	15
1.4 本論文の構成と内容	17
第1章 参考文献	19
第2章 工業用純チタン溶接継手の疲労破断強度	22
2.1 緒言	22
2.2 実験方法	23
2.2.1 供試材	23
2.2.2 試験片	24
2.2.3 試験条件	26
2.3 計測結果	28
2.3.1 応力集中計測	28
2.3.2 残留応力計測	31
2.4 疲労試験結果及び考察	32
2.4.1 解析手法	32
2.4.2 疲労き裂の起点が溶接止端部または溶接金属部の場合	36
2.4.3 疲労き裂の起点が母材部の場合	39
2.4.4 工業用純チタン溶接継手の疲労強度	41
2.5 結言	43
第2章 参考文献	44
第3章 工業用純チタン突合溶接継手の疲労強度に及ぼす目違いの影響	46
3.1 緒言	46
3.2 実験方法	46

3.2.1 供試材	46
3.2.2 試験片	47
3.2.3 試験条件	49
3.2.4 IIW による形状不正の評価方法	49
3.3 試験結果	50
3.3.1 引張試験結果	50
3.3.2 応力集中計測	51
3.3.3 残留応力計測	52
3.4 疲労試験結果及び考察	55
3.5 結言	58
第3章 参考文献	59
第4章 工業用純チタンの疲労強度に及ぼす平均応力と応力集中の影響	61
4.1 緒言	61
4.2 実験方法	61
4.2.1 供試材	61
4.2.2 試験片	64
4.2.3 試験条件	65
4.3 疲労試験結果	65
4.4 考察	69
4.4.1 平均応力の影響評価	69
4.4.2 応力集中の影響評価	74
4.4.3 切欠材の疲労限度線図	77
4.5 結言	80
第4章 参考文献	81
第5章 工業用純チタン母材の疲労き裂伝ば挙動に及ぼす異方性の影響	84
5.1 緒言	84
5.2 疲労亀裂伝播試験概要	86
5.3 工業用純チタンの疲労亀裂伝播挙動	88
5.4 疲労亀裂伝播解析	97
5.5 結言	99
第5章 参考文献	99
第6章 結論	104
第6章 参考文献	107

付録 A 工業用純チタン溶接継手の残留応力簡略解析への固有応力法の適用性	108
A.1 緒言	108
A.2 供試材および実験方法	109
A.3 残留応力測定結果	110
A.4 固有応力法による検討	111
A.4.1 固有応力法に関する基礎理論	112
A.4.2 すみ肉溶接継手	117
A.5 結言	118
付録 A 参考文献	118
謝辞	120

第1章 緒論

1.1 チタン溶接構造物に関する研究の位置づけ

1.1.1 チタン材料の種類と結晶構造^[1-1]

チタンは同素体元素で、稠密六方格子構造 (Hexagonal Close-Packed lattice structure ; 以下 hcp 構造と記す) と体心立方格子構造 (Body-Centered Cubic lattice structure ; 以下 bcc 構造と記す) の二つの結晶構造を持つ。Fig. 1-1^[1-2]に hcp 構造を、Fig. 1-2^[1-2]に bcc 構造を示す。

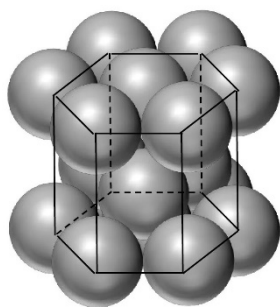


Fig. 1-1 Hexagonal Close-Packed lattice structure ^[1-2]

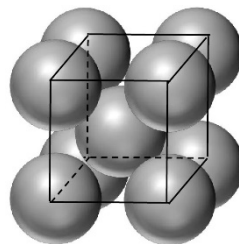


Fig. 1-2 Body-Centered Cubic lattice structure ^[1-2]

チタンの hcp 構造は α 相、bcc 構造は β 相と呼ばれる。チタンは常温では α 相であるが約 885°C で β 相に同素変態する。この温度を β 変態点 (β -transus) と呼ぶが、チタンに合金元素を添加すると、元素の種類、添加量により β 変態点は変化するとともに、 α 相と β 相が混合する 2 相領域が出現する。合金元素がほとんど添加されていないものを純チタンという。合金化しても常温において α 単相のものを α 合金、 α と β の 2 相が存在するものを α - β 合金という。また、 β 変態点以上の温度からの焼入により、準安定的に β 単相となり得る合金を β 合金と呼んでいる。これを、Fig. 1-3^[1-1]に状態図表示する。

純チタンの機械的性質は主として酸素と鉄の添加により調整される。添加量が多いほど

強度は高くなるが、延性は低下するので用途により純チタンの種類が選択される。

Table 1-1 に日本及びアメリカの純チタン及び Ti-6Al-4V (以下 Ti-64 と記す) の化学成分及び機械的性質の規格^[1-3, 1-4]を示す。ここで JIS1 種～4 種及び ASTM Grade1～Grade4 は、工業用純チタン (Commercial Pure Titanium)、JIS60 種及び ASTM Grade5 は Ti-64 である。工業用純チタンで最も多く使用されているのが JIS 2 種 ; ASTM Grade2 である。成形性の要求される用途には柔らかい JIS 1

種 ; ASTM Grade1 が、航空機には高強度の JIS 3, 4 種 ; ASTM Grade3, 4 が使用される。

α 合金は Al, O, C, N などの α 相安定化元素と Sn, Zr などの中性的元素を α 相に固溶させた単相合金である。α 合金は単相であるため熱処理性はなく、高温から低温まで広い温度範囲において安定であり、液体ヘリウム温度 (-272.20～-268.93℃) においても延性を示すとともに、高温においても優れた耐クリープ性を示す。

α-β 合金は β 変態点を下げる Mo, V, Nb, Fe, Cr, Ni などの β 相安定化元素を含有するが、一般には α 相を強化する α 相安定化元素および中性的元素を含んでいる。この合金は共存する 2 相の量比によりその性質は大きく変化し、β 相が少ない合金は α 合金に、α 相の少ない合金は β 合金に似た挙動を示す。通常 α-β 合金と呼ぶのは β 相量が約 10%以上ある場合で、最も代表的なものが Ti-64 である。Ti-64 は利用されている工業用純チタンからチタン合金までを含む全金属チタン材料の約 50%を占め、主に航空宇宙産業で、既に多くの使用実績がある。その理由は、Ti-64 が鍛造品、圧延棒、板と種々の形状に加工することが比較

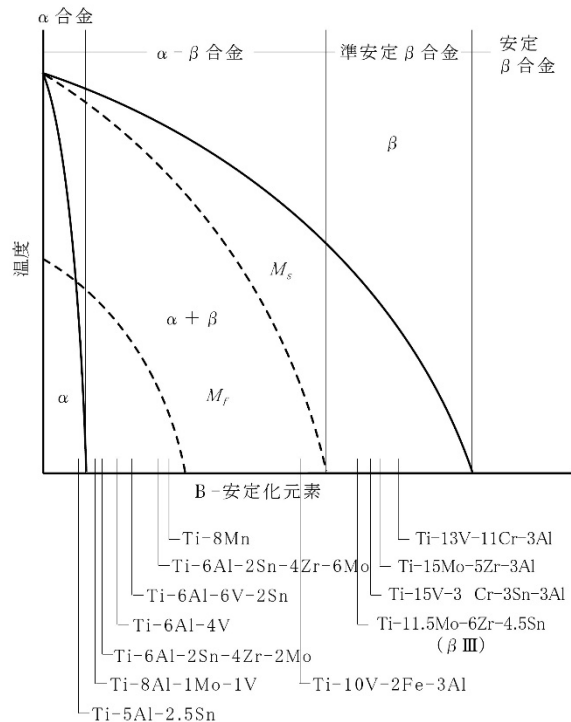


Fig. 1-3 The types of the titanium alloy and the state transition diagram ^[1-1]

Table 1-1 Standards table of Chemical Composition and Mechanical Properties

Grade	Chemical Composition, %											Mechanical Properties*					
	N	C	H	Fe	O	Al		V		Others		Ti	T.S.		Y.S.		EL.
										each	total		[MPa]		[MPa]		[%]
	max	max	max	max	max	min	max	min	max	max	max	Ti	min	max	min	max	min
JIS 1種	0.03	0.08	0.013	0.20	0.15	-	-	-	-	-	-	balance	270	410	165	-	27
ASTM Grade1	0.03	0.08	0.015	0.20	0.18	-	-	-	-	0.1	0.4	balance	240	-	138	310	24
JIS 2種	0.03	0.08	0.013	0.25	0.20	-	-	-	-	-	-	balance	340	510	215	-	23
ASTM Grade2	0.03	0.08	0.015	0.30	0.25	-	-	-	-	0.1	0.4	balance	345	-	275	450	20
JIS 3種	0.05	0.08	0.013	0.30	0.30	-	-	-	-	-	-	balance	480	620	345	-	18
ASTM Grade3	0.05	0.08	0.015	0.30	0.35	-	-	-	-	0.1	0.4	balance	450	-	380	550	18
JIS 4種	0.05	0.08	0.013	0.50	0.40	-	-	-	-	-	-	balance	550	750	485	-	15
ASTM Grade4	0.05	0.08	0.015	0.50	0.40	-	-	-	-	0.1	0.4	balance	550	-	483	655	15
JIS 60種	0.05	0.08	0.015	0.40	0.20	5.50	6.75	3.50	4.50	0.10	0.40	balance	895	-	825	-	10
ASTM Grade5	0.05	0.08	0.015	0.40	0.20	5.5	6.75	3.5	4.5	0.1	0.4	balance	895	-	828	-	10

* T.S.:Tensile Strength, Y.S:Yield Strength (0.2% Offset), EL.:Elongation in 50 mm

的容易で、強度・延性・靱性のバランスに優れた性質を有し、時効硬化も可能で、成形性、溶接性が実用上問題ないという万能な性質を有するためである。

準安定的に bcc 単相が得られる β 合金は、冷間加工性に優れ 90%以上の冷延性を有し、時効硬化により引張強さ 1.5GPa、耐力 1.4GPa 程度の高強度を付与することができる。

1.1.2 工業用純チタンの特徴

工業用純チタンの特徴として、以下の点が挙げられる。

- 高比強度：JIS2 種^[1-3]は、船体用軟鋼^[1-5]と同程度の 0.2%耐力（軟鋼 235MPa 以上）・引張破断強度（軟鋼 400~520MPa）であるが、密度^[1-1]は 4.51 g/cm³で鉄 7.86 g/cm³の約 57%であるため、比強度は約 1.7 倍である。
- 高耐食性^[1-1]：表面に安定なチタン酸化物の不動態皮膜が生成しやすい。不動態皮膜は多種多様な環境中で安定であり、一旦局部的に破壊されても瞬時に再補修され、ステンレス鋼とは異なり溶接や冷間加工により耐食性が劣化することはない。このチタン酸化物の不動態皮膜により、強い耐食性を持ち、流動海水中において完全耐食性を示す。海水耐食性は従来の海水淡水化設備・船舶関連部品に使用されるキュプロニッケル（90Cu-10Ni）の 20 倍である^[1-6]。
- 耐熱性^[1-1]：融点は 1,668°Cで、遷移金属としては平均的な値である。鉄（1,530°C）と同程度であり、アルミニウム（660°C）と比較して耐熱性に優れている。
- 不伝導性^[1-1]：熱伝導率は 17.2 W m⁻¹ K⁻¹(0.041 cal cm⁻¹ s⁻¹°C⁻¹)で、鉄 60.8 W m⁻¹ K⁻¹(0.145 cal cm⁻¹ s⁻¹°C⁻¹)の約 1/4、また、焼鈍標準軟銅に対する電気伝導率は 3.1%IACS で、鉄 18%IACS の約 1/5 であり、実用金属中では最も電気と熱を伝導しにくい。
- 硬度：JIS2 種の硬度^[1-2]は 127-137 HV(70-74 HRB)で、普通鋼より 10%ほど高い。
- 弾性率：縦弾性係数（ヤング率）^[1-1]は 108GPa(11,000kgf/mm²)で炭素鋼 205GPa^[1-7]の約 53%であり、同一荷重で約 1.9 倍変形し易い。

- 常磁性：磁化率^[1-2]は 1.25×10^{-6} で、強磁性の鉄とは異なり、アルミニウムと同様に常磁性で、外部磁場が印加しても磁化が弱いため、鋼鉄よりステルス性[†]に優れている。
- 生体親和性^[1-2]：工業用純チタンは無毒で、体液の pH 領域の塩化物溶液とは全く反応しないため、心臓弁や人工骨など、生体材料などに用いられる。

1.1.3 チタン市場の動向

チタンは地殻構成元素では 9 番目に多い含有量 (0.54 重量%) で豊富に存在し、実用金属としてはアルミニウム、鉄、マグネシウムに次いで 4 番目に多い元素である^[1-8, 1-9]。Fig. 1-4 に主要元素の量比を示す。火成岩や変成岩に含まれる造岩鉱物である金紅石 (ルチル) やチタン鉄鋼 (イルメナイト) といった鉱物の主成分である。チタン鉱石の可採量は世界で 9 億 4 千万トン (イルメナイ

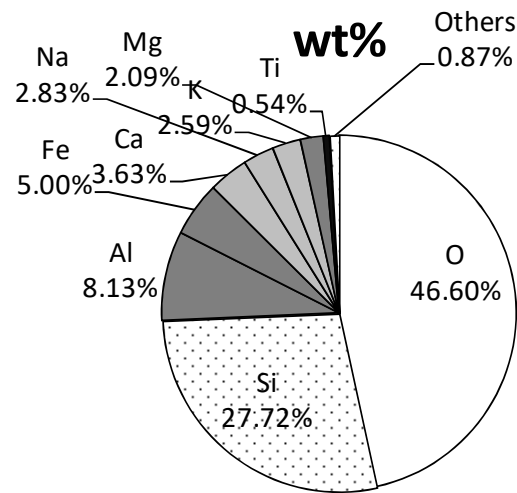


Fig. 1-4 The weight ratio of the main element in the earth's crust ^[1-8, 1-9]

ト 8 億 8 千万トン、ルチル 6 千万トン) と推定されている^[1-10]。ルチル中には酸化チタン (IV) (TiO_2 ; 二酸化チタン) として含有されている。イルメナイト中には $FeTiO_3$ として含有されており、酸化鉄を取り除いて生産した TiO_2 が製錬用原料として使用される。この TiO_2 は他の実用金属の酸化物系鉱物 Fe_2O_3 や Al_2O_3 と比較して酸素との結合力が極めて強く、純粋な金属チタンへの製錬は鉄やアルミニウムと比較して難しい。よって、チタンは元素として 1791 年にイギリスで発見されたものの金属としての抽出が困難であり、1910 年にアメリカの化学者ハンターが四塩化チタンを金属ナトリウムで還元してチタンを製錬する

[†] ステルス性：レーダー等センサー類からどの程度探知され難いかを表す指標、及び探知され難い技術、並びにその技術を取り入れた機械装置。

「ナトリウム還元法（ハンター法）」に成功して、初めて 99.9%の高純度の金属チタンとして製錬された。その後 1946 年にルクセンブルグの冶金学者クロールが四塩化チタンを金属マグネシウムで還元してチタンを製錬する「マグネシウム還元法（クロール法）」を考案し、更に高純度のチタンを作り出すことに成功すると、金属チタンの高比強度、耐食性、生体親和性などの優れた特性が注目され、様々な分野で活用されるようになった。

しかしながら、前述のように金属チタンの製錬プロセスは複雑であり、鉄鋼のように連続かつ大量生産が困難であったことから、大量には使われていないのが現状である。また、自然界の存在は豊富であるが集積度がさほど高くないことや、チタン鉱石需要（2017 年 710 万トン^[1-11]）の 90%が TiO_2 のまま白色塗料・顔料・着色料として使用され、金属チタンとして製錬されるのはわずか 5%である^[1-11]ことなども金属チタンの価格に影響を及ぼしている。このため、厚板鋼板 85 円/kg、冷延ステンレス鋼板 350 円/kg、A5052P アルミニウム合金板 755 円/kg に対して^[1-12]、チタン展伸材 4,000 円/kg 以上^[1-13]と超高強度アルミニウム合金並の価格である。なお、航空宇宙産業で主流の Ti-64 は 15,000 円/kg 以上である^[1-14]。ただし、国内のスポンジチタン[‡]メーカーは 2 社、圧延メーカーも数社と限られているため、公正取引委員会の指導によりチタン関連素材の正確な価格は非公開とされている。このように、鋼やアルミニウム合金と比較して高価であるため、現在主流のクロール法と比較して、生産性向上並びに使用電力低減により 30%の製造コスト削減が期待される「カルシウム還元法」など、複数の種類の連続製錬の研究開発が進められており^[1-15, 1-16]、生産量増強並びに価格低減による新規需要への用途拡大が期待されている。Table 1-2 に研究開発中の各種チタン製錬法を示す。2000 年以降 20 年近く研究開発が行われているものの、工業的に利用可能な ton 以上の量の連続精錬は未だ実現に至っていない。

[‡] クロール法で得られる金属チタンは、塩化マグネシウムが除去されてできる非常に沢山の細孔を持つ多孔質状であるため、スポンジチタンと呼ばれる。

Table 1-2 The various methods of titanium refining under research and development [1-15, 1-16]

年	名称	国名	人・団体	方法
2000	FFC法	イギリス	Fray, Farthing & Chen	TiO ₂ 電極、CaCl ₂ 浴による熔融塩電解
2001	OS法	日本	小野、鈴木(京大)	TiO ₂ 粉のCaCl ₂ 浴による熔融塩電解
2001		イタリア	Ginatta	CaF ₂ 浴にTiCl ₄ を吹き込み、電解
2002	JTS法	日本	日本チタン協会	CaCl ₂ 電解によるCaの析出、TiCl ₄ の還元
2002	EMR/MSE法	日本	岡部(東大)	CaCl ₂ 浴による熔融塩電解、析出したCaを液体合金として保持し、別途還元
2004	Armstrong法	アメリカ	International Titanium Powder	TiCl ₄ ガスを気体Naで還元、Ti粉末を析出
2004		アメリカ	Josep & Whellock	TiCl ₄ ガスをH ₂ ガスなどで還元、Tiを水冷銅で回収

Fig. 1-5^[1-17]に、2018年の世界のスポンジチタン生産量を示す。世界のスポンジチタン 2018年出荷量 20.2万トンに占める割合は、旧ソ連の独立国家共同体 (CIS: Commonwealth of Independent States は、Fig. 1-5 中の Russia、Kazakhstan および Ukraine) の3国が 33.3%、中国が 37.1%、日本の2社が 24.4%で、2000年から2010年に2倍以上に急増後、過去10年はほぼ横ばいである^[1-10, 1-17]。ただし、添加剤用の純度の低い低級品には、近年新興国が参入してきているものの、部材用の純度の高い高級品の製錬には技術力を要するため、寡占が続いている。

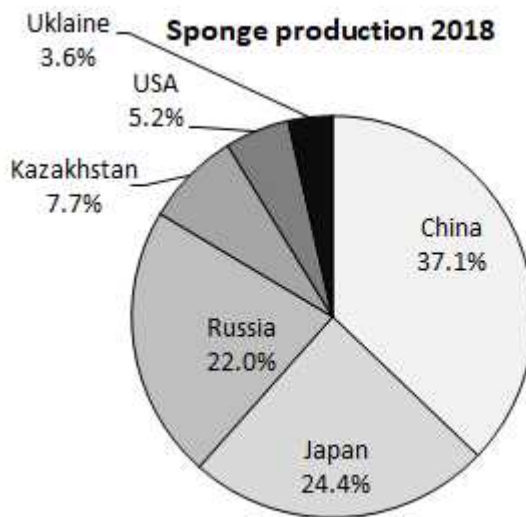


Fig. 1-5 The world production amount of sponge titanium of 2018 [1-17]

1.1.4 チタン利用の現状と課題

金属チタンの高比強度、耐食性などの優れた特性は、高比強度化の要求が特に高い航空宇宙分野で注目され、強度、延性、靱性のバランスに優れた Ti-64 が広く利用されている。世界のチタン展伸材の出荷用途の約半分は、軍用も含めた航空宇宙産業で、残りの半分が工業用及び民生用の一般産業である。日本で製造されるチタンの 90%以上は一般産業用で、世界の一般産業向けチタンの 20%以上を担っている。一般産業分野の用途別では、プレート式熱交換機、電力プラント、電解工業、航空機、自動車で 75%以上を占め、民生品の用途も増えている^[1-18]。Table 1-3 及び Fig. 1-6 に、2018 年の日本の金属チタン用途別出荷量を示す。一般産業分野では、海水耐食性と加工性に優れ、Ti-64 と比較して安価な、工業用純チタンが広く利用されている。加えて、無毒性、生体親和性でも他の素材の追随を許さないため、近年の環境問題の高まりにつれて、さまざまな分野においてその需要は増加している。

工業用純チタンの生産・利用技術

において我が国は進んでおり、各種産業に利用の裾野が広がってきているが、国のチタン産業戦略^[1-19]においては、基礎的データの蓄積により先進利用国として引き続き新たな需要分野を積極的に開拓すべきであり、特に医療用部材・安全安心構造部材・環境保全エネルギーの三分野は重要とされている。

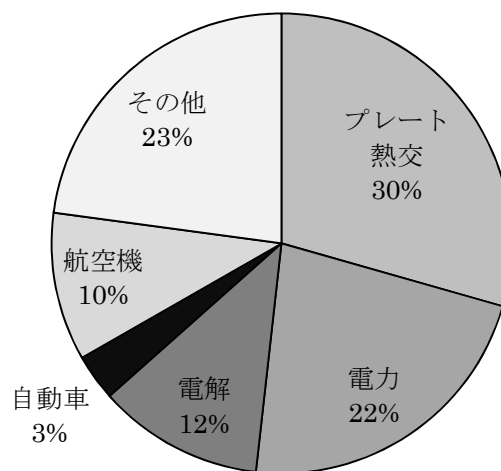


Fig. 1-6 The shipment amount by the application of the metal titanium of 2018 in Japan (ton)^[1-18]

工業用純チタンは、これまで主に海水に対する高い耐食性が注目され、プラント・熱交換機・化学工業において海水接水部の配管や板に使用されてきたが、構造材料としての歴史は

浅く、機械的材料特性に不明な部分が残されていることである。α相のみからなり著しい異方性がある工業用純チタンは、航空宇宙用構造部材としての実績が豊富で機械的材料特性に関するデータが比較的蓄積されているTi-64等のα-β型合金とは異なる機械的特性を有すると考えられる。工業用純チタンは単相で熱処理により力学的性質を向上させることができないため、0.2%耐力ではTi-64(825MPa以上)の1/4(215MPa以上)、引張破断強度(895MPa以上)では1/2(340~510MPa)と大きく異なる。

航空宇宙産業ではこれまで削り出しによる製造が主流で、溶接構造はほとんど用いられていないため、チタン合金も含めチタン溶接構造設計法が確立されていない。船舶・橋梁等大規模構造物では削り出しは経済的でないため、溶接を用いて構造物を製作する必要があるが、溶接継手の疲労強度などのデータが不足していることもあり、工業用純チタンの汎用構造材料としての利用は限られている。チタン溶接継手の疲労強度データは、最もデータの豊富な米国溶接構造協会の構造溶接コードにおいても、引用可能な既存のチタン溶接継手の疲労強度データの不足から、鋼やアルミニウム合金と比較して、取り扱う継手種類・疲労等級(200万回時間強度)の精度は不十分である。このため、溶接構造材としてのチタンの利用は始まっているものの、安全の観点から板厚が最適化されておらず、高比強度の優位さを生かせていない。したがって、チタン利用の拡大には、更なる疲労強度データの拡充が必要である。

Table 1-3 The shipment amount by the application of the metal titanium of 2018 in Japan (ton)^[1-18]

化学工業	187
電力	490
造水	1
電解	1,372
プレート熱交	1,105
航空機	1,012
自動車	326
船舶海洋	33
エネルギー	0
建築土木	65
スポーツ・レジャー	190
民生品	459
医療	101
販売業者	1,289
その他	245
内需小計	6,875
化学工業	98
電力	3,741
造水	38
電解	840
プレート熱交	4,460
航空機	957
自動車	291
船舶海洋	0
エネルギー	0
建築土木	4
スポーツ・レジャー	17
民生品	80
医療	360
販売業者	1,097
その他	64
輸出小計	12,047
合計	18,922

溶接継手では応力集中と残留応力の影響で、耐力に優れる母材を用いた溶接継手でも継手疲労強度は改善されず、母材耐力が高い方が溶接止端部の応力が高くなる場合もあるため、普通鋼と高強度鋼の関係と同様に、母材耐力の低い工業用純チタンの方がコスト面からもチタン合金より有利な場合がある。

1.1.5 造船分野におけるチタン利用の現状と課題

ロシアの潜水艦船体には旧ソ連時代からチタン合金の溶接が用いられているが、潜水艦船体の耐圧構造と水上船船体の構造では荷重の作用様式が根本的に異なる。

アメリカの水上艦艇^[1-6, 1-20, 1-21, 1-22]では、耐食性向上によるライフサイクルコスト低減、重量軽減による性能向上（載貨量、航続距離、速度の増加、復原性の向上）、高い耐火性やステルス性のため、ポンプ類の配管、熱交換機、海水管、排気煙路、排気ダクト、固定具・工具の材料が、ステンレス、亜鉛メッキ鋼板、ニッケルクロム耐食合金から工業用純チタンへ置き換えられ、船種により異なるが、排水量 6,000ton 程度の艦艇において 1 隻当たり 15ton 程度艀装品に使用されている。上部構造物や艀装品等の船体以外の構造部材、推進系、艀装品支持金物、バルブへの用途拡大も検討されており、ライフサイクルコストは 1 隻当たり約 1,700 万ドル削減されると見込まれている。工業用純チタンは延性－脆性遷移がなく低温靱性に優れていること、溶接部と母材部の機械的材料特性の比較しやすいこと、広範な溶接施工の経験があることも優位点とされている。特殊部位には Ti-64、Ti-3Al-2.5V、Beta-C™ (3Al8V6Cr4Mo4Zr, Dynamic Metals Ltd)^[1-23]などの既存のチタン合金を適用するための開発に加えて、他の高強度 Ti 合金を上回る高い靱性と工業用純チタン並の海水耐食性を兼ね備えた新合金 Ti-5111 (Ti-5Al-1V-1Sn-1Zr-.8Mo-.1Si) の開発が行われている。

しかしながら、工業用純チタンはチタン合金より安価ではあるが、材料及び施工のコストが高いことが課題とされている。材料コスト低減に関しては、現行のクロール法を改良した TiCl₄ 蒸気の液体 Na 還元による連続精錬法（アームストロング法）の開発が主に進められ

ている。溶接施工コスト低減に関しては、FSW、フラックスコアードアーク溶接^{§[1-24, 1-25]}、MIG 溶接^[1-25, 1-26]など施工工数の削減が可能な新しい溶接の実用化や、溶接時のガスシールドを容易にするシールドガス結露点の緩和に関する研究開発が行われている。現在、工業的に採用されているチタン溶接は TIG であり、チタンの溶接を MIG 溶接施工する場合は、鋼材の場合のクリーン MIG 溶接と同様の不安定性やスパッタの発生など、品質・施工上の不安が大きく継手品質に対する信頼性の問題が残されている。また、溶接構造物の設計法が確立されておらず、今後の課題とされている。

一方、我が国の造船分野では、海洋環境に対する優れた耐食性による維持コスト削減や、高比強度の特性を生かして構造重量を軽減することで得られる燃費向上など、チタンの環境・経済効果が注目されており、ヨット・漁船の船体構造部材や、警備艇・巡視艇など軽量化高速船の中間軸受け・ボルトナット・海水冷却管・排気管などの様々な非構造部材や艀装品へ工業用純チタンを材料とする部品の適用範囲は拡大している。特に海水冷却管では工業用純チタンが主流となってきた。また、溶接により製造されるチタンプロペラなど新しい利用方法の開発も行われている。工業用純チタンはステンレス鋼と比較して材料・加工・施工・経費は高価ではあるが、メンテナンス・リサイクルコストまで含めた全体コスト、及び環境適合性を考慮すると、耐食性が求められる部材では、工業用純チタンの方がコストパフォーマンスに優れることが、海水冷却管などにおいて工業用純チタン製部品の適用が拡大した要因である。

工業用純チタンは、高速化の要求を満たせる構造軽量化や海洋環境における高い耐食性などの理由により、船体構造部材として適しており、今後、連続製錬が実用化して価格が低減すれば、船体構造部材としての使用が拡大すると考えられる。工業用純チタンの高比強度の優位さは、レーシングヨットなどの適用実績から明らかであるが、船殻が工業用純チタン

§ フラックスコアードアーク溶接とは、フラックス粉末をコアとして金属被覆された溶接ワイヤーを用いる溶接。利点は、溶接速度が速く高能率、安価な CO₂ をシールドガスとして利用できるため経済的、全姿勢での溶接施工が可能であること、スラグ剥離性が良好なこと。欠点は、溶接スピードが速いため溶け込み不良が発生しやすいこと、溶着金属中の高酸素に起因した清浄度の低下、低靱性。

で作られた一部の漁船を除き、その他の船舶では使用された事例はない。その理由の一つとして、構造部材に工業用純チタンを使用するに当たり、溶接で組み立てられた工業用純チタン板の構造物に対する適切な規則や推奨がないことが挙げられる。更に、船舶では、突合せ溶接継手に加えて、船体構造特有のすみ肉溶接継手箇所が多く、これらの強度に関するデータも不足しており、溶接継手の構造健全性を担保するための設計、製造及び検査方法の確立が必要である。

1.1.6 工業用純チタン溶接構造物に関する研究の現状

前述のように、工業用純チタンの適用は用途拡大しているが、材料特性に不明な部分が残されている。この理由として、工業用純チタンは、結晶の異方性が顕著な hcp 構造の結晶構造を有しているが、工業用純チタンに限らず、hcp 構造を持つ金属で構造材料として実用される事例は少なかったため、hcp 構造の金属の強度、破壊特性についての研究が少ないことに起因する。また、hcp 構造の金属の疲労特性については、報告数そのものが少ない。しかし、Mg, Ti 等が構造材料として使用されはじめていることを考慮すれば、hcp 金属の強度特性に関する研究の重要性は増していると考えられる。

特に船体構造に不可欠な荷重非伝達型すみ肉溶接継手は、他産業ではほとんど使用されないため、強度評価に関する公知文献・規格等はない。また、建造工程短縮のため、造船産業においては突合せ溶接継手はビード表面切削を行わずに、溶接ままで使用されるが、こちらの強度評価も不十分である。汎用構造材料として工業用純チタンを利用するためには、溶接継手形状毎の十分な実験データに裏付けされた強度評価により、工業用純チタン溶接構造物の設計法を確立することが必要である。

1.2 疲労強度評価の現状と課題

一般に母材の疲労強度評価は、切欠試験片により応力集中が考慮され、切欠がある部材の

耐久限度線図を用いて評価される。これに対して、溶接継手においては、溶接止端部の応力集中に加えて残留応力の影響も考慮する必要がある。近年、残留応力の取り扱いについて、国際溶接会議（IIW：International Institute of Welding）などの溶接継手疲労設計指針において残留応力影響を独立させて設計指針を構築し直す作業が行われているものの、現行の設計指針^[1-27]上では、公称応力基準による実験データの2標準偏差以内のばらつきの中に含まれると考えた取り扱いがなされている。

一方、船舶のような実際の大型溶接構造物では、多数の継手同士が個々に影響を及ぼすため拘束条件が複雑な上、海象条件により大変不規則な変動荷重が作用する。また、疲労寿命はき裂発生寿命とき裂伝搬寿命の和であるが、小型試験片による疲労試験とは異なり、実構造物では疲労寿命に占めるき裂伝搬寿命の割合が大きい。このように、小型試験片を用いた一定荷重振幅下の疲労試験では、実構造物の疲労き裂発生・伝搬挙動を再現できておらず、試験片による疲労寿命と実構造物の疲労寿命の相関は不明瞭なままである。そこで、現在、船舶設計でも一般に用いられている S-N 線図を利用した線形累積被害損傷則では、各荷重での破断寿命を基にして各荷重の累積頻度により被害値を加算していく手法が採られ、前述の不明瞭な相関を補うため、過去の損傷事故事例を踏まえた経験側から安全率が考慮されて限界累積被害値が決定され、設計が行われている。しかしながら、このように経験則による安全率を採用している限り、実構造物の疲労寿命の定量的な評価は困難なままである。よって、より定量的な疲労寿命推定を行うためには、変動荷重における荷重履歴の影響も考慮可能な、き裂伝播試験片を用いた疲労き裂伝播評価が必要である。

現在の一般的な疲労き裂伝播評価では、1971年に Elber により古典的な Paris 則^[1-28]を修正する形で提案された、Paris-Elber 則^[1-29]に基づいている。この理論では、き裂伝播に影響を与えるのは、き裂が完全に開いている範囲と考え、き裂開口荷重 P_{op} から最大荷重 P_{max} に至る荷重範囲に対応する有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} がき裂伝播速度と強い相関があるとされる。 ΔK_{eff} は以下の式で与えられる。

$$\Delta K_{eff} = (P_{max} - P_{op})\sqrt{\pi a}f \quad (1-1)$$

ここで、

ΔK_{eff} : 有効応力拡大係数範囲 (Effective stress intensity factor range based upon the crack opening load)

P_{max} : 最大荷重 (Max. load)

P_{op} : き裂開口荷重 (Crack opening load)

a : き裂長 (Crack length)

f : 修正係数 (Magnification factor)

また、Elber は、き裂伝播速度と有効応力拡大係数範囲の関係を以下の式で与えている。

$$\frac{da}{dN} = C_1(\Delta K_{eff})^{m_1} \quad (1-2)$$

ここで、

da/dN : き裂伝播速度

ΔK_{eff} : 有効応力拡大係数範囲

C_1, m_1 : 材料定数

この Paris-Elber 則により、古典的な Paris 則の抱えていた応力比や変動荷重の影響は定量的に評価可能となった。ただし、この(1-2)式は全ての ΔK_{eff} の範囲で成立するのではない。一般に、一定荷重振幅をステップ上に下げることにより ΔK_{eff} を下げていくと、ある ΔK_{eff} 以下では、疲労き裂伝播速度は急激に減少し、事実上き裂が伝播しなくなる。このき裂が伝播しなくなる限界を、疲労き裂伝播の下限界有効応力拡大係数範囲($\Delta K_{eff}th$)と呼んでいる。この($\Delta K_{eff}th$)を用いることにより、強度レベルによらず以下の1本の曲線で表される。この式は修正 Paris-Elber 則と呼ばれる。

$$\frac{da}{dN} = C_1 \left\{ \Delta K_{eff}^{m_1} - (\Delta K_{eff}th)^{m_1} \right\} \quad (1-3)$$

一方、この($\Delta K_{eff}th$)は、微少き裂においては、き裂が小さくなるとともに小さくなり、変

動荷重下でも小さくなるか消滅するため、これらの現象を説明できる理論的根拠が(1-3)式を用いる上で必要である。疲労き裂先端の極近傍で、応力-ひずみ関係に、塑性のヒステリシスループが出現しなければ疲労き裂は成長しないと考えられることから、この非可逆的な現象が考慮されていなければ、疲労き裂伝播則としては適切でないと考えられる。

Elber の疲労き裂伝播則の問題点を改善するため、豊貞^[1-30]らは、疲労き裂伝播は疲労き裂先端近傍に形成される両振り塑性仕事を駆動源とするとの考え方に基づく、再引張塑性域形成荷重 P_{RPG} から最大荷重 P_{max} に至る荷重範囲に対応する RPG 荷重基準による応力拡大係数範囲 ΔK_{RPG} をパラメータとする (1-4) 式による疲労き裂伝播則を提案した。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{RPG})^m \quad (1-4)$$

ここで、

$$\Delta K_{RPG} = (P_{max} - P_{RPG})\sqrt{\pi a}f$$

ΔK_{RPG} : RPG 荷重基準による応力拡大係数範囲

(Effective stress intensity factor range based upon RPG load)

P_{RPG} : 再引張塑性域形成荷重

(Re-tensile Plastic zone's Generated load)

da/dN : き裂伝播速度

C, m : 材料定数

da/dN - ΔK_{RPG} 特性曲線上では、非可逆的な現象に起因する見かけ上の閾値は現れないことから、き裂伝播に真に寄与する成分のみを表したパラメータを採用していると考えられる。

1.3 本研究の目的と意義

本研究の目的は、船舶・海洋分野における構造強度部材として優れた特性を持つ工業用純チタンの応用範囲を広げるため、船体構造を対象とした工業用純チタン溶接継手の疲労強度評価を行うことにより、工業用純チタン板から構成される溶接継手の設計疲労強度を提

示し、船体構造部材の設計に資することである。

船舶・海洋鋼構造物の物理的な寿命は腐食と疲労によって決まるが、耐食性に優れた工業用純チタンでは腐食の影響を考慮しなくてよいため、信頼性の高い疲労データが蓄積されたならば構造設計時の寿命評価の精度向上が期待される。しかしながら、前節で述べたように、工業用純チタンのような hcp 構造の金属の強度についての研究は十分でないため、疲労強度に関する研究が必要である。

本研究の対象材は、一般産業向けチタンで主流の JIS2 種^[1-3] (H4600 TP340H/C) 工業用純チタンとした。異方性はあるが、機械的性質 (0.2%耐力、引張破断強度及び伸び) の規定は圧延直交方向のみで、圧延方向については規定されていない。また、圧延比についても規定はない。2 種材の強度は 0.2%耐力 215MPa 以上、引張破断強度 340~510MPa で、船体用軟鋼の強度である降伏点 235MPa 以上、引張破断強度 400~520MPa に最も近く、2 種材の大部分は、製品検査証明書 (ミルシート) 上のスペックで船体用軟鋼の強度を満たしている。

まず、溶接継手に関して、船体構造の主要三継手である、溶接まま突合せ溶接継手、横すみ肉 (荷重非伝達型 T 型すみ肉) 溶接継手、縦すみ肉 (荷重非伝達型面外ガセット角回しすみ肉) 溶接継手による疲労試験を行い、S-N 線図を取得した。得られた結果に対して、航空機の母材評価に用いられる米軍標準ミルハンドブック第 5 法で用いられるアプローチを、応力集中や残留応力の影響も考慮しなければならない溶接継手にも適合するよう等価応力を修正して、疲労強度評価を行った。

続いて、突合せ溶接継手については、鋼に対する目違いの影響を考慮した IIW の疲労設計指針と比較し、公称応力を用いる疲労強度評価も実施した。現行の IIW 溶接継手疲労設計指針^[1-27]では、応力集中や残留応力を考慮する必要のない公称応力を用いた簡便な疲労強度評価が、主たる評価手法であり、公称応力を用いる場合、形状不正として目違いの影響を

併せて評価する必要があるためである。

更に、母材に関しては、平均応力や応力集中などの強度条件により、工業用純チタン母材の疲労強度が、鋼の船体溶接構造の設計疲労強度を下回り、継手部からではなく母材部から破断する可能性が残されている。そこで、工業用純チタン母材の疲労強度に及ぼす平均応力と応力集中の影響を検証した。

一方、小型試験片による疲労試験とは異なり、実構造物では疲労寿命に占めるき裂伝搬寿命の割合が大きい。そこで、母材の疲労き裂伝播挙動を評価するため、疲労き裂伝播試験を行い、再引張塑性域形成荷重（Re-tensile Plastic zone's Generated load）基準に基づく疲労き裂伝播則の工業用純チタン材料に対する適用可能性について検討した。

なお、付録 A では、残留応力計測を行わずに、簡易的に溶接入熱条件などから残留応力を推定できる手法の工業用純チタン溶接継手への適用性を検証するため、工業用純チタン溶接継手の残留応力推定に固有応力法を適用する場合に用いる材料定数を同定し、一般の鋼溶接継手の場合と比較し評価した。

1.4 本論文の構成と内容

本論文の構成と内容を以下に示す。

第 1 章 緒論

チタン溶接構造物に関する研究の位置づけ、疲労強度評価の現状と課題、本研究の目的と意義についてまとめた。

第 2 章 工業用純チタン溶接継手の疲労破断強度

船体構造の主要な三種類の溶接継手である、突合せ溶接継手、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手、面外ガセットすみ肉溶接継手について、溶接部の残留応力計測および溶接止端部の応力集中計測を行った上で疲労試験を行った。得られた応力集中・残留応力・公称応力による疲労強度の結果を基に、本研究では、溶接止端部の構造的応力に関して、応力集中と残留応

力の影響を考慮した等価応力を用いて、継手形状の違いに起因する応力集中及び残留応力の影響を集約した疲労強度評価を実施した。その結果、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことを提案した。

第3章 工業用純チタン突合せ溶接継手の疲労強度に及ぼす目違いの影響

目違いのある工業用純チタン突合せ溶接継手の疲労強度評価を行い、鋼の IIW 溶接継手疲労設計指針による目違いによる応力割増し係数の工業用純チタン溶接継手への適用性について検証した。その結果、公称応力を用いる疲労強度評価においても、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことを確認した。

第4章 工業用純チタンの疲労強度に及ぼす平均応力と応力集中の影響

工業用純チタン母材の疲労試験により得られた疲労限度を基に、耐久限度線図を用いて切欠がある部材の平均応力の影響評価を行い、工業用純チタン母材の疲労強度に及ぼす平均応力と応力集中の影響を検証した。その結果、工業用純チタン母材の疲労強度は、鋼の船体溶接構造の設計疲労強度を上回り、船体構造として想定される応力集中係数 $K_t = 3.77$ 以下場合、疲労き裂の起点が母材部である場合も含めて、鋼溶接構造物の設計疲労強度が適用できることを確認した。

第5章 工業用純チタン溶接継手の疲労き裂伝播挙動に及ぼす異方性の影響

再引張塑性域形成(RPG)荷重基準による応力拡大係数範囲 (ΔK_{RPG}) を用いた破壊力学アプローチにより、疲労き裂伝播試験及び疲労き裂成長シミュレーションを実施し、工業用純チタン溶接継手の疲労き裂伝播挙動の評価を行った。その結果、圧延方向と圧延直交方向のそれぞれで安全側の評価が可能であることを確認した。

第6章 結論

本研究で得られた結果の要約、本研究の成果を活用した船級規則化・規格化への今後の展

開、今後の課題についてまとめた。

付録 A 工業用純チタン溶接継手の残留応力

任意形状の継手の残留応力を、実用上十分な精度を有しつつ簡便に推定可能な手法の一つである固有応力法を用いて、固有応力分布の同定に必要な定数について検討を行い、工業用純チタン溶接継手への適用性について検証した。その結果、固有応力法が、工業用純チタン溶接継手の残留応力の推定にも有効であることを確認した。

第 1 章 参考文献

- [1-1] 社団法人日本チタン協会編：チタンの加工技術、日刊工業新聞社：東京、1992
- [1-2] 岸輝男 監修、鈴木洋夫、原田健一郎 訳：チタンテクニカルガイドー基礎から実務までー、内田老鶴圃：東京、1993
- [1-3] JIS-H-4600:2012: チタン及びチタン合金ー板及び条、日本規格協会：東京、2018
- [1-4] ASTM B265-15:2015: Standard Specification for Titanium and Titanium Alloy Strip, Sheet, and Plate, ASTM International: West Conshohocken, 2015
- [1-5] 一般財団法人日本海事協会編：鋼船規則・同検査要領 K 編 材料 L 編 艀装品 M 編 溶接 2019、一般財団法人日本海事協会：東京、2019
- [1-6] Conrad, R. K., Wells, M. E. and Hoover, S. M.: Naval Surface Warfare Center, “Titanium Applications in the US Navy”, Proceedings of the 19th International Titanium Association Annual Conference & Exhibition, 2003
- [1-7] ステンレス協会：表 1 ステンレス鋼の主な材料特性の代表例、
<http://www.jssa.gr.jp/contents/faq-article/q7/> 2019 年 12 月 3 日アクセス
- [1-8] 酒井治孝：地球学入門、東海大学出版社：平塚市、2003
- [1-9] McLennan : Relationships between the trace element composition of sedimentary rocks and upper continental crust, pp.20-21, 2000

- [1-10] U.S.Geological Survey : Mineral Commodity Summaries, 2019
- [1-11] 独立行政法人石油天然ガス・金属鉱物資源機構：金属資源情報 鉱物資源マテリアルフロー2018 チタン、2019
- [1-12] 日刊鉄鋼新聞：鉄鋼・非鉄市中相場
<https://www.japanmetaldaily.com/market/details/index.php> 2019年5月28日アクセス
- [1-13] 日刊産業新聞：6月15日号、2009
- [1-14] 日刊工業新聞：2月4日号、2010
- [1-15] 伊藤善昌：チタン製造技術の系統化、国立科学博物館技術の系統化調査報告第13集、pp.258-259、2009
- [1-16] 財団法人機械システム振興協会：チタン製造コスト低減に関する調査研究報告書―要旨―、pp.9-14、2005
- [1-17] 日本チタン協会：チタン講習会テキスト、pp.161-168、2019
- [1-18] 日本チタン協会：日本の金属チタン統計推移（暦年）、2019
- [1-19] 経済産業省：非鉄金属産業戦略、2006
- [1-20] Wells, M. E.: Naval Surface Warfare Center, “Overview of Titanium Applications in the U.S. Navy”, Proceedings of the 16th International Titanium Association Annual Conference & Exhibition, 2000
- [1-21] Czyryca, E. and Wells, M. E.: Naval Surface Warfare Center, “Titanium research & development for naval applications”, Proceedings of the 22nd International Titanium Association Annual Conference & Exhibition, 2006
- [1-22] Mercier, J. G.: Naval Surface Warfare Center, “Titanium research & development for naval applications”, Proceedings of the 23rd International Titanium Association Annual Conference & Exhibition, 2007
- [1-23] DYNAMICMETALS Ltd., Titanium Beta C Bar and Billet,

<https://dynamicmetalsltd.co.uk/products/titanium/beta-ctm-bar-and-billet/> 2019年12

月3日アクセス

[1-24] 星加貴久、森久和：FCAW の化学プラント設備への適用制限、住友化学 2002-II、pp.31-41、2002

[1-25] Davis, C. E. and Wells, M. E.: Naval Surface Warfare Center, “Productivity Enhancements for GMAW of Titanium”, Proceedings of the 24th International Titanium Association Annual Conference & Exhibition, 2008

[1-26] 堀尾浩次、南川裕隆、山田龍三：チタン MIG 溶接用ワイヤの開発、チタン、Vol.53、pp.282-287、2005

[1-27] Hobbacher, A. F.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, 2nd ed., Springer: Switzerland, pp.476, 2016

[1-28] Paris, P. C.: A Note on the Variables Affecting the Rate of Growth Due to Cyclic Loading, Boeing Co. Document, No. D-17867, Addendum N, Sept., 1957

[1-29] Elber, W.: “The Significance of Fatigue Crack Closure,” Damage Tolerance in Aircraft Structures, ASTM STP-486, American Society for Testing and Materials, pp.230-242, 1971

[1-30] 豊貞雅宏、丹羽敏男：鋼構造物の疲労寿命予測、共立出版株式会社：東京、2001

第 2 章工業用純チタン溶接継手の疲労破断強度

2.1 緒言

本章では、船体構造用材料としては新材料となる JIS2 種工業用純チタン板から構成される溶接継手の設計疲労強度を提示するため、船体構造を対象とした工業用純チタン溶接継手の疲労強度評価を行う。船体構造の主要な三種類の溶接継手である、突合せ溶接継手、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手、面外ガセットすみ肉溶接継手について、ひずみゲージを用いた弛緩法による溶接継手部の残留応力計測およびひずみゲージを用いた引張試験による溶接止端部の応力集中計測を行った上で疲労試験を行った。併せて、比較検証のため同一供試材から得られる母材についても疲労試験を行った。疲労試験中のひずみ値をモニターすることにより疲労き裂発生寿命の計測を試みたが、一定荷重振幅におけるひずみ値が初期値の 95%未満に低下する 5%ドロップを明確なデータとして得られた試験片は一部のみで、発生寿命の統計処理は困難であった。そこで、本章で取り扱う疲労強度は破断寿命のみとした。

本研究で供した工業用純チタン溶接継手試験片と同形状の鋼溶接継手に関する 2015 年版 IIW 溶接継手疲労設計指針^[2-1]の構造詳細の分類は以下のとおりである。突合せ溶接継手は、船体外板の突合せ部を想定しており、構造詳細の分類上では No.212 に相当する横突合せ溶接継手（詳細規定：下向き姿勢で工場製作・溶接まま・溶接線長の一部非破壊検査が必要・補強盛りは板厚の 10%未満）である。荷重非伝達型横すみ肉溶接継手は、横桁などのすみ肉溶接線に直交方向の荷重が主板に作用する場合を想定しており、構造詳細の分類上では No.511 に相当する、主板より厚くない荷重非伝達型の付加物を有する横継手（詳細規定：片面を含むすみ肉溶接・溶接まま）である。面外ガセットすみ肉溶接継手は、縦通材など、すみ肉溶接線方向に荷重が主板に加わる場合を想定しており、構造詳細の分類上では No.521 に相当する、角回しすみ肉溶接（詳細規定：ガセット長さ 50mm 以上 150mm 未満。ただし、疲労強度はガセット長に依存するので実長に応じて補正が必要）である。

本研究では、溶接止端部の構造的応力に関して、応力集中と残留応力の影響を考慮した等価応力^{[2-2], [2-3]}を用いて、継手形状の違いに起因する応力集中及び残留応力の影響を集約した疲労強度評価を実施した。このデータ整理法は、船体構造のように多くの応力集中を有する部材や溶接継手の疲労強度を包括的に設計する方法として大変有効である。併せて、鋼溶接継手に対しても同様の等価応力概念を適用した疲労強度評価を引用し、工業用純チタン溶接継手に対する結果と比較検証することで、等価応力概念に基づく疲労強度評価手法を工業用純チタン溶接継手に対する有効性について評価を行った。

2.2 実験方法

2.2.1 供試材

供試材には JIS2 種工業用純チタン圧延材 (JIS H4600 TP340C/H) を使用した。一般に、工業用純チタン圧延材の仕上げ方法は、板厚 6mm を境にして異なっており、板厚 6mm 以下では冷間加工仕上げ(C)、板厚 6mm 以上では熱間加工仕上げ(H)である。現在の高速船に使用されている高強度アルミニウム合金 A5083P-H32 の板厚は、艀装品用も含めて 3～12mm であることから、本研究では、工業用純チタンの高比強度による更なる薄肉化も考慮して、供試材の板厚は 2mm および 10mm とした。工業用純チタンでは、アルミニウム合金のような溶接軟化を生じないため、溶接継手の比強度は A5083P-H32 より高く、耐食性もより優れており、高速船の構造材として適している。Table 2-1 に、静的強度試験から得られた供試材の機械的特性および弾性係数 (上段) を、JIS2 種工業用純チタン^[2-5]、ASTM Grade2 Titanium^[2-6]、船体用軟鋼^[2-7]、A5083P-H32 の規格値^[2-8] (下段) と併せて示す。新材料である船舶用チタンの規格では、0.2%耐力 (降伏応力) 及び引張強度の近い船体用軟鋼の規格に合わせれば、船体用軟鋼製の部材寸法をそのまま適用でき、用途拡大が容易である。JIS2 種工業用純チタンの一部は船体用軟鋼の 0.2%耐力 (降伏応力) 及び引張強度を満たすものの、規格範囲内すべての JIS2 種工業用純チタンを利用する場合には、引張強度

の規格下限値で船体用軟鋼を約 15%下回っているため、約 15%の板厚割増し補正が必要である。なお、Table2-1 で示されるように、稠密六方格子構造 (hexagonal close-packed lattice structure、以下 hcp 構造) のみで構成される工業用純チタン材料に一般的に見られるように著しい異方性が確認され、特に圧延方向の 0.2%耐力は圧延垂直方向の 0.77~0.79 倍であった。メーカーにより異なるものの、JIS2 種工業用純チタンの 0.2%耐力の異方性の実績平均の代表値は 15~20%程度とされており¹²⁻⁹⁾、21~23%である本供試材は、概ね一般的な異方性を示しているといえる。

Table 2-1 Mechanical Properties

Orientation with respect to rolling direction	Thickness (mm)	Tensile Strength (MPa)	0.2% Offset Strength (MPa)	Elongation in 50mm (%)	Young's modulus (GPa)	Poisson's Ratio
Mechanical properties and elastic modulus of test material obtained from tensile test						
Rolling Direction	2	365	223	61	102	0.351
Vertical to Rolling Direction	2	349	288	79	116	0.386
Rolling Direction	10	489	319	60	103	0.328
Vertical to Rolling Direction	10	507	406	47	120	0.361
Standard					General value	
JIS H4600 TP340	0.2~15	340~510	215~	23~	105~120	0.321
ASTM B265 Grade2	-	345~	275~450	20~		
Mild Steel for Ship	~50	400~490	235~	16~ (5~10mmt)	205	0.3
JIS H4000 A5083P-H32	0.5~12	305~380 (2.9~12mmt)	215~295 (2.9~12mmt)	10~ (2.9~12mmt)	68.3	0.34

2.2.2 試験片

試験片の形状を Fig.2-1 に示す。試験片の種類は、母材、突合せ溶接継手、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手、面外ガセットすみ肉溶接継手の 4 種類である。異方性の影響を併せて評価するため、試験片の長手方向として、圧延方向及び、圧延垂直方向に設定した場合の両方の試験片を製作した。ただし、縦通材に適用されることを想定している面外ガセットすみ肉溶接継手に関しては、外板の圧延方向となる船首尾方向に配材される部材であるため、圧

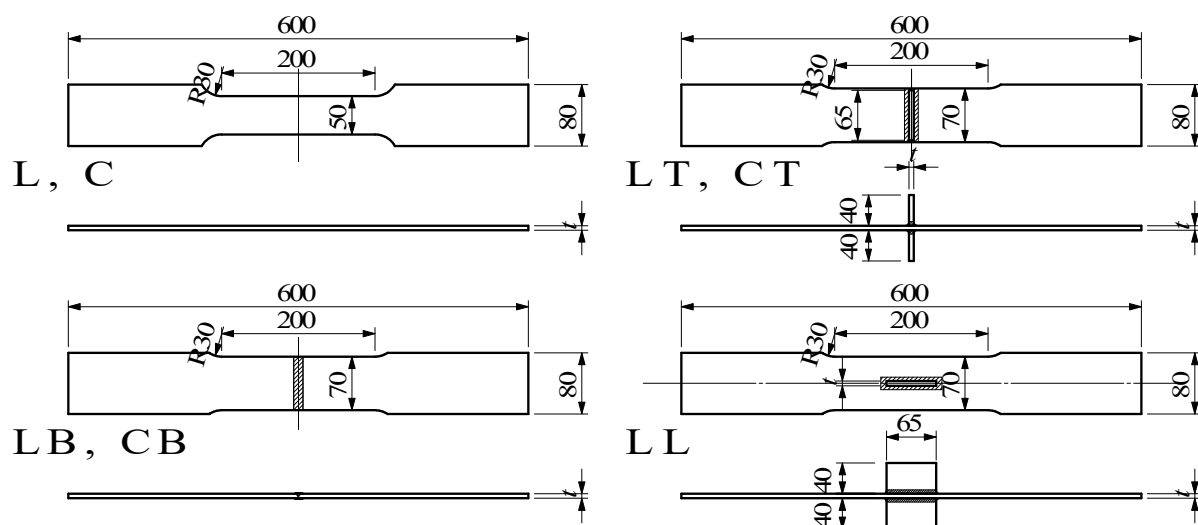


Fig. 2-1 Configuration of test specimens

延方向のみとした。試験片記号の先頭文字は、圧延方向(L)または圧延垂直方向(C)を表し、続く文字は、突合せ(B)、荷重非伝達型横すみ肉(T)、面外ガセットすみ肉(L)を表している。Table 2-2 に試験片の一覧を示す。き裂発生源となる試験片の切欠部

Table 2-2 Types of Test Specimen

Rolling Direction (L)	Base Metal (L)
	Butt Joint(LB)
	Transverse Fillet Joint (LT)
	Longitudinal Fillet Joint (LL)
Vertical to Rolling Direction (C)	Base Metal (C)
	Butt Joint(CB)
	Transverse Fillet Joint (CT)

を含む平滑部と R 部は、疲労試験の JIS 規格 JIS-Z-2273:1978^[2-10]に従い、エメリー紙(800番以上)で研磨した。

溶接法は手動 TIG 溶接で、JIS Z3331 YTB35^[2-11]を満たす $\phi 1.6\text{mm}$ (板厚 2mm の場合) または $\phi 2.4\text{mm}$ (板厚 10mm の場合) の溶接棒を使用した。シールドガスとしてアルゴン (Ar) ガスを使用した。薄板であることを考慮して、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手試験片においても一本ずつ溶接し、端部の処理は角回し溶接とした。実測した溶接条件の平均値を Table 2-3 に示す。ただし手動溶接であるため、溶接速度に関しては面外ガセットすみ肉溶接継手では $\pm 10\%$ の、その他の溶接継手では $\pm 1.6\sim 4.7\%$ のばらつきが生じた。なお、電流のばらつきは最大で 0.6%未満、電流のばらつきは最大で 3.0%未満であった。

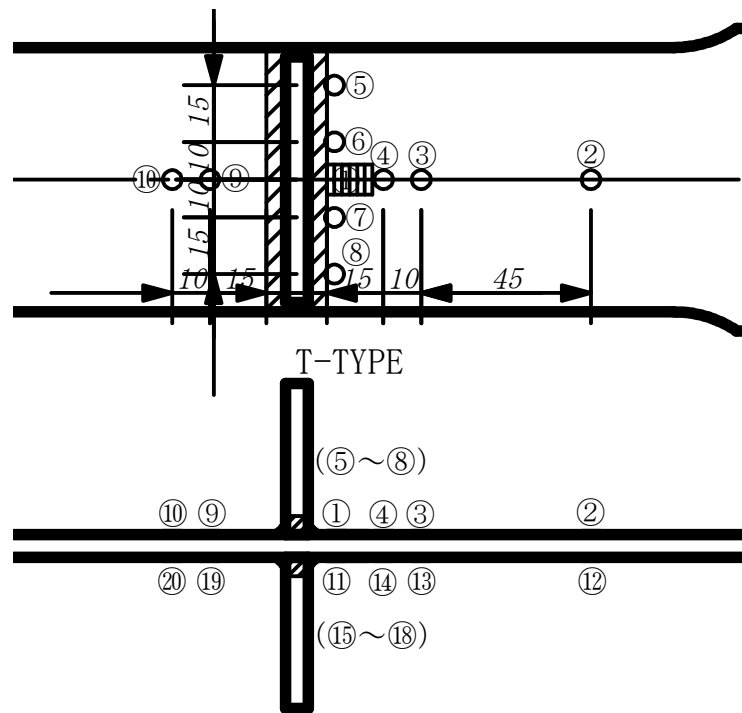
Table 2-3 Welding conditions

Joint type	Current (A)		Voltage (V)		Welding speed (mm/s)		Heat input (kJ/m)	
	2 mm	10 mm	2 mm	10 mm	2 mm	10 mm	2 mm	10 mm
LB	90.0	220	17.5	13.0	2.1	3.2	747	885
CB	84.5	220	16.4	13.0	2.1	3.0	669	953
LT	73.2	180	13.4	11.0	2.3	2.8	436	699
CT	73.6	180	13.6	11.0	2.2	2.9	456	689
LL	73.5	180	13.7	11.0	1.7	2.8	604	699

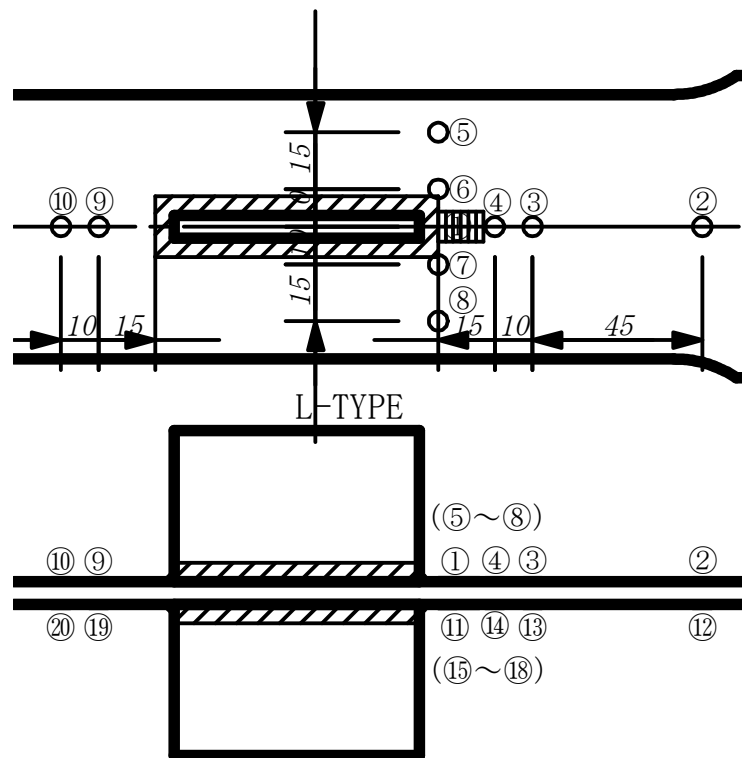
2.2.3 試験条件

7種類すべての試験片 (L, C, LB, CB, LT, CT, LL) について、引張試験と疲労試験を行った。引張試験時のひずみ速度増加率は、明確な降伏現象を示さないアルミニウムおよびその合金においては下限規定^[2-12]がないことを参考として、耐力までが 0.0033~0.0058%/s、耐力後が 0.017~0.027%/s と静的負荷と見なせる範囲で実施した。疲労試験は応力比 $R=0$ 、周波数 5Hz の条件で行った。疲労試験は JIS 規格に準じた^[2-10]。ただし、溶接継手の場合は、疲れ限度を設定することができないとして取り扱われることが一般的となっており^[2-1]、試験本数並びに試験期間の制約から、疲れ限度付近の応力段階間隔並びに応力段階毎の試験本数は減じて実施した。試験を打切る繰返し数は、規格に準じて 10^7 回とした。

母材を除く 5 種類の溶接継手試験片 (LB, CB, LT, CT, LL) の引張試験においては、溶接止端部の構造的応力集中係数の計測、および疲労試験の負荷荷重の目安を得るための公称応力に対する構造的応力の計測のため、ひずみゲージを用いて応力分布計測を行った^[2-17]。弾性領域で K_t がほぼ 1.0 となる基礎継手と見なせるかの確認のため、突合せ溶接継手や荷重非伝達型横すみ肉溶接継手においても計測を行った。異方性の影響を確認するため、公称応力が 0.2%耐力を超えた塑性領域でも計測を行った。Fig.2-2 にひずみ測定箇所を示す。なお、B-TYPE における試験片長手方向の溶接部の間隔は、T-TYPE における試験片長手方向のすみ肉溶接部の間隔と同程度であり、T-TYPE と同様の配置となっているため、図を省略した。①と②は応力集中計測用 5 素子ひずみゲージで、縦方向と横方向の 2 種類の 5 素子



a) Transverse non-load-carrying attachment fillet welded joint



b) Longitudinal gusset fillet welded joint

Fig. 2-2 Strain measurement points

ひずみゲージを用いて二方向の計測をした。5素子ひずみゲージは止端から1mm離れた位置から11mm離れた位置の区間に貼り付けられ、止端から2, 4, 6, 8, 10mm離れた位置を計測した。対象性を仮定して試験片中心線を挟むように縦方向と横方向の5素子ひずみゲージを貼付したので、厳密には、試験片中心線から1.5mm程度横方向にずれた位置をそれぞれ計測している。他はすべて二軸ゲージを用いた。ゲージはすべてグリッド長1mmを用いた。計測点は $(5+9) \times 2 \times 2 = 56$ 点である。表裏面の平均値を求めるとともに、継手の種類毎に二本ずつ実施し二本の平均値を求めた。なお、TIG溶接の止端はなめらかで、切欠きを考慮した非線形ピーク応力は非常に小さいため、S-N線図のばらつきに含めて整理することとし、止端形状計測は行わなかった。

加えて、これら5種類の溶接継手試験片においては、ひずみゲージを貼付した試験片を切断することによりひずみを開放する従来の弛緩法により、残留応力計測を行った。残留応力計測時のひずみゲージ貼付位置はFig.2-2と同じである。表裏面の平均値を求めた。継手の種類毎に一本ずつ実施した。

2.3 計測結果

2.3.1 応力集中計測

母材の引張試験結果から得られた機械的性質および弾性係数は、2.2.1「供試材」の項においてTable2-1で示したとおりである。これらの値を用いてひずみゲージによって得られたひずみ値から、引張軸方向応力

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} (\epsilon_x + \nu\epsilon_y) \quad (2-1)$$

を算出した。

引張試験において、すべての種類の溶接継手試験片の破断箇所は、溶接止端部とR部の中間付近の母材部であった。これは、熱影響部も含んだ溶接金属部周辺の引張強度は母材部より優位な差が確認できる程には低下していないことを示している。

一方、応力集中に関しては、本研究では、溶接継手による応力の誘起因子を2種類に分離する^[2-1]。一つは溶接継手の構造部材の配置によって生じる構造不連続に起因する応力上昇効果である。もう一つは溶接止端のような溶接ビードの局部的切欠きによる非線形ピーク応力である。公称応力に前者を加えた応力は「構造的応力」と呼ばれ、実際に生じている応力から局部的切欠きによる応力集中を除いたものである。

$$(\text{実際の応力}) = (\text{構造的応力}) \times (\text{局部的切欠きによる応力集中係数})$$

$$(\text{構造的応力}) = (\text{公称応力}) \times (\text{構造不連続による応力集中係数})$$

構造的応力を用いる疲労強度評価手法は「ホットスポット応力（形状応力）アプローチ」と呼ばれる。ホットスポット応力アプローチは、構造不連続に起因する応力上昇効果を考慮した疲労強度評価手法である。船舶などの大型構造物では、溶接全線に渡る溶接止端の局部的切欠き形状を計測することは非現実的であり、これらの局部的切欠きの効果はバラツキとして統計的に扱い、各部材の強度設計は構造的応力を用いて行われていることもあり、ホットスポット応力アプローチを採用した。

ホットスポット応力アプローチでは、突合せ溶接継手や荷重非伝達型横すみ肉溶接継手のような荷重に直交する方向に不連続部を持たない構造部材は、応力集中係数 K_t がほぼ 1.0 となる基礎継手と見なせる。

一方、面外ガセットすみ肉溶接継手は不連続部を持ち、構造的応力集中が発生する。ホットスポット応力を決定する手法は複数有るが、本研究では、旧社団法人日本造船研究協会（現一般社団法人船舶技術研究協会）第 202 研究部会（SR202）で推奨される SR202B 法^[2-13, 2-14]を採用した。

引張荷重が加わった状態の面外ガセットすみ肉溶接継手試験片の中心線上の応力分布を Fig.2-3 に示す。横軸は溶接止端からの距離を表し、縦軸は公称応力により無次元化した軸方向応力である。図中○印は測定値、●印は測定値の最適合線上の計算値である。SR202B 法では、ホットスポット応力の定義は記されているが、ひずみゲージによる計測位置は

UKDn^[2-15]のように明確に規定されているわけではない。SR202B 法が決定される際に参考とされた従来研究の一つ^[2-16]に計測応力の一例が記載されているが、なるべく細かい間隔が推奨され、本研究と同じゲージ間隔 2mm が採用されているものの、最適線の導出方法については明確にされていない。本研究では、最小二乗誤差が最も少なくなる計測値の最適線として二次関数近似を用いた。SR202B 法に基づくホットスポット応力に対応した応力集中係数は、溶接止端部からの距離が、板厚の 0.5 倍及び 1.5 倍の二箇所の位置における応力の値を用いて溶接止端部へ外挿することにより計算される。よって、板厚 2mm の場合では溶接止端からの距離が 1mm および 3mm の二箇所、板厚 10mm の場合では溶接止端からの距離が 5mm 及び 15mm の二箇所の最適線上の応力を用いた溶接止端への外挿から、 K_t の値として、板厚 2mm では 1.56、板厚 10mm では 1.25 が得られた。Fig.2-3 中に外挿線を示す。

なお、各継手すべて公称破断応力は、母材の公称破断応力と同程度もしくは上回り、静的強度については、特に溶接部における強度低下を考慮する必要がないことを確認した^[2-17]。

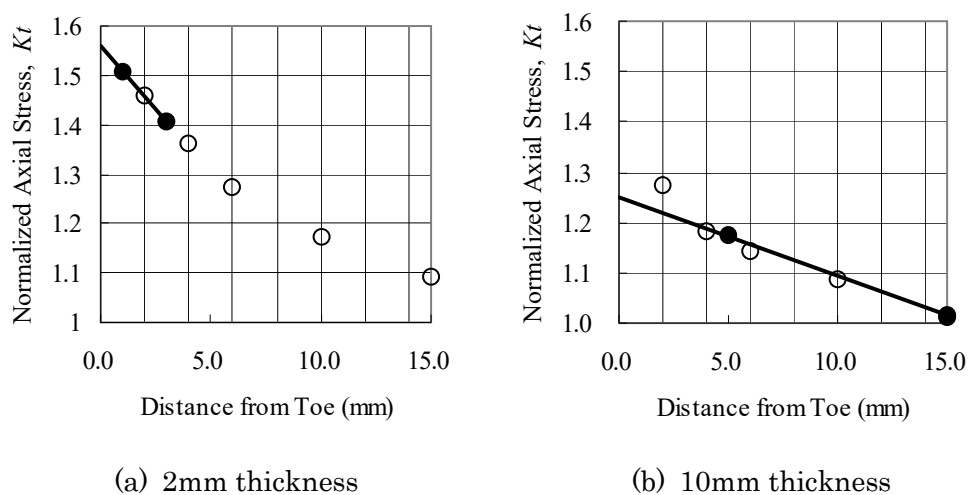


Fig. 2-3 Axial stress distribution in a longitudinal fillet welded specimen (LL)

2.3.2 残留応力計測

Fig.2-4 に各試験片の中心線上の残留応力分布の計測結果を示す。突合せ溶接継手と荷重非伝達型横すみ肉溶接継手においては、止端から 25mm 及び 70mm 離れた箇所の残留応力は、計測誤差範囲内ではほぼ 0 であった。5 素子ひずみゲージ及び止端から 15mm の計 6 箇所の計測値を線形近似して外挿すると、半分以上の試験片では溶接止端から 20mm 付近で既に残留応力が 0 になっていると考えられる。そこで、止端から 0mm~15mm 区間での残留応力が低減する傾きをより正確に評価するため、止端から 25mm 及び 70mm は除外し、5 素子ひずみゲージ及び止端から 15mm の計 6 箇所の計測値を線形近似して外挿することにより、溶接止端での値とした。一方、面外ガセットすみ肉溶接継手においては、止端から 70mm 離れた箇所の残留応力は、計測誤差範囲内ではほぼ 0 であるものの、止端から 25mm 離れた箇所の残留応力は、止端から 15mm 離れた箇所の 70%程度の値を有していた。更に止端から 2mm 離れた箇所の残留応力は、止端から 4mm 離れた箇所の残留応力より 30%程度増加しており、止端近傍ほど残留応力の増加分が大きい。よって、止端近傍ほど変化分が大きく、止端から離れるほど変化分が小さくなる傾向を表すため、近似式として二次式を用いることとした。5 素子ひずみゲージ、止端から 15mm 及び 25mm の計 7 箇所の計測値を二次式近似して外挿することにより、溶接止端での値とした。なお、圧延方向と圧延垂直方向の両方向について実施した突合せ溶接継手と荷重非伝達型横すみ肉溶接継手に関しては、計測値の違いは、Fig. 2-4 で示されるように計測精度によるばらつきの範囲内であると判断し、圧延方向と圧延垂直方向の計測値の平均値とした。

その結果、試験片中心線上溶接止端の残留応力は、突合せ溶接継手では、37.5MPa (板厚 2mm) および 92.9MPa (板厚 10mm)、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手では、70.9MPa (板厚 2mm) および 66.8MPa (板厚 10mm)、面外ガセットすみ肉溶接継手では、181MPa (板厚 2mm) および 240MPa (板厚 10mm) であった。弛緩法による残留応力計測では作用外力は発生しておらず、内的応力平衡の観点から最終状態が規定されるため、構造的応力 (ホ

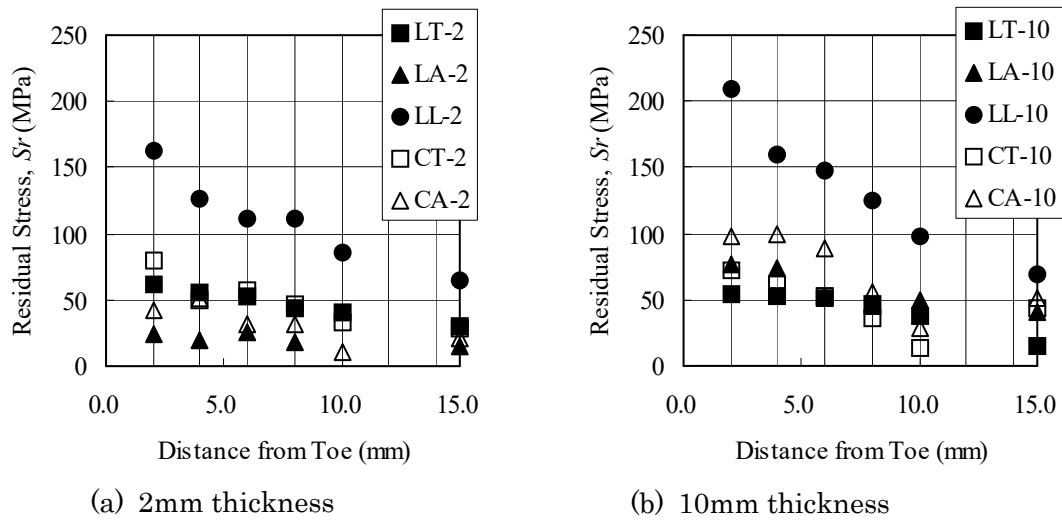


Fig. 2-4 Residual stress distribution in the five types of welded joint

ットスポット応力) や非線形ピーク応力による寄与分は発生していない。

2.4 疲労試験結果及び考察

疲労試験の結果をまとめて Table 2-4 および Table 2-5 に示す。表には、試験片番号 (主板的の方向および母材または継手の種類を示す: Table 2-2 および Fig.2-1 参照)、負荷公称最大応力 (応力比 0 であるため公称応力範囲に等しい)、破断までの回数および疲労き裂発生箇所が示されている。Table 2-4 および Table 2-5 には疲労き裂が発生する前に、 10^7 回に到達して中断した試験片は Run out、 10^7 回未満で平滑部ではなく掴み部で破断し、試験の継続が困難となった試験片は Continue として併せて示している。

2.4.1 解析手法

米軍標準ミルハンドブック第 5 法 (MIL-HDBK-5J) [2-4] では、S-N 関係は以下の(2-2)式で定義される等価応力 S_{eq} によって表されるため、寿命 N と S_{eq} との関係式は(2-3)式となる†。

† IIW 推奨[2-1]の S-N 曲線 $\Delta S^m N = C$ のパラメータは(2-3)式から以下のように決定される。
 $n = -1/\beta$, $\log(C) = -\alpha / \beta - \{(1-m)/\beta\} \log(1-R)$

Table 2-4 Fatigue test results in 2 mm thickness specimens

Specimen Number	Maximum Applied Stress S _{n,max} (MPa)	Number of Cycles to Failure	Crack Initiation Point	Specimen Number	Maximum Applied Stress S _{n,max} (MPa)	Number of Cycles to Failure	Crack Initiation Point
L-1	Reserve			C-8	259.2	189,000	Base Metal
L-2	234.2	265,213	Base Metal	C-9	252.0	244,980	Base Metal
L-3	189.6	2,633,711	Base Metal	C-10	216.0	2,874,252	Base Metal
L-4	211.9	7,228,036	Base Metal	C-11	240.8	943,355	Base Metal
L-5	178.4	8,460,400	Base Metal	C-12	237.6	380,300	Base Metal
L-6	223.0	231,740	Base Metal	C-13	Tensile test		
L-7	Tensile test			CB-1	221.4	2,640,835	Base Metal
L-8	200.7	499,850	Base Metal	CB-2	209.1	535,666	Base Metal
L-9	156.1	10,000,000	Run Out	CB-3	172.2	9,259,210	Continue
L-10	211.9	166,785	Base Metal	CB-4	221.4	129,860	Weld Toe
L-11	223.0	604,796	Base Metal	CB-5	230.0	105,510	Weld Toe
L-12	182.2	4,299,362	Base Metal	CB-6	Tensile test		
L-13	Tensile test			CB-7	196.8	7,746,671	Continue
LB-1	168.0	1,240,146	Base Metal	CB-8	Reserve		
LB-2	Residual Stress Measurement			CB-9	Tensile test		
LB-3	160.0	4,044,990	Continue	CB-10	209.1	120,002	Weld
LB-4	160.0	Not in time for 56th IIW		CB-11	184.5	318,616	Weld
LB-5	176.0	1,213,610	Base Metal	CB-12	Residual Stress Measurement		
LB-6	160.0	1,153,690	Weld	CB-13	196.8	3,191,404	Continue
LB-7	Tensile test			CB-14	184.5	10,000,000	Run Out
LB-8	Tensile test			CT-1	Reserve		
LB-9	Reserve			CT-2	149.5	4,213,944	Weld Toe
LB-10	192.0	147,130	Weld	CT-3	218.5	188,779	Weld Toe
LB-11	184.0	704,579	Base Metal	CT-4	241.5	142,287	Weld Toe
LB-12	200.0	95,956	Weld	CT-5	184.0	6,609,800	Continue
LB-13	192.0	213,337	Weld	CT-6	230.0	217,480	Weld Toe
LB-14	152.0	1,734,430	Weld Toe	CT-7	Tensile test		
LT-1	Residual Stress Measurement			CT-8	Tensile test		
LT-2	167.0	675,006	Weld Toe	CT-9	207.0	678,560	Weld Toe
LT-3	151.1	3,758,990	Continue	CT-10	184.0	5,837,100	Base Metal
LT-4	151.1	10,000,000	Run Out	CT-11	172.5	520,930	Weld Toe
LT-5	190.8	568,020	Weld Toe	CT-12	195.5	451,247	Weld Toe
LT-6	159.0	1,779,160	Weld Toe	CT-13	Residual Stress Measurement		
LT-7	Tensile test			LL-1	Residual Stress Measurement		
LT-8	Tensile test			LL-2	87.2	10,000,000	Run Out
LT-9	174.9	700,610	Weld Toe	LL-3	114.5	447,552	Weld Toe
LT-10	151.1	4,607,380	Weld Toe	LL-4	103.6	346,169	Weld Toe
LT-11	182.9	520,647	Weld Toe	LL-5	103.6	752,370	Weld Toe
LT-12	198.8	247,922	Base Metal	LL-6	109.0	453,840	Weld Toe
LT-13	Reserve			LL-7	Tensile test		
C-1	Reserve			LL-8	Tensile test		
C-2	273.6	181,319	Base Metal	LL-9	119.9	155,380	Weld Toe
C-3	244.8	1,210,226	Base Metal	LL-10	98.1	10,000,000	Run Out
C-4	244.8	619,843	Base Metal	LL-11	98.1	441,284	Weld Toe
C-5	230.4	10,000,000	Run Out	LL-12	92.7	1,116,913	Weld Toe
C-6	288.0	78,020	Base Metal	LL-13	Reserve		
C-7	Tensile test						

Table 2-5 Fatigue test results in 10 mm thickness specimens

Specimen Number	Maximum Applied Stress $S_{n,max}$ (MPa)	Number of Cycles to Failure	Crack Initiation Point	Specimen Number	Maximum Applied Stress $S_{n,max}$ (MPa)	Number of Cycles to Failure	Crack Initiation Point
L-1	Tensile Test			C-6	294.0	666,000	Base Metal
L-2	Tensile Test			C-7	288.9	757,190	Base Metal
L-3	287.3	47,870	Base Metal	C-8	273.7	369,550	Base Metal
L-4	255.4	468,070	Base Metal	C-9	263.6	7,714,430	Base Metal
L-5	239.4	1,062,560	Base Metal	C-10	Reserve		
L-6	231.5	1,174,710	Base Metal	CB-1	Tensile test		
L-7	271.4	153,021	Base Metal	CB-2	Instration Failure		
L-8	223.5	1,604,601	Base Metal	CB-3	280.3	86,350	Weld
L-9	215.5	6,457,840	Base Metal	CB-4	204.0	7,946,640	Weld Toe
L-10	207.5	6,618,630	Base Metal	CB-5	204.0	545,340	Weld
L-11	Reserve			CB-6	Residual Stress Measurement		
LB-1	Tensile test			CB-7	Tensile test		
LB-2	183.2	893,460	Base Metal	CB-8	235.4	1,129,840	Weld Toe
LB-3	176.4	10,000,000	Run Out	CB-9	219.7	2,721,530	Base Metal
LB-4	203.6	889,680	Weld	CB-10	266.8	292,640	Weld Toe
LB-5	217.1	552,240	Base Metal	CB-11	251.1	534,280	Weld Toe
LB-6	Residual Stress Measurement			CB-12	Reserve		
LB-7	Tensile test			CT-1	Tensile test		
LB-8	230.7	201,823	Base Metal	CT-2	142.6	833,690	Weld Toe
LB-9	190.0	1,384,232	Base Metal	CT-3	190.2	179,550	Weld Toe
LB-10	190.0	1,432,725	Base Metal	CT-4	154.5	579,440	Weld Toe
LB-11	183.2	2,545,390	Base Metal	CT-5	130.7	780,850	Weld Toe
LB-12	Reserve			CT-6	107.0	10,000,000	Run Out
LT-1	Tensile test			CT-7	Residual Stress Measurement		
LT-2	102.3	2,233,310	Weld Toe	CT-8	118.9	10,000,000	Run Out
LT-3	111.6	1,245,110	Weld Toe	CT-9	130.7	2,993,640	Weld Toe
LT-4	93.0	10,000,000	Run Out	CT-10	Reserve		
LT-5	167.4	234,200	Weld Toe	CT-11	Tensile test		
LT-6	186.0	148,060	Weld Toe	LL-1	Tensile test		
LT-7	Residual Stress Measurement			LL-2	86.5	574,250	Weld Toe
LT-8	176.7	123,150	Weld Toe	LL-3	100.2	390,630	Weld Toe
LT-9	130.2	597,260	Weld Toe	LL-4	109.3	291,890	Weld Toe
LT-10	Reserve			LL-5	127.5	106,080	Weld Toe
LT-11	Tensile test			LL-6	164.0	39,740	Weld Toe
C-1	Tensile test			LL-7	Residual Stress Measurement		
C-2	Tensile test			LL-8	91.1	1,307,520	Weld Toe
C-3	324.4	123,160	Base Metal	LL-9	82.0	10,000,000	Run Out
C-4	283.9	2,937,590	Base Metal	LL-10	Reserve		
C-5	304.1	269,610	Base Metal	LL-11	Tensile test		

$$S_{eq} = S_{max}(1-R)^m \quad (2-2)$$

$$\log S_{eq} = \alpha + \beta \log N \quad (2-3)$$

ここで、 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。

(2-2)式で定義される等価応力に基づく疲労強度評価手法はチタン合金や高強度アルミニウム合金などの航空機用材料（母材）を対象としており、溶接継手は取り扱っていない。しかし、船舶のような溶接構造物では、疲労損傷は溶接継手で発生し、溶接継手部の応力集中と残留応力の影響を受ける。この応力集中と残留応力の影響も考慮した等価応力により疲労挙動を評価する手法が、松岡により提案された[2-2], [2-3]。この手法は、溶接止端部の構造的応力に関して、継手形状の違いに起因する応力集中および残留応力の影響を考慮して疲労強度評価が可能である。

この修正法では、(2-2)式を書き直して(2-4)式とし、(2-5)式および(2-6)式で表される S_{max} と $S = S_{max} - S_{min}$ により応力集中と残留応力を考慮する。

$$\begin{aligned} S_{eq} &= S_{max}(1-R)^m \\ &= S_{max}(S_{max}/S_{max}-S_{min}/S_{max})^m \\ &= S_{max}^{1-m}(S_{max}-S_{min})^m \\ &= S_{max}^{1-m}S^m \end{aligned} \quad (2-4)$$

$$S_{max} = K_t S_{n,max} + S_r \quad (2-5)$$

$$S = K_t(S_{n,max} - S_{n,min}) \quad (2-6)$$

ここで、 $S_{n,max}$ は負荷した公称最大応力、 $S_{n,min}$ は負荷した公称最小応力である。また、本研究では、ホットスポット応力アプローチを用いるため、 S_{max} は最大ホットスポット応力、 S_{min} は最小ホットスポット応力、 K_t は構造的応力集中係数、 S_r はホットスポット位置における残留応力である。

なお、修正法は、 $K_t=1$ のオリジナルの手法も包括しており、応力集中のない状態から適用可能である。また、修正法では K_t としてホットスポット応力と有効切欠き応力のどちらも取り扱い可能であるが、2.3.1 で言及したとおり、本論文ではホットスポット応力アプローチを採用した。

鋼溶接継手の場合、一般には、残留応力の原因となる残留塑性ひずみは、降伏ひずみにより上限が制限されるため、 S_{max} には降伏応力による上限がある[2-2]。しかし、明白な降伏点を持たないアルミニウム合金では、 S_{max} に上限を設定できない[2-19]。同様に、工業用純チタンも明白な降伏点を持たないため、文献[2-19]に従って、(2-5)式の S_{max} に上限を設けないものとした。

2.4.2 疲労き裂の起点が溶接止端部または溶接金属部の場合

疲労き裂の起点が溶接止端部または溶接金属部で発生した試験片の結果を Fig.2-5 に示す。ただし、疲労き裂の起点が、母材部の試験片については母材試験片の結果と併せて取り扱うこととし、2.4.3 において後述する。

溶接金属部からき裂が発生した場合の疲労強度（負荷公称最大応力または公称応力範囲）は、溶接止端部からき裂が発生した場合に比べて小さい。その理由は、本検討の範囲では破面観察を行っていないので明言できないが、融合不良等の溶接欠陥が存在した可能性が考えられる。なお、以下に続く、生存確率線の導出においては、正確な残留応力や溶接欠陥による応力集中の影響が不明であるため、溶接金属部からき裂が発生した試験片は含めない

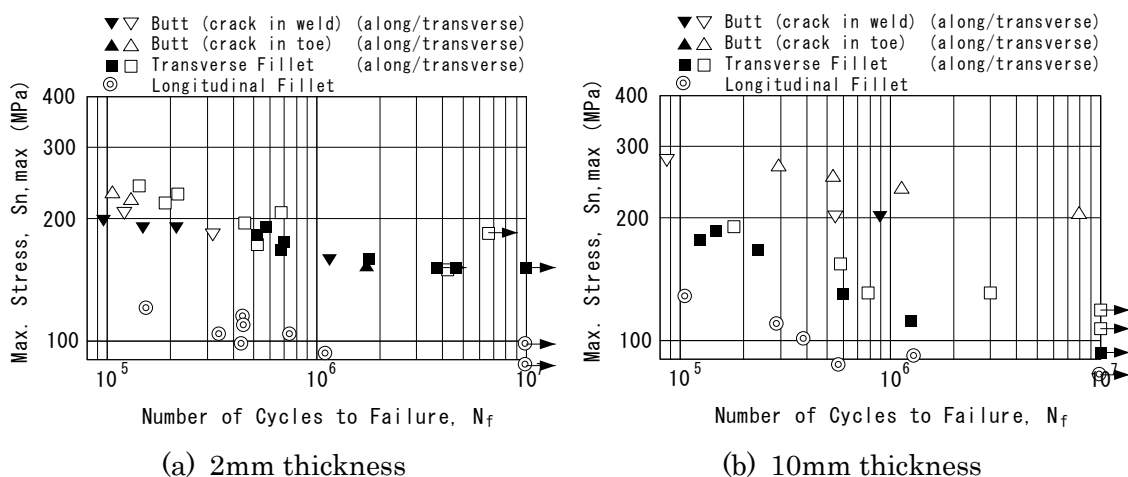


Fig. 2-5 Fatigue test results obtained from welded joints that failed from the weld toe or the weld expressed in terms of the maximum nominal stress $S_{n,max}$.

こととし、溶接止端部からき裂が発生した試験片について行った。ここで、生存確率線とは、例えば 50%や 97.5%の確率で試験片が破断に至る下限の破断寿命であり、疲労強度設計では一般的に 97.5%生存確率線が上限の許容設計強度として用いられる。

2.3.1 および 2.3.2 で前述した通り、突合せ溶接継手と荷重非伝達型横すみ肉溶接継手においては、構造的応力集中係数 K_t を 1.0 とし、残留応力 S_r は前述の測定結果より、突合せ溶接継手では、37.5MPa (板厚 2mm) および 92.9MPa (板厚 10mm)、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手では、70.9MPa (板厚 2mm) および 66.8MPa (板厚 10mm) とした。面外ガセットすみ肉溶接継手においては、 K_t を 1.56 (板厚 2mm) および 1.25 (板厚 10mm) とし、 S_r は、181MPa (板厚 2mm) および 240MPa (板厚 10mm) とした。これらの値を用いて、疲労き裂の起点が溶接止端部で発生した試験片の結果を解析した。 S_{max} と S は(2-5) および(2-6)式により計算した。係数 m 、 α 、 β を最小二乗法により決定した。その結果を Table2-6 に示す。

Table 2-6 Coefficient m , α and β in equations 3-2 and 3-3

Thickness	2 mm	10 mm	10 mm
Joint type	B, T, L	B, L	T
m	0.673	0.0437	0.000
α	3.14	2.96	3.16
β	-0.143	-0.074	-0.145
$\sigma(\alpha)$	0.0384	0.0229	0.0456

$\sigma(\alpha)$ は、試験結果から計算された m 、 α および β を S_{eq} - N 関係式(2-3)式に適用することにより得られた N の常用対数と、試験結果 N の常用対数との差の標準偏差である。

Fig. 2-5 で示された負荷公称最大応力 $S_{n,max}$ (応力比 0 であるため公称応力範囲に等しい) による試験結果を、等価応力 S_{eq} により表記し直すと Fig. 2-6 となる。実線は、(2-3)式による 50%生存確率線、一点鎖線は、実線から N の常用対数に対して 2 標準偏差減じて計算された 97.5%生存確率線である。Fig.2-5 と Fig.2-6 を比較すると、松岡らの手法は、工業用

純チタンの各種溶接継手から得られる試験結果の多くを関連づけるのに有効であることが確認できる。しかしながら、板厚 10mm の試験片においては、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手試験片の結果のみ、板厚 2mm の各種試験片のすべての結果から得られた生存確率線とよい相関を示しているが、突合せ溶接継手および面外ガセットすみ肉溶接継手の結果は互いにはよい相関を示すものの、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手の結果とは相関を示していない。その理由は、本検討の範囲では明確でないが、例えば、板厚が厚くなるにつれホットスポット応力や残留応力の板厚方向の分布が継手形状毎に異なるが、今回の試験では板厚方向分布までは計測できておらず、板厚方向には一定として取り扱っているなどの理由が考えられる。鋼の場合は、溶接止端表層の残留応力値のみで、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ている[2-18]が、hcp 構造の工業用純チタンのき裂伝播に及ぼす板厚方向の残留応力分布の影響など、今後の詳細な評価が必要である。

なお、本章で取り扱う疲労強度は破断寿命のみであるが、文献[2-2]によると、最大応力の影響は疲労き裂発生寿命に対して大きく、破断寿命に対して少ないことから、両者の差である疲労き裂伝播寿命に及ぼす最大応力の影響は、破断寿命に対するよりもさらに少ないと考えられ、応力範囲基準で疲労き裂発生寿命と破断寿命が統一的に評価できる、とされてい

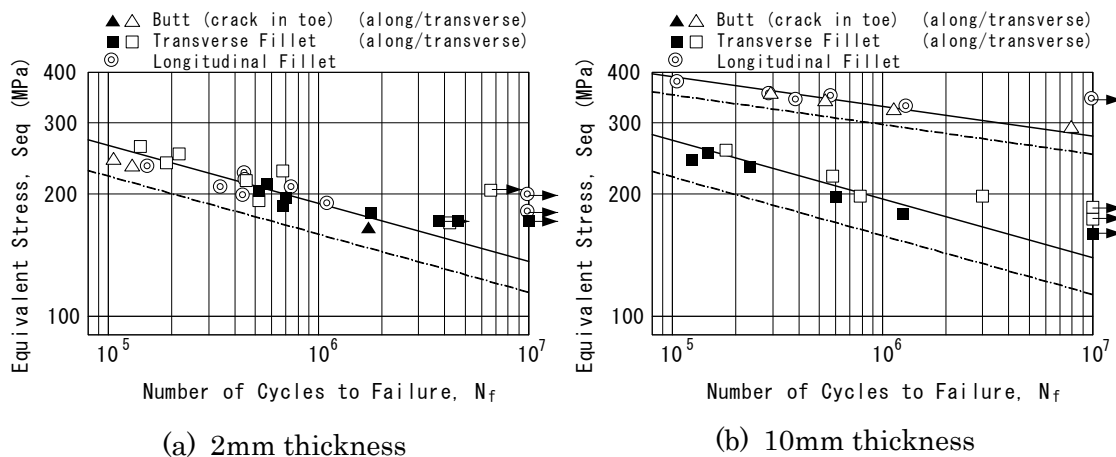


Fig. 2-6 Fatigue test results obtained from welded joints that failed from the weld toe expressed in terms of the equivalent stress range S_{eq} .

る。また、溶接止端処理をした異なる板厚の荷重非伝達型横すみ肉溶接継手を対象とする文献[2-18]でも同様の傾向が確認されている。よって、鋼の場合、等価応力 S_{eq} による S-N 線図での破断寿命とき裂発生寿命による違いは、S-N 線図の標準偏差では、き裂発生寿命の方が 2 割程度大きくなるものの、S-N 線図の傾きでは、破断寿命が 1%程度急勾配になる程度でほぼ同じであり、定性的には有意な差は無いといえる。一方、工業用純チタンの場合、板厚 10mm では前述の通り、継手の構造詳細の違いにより、破断寿命では異なる相関を示しているため、破断寿命に占めるき裂発生寿命とき裂伝播寿命を区別した、今後の詳細な評価が必要である。

2.4.3 疲労き裂の起点が母材部の場合

応力集中や残留応力のない母材試験片では、等価応力は負荷応力範囲に等しく、今回の試験では応力比 $R=0$ であるため、負荷公称最大応力に等しい。また、2.4.2 で言及した通り、試験片の種類としてはいずれかの溶接継手ではあるが、疲労き裂の起点が、溶接止端部または溶接金属部ではなく、熱影響部を含む溶接部から十分に離れた母材部で発生した試験片についても併せて取り扱うこととした。これらの疲労き裂発生箇所は極微細な加工傷であった。疲労き裂の起点は溶接部から離れているが、厳密には若干の溶接残留応力は存在すると考えられる。しかし、溶接止端からビード幅の二倍以上の距離は離れており、溶接による塑性ひずみ発生領域外と見なせるため、その値は溶接止端部に比べると十分小さいと考えられるので、残留応力は無視し、母材試験片と同様に、疲労き裂起点での応力集中と残留応力はないとし、等価応力が負荷応力範囲または負荷公称最大応力に等しいとした。

疲労き裂が母材部で発生した試験片の結果を Fig.2-7 に示す。図中には、2.4.2 において、溶接止端部を疲労き裂の起点とする溶接継手試験片の結果から得られた、50%生存確率線を実線で、97.5%生存確率線を一点鎖線で併せて示す。ただし、板厚 10mm においては二種類の相関が得られたので、強度の低い方（安全側）の生存確率線とした。更に、Table 2-1

で示した母材の 0.2%耐力を二点鎖線で併せて示す。強度の高い方が圧延垂直方向、強度の低い方が圧延方向である。母材試験片の疲労試験からは、異方性による母材耐力の違いを反映して、圧延方向より圧延垂直方向の方が疲労強度も大きいという結果が得られた。この異方性の傾向は、疲労き裂が母材部で発生した溶接継手試験片の結果においても同様であった。一方、2.4.2 で示された疲労き裂の起点が溶接止端部で発生した溶接継手試験片では、異方性による母材耐力の違いの影響を受けない結果となった。すなわち、異方性の影響は、疲労き裂の起点が溶接止端部の場合と母材部の場合で異なる傾向となった。この傾向は、後述する第 4 章の母材の疲労強度評価において、実験的に明らかにしたが、現象の解明には至らなかった、「平滑材の疲労限度及び切欠材の有限寿命域の疲労強度には異方性が見られるものの、切欠材では、疲労限度には異方性が見られなかった」という現象に関連性が見られる。すなわち、疲労き裂の起点が溶接継手ではあるが母材部の場合は、母材の平滑材に類似し、疲労強度に異方性が見られるものの、疲労き裂の起点が溶接止端部の場合は、有限寿命域の疲労強度においても、応力集中が生じる母材の切欠部の疲労限度と同様に異方性が見られなかった。疲労強度に及ぼす応力集中と異方性の影響の現象の解明及び定量評価に関しては今後の課題とする。

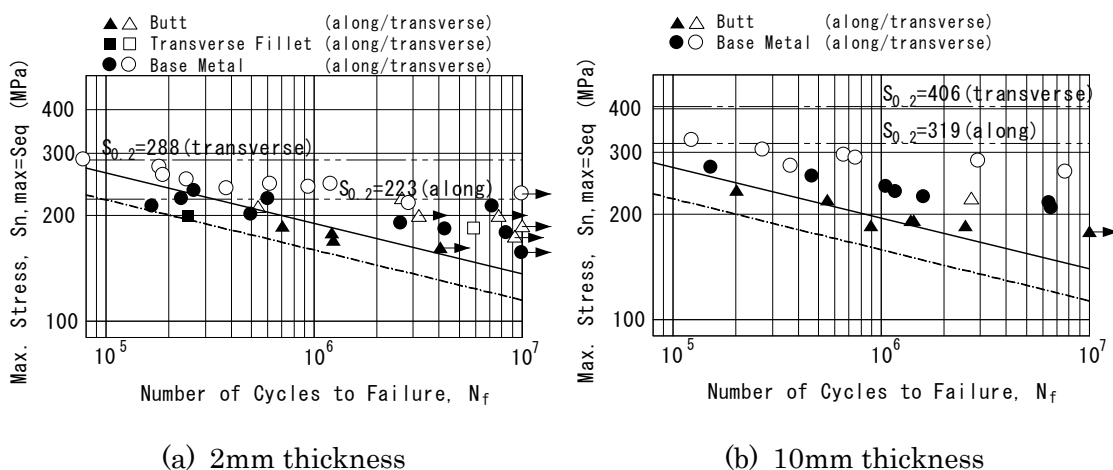


Fig. 2-7 Fatigue test results obtained from specimens that failed in base metal expressed in terms of the equivalent stress range S_{eq} .

疲労き裂の起点が母材部であるすべての試験結果は、等価応力で判断すれば、溶接止端部を疲労き裂の起点とする溶接継手試験片の結果から得られた S_{eq} - N 関係の 97.5%生存確率線を上回っていた（図中で一点鎖線より上方であることを意味する）。よって、この生存確率線を与える S_{eq} - N 関係を疲労き裂の起点が母材部である試験結果に適用した場合でも、安全側の評価となる。

2.4.4 工業用純チタン溶接継手の疲労強度

Fig.2-8 に文献[2-13]における鋼溶接継手と本章で得られた工業用純チタン溶接継手の疲労強度の比較を示す。ただし、工業用純チタンの場合は溶接止端部から疲労き裂が発生した試験結果から得られた 97.5%生存確率線で、母材部または溶接ボンド部から疲労き裂が発生した試験結果は含まれていない。なお、鋼溶接継手の場合も工業用純チタンの場合と同様に、(2-2)式から(2-6)式に基づく等価応力により応力集中と残留応力の影響は考慮されている。両者の違いは、鋼の場合は S_{max} に降伏応力の上限が設けられていることのみである。図中の FS は疲労強度を意味している。実線および一点鎖線は、前者が板厚 2mm の場合、後者が板厚 10mm の場合の工業用純チタンの 97.5%生存確率線を示している。点線は鋼の 97.5%生存確率線を示す。JIS

H4600 TP340 工業用純チタンの 0.2%耐力規格下限値も併せて示す。

公称最大応力が 0.2%耐力規格下限値以下である高サイクル疲労の場合では、工業用純チタンの突合せ溶接継手、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手、面外ガ

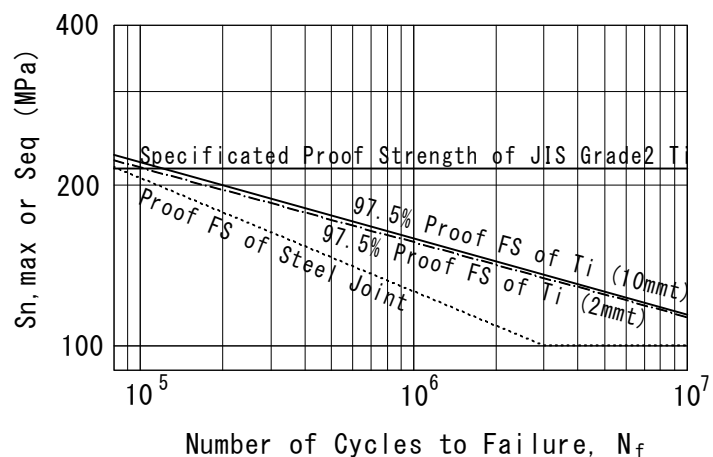


Fig. 2-8 Comparison between the fatigue strengths of titanium and steel welded joints.

セットすみ肉溶接継手の疲労強度は鋼の場合より大きい。構造的応力集中や高い残留応力が存在する面外ガセットすみ肉溶接継手においても、2.4.1の松岡らによる等価応力を用いた $S_{eq}-N$ 関係では、同様の傾向を示している。よって、規格耐力を上限とする範囲においては、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないといえる。

ところで、溶接継手のような切欠きのある部材の疲労強度は、切欠き底の応力振幅によって支配されるため、切欠き底の局部応力 $\Delta\sigma$ により疲労強度が推定できる^[2-20]。すなわち、一般的に材料の弾性係数に比例する。しかし、本研究で取り扱った範囲では異なっており、工業用純チタンの弾性係数は鋼の約半分であるが、特に長寿命領域において、工業用純チタンの疲労強度は鋼の疲労強度より大きくなった。その理由の一つとして考えられるのは、溶接方法の違いによる溶接止端形状の違いに起因する異なる非線形ピーク応力が挙げられる。2.3.1で示した通り、局部的切欠きの効果はバラツキとして統計的に扱い、各部材の強度設計は構造的応力を用いて行われていることもあり、ホットスポット応力アプローチを採用した。一方で、Fig.2-8において、点線で示される鋼の場合の疲労強度は、炭酸ガスアーク溶接による試験片から得られた結果であるのに対して、実線または一点鎖線で示される本研究で得られた工業用純チタンの生存確率線は、TIG溶接による試験片から得られた結果である。TIG溶接部は、炭酸ガスアーク溶接部やMIG溶接部より止端部の形状は滑らかで、疲労特性は優れている。炭酸ガスアーク溶接やMIG溶接された溶接部の疲労強度向上技術としてTIG再溶融が用いられており、2010年版IIW溶接後疲労強度改善処理の指針^[2-21]においては、約25%増の設計強度が認められている。これは、TIG溶接部の方が止端形状が滑らかなため、局部的切欠きの効果であるバラツキが小さくなるためである。よって、Fig.2-8において鋼と工業用純チタンを直接比較することは、非線形ピーク応力の影響が考慮されていないため、厳密には有効ではなく、鋼の炭酸ガスアーク溶接継手またはMIG溶接継手と、工業用純チタンのTIG溶接継手についての比較であることに注意しなければな

らない。なお、第 1 章で言及したとおり、工業用純チタンの MIG 溶接には継手品質に対する信頼性の問題が残されている。しかしながら、MIG 溶接の溶接速度は TIG 溶接の 3 倍以上で、船舶などの大型構造物の溶接では、鋼の場合 MIG 溶接が主流であり、工業用純チタンにおいても MIG 溶接が必要である。鋼と工業用純チタンの炭酸ガスアーク溶接または MIG 溶接による直接比較は、工業用純チタン MIG 溶接の実用化の動向を見据えながら、今後の課題とする。

2.5 結言

JIS H4600 TP340 C/H 工業用純チタンの板厚 2mm および 10mm の圧延材を用いた溶接継手の疲労強度について検討し、以下の結果を得た。

- 1) 修正ミルハンドブック第 5 法の等価応力概念を適用した疲労強度評価により、高サイクル疲労領域において、工業用純チタン溶接継手の疲労強度は鋼の場合より大きいことが示された。よって、規格耐力を上限とする範囲においては、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことが提案できる。ただし、鋼の炭酸ガスアーク溶接または MIG 溶接と、工業用純チタン TIG 溶接という異なる方法で溶接された試験片を比較することにより得られた本結論の取り扱いには、注意しなければならない。
- 2) 修正ミルハンドブック第 5 法で定義される等価応力 S_{eq} を用いることにより、船体構造主要三継手における疲労き裂の起点が溶接止端部である試験結果では、破断寿命 N との S_{eq} - N 関係において、良い相関が得られた。ただし、板厚 10mm の突合せ溶接継手及び面外ガセットすみ肉溶接継手の S_{eq} - N 関係は、良い相関が得られた残りの S_{eq} - N 関係とは異なる相関となったが、安全側であった。よって、板厚 2mm などの薄板から構成される船体構造主要三継手の疲労試験結果から得られる S_{eq} - N 関係を設計疲労強度として提案できる。なお、板厚 10mm の一部の結果で相関を示さなかった理由は、本検

討の範囲では明確でなく、板厚方向の残留応力分布計測など、今後の詳細な評価が必要である。

- 3) また、疲労き裂の起点が溶接止端部である試験結果から得られる S_{eq} -N 関係は、母材試験片も含めた疲労き裂の起点が母材部である試験結果に適用した場合も安全側の評価を与え有効である。よって、船体構造主要三継手の疲労試験結果のみから得られる S_{eq} -N 関係を、母材を含む設計疲労強度として提案できる。

第 2 章 参考文献

[2-1] Hobbacher, A. F.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, 2nd ed., Springer: Switzerland, 2016

[2-2] 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、No.178、pp.513-522、1995

[2-3] Matsuoka, K. and Kobayashi, Y.: Influence of Maximum Stress on Fatigue Crack Initiation Life of Welded Steel Joints and Notched Steel Plates, Welding in the World, Vol.42, No.6, p18-24, 1999

[2-4] Department of Defense Handbook MIL-HDBK-5J: Metallic Materials and Elements for Aerospace Vehicle Structures, United States Department of Defense: Virginia, 2003

[2-5] JIS-H-4600:2012: チタン及びチタン合金一板及び条、日本規格協会：東京、2018

[2-6] ASTM-B348:2013: Standard Specification for Titanium and Titanium Alloy Bars and Billets, ASTM International: West Conshohocken, PA, 2013

[2-7] 一般財団法人日本海事協会編：鋼船規則・同検査要領 K 編 材料 L 編 艀装品 M 編 溶接 2019、一般財団法人日本海事協会：東京、2019

[2-8] JIS-H-4000:2014 アルミニウム及びアルミニウム合金の板及び条、日本規格協会：東京、2018

- [2-9] 神戸製鋼所：チタン（パンフレット）、pp.15（機械的性質）
- [2-10] JIS-Z-2273:1978: 金属材料の疲れ試験方法通則、日本規格協会：東京、2018
- [2-11] JIS Z3331:2011(ISO 24034:2005, Amd.1:2008(MOD)): チタン及びチタン合金溶接用の溶加棒及びソリッドワイヤ、日本規格協会：東京、2018
- [2-12] JIS-Z-2241:2011: 金属材料引張試験方法、日本規格協会：東京、2018
- [2-13] 社団法人日本造船研究協会第 202 研究部会：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、pp.6-7（研究概要）、pp.98-113（研究報告）、1991
- [2-14] 八木順吉、町田 進、富田康光、的場正明、川寄哲朗：ホットスポット応力基準による平板構造の疲労強度評価（第一報）、日本造船学会論文集、No.169、pp.311-318、1992
- [2-15] U.K. Department of Energy Offshore Installations: Guidance on design, construction and certification, Fourth edition, National government: London, 1990
- [2-16] 田村英樹：溶接継手の構造的応力集中の解析に関する簡易手法の提案、溶接学会論文集、Vol.6、pp.296-300、1988
- [2-17] 岩田知明、松岡一祥：チタンすみ肉溶接継手の強度、軽金属溶接構造協会誌、Vol.39、No.7、pp.335-341、2001
- [2-18] Iwata, T., Niwa, T., Tanaka, Y., Ando, T., Anai, Y.: Thickness Effect on Fatigue Strength of Welded Joint Improved by HFMI, 溶接学会論文集 No.34、pp.249-259、2016
- [2-19] 松岡一祥、上村 武、鎌田敬治：アルミニウム合金 A6N01 押出型材溶接継手の疲労強度とその改善法、日本造船学会論文集、No.176、pp.475-480、1994
- [2-20] 浅見克敏、橘内良雄：疲労－基礎と設計への展開 4.疲労に及ぼす影響因子 I（材料、切欠き、残留応力等の影響）、材料、Vol.35、pp.550-556、1986
- [2-21] Haagensen, P. J. and Maddox, S. J.: IIW Recommendations on Methods for Improving the Fatigue Strength of Welded Joints, Woodhead Publishing Limited: Cambridge, 2010

第 3 章 工業用純チタン突合せ溶接継手の疲労強度に及ぼす目違いの影響

3.1 緒言

2 章において、応力集中と残留応力の影響を考慮した等価応力概念を適用した疲労強度評価により、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことを提案した。しかしながら、現行の IIW 溶接継手疲労設計指針^[3-1]では、応力集中や残留応力を考慮する必要のない公称応力を用いた簡便な疲労強度評価が、主たる評価手法である。公称応力を用いる疲労強度評価においても、工業用純チタン突合せ溶接継手に鋼の IIW 溶接継手疲労設計指針を適用して安全側の評価を与えることを確認している^[3-2]が、公称応力を用いる場合、形状不正として目違いの影響を併せて評価する必要がある。そこで本章では、突合せ溶接継手の疲労強度に及ぼす目違いの影響を疲労試験に基づき評価した。板厚 6 mm の JIS 2 種工業用純チタン圧延材からなる目違いのある突合せ溶接継手に対して、比較対象としての母材と併せて疲労試験を行った。目違い量は 0, 1, 2, 3mm の 4 種類を適用した。工業用純チタンの疲労試験結果を、鋼の IIW 溶接継手疲労設計指針と比較することにより評価を行った。

3.2 実験方法

3.2.1 供試材

板厚 6 mm の工業用純チタン圧延材 (JIS H4600 TP340H) から試験片を加工した。高速船の船殻の平均的な厚さであるため、この板厚を選定した。Table 3-1 に、静的強度試験から得られた供試材の機械的特性を、ミルシート記載値並びに JIS2 種工業用純

チタン^[3-3]、ASTM Grade2 Titanium^[3-4]の規格値と併せて示す。Table3-1 で示すように、圧延方向の 0.2%耐力は圧延垂直方向の 0.76 倍であった。メーカーにより異なるものの、JIS2 種工業用純チタンの 0.2%耐力の異方性の実績平均の代表値は 15～20%程度とされており^[3-5]、24%である本供試材は、概ね一般的な異方性を示しているといえる。

Table 3-1. Mechanical properties.

	Direction	0.2% Proof strength $S_{0.2}$ (MPa)	Tensile strength S_u (MPa)	Elongation (%)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio
Tensile test results	Roll	293	420	35	106.3	0.340
Tensile test results	Cross	387	414	34	116.9	0.374
Mill sheet	Roll	285	441	33		
Mill sheet	Cross	306	446	35		
JIS TP340H		215=<	340-510	23=<		
ASTM Grade2		275-450	345=<	20=<		

3.2.2 試験片

疲労試験片の形状を Fig.3-1 に示す。圧延方向は、試験片の長手方向または長手方向と直交する方向の両方向で、それぞれ L または C で示す。また、B は突合せ溶接継手(butt-welded joints)を、A は母材を意味する。

溶接継手の疲労強度に及ぼす目違い量の影響を検証することを目的に、0, 1, 2, 3mm の 4 種類の目違いを有する突合せ溶接継手を準備した。これらを順に、B0, B1, B2, B3 と表記する。また、突合せ溶接継手の溶接部の溶込形状を Fig.3-2 に示す。溶接継手は手動 TIG 溶接で製作したため、溶接条件にばらつきがある。溶接材料はφ 1.6 またはφ 2.4 mm の JIS Z3331 YTB35 溶接棒であり、シールドガスとしてアルゴン (Ar) ガスを使用した。溶接条件を Table 3-2 に示す。B0 と B1 の継手は、開先側からのみ 4 パスで溶接した。一方、B2 と B3 の継手は、開先側からの 4 パス及び裏側からの 1 パスで溶接した。Table3-2 において、(upper)は開先側を、(lower)は裏側を表

している。き裂発生源となる試験片の平滑部と R 部は、切削による条こんを除去することにより、ばらつきを抑えるため、疲労試験の JIS 規格 JIS-Z-2273:1978^[3-6]では、320 番より細かい研磨布紙での研磨が指定されている。本研究ではこれに従い、エメリ一紙（800 番以上）で研磨した。

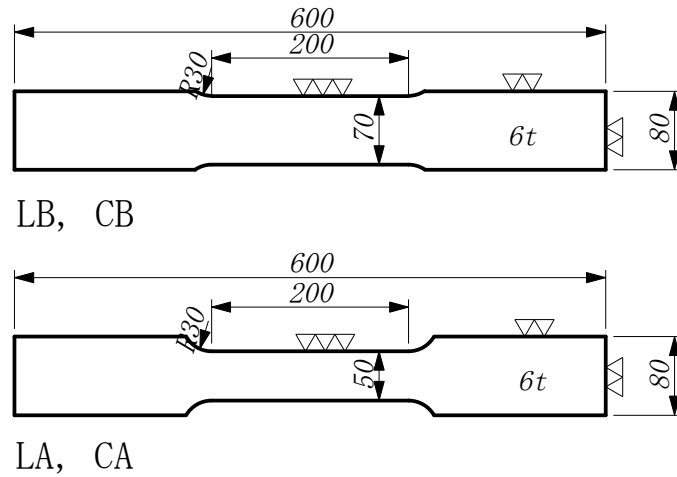


Fig. 3-1. Test specimens.

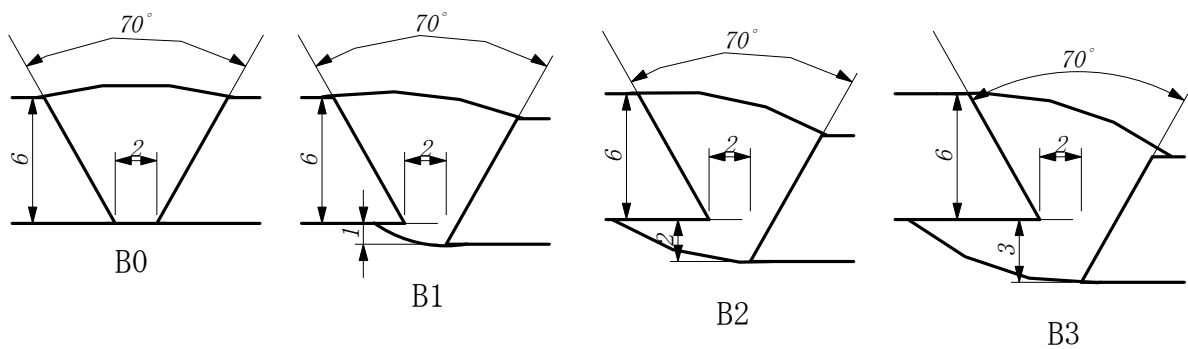


Fig. 3-2. Weld preparation dimensions of butt-welded joints.

Table 3-2. Welding conditions.

Joint type	Current (A)	Voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Heat input (kJ/m)
LB0(upper)	175	14.1	18.2	815
CB0(upper)	176	13.9	17.7	825
LB1(upper)	177	13.9	16.9	874
CB1(upper)	177	14.1	17.1	874
LB2(upper)	176	14.1	16.8	884
LB2(lower)	131	12.1	16.0	593
CB2(upper)	177	14.0	16.5	899
CB2(lower)	131	12.1	16.4	576
LB3(upper)	176	13.9	15.9	926
LB3(lower)	131	12.0	16.0	588
CB3(upper)	177	13.9	16.2	909
CB3(lower)	132	12.2	16.6	579

3.2.3 試験条件

10 種類のすべての試験片(LA, CA, LB0, CB0, LB1, CB1, LB2, CB2, LB3, CB3)について、引張試験と疲労試験を行った。うち、母材を除く 8 種類の溶接継手試験片(LB0, CB0, LB1, CB1, LB2, CB2, LB3, CB3)については、溶接部の目違いによる形状不正に起因する応力集中を評価するため、引張試験において、ひずみゲージを用いた溶接部近傍の応力分布計測を行った。また、これら 8 種類の溶接継手試験片においては、弛緩法により残留応力計測を行った。疲労試験は、20 トン油圧サーボ疲労試験機を用い正弦波の荷重制御とした。疲労試験において、応力比 $R=0$ 、周波数 5Hz とした。疲労試験は JIS 規格に準じた^[3-6]。ただし、溶接継手の場合は、疲れ限度を設定することができないとして取り扱われることが一般的となっており^[3-1]、試験本数並びに試験期間の制約から、疲れ限度付近の応力段階間隔並びに応力段階毎の試験本数は減じて実施した。試験を打切る繰返し数は、規格に準じて 10^7 回とした。

3.2.4 IIW による形状不正の評価方法^[3-1]

IIW 溶接継手疲労設計指針では、板厚が異なる場合を含む平板や荷重伝達型十字

継手などの目違い及び角度不正について、評価式及び形状不正に起因する応力割増し係数 k_m が規定されている。形状不正に起因する応力割増し係数 k_m としては、継手の種類及び評価手法アプローチ毎に、S-N 線図において既にばらつきとして含まれている考慮済応力割増し係数 $k_{m, alreadycovered}$ が規定されており、評価式から算出される $k_{m, calculated}$ をそのまま評価に用いるのではなく、考慮済分を除いた有効応力割増し係数 $k_{m, eff} = k_{m, calculated} / k_{m, alreadycovered}$ を用いて評価が行われる。

目違い量 e 、板厚 t の時、目違いによる応力割増し係数の評価値は以下の式で表される [3-1]。

$$k_{m, calculated} = 1 + \lambda \times (e \times l_1) / (t \times (l_1 + l_2)) \quad (3-1)$$

ここで、 λ は拘束度に依存する係数で、荷重点が溶接部から十分に離れた本試験条件における非拘束継手の場合は $\lambda = 6$ である。 l_1 と l_2 は荷重点から溶接部までの距離である。

本研究では、評価手法としてホットスポット応力アプローチを採用することにしたため、形状不連続に起因するホットスポット応力を実験的に計測した。考慮済応力割増し係数 $k_{m, alreadycovered}$ の影響を除いた有効応力集中係数として、 $K_{t, eff} = K_{t, measured} / k_{m, alreadycovered}$ と定義してホットスポット応力を計算し、疲労強度評価を行った。

3.3 試験結果

3.3.1 引張試験結果

Table 3-3 に引張試験結果を示す。目違い量・方向が同一の条件毎にそれぞれ二本の引張試験を行い、平均値を求めた。表中 3 列目に示す公称引張強度は、圧延直交方向より圧延方向の方が 10MPa ほど高いが目違いの影響は受けていないことが確認できる。しかしながら、表中 1 列目に示す局所応力が 0.2%耐力を上回る公称応力ベースの

外力の最小値は目違い量や圧延方向により傾向が異なり、以下の通りであった。試験片長手方向が圧延方向の場合の 0 及び 1 mm の目違いのある試験片 (LB0 及び LB1) では、0.2 %耐力の規格下限値 215MPa にほぼ等しく、試験片長手方向が圧延直交方向の場合の 0 及び 1 mm の目違いのある試験片 (CB0 及び CB1) では、0.2 %耐力の規格下限値 215MPa より 25%ほど高かった。一方、試験片長手方向が圧延方向の場合の 2 及び 3 mm の目違いのある試験片 (LB2 及び LB3) では、0.2 %耐力の規格下限値 215MPa を下回った。

以上の結果、板厚 6mm の突合せ溶接継手の場合、目違い量が 1mm 以下であれば、外力として公称応力ベースで 0.2%耐力の規格下限値までの負荷の場合、局所応力でも 0.2%耐力を超えることはなく、静的強度は十分であるが、目違い量が 2mm 以上では、公称応力ベースでは 0.2 %耐力の規格下限値以下の負荷荷重が外力として加わる状態であっても局所応力では 0.2%耐力を超えてしまうため、静的強度は十分でないと判断できる。

Table 3-3. Tensile test results.

	LB0	LB1	LB2	LB3	CB0	CB1	CB2	CB3
Minimum Nominal Stress when Local Stress was reached to 0.2% Offset Strength, (MPa)	220	214	186	161	273	270	215	191
	219	215	183	175	287	280	213	219
Ratio of Minimum Nominal Stress to 0.2% Offset Strength, (%)	75.0	73.0	63.4	54.9	70.6	69.8	55.6	49.4
	74.7	73.3	62.4	59.7	74.2	72.4	55.1	56.6
Nominal Tensile Strength, (MPa)	409	403	406	412	385	391	389	402
	408	400	408	415	384	393	385	401
Ratio of Nominal Tensile Strength to that of Parent Material, (%)	97.3	95.8	96.5	98.0	93.1	94.5	93.9	97.1
	97.0	95.2	97.1	98.8	92.7	95.0	93.0	96.9

3.3.2 応力集中計測

第 2 章—第 3 節—第 1 項「応力集中計測」と同様に、計測値の最適合線として二次関数近似を用い、SR202B^[3-7, 3-8]法を採用して算定したホットスポット応力に基づき

疲労強度評価を実施した。溶接止端からの距離が 3mm および 9mm の二箇所の最適合線上の応力を用いた溶接止端への外挿から、Table 3-4 に示す計測値 $K_{t, measured}$ の値を得た。IIW 溶接継手疲労設計指針^[3-1]では、ホットスポット応力アプローチを用いる場合の横突合せ溶接継手の考慮済応力割増し係数 $k_{m, alreadycovered}$ は 1.05 である。この影響を除いた有効応力集中係数 $K_{t, eff}$ を計測値と共に Table3-4 に示す。目違い量 0 及び 1 mm の試験片では、 $K_{t, eff}$ はほぼ 1.00 であるため、応力集中の効果は考慮済の範囲内である。一方、目違い量 2 及び 3 mm の試験片では $K_{t, eff}$ は 1.05 ~ 1.14 となり、形状不正に起因する応力集中の効果は考慮済の範囲を超えており、疲労強度評価において検討し直す必要がある。

Table 3-4. Stress concentration factor.

	LB0	LB1	LB2	LB3	CB0	CB1	CB2	CB3
$K_{t, measured}$	1.02	1.03	1.10	1.20	1.06	1.06	1.15	1.11
$K_{t, eff}$	1.00	1.00	1.05	1.14	1.01	1.01	1.10	1.06

3.3.3 残留応力計測

残留応力は疲労亀裂発生に大きな影響及ぼすため、残留応力と疲労寿命の関係を評価した。第 2 章—第 2 節—第 3 項「実験方法」と同様に、残留応力計測を行った。ひずみ測定箇所を Fig.3-3 に再掲する。Table3-1 で示すヤング率とポアソン比を用いて、ひずみゲージによって得られたひずみ値から引張軸方向応力を算出した。試験片長手方向中心線上の残留応力及び溶接止端から 2mm 離れた位置の試験片幅方向上の残留応力を計測した。試験片長手方向の残留応力 S_{rL} の分布を Fig.3-4 に示す。 S_{rL} の試験片長手方向分布、 S_{rL} の試験片幅方向分布のいずれにおいても、溶接止端から 2mm ~ 6mm 離れた区間において、目違いのない試験片では目違いのある試験片より残留応力が小さくなる傾向が見られたものの、その他の計測箇所ではばらつきによる影響の方

が大きく、目違いの影響は確認できなかった。溶接止端近傍でのみ有意差が確認された理由としては、Table3-2 で示すように、開先側からの入熱量が目違いのない試験片では目違いのある試験片より小さいため、溶接止端近傍で残留応力が小さくなったと考えられる。なお、 S_{rL} は、溶接部中央から 80mm 離れた位置（溶接止端から 70mm 離れた位置）でほぼ 0MPa に達している。目違いのみの影響を評価するため、溶接の際の曲げ変形による角度不整が生じないように母材を拘束した影響により、溶接部中央から 20~40mm 離れた位置（溶接止端から 10~30mm 離れた位置）で圧縮残留応力が生じている。この圧縮残留応力は C 方向試験片の方が L 方向試験片より大きいものの、目違いの影響は確認されなかった。参考として、溶接止端から 2mm 離れた位置の試験片幅方向中心上の残留応力を Table 3-5 に示す。

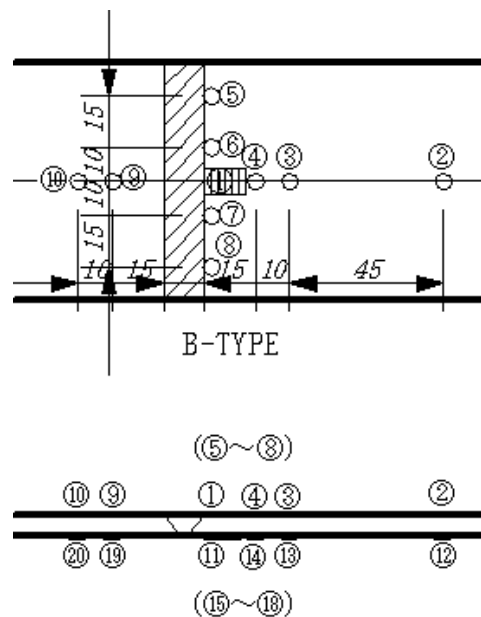
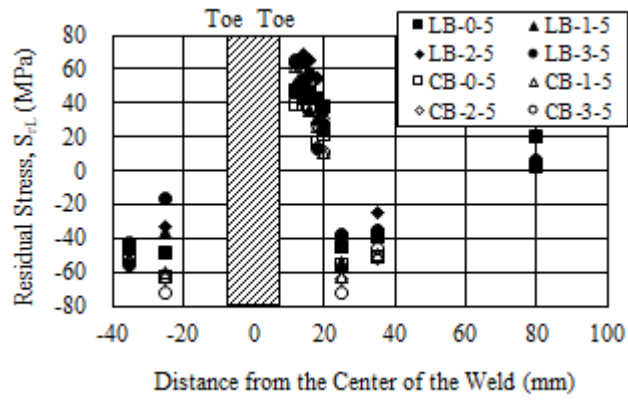
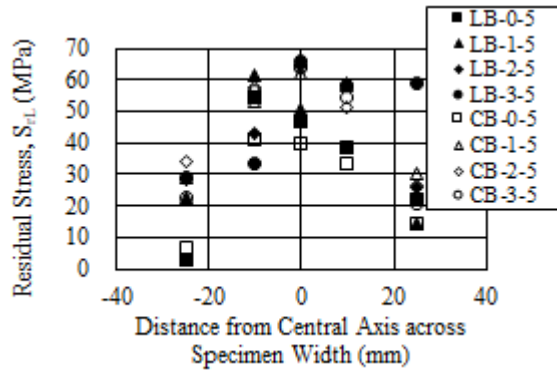


Fig. 3-3. Arrangement of strain gauges for residual stress measurement.



(a) Residual stress on the central axis along the specimen length



(b) Residual stress that 2 mm from the toe of the weld across the specimen width

Fig. 3-4. Residual stress distribution in the butt-welded joints.

Table 3-5. Residual stress on the central axis 2mm away from weld toe

	LB0	LB1	LB2	LB3	CB0	CB1	CB2	CB3
Residual Stress, (MPa)	63.3	77.6	71.0	72.7	55.3	73.1	76.0	71.4
Heat Input, (kJ/m)	815	874	884	926	825	874	899	909

なお、IIW 溶接継手疲労設計指針^[3-1]では、応力集中とは異なり、確立された残留応力の評価手法が未だなく、S-N 線図のばらつきに含めて評価されているため、(3-1)式において残留応力の値は用いない。

3.4 疲労試験結果及び考察

目違いを有する 6 種類の継手(LB1, CB1, LB2, CB2, LB3, CB3)では、角度不整の影響による二次応力の曲げに起因する応力割増し効果が生じないように、つかみ部にスペーサーをかませるなどの対策を行い、疲労試験中には目違いに起因する偏心曲げ以外の影響を減ずるようにした。(3-1)式において、本試験の試験片では l_1 と l_2 は共に 200 mm であり、板厚 $t = 6\text{mm}$ である。この式を用いて目違いの応力割増し係数を計算すると、目違い量 $e = 1, 2, 3\text{ mm}$ のそれぞれに対して $k_{m, \text{calculated}} = 1.5, 2.0, 2.5$ と与えられる。

疲労試験結果を Fig. 3-5 から Fig. 3-8 に示す。Fig. 3-5 は母材と目違いのない突合せ溶接継手の結果である。Fig. 3-6, Fig. 3-7, Fig. 3-8 はそれぞれ目違いが 1, 2, 3 mm の突合せ溶接継手の結果である。これらの図中には 50%生存確率線は示しておらず、疲労強度設計で一般的に上限の許容設計強度として用いられる、未破断試験片の試験結果を除いた 50%生存確率線から N の常用対数に対して 2 標準偏差減じて計算された 97.5%生存確率線のみを示している。各図中に、目違いのない溶接継手試験片 LB0 と CB0 の S-N 線図を細い実線で示し、それ以外の試験片の S-N 線図は点線で示す。また、Fig. 3-6 から Fig. 3-8 中に、目違いの影響を評価するための IIW 計算式に基づき目違いの影響を考慮して算出した S-N 線も併せて太い実線で示す。この目違いの影響が考慮された S-N 線は、目違いのない溶接継手試験片 LB0 と CB0 の 97.5%生存確率線を、有効応力割増し係数 $k_{m, \text{eff}} = k_{m, \text{calculated}} / k_{m, \text{alreadycovered}}$ ^[3-1] で除することで与えられる。ここで、

(目違いの影響を考慮した疲労等級 (FAT class))

= 疲労等級 / ($K_{t, eff} \times$ 有効応力割増し係数 $k_{m, eff}$)

= 疲労等級 / ($K_{t, eff} \times (k_{m, calculated} /$ FAT class 中の考慮済割増し係数 $k_{m, alreadycovered}$))

(3-2)

である。ここで、疲労等級は 200 万回時間強度である。更に、IIW 溶接継手疲労設計指針^[3-1]における鋼の突合せ溶接継手の疲労設計線も、これらの図中に破線で示す。構造詳細の分類上では No.212 に相当する横突合せ溶接継手 (詳細規定：下向き姿勢で工場製作・溶接まま・溶接線長の一部非破壊検査が必要・補強盛りは板厚の 10%未満) の疲労等級は FAT 90 である。公称応力を用いる疲労等級の場合の下向き姿勢で工場製作の横突合せ溶接継手の考慮済応力割増し係数 $k_{m, already covered}$ は 1.15 である。よって、1, 2, 3 mm の目違いのある疲労等級はそれぞれ、 $FAT90/(1.0 \times 1.5 / 1.15)$, $FAT90/(1.12 \times 2 / 1.15)$, $FAT90/(1.12 \times 2.5 / 1.15)$ となる。

すべての実験結果は、IIW 溶接継手疲労設計指針に基づく鋼の疲労設計線を上回っていた。また、実験結果と IIW 計算式に基づき目違いの影響を考慮して算出した実線と比較すると、Fig. 3-6 と Fig. 3-7 で示されるとおり、B1 と B2 の場合、よい一致を示した。よって、目違いが 2mm 以下 (板厚の 1/3 以下) の工業用純チタン突合せ溶接継手の疲労強度は、目違いのない突合せ溶接継手の疲労試験結果から IIW 計算式により評価することが可能であると判断できる。

以上の結果、炭酸ガスアーク溶接による鋼の溶接継手に対する目違いの影響を考慮した IIW 疲労設計指針は、TIG 溶接による 2mm 以下 (板厚の 1/3 以下) の目違いの工業用純チタン溶接継手試験片の疲労試験結果に適用可能であることを確認した。また、目違い 3mm の試験片のうちの 1 点の結果を除き、工業用純チタンの全ての試験結果は鋼の設計線を下回らず、S-N 線図の傾きも緩やかであり、破断確率が低い安全な S-N 線図であることが確認できる。しかしながら、実験点数は十分とはいえず標準

偏差が大きくばらついており、97.5%生存確率線を示す点線は破断寿命が 20,000 回以下の領域において設計線を下回っているため、これらの結果は注意して見なければならぬ。標準偏差を小さくして安全性を向上させるためには、更なる試験結果が必要である。

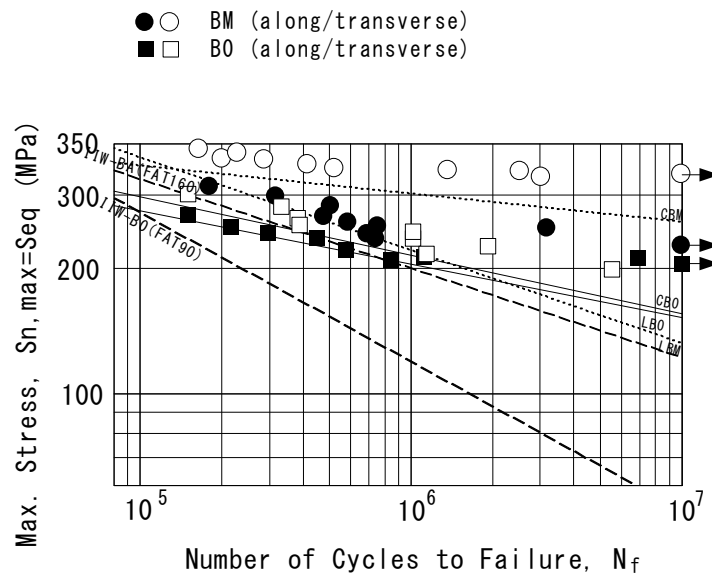


Fig. 3-5. S-N curves of base metal and no misalignment butt-welded joints.

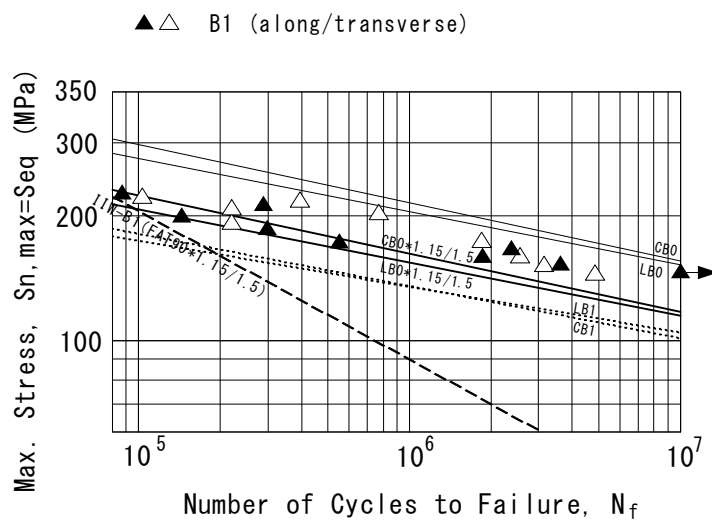


Fig. 3-6. S-N curves of 1 mm misalignment butt-welded joints.

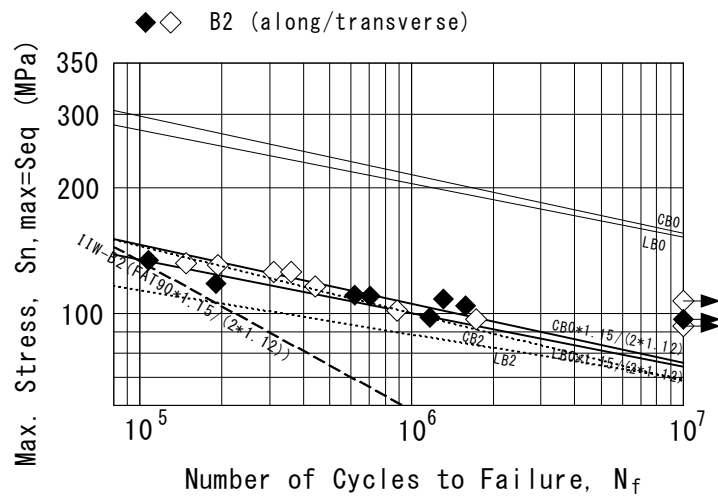


Fig. 3-7. S-N curves of 2 mm misalignment butt-welded joints.

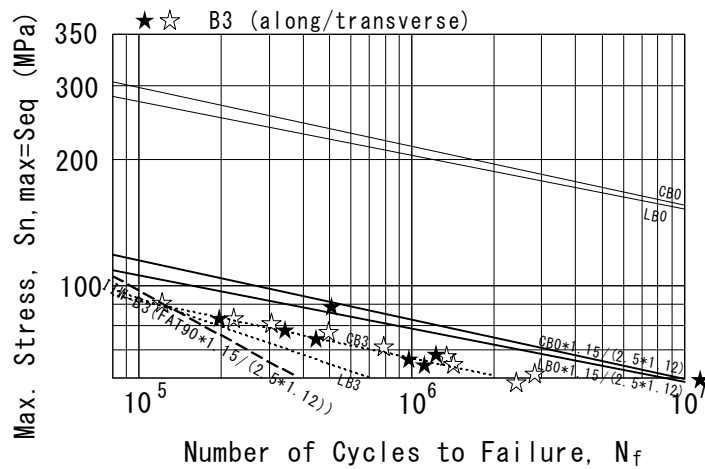


Fig. 3-8. S-N curves of 3 mm misalignment butt-welded joints.

3.5 結言

工業用純チタン溶接継手の目違いに対する疲労設計指針を確立するため、JIS H4600 TP340H 工業用純チタンの板厚 6mm の圧延材からなる目違いのある横突合せ溶接継手試験片を用いて、応力集中計測を含む引張試験、残留応力計測、疲労試験を行い、以下の結果を得た。

- 1) 炭酸ガスアーク溶接による鋼の溶接継手に対する目違いの影響を考慮した IIW 疲労設計指針は、TIG 溶接による板厚の 1/3 以下の目違いの工業用純チタン溶接継手試験片の疲労試験結果に適用可能であることを確認した。S-N 線図の傾きも緩やかで、破断寿命が 20,000 回以下の領域を除いて IIW 設計線より高い疲労強度を有していることを確認した。よって、公称応力を用いる疲労強度評価においても、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことが提案できる。しかしながら、標準偏差を小さくして安全性を向上させるためには、更なる試験結果が必要である。
- 2) 公称引張強度は、目違いの影響を受けなかった。板厚 6mm の突合せ溶接継手の場合、目違い量が 1mm 以下であれば、局所応力が 0.2%耐力を上回る公称応力ベースの外力の最小値は、0.2 %耐力の規格下限値 215MPa と同等以上であり、静的強度は十分である。
- 3) 目違い量 0 及び 1 mm の試験片では、 $K_{t, eff}$ はほぼ 1.00 であり、応力集中の効果は考慮済の範囲内である。一方、目違い量 2 及び 3 mm の試験片では $K_{t, eff}$ は 1.05 ~ 1.14 となり、形状不正に起因する応力集中の効果は考慮済の範囲を超えており、疲労強度評価において検討し直す必要がある。

第 3 章 参考文献

- [3-1] Hobbacher, A. F.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, 2nd ed., Springer: Switzerland, pp.476, 2016
- [3-2] 岩田知明、松岡一祥：チタンすみ肉溶接継手の強度、軽金属溶接構造協会誌、Vol.39、No.7、pp.335-341、2001
- [3-3] JIS-H-4600:2012: チタン及びチタン合金一板及び条、日本規格協会：東京、2018

[3-4] ASTM-B348:2013: Standard Specification for Titanium and Titanium Alloy Bars and Billets, ASTM International: West Conshohocken, PA, 2013

[3-5] 神戸製鋼所：チタン（パンフレット）、pp.15（機械的性質）

[3-6] JIS-Z-2273:1978: 金属材料の疲れ試験方法通則、日本規格協会：東京、2018

[3-7] 社団法人日本造船研究協会第 202 研究部会：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、pp.6-7（研究概要）、pp.98-113（研究報告）、1991

[3-8] 八木順吉、町田進、富田康光、的場正明、川寄哲朗：ホットスポット応力基準による平板構造の疲労強度評価（第一報）、日本造船学会論文集、No.169、pp.311-318、1992

第 4 章 工業用純チタンの疲労強度に及ぼす平均応力と応力集中の影響

4.1 緒言

2 章において、漁船やヨットなどの船体構造に適用されている工業用純チタンの溶接方法である TIG 溶接に対する結果であることに注意を払う必要があるものの、規格耐力を上限とする範囲においては、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことを提案した。また、疲労き裂の起点が母材部である全ての試験結果は、応力集中と残留応力の影響を考慮した等価応力を用いた溶接継手の設計疲労強度を上回っており、安全側の評価となることも確認した。しかしながら、工業用純チタンは、溶接構造材料の母材としての疲労強度データが不十分であり、母材の疲労限度線図上の設計線が明らかにされておらず、平均応力や応力集中などの強度条件により、工業用純チタン母材の疲労強度が、鋼の船体溶接構造の設計疲労強度を下回り、継手部からではなく母材部から破断する可能性が残されている。

よって、鋼の母材の疲労設計において用いられる疲労限度の平均応力効果、すなわち Goodman 線図の工業用純チタン母材への適用性について評価する必要があり、本章では、工業用純チタン母材の疲労強度に及ぼす平均応力と応力集中の影響を検証する。

4.2 実験方法

4.2.1 供試材

供試材は工業用純チタン 2 種熱間圧延板 JIS H4600 TP340H^[4-1]を使用した。供試材の化学成分のミルシートの値を、Table 4-1^[4-2]に示す。電界放射型走査型電子顕微鏡 (FE-SEM)

の結晶方位解析装置（EBPS）で観察したマイクロ組織および結晶方位分布を、Fig. 4-1 [4-2] に示す。

Table 4-1 Chemical composition (wt%) [4-2]

	N	C	H	Fe	O	Ti
Inspection Certification	0.00	0.00	0.001	0.04	0.10	Bal.
JIS H4600 TP340 H	≤0.03	≤0.08	≤0.013	≤0.25	≤0.20	Bal.

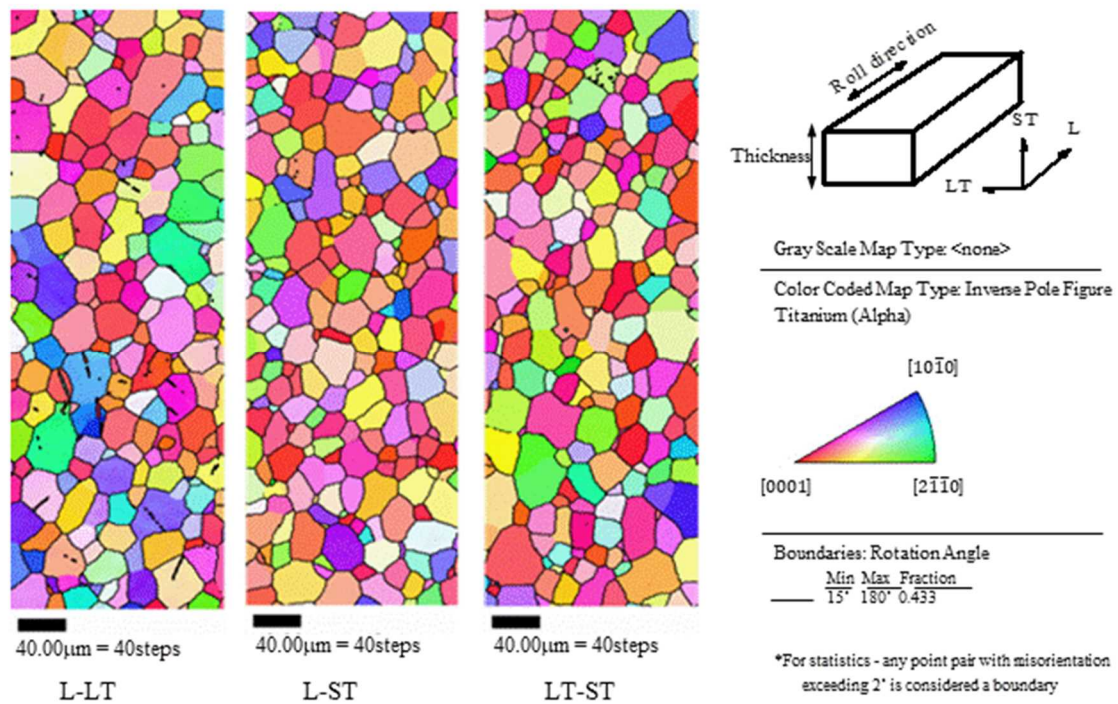


Fig. 4-1 Microstructure and crystal orientation distribution [4-2]

Fig. 4-1 中の右上の方向図で示される通り、L 方向 (L: Longitudinal direction) は圧延方向、LT 方向と ST 方向は圧延と直交する方向 (C: Transverse direction) で、LT 方向は圧延と直交する方向のうち板面内方向、ST 方向は板厚方向である。従って、L-LT 面は、ST 方向断面となる板の表面で、L 方向に見た組織である。L-ST 面は、LT 方向に採取した試験

片の断面で、L方向に見た組織である。LT-ST面は、L方向に採取した試験片の断面で、LT方向に見た組織である。ハイン法^[4-3]により計測した平均粒径は、L-LT面 27 μm 、L-ST面 22 μm 、LT-ST面 25 μm で、粒径の分布は概ね一様であった。結晶方位の分布は、L-ST面とLT-ST面は類似し、 $[000\bar{1}]$ 方向が主体的であるのに対して、L-LT面では、 $[000\bar{1}]$ 方向の割合が若干少なくなるに伴い $[10\bar{1}0]$ 方向がわずかに増えているが、L-ST面並びにLT-ST面との違いはわずかであった。峯ら^[4-4,4-5]により、hcp構造である工業用純チタンでも、き裂先端で交差する二つのすべりの交互の活動に基づいてき裂が伝播するが、柱面すべりの活動が容易なのは $(10\bar{1}0)$ $[1\bar{2}10]$ と $(1\bar{1}00)$ $[1\bar{1}\bar{2}0]$ に限られており、両すべり線の2等分線方向 $[2\bar{1}\bar{1}0]$ が最も伝播し安く、すべり面に直交する $[000\bar{1}]$ 方向が最も伝播しにくいと報告されている。Fig. 4-1からは、粒径の分布と結晶方位の分布のどちらも、LT-ST面（L方向試験片断面）とL-ST面（LT方向試験片断面）では違いがほとんど見受けられないので、き裂伝播寿命には差はあまりないものと考えられる。Table 4-2^[4-2]に、JIS 5号引張試験片^[4-6]による静的強度試験から得られた供試材の機械的特性を、ミルシート記載値並びに規格値と併せて示す。更に、表中に鋼船規則^[4-7]で規定される船体用軟鋼の機械的特性も併せて示す。現行の鋼船規則の強度規定に準じた材料ほど、新材料として承認される際の制約が少なくなると考えられる。そこで、工業用純チタンのうち2種を船体用軟鋼に置き換わる新材料候補として選定した。

Table 4-2 Mechanical properties ^[4-2]

		Modulus of longitudinal elasticity	Proportional limit stress	0.2% Proof stress	Maximum tensile stress	Fracture stress	True fracture stress	Yield ratio	Uniform elongation	Total elongation	Contraction of area
		E	S_e	$S_{0.2}$	S_u	S_f	S_t	$S_{0.2}/S_u$	δ_u	δ_f	Φ
		GPa	MPa						%		
JIS H4600 TP340 H				≥ 215	340-510					≥ 23	
Inspection Certification	Transverse			342	446					37	
	Longitudinal	106	123	248	400	311	675	0.619	13.9	41.9	54.0
Exp. Ave	Transverse	118	201	337	415	287	748	0.812	7.36	45.7	61.7
Ship's Classifications mild steel				≥ 235	400-520					≥ 16	

4.2.2 試験片

平滑材試験片の形状を Fig. 4-2 [4-2] に、切欠試験片を Fig. 4-3 [4-2] に示す。JIS5 号引張試験片と共に、供試材から試験片長手方向が L 方向および C 方向（LT 方向であるが、板厚方向である ST 方向には試験片を採取できないため、以下単に C 方向と記載する）となるように採取した。平滑材試験片では、低応力での掴み部からの破断を避けるため、最小断面幅の 2.5 倍を掴み部幅とした。船体構造は種々の形状を有し、溶接止端などに応力集中部がある。溶接止端部はその形状に起因する応力集中源となり、止端近傍の応力場は、応力集中係数 K_t が 2~4 の試験片で再現できることが広く知られている。本研究では、切欠試験片の応力集中係数を、 $K_t=2.0(r=6.1)$ 、 $2.93(r=2)$ 、 $3.77(r=1)$ とした。切欠部の最小断面の幅および切欠深さは一定である。ここで、応力集中係数は、切欠部の最大応力 S_{max} / 公称応力 S であり、幾何形状から Heywood・西田の式[4-8]を用いて計算した。き裂発生源となる試験片の切欠部を含む平滑部と R 部は、疲労試験の JIS 規格 JIS-Z-2273:1978 [4-9]に従い、エメリ一紙（800 番以上）で研磨した。

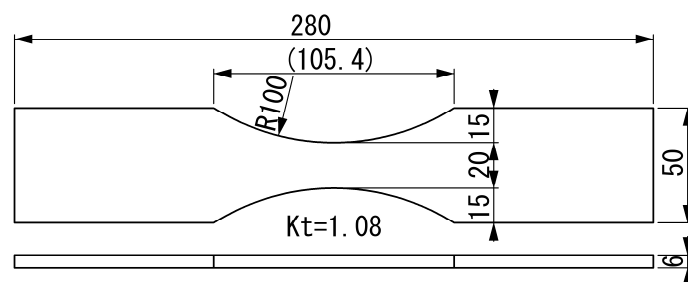


Fig. 4-2 Configuration of smooth test specimen [4-2]

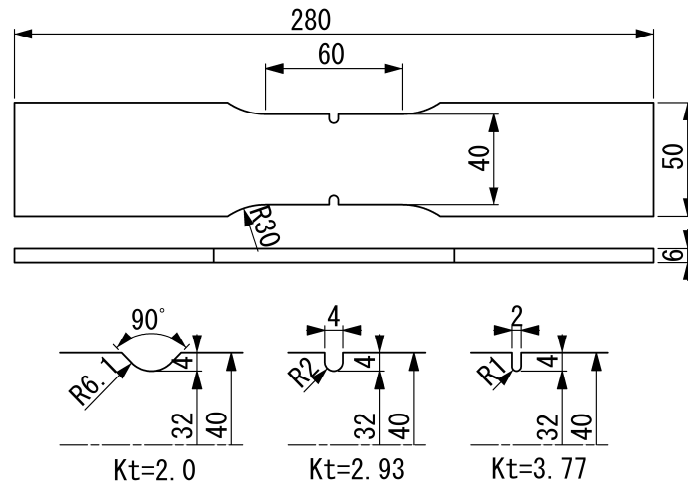


Fig. 4-3 Configuration of notched test specimens [4-2]

4.2.3 試験条件

疲労試験は、油圧サーボ疲労試験機を用い正弦波の荷重制御とした。試験温度は室温である。周波数は、一律 5Hz で実施する予定であったが、平板試験片のため、圧縮外力が作用する応力比 $R = -1$ の試験片で座屈が生じたため、圧縮の際に座屈しないよう周波数は 1~5Hz とした。応力比 R は、平滑材疲労試験では $-1, 0, 0.3$ の 3 条件、切欠疲労試験では 0 のみの 1 条件とした。

4.3 疲労試験結果

Fig. 4-4 [4-2] に異なる応力比における公称応力範囲 ΔS と破断寿命 N の関係を、Fig. 4-5 [4-2] に異なる切欠形状における公称応力範囲 ΔS と破断寿命 N の関係を示す。Fig. 4-5 における $K_t = 1.08$ ($R = 0$) の結果は、Fig. 4-4 における $R = 0$ ($K_t = 1.08$) の結果を採用した。

公称応力範囲 ΔS と破断寿命 N の関係は、勾配 n と定数 C を用いる S-N 曲線

$$N = \frac{C}{\Delta S^n} \quad (4-1)$$

で表示される。勾配 n と定数 C は最小二乗法により近似して決定した。実線は 50%生存

確率線、点線は、実線から N の常用対数に対して 2 標準偏差減じて算出された 97.5% 生存確率線である。工業用純チタンは、鉄鋼やチタン合金とは異なり、アルミニウム合金と同様に、明瞭な S-N 線図の折れ曲がり点 (knee point) を示さず、切欠疲労試験では、1,000 万回以上で破断する試験片があった。そこで、本研究では、500 万回を超えても折れ曲がり点が不明瞭な場合は、2,000 万回まで試験を継続した。

疲労限度の決定は、疲労試験の JIS 規格 JIS-Z-2273:1978^[4-9] に準じた。破断した試験片のうち最も低い公称応力範囲を破断下限公称応力範囲 (それより低い応力段階では破壊した試験片がない試験片がすべて未破壊の応力段階の 1 段階上の応力段階^[4-9]) と本研究では呼称する。例えば、Fig.4-4 の▲の場合では、有限寿命領域の 8 点の試験結果のうち、最も低い公称応力範囲である $2 \times 10^6 \sim 3 \times 10^6$ 回の範囲に位置する試験結果が、これに該当する。この破断下限公称応力範囲より高い公称応力範囲ではあるが破断しなかった試験片は除外する。例えば、Fig.4-4 の▲の場合では、未破断の 3 点の試験結果のうち、破断下限公称応力範囲より高い公称応力範囲である 2 点の試験結果が除外されることとなる。破断下限公称応力範囲未満で破断しなかった試験片のうち最も高い公称応力範囲 (それより低い応力段階では破壊した試験片がない試験片がすべて未破壊の応力段階^[4-9]: 例えば、Fig.4-4 の▲の場合では、未破断の 3 点の試験結果のうち、最も低い公称応力範囲である試験結果が該当する) と前述の破断下限公称応力範囲の中間となる公称応力範囲を算出し、その半分となる公称応力範囲 ($S_a = 0.5 \Delta S$) を疲労限度として採用した。この結果、S-N 線図の折れ曲がり点は、 $7 \times 10^5 \sim 5 \times 10^6$ 回の範囲となった。

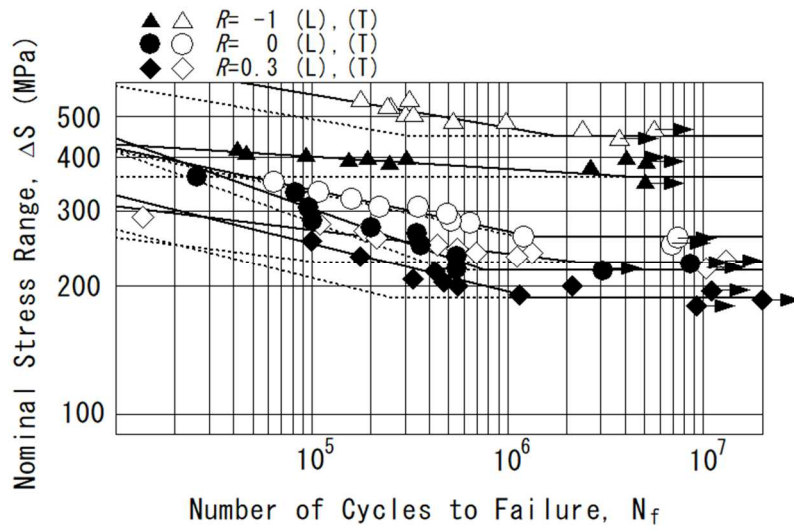


Fig. 4-4 Relation between nominal stress range and number of cycles to failure in the different stress ratio [4-2]

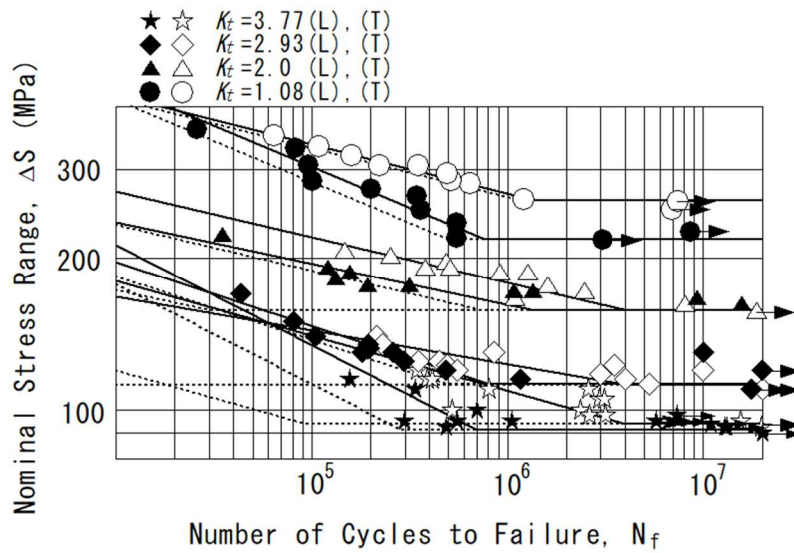


Fig. 4-5 Relation between nominal stress range and number of cycles to failure in the different notch shape [4-2]

鋼材の疲労限度は引張強度と相関を有することが広く知られている。また、Ti-6Al-4V 合金では 1×10^6 回以上の長寿命側で主に内部破壊に移行が始まると報告されており、引張強さの向上に伴って切欠感度が上がり、材料の微細な欠陥の影響が大きくなる超高強度鋼と同じ傾向が生じる可能性も考えられる^[4-10]。これに対して、工業用純チタンでは、Table 4-2 で示される通り、L 方向と C 方向の引張強度は 4%程度しか違いがないにも係わらず、Fig. 4-4 で示される通り、同じ応力比で比較すると、L 方向の疲労限度は C 方向の疲労限度の 80~84%であった。これは、Table 4-2 で示される通り、L 方向の 0.2%耐力は C 方向の 0.2%耐力の 74%程度であり、疲労限度に及ぼす異方性の影響は、0.2%耐力に及ぼす異方性の影響よりはやや小さいが、引張強度に及ぼす異方性の影響と異なっており、0.2%耐力の相違が疲労限度に影響を及ぼしているためと考えられる。

一方、Fig. 4-5 で示される通り、平滑材では L 方向の疲労強度は C 方向の疲労強度の 84%であり、切欠材では、S-N 曲線傾斜部の有限寿命域において、L 方向の疲労強度は C 方向の疲労強度よりも低いものに対して、L 方向の疲労限度と C 方向に疲労限度には有意な差は無かった。

Table 4-3 に切欠底の最大応力（応力集中係数×疲労限度） $K_t S_w$ を 0.2%耐力 $S_{0.2}$ で除して無次元化した数値を示す。L 方向ではすべての切欠材で $K_t S_w$ は 0.2%耐力 $S_{0.2}$ 以上またはわずかに下であるが、C 方向では $K_t S_w$ は 0.2%耐力 $S_{0.2}$ 以下またはわずかに上であり、切欠材におけるき裂は、L 方向では鉄鋼材料と同様に塑性域の応力で発生するが、C 方向では塑性域の応力に達する前に発生している可能性が考えられる。しかしながら、塑性域の応力に達する前に発生した C 方向切欠材のき裂も、L 方向の塑性域の影響を受け、本研究で対象とした範囲の切欠材では、L 方向の疲労限度と C 方向の疲労限度には有意な差がなかったのではないかと考えられる。

また、Ti-6Al-4V 合金に対する林ら^[4-11]の報告と異なり、工業用純チタンに対する藤井ら^[4-12]の報告と同様に、平滑材では 1×10^6 回前後に S-N 線図の折れ曲がり点が存在する

が、切欠材では特に L 方向において、折れ曲がり点が不明瞭であった。よって、平滑材と切欠材の折れ曲がり点の繰り返し数の違いは識別しにくい、L 方向では有意差がなく 1×10^6 回前後であり、C 方向では切欠材は 4×10^6 回前後の長寿命側にシフトする傾向があるといえる。藤井ら^[4-12] の報告でも同様に、切欠材では破断寿命の折れ曲がり点が長寿命側にシフトする傾向が見て取れる。L 方向と C 方向で傾向が異なるのは、L 方向の 0.2% 耐力は異方性の影響により C 方向より低く、C 方向では弾性域であっても L 方向では塑性域となり、前述の通り C 方向切欠材では公称応力が降伏点に達する前に発生したき裂が、L 方向の塑性域の影響を受けているためと考えられる。

Table 4-3 Maximum stress of notch root (MPa) ^[4-2]

Direction	0.2% Proof stress	(Maximum stress of notch root) / (0.2% Proof stress)			
	$S_{0.2}$	$K_t S_w / S_{0.2}$			
		$K_t=1$	$K_t=2$	$K_t=2.93$	$K_t=3.77$
Longitudinal	248	0.95	1.27	1.33	1.39
Transverse	337	0.84	0.93	0.97	1.05

4.4 考察

4.4.1 平均応力の影響評価

疲労試験から得られた疲労限度を用い、Fig. 4-6 ^[4-2] に L 方向の疲労限度線図を、Fig. 4-7 ^[4-2] に C 方向の疲労限度線図を示す。縦軸は公称応力範囲 S_a 、横軸は平均応力 S_m である。

一般に炭素鋼などの鋼材は、疲労限度線図上に実験点をプロットすると S_a - S_t 線図によく近似しており、修正 Goodman 線図を用いれば安全側の設計となる ^[4-13]。これに対して、Fig. 4-6 および Fig. 4-7 で示される通り、工業用純チタンでは、L 方向と C 方向の両方向で、実験点が $R=0$ (赤点線) では Soderberg 則 (赤一点鎖線) に、 $R=0.3$ (青点線)

では修正 Goodman 則（青一点鎖線）に類似する結果としてプロットされ、修正 Goodman 線図では、危険側の設計となった。すなわち、工業用純チタンでは、疲労限度に及ぼす平均応力の影響が鋼材に対するそれよりも大きく、平均応力の増加に伴い、Soderberg 線図～修正 Goodman 線図の範囲で疲労限度が低下した。

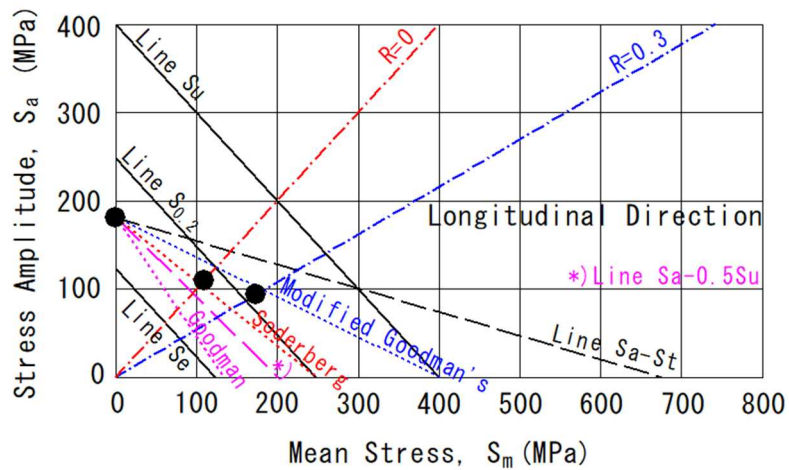


Fig. 4-6 Endurance limit diagrams (Longitudinal direction) [4-2]

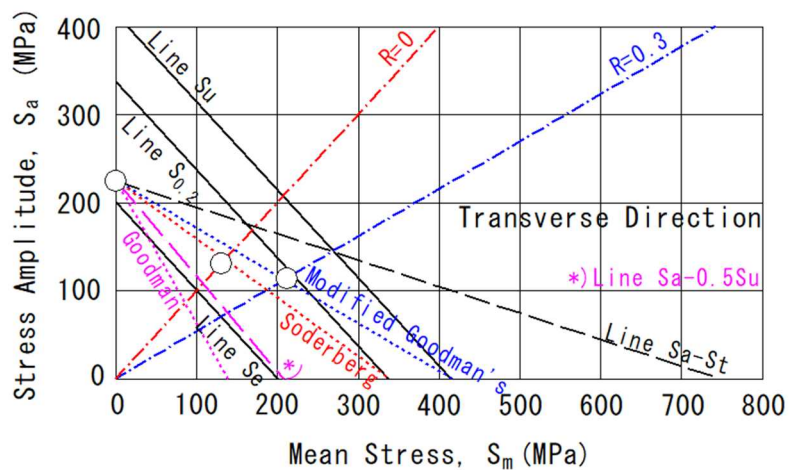


Fig. 4-7 Endurance limit diagrams (Transverse direction) [4-2]

Fig. 4-6 および Fig. 4-7 に、 S_u を用いる修正 Goodman 線図に加えて、 $1/3S_u$ を用いる修正ではないオリジナルの Goodman 線図と $1/2S_u$ を用いる $S_a-0.5S_u$ 線を併せて示す。工業用純チタンで安全側の設計とするには、修正ではないオリジナルの Goodman 線図（紫点線）か、少なくとも $S_a-0.5S_u$ 線（紫短破線）を用いることが適切であると判断できる。

一方、Ti-6Al-4V 合金では、竹内ら^[4-10]により、 1×10^6 回以下の短寿命側で主に表面破壊であるが、 1×10^5 回～ 5×10^6 回の領域で S-N 曲線は一度水平になり、 1×10^6 回以上の長寿命側で主に内部破壊に移行が始まる。よって、 1×10^7 回時間強度を疲労限度とすれば、内部破壊よりも表面破壊が主体となるため、表面破壊特性に対する線図である修正 Goodman 線図からの予測は安全側となるが、 1×10^8 回時間強度を疲労限度とすると、内部破壊の影響により、修正 Goodman 則による予測は危険側の推定を示す。Ti-6Al-4V 合金では、0.2%耐力と引張強度は 5～7%ほどしか違わないため、 1×10^8 回時間強度を疲労限度とすると、内部破壊の影響により、0.2%耐力基準の Soderberg 則を用いても危険側の予測となると報告されている。これに対して、工業用純チタンでは、本研究で対象とした範囲においては、Ti-6Al-4V 合金とは異なり 1×10^7 回以下ではすべて表面破壊で、内部破壊は確認されなかった。

高尾ら^[4-14, 4-15]は、工業用純チタンのような hcp 構造では、bcc 構造や面心立方格子構造 (face-centered cubic lattice structure、以下 fcc 構造) とは異なり、すべり系の数が非常に少なく、き裂発生条件を満たす結晶が離散的に分布して存在しており、隣接する結晶相互のすべりの塑性拘束効果が大きいいため、き裂の伝播挙動は、応力集中部近傍の応力分布のみではなく、より広範囲での応力分布に支配されると報告している。一方、工業用純チタン 2 種の 0.2%耐力は、900MPa 級 Ti-6Al-4V 合金の 29 (L 方向) ～39 (C 方向) % であり、疲労試験中の荷重が著しく低いので、Ti-6Al-4V 合金で見受けられるファセット起点の内部破壊が発生するほどには応力集中部周囲の応力が大きくなり、 1×10^7 回以下では内部破壊が起こらなかったと考えられる。

しかしながら、工業用純チタンでは、 1×10^7 回時間強度を疲労限度としても、Ti-6Al-4V 合金とは異なり修正 Goodman 則による予測が危険側となった。Table 4-4 [4-2] に疲労限度 S_w と引張強度 S_u または 0.2%耐力 $S_{0.2}$ との関係を示す。工業用純チタンでは、竹内ら [4-10] により報告されている炭素鋼、低合金鋼、アルミニウム合金における表面破壊の場合の疲労限度 S_w と引張強度 S_u の関係は成立していないが、引張強度 S_u に代わって 0.2%耐力 $S_{0.2}$ を用いると、 $R=0$ において類似の関係が成立している。

以上より、工業用純チタンでは、鋼材や Ti-6Al-4V 合金とは異なり、疲労強度が引張強度以上に 0.2%耐力の影響を受けるので、L 方向と C 方向の両方向で、実験点が Soderberg 線図～修正 Goodman 線図の範囲に位置したと考えられる。特に $R=0$ では 0.2%耐力 $S_{0.2}$ を用いる Soderberg 線図とほぼ同等 (L 方向) かわずかに下回る (C 方向) ため、平均応力が重畳する設計用の疲労限度としては、Soderberg 線図をそのまま適用できず、修正ではないオリジナルの Goodman 線図か、少なくとも $S_a-0.5S_u$ 線を用いる必要がある。

Table 4-4 Relation between fatigue limit and tensile stress or 0.2% proof stress [4-2]

		Stress Ratio	
		$R=-1$	$R=0$
Carbon steel, Low alloy steel, Aluminum alloy ^[4-10]		$S_w=0.53S_u$	$S_w=0.42S_u$
CP Titanium	Longitudinal	$S_w=0.45S_u$	$S_w=0.27S_u$
		$S_w=0.73S_{0.2}$	$S_w=0.44S_{0.2}$
	Transverse	$S_w=0.54S_u$	$S_w=0.31S_u$
		$S_w=0.67S_{0.2}$	$S_w=0.39S_{0.2}$

次に、Fig. 4-8 [4-2] に疲労限度 S_w と $1-R$ の関係を両対数グラフ上に示す。図中の直線は次式で与えた。

$$S_w = S_{w,0} \times (1-R)^\gamma \quad (4-2)$$

$S_{w,0}$ は $R=0$ における疲労限度であり、最小二乗法により決定した指数 γ は L 方向では 0.65、C 方向では 0.68 であった。標準偏差は L 方向で 7.5×10^{-4} 、C 方向で 1.2×10^{-3} とい

ずれも十分小さく、直線で表されている。竹内ら^[4-10]により Ti-6Al-4V 合金では、900MPa 級は $\gamma=0.68$ 、1,100MPa 級は $\gamma=0.72$ であると示されており、本研究で工業用純チタンに対して得られた γ も上記の報告とほぼ同じ値であった。一方、金尾ら^[4-16]や宇佐美ら^[4-17]により、下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} と $1-R$ の関係も(4-1)式と同様な関係が成り立つと報告されている。

$$\Delta K_{th} = \Delta K_{th,0} \times (1-R)^\gamma \quad (4-3)$$

ここで、 $\Delta K_{th,0}$ は $R=0$ における下限界応力拡大係数範囲である。金尾ら^[4-16]により、各種構造用鋼では、 $1-R=2\sim0.2$ の範囲で $\gamma=0.61\sim0.74$ となるが、材料の強度水準や組織との相関は認められず、下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} を変化させる最大の要因は応力比であり、機械的性質や金属組織の寄与は少ないと示されている。また、宇佐美ら^[4-17]により、鋼並びにアルミニウム合金やチタン合金などの非鉄金属では、 $1-R=6\sim1$ の範囲で $\gamma=0.8$ 、 $1-R=1\sim0.4$ の範囲で $\gamma=0.6$ となり、材料によらず類似の関係が成立していることが示されている。本研究で得られた 1×10^7 回疲労限度 S_w は、疲労き裂伝播の下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} と応力比効果に対して同様の傾向を示すといえる。

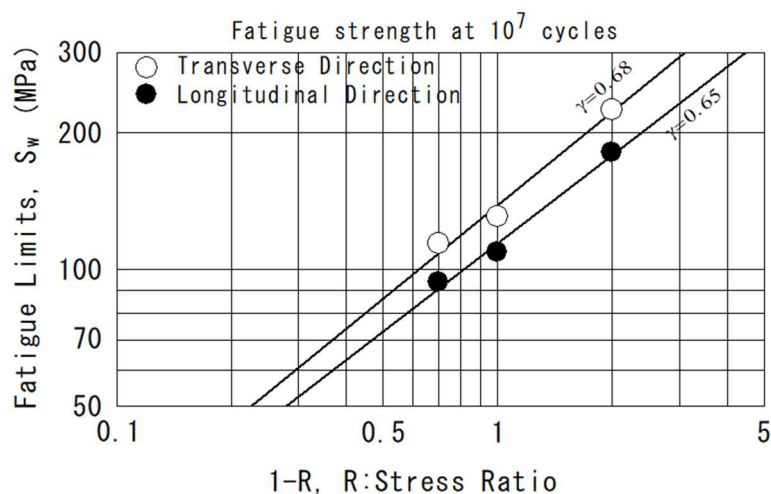


Fig. 4-8 Relation between fatigue limits S_w and stress ratios ^[4-2]

4.4.2 応力集中の影響評価

Fig. 4-9 [4-2] に応力集中係数 K_t と切欠係数 K_f の関係を示す。 $K_t = 1.00 \sim 1.08$ は線形であると仮定し、 $K_t = 1.08$ の疲労限度を 1.08 倍した値を $K_t = 1.00$ の疲労限度として K_f を算出した。一般に、鋼材、アルミニウム合金ともに $K_t \leq 2$ 程度までは $K_f \approx K_t$ に近く、 $K_t \approx 4$ に近づくと次第に飽和し $K_f \approx K_t$ から外れ、最大となる K_f の値は、 T6 熱処理の 6061Al 合金 [4-18] では $K_f \approx 2$ 、 C= 0.5% の中炭素鋼を除く炭素鋼 [4-19] や H112 調質の 5083Al 合金 [4-18] では $K_f \approx 2.5$ 、 C= 0.5% の中炭素鋼 [4-19] や O 調質の 5083Al 合金 [4-18] ・ T5 熱処理の 6005Al 合金 [4-20] では $K_f \approx 2.5$ 以上である。

一方、工業用純チタンの応力集中係数 K_t と切欠係数 K_f の関係は、 L 方向では、 C= 0.5% の中炭素鋼を除く炭素鋼や H112 調質の 5083Al 合金と同程度、 C 方向では、 C= 0.5% の中炭素鋼や O 調質の 5083Al 合金 ・ T5 熱処理の 6005Al 合金と同程度であった。

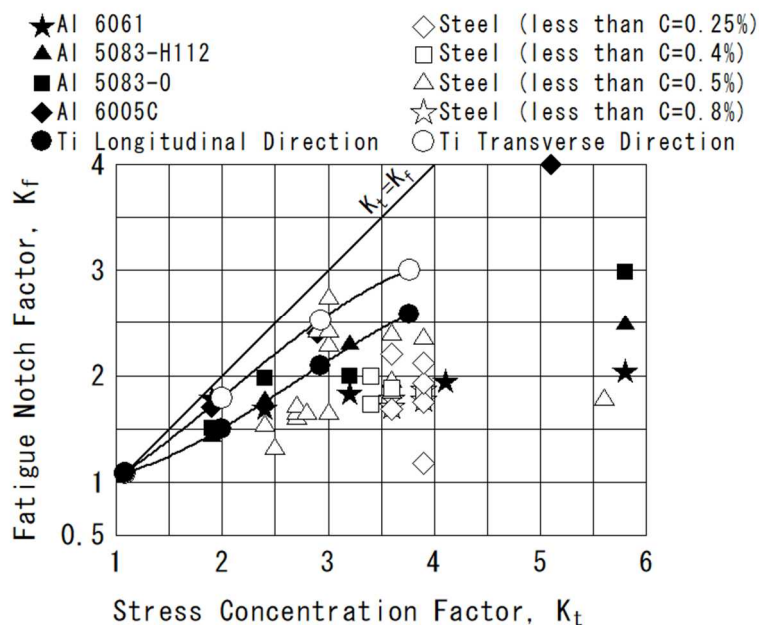


Fig. 4-9 Relation between stress concentration factor, K_t , and notch factor, K_f [4-2, 4-18-4-20]

高尾ら^[4-21]は、工業用純チタン1種熱間圧延棒 JIS H4650 TB270H^[4-22]を用いた $R=-1$ の完全両振疲労試験及び破面の組織観察から、工業用純チタンでは、き裂発生抵抗が伝播抵抗より大きいため、切欠感受性は炭素鋼より低い、停留き裂がなく、一旦き裂が発生すれば、き裂が伝播して破壊に至ると報告している。

Fig. 4-10^[4-2] に応力集中係数 K_t と疲労限度 S_w の関係を示す。このき裂発生限界線図において、鋼の場合では、 $K_t=3$ 付近でき裂伝播限界が発生するため、き裂の伝播限界曲線と発生限界曲線の両方を示すものとなるが、今回の工業用純チタンの場合では、評価対象とした $K_t \leq 3.77$ の範囲では、すべて破断に至り、領域 I と領域 III の間に、停留き裂は発生するが破断には至らない領域 II は確認されなかった。

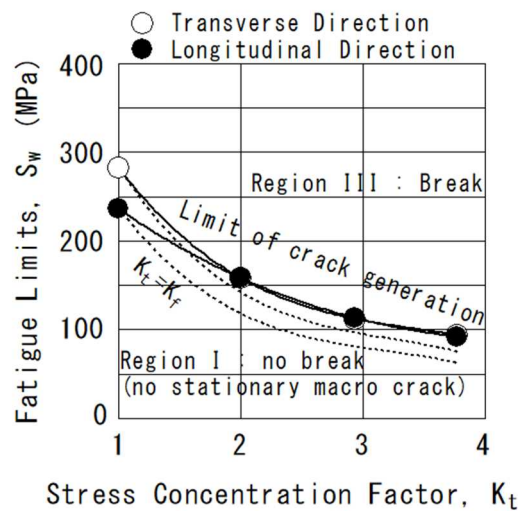


Fig. 4-10 Crack generation limit diagram^[4-2]

特に L 方向では、 K_t の値が比較的小さい $K_t=2$ 付近でのき裂発生限界（実線）は $K_t=K_f$ 線（点線）より 30%以上大きくなっている。これは、 $K_t=2$ 付近でのき裂発生限界がほぼ $K_t=K_f$ 線に等しくなる鋼の傾向とは異なっており、 K_t により幾何学的に決まる応力集中ほどには疲労強度が低下しておらず、き裂発生抵抗が大きいことにより切欠に対する感

度が低いことを示している。これに対して、 $K_t=3.77$ における疲労限度 S_w の値は、 $K_t=2.93$ における疲労限度 S_w の値より 20%ほど低下しており、疲労限度 S_w の値が飽和して頭打ちになっているとはいえない。これは、 $K_t=3.0$ を超えても疲労強度が低下し続けていることを表しており、 $K_t \leq 3.77$ の範囲では、停留き裂がないことにより切欠に対する感度が高いと考えられる。なお、溶接構造用圧延鋼材 JIS SM490B^[4-23] に近い低炭素鋼である船級規格船体構造用高張力鋼板 KE36 での応力集中係数 K_t と疲労限度 S_w の関係は、 $K_t > 3$ では K_t の影響は小さいと松岡らにより報告されている^[4-24]。

Fig. 4-11^[4-2] に応力集中係数 K_t と切欠感度係数 η の関係を示す。切欠感度係数は、形状係数である応力集中係数 K_t と切欠係数 K_f との一致の程度（切欠に対する感度）を表す係数で、以下の式で定義される。

$$\eta = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (4-4)$$

切欠感度係数の比較材は、S45C^[4-25]、S35C^[4-25]、S15C^[4-25] とした。Fig. 4-11 において、工業用純チタンの切欠感受性は、 $K_t=2$ 付近では、L 方向で炭素鋼より小さく、C 方向では炭素鋼より大きい。また、 $K_t=3.77$ では、L 方向では、S15C や S35C と同程度、C 方向では、S45C と同程度となった。また、炭素鋼では $K_t=2$ 付近から発生する停留き裂が、工業用純チタンでは確認されなかった。

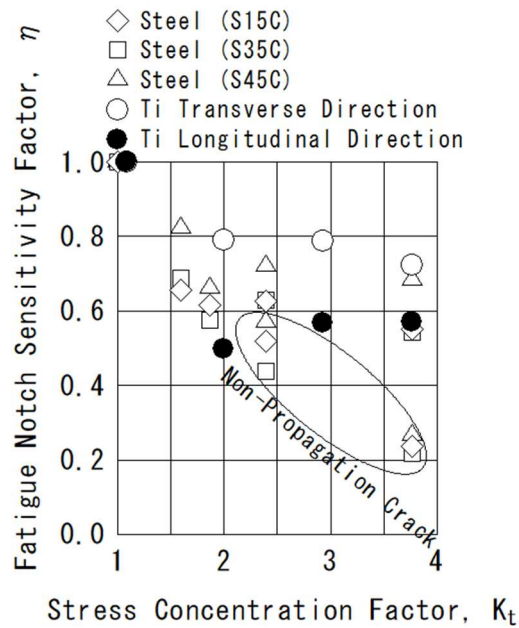


Fig. 4-11 Relation between stress concentration factor, K_t , and notch sensitivity factor, η [4-2, 4-25]

4.4.3 切欠材の疲労限度線図

本研究では、現行の鋼船規則で規定される船体用軟鋼に置き換わる新材料として、工業用純チタンのうち機械的特性が最も近い2種を評価対象として選定している。船体構造などを対象とした各継手形状別の推奨疲労設計強度は、鋼溶接継手とアルミニウム合金溶接継手に関して既に確立されている。船体用軟鋼から工業用純チタン2種への置き換えを想定しているため、溶接用母材としての工業用純チタン2種の切欠部が、船体用軟鋼の溶接継手に要求される疲労設計強度を満たすか否か、本節で検討を行う。

Fig. 4-12 [4-2] に切欠材のL方向の疲労限度線図を、Fig. 4-13 [4-2] に切欠材のC方向の疲労限度線図を示す。縦軸の切片は、鋼で提案されている疲労強度設計法に倣い[4-26]、本研究で対象とした K_t の最大値 $K_t = 3.77$ における K_f の値で除した S_w/K_f (L方向: $S_w/K_{f2.581}$ 、C方向: $S_w/K_{f3.006}$) とした。横軸の切片は、平滑材の実験点が S_a - S_t 線図によく近似する

鋼材では真破断応力 S_t が提案されている^[4-13] が、工業用純チタンの場合の平滑材の実験点は Soderberg 線と同じかやや下回っている。そこで、横軸の切片を、0.2%耐力 $S_{0.2}$ とする線と $0.5S_u$ とする線の両方を図中に示した。横軸の切片を 0.2%耐力 $S_{0.2}$ とする場合危険側の予測となるため、横軸の切片は $0.5S_u$ 以下とする必要がある。

溶接止端などに応力集中部を有する船体構造の溶接継手の疲労強度は、鋼材は実績が豊富でデータが蓄積されており、社団法人日本造船研究協会第 202 研究部会「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」^[4-27] などにおいて疲労試験が行われた。この試験結果を基に、松岡ら^[4-28] は解析を行い、鋼母材の疲労限度（応力比 $R=0$ ）を $123\pm 26.6\text{MPa}$ と設定した。2 標準偏差の下限值は 96.4MPa である。また、国際溶接会議 International Institute of Welding (IIW) による溶接継手の推奨疲労設計^[4-29] では、止端研削を行わない突合せ継手の $R=0$ の 200 万回時間強度（疲労限度では無い）は、鋼材の場合 90MPa である。松岡らの試験結果を基にした解析値の下限值 96.4MPa と IIW の推奨疲労設計強度 90MPa のうち、より安全側である 90MPa ($R=0$, $S_m=45\text{MPa}$, $S_a=45\text{MPa}$) を図中に併せて示す。Fig. 4-12 と Fig. 4-13 中に示される工業用純チタンの $S_w/K_f 0.5S_u$ 線は、推奨疲労設計強度 90MPa を上回っているため、船体用軟鋼の機械的強度に最も近い工業用純チタン 2 種による溶接構造物の設計を行う場合、鋼溶接構造物と比較して疲労強度を厳しくする必要はないと言える。

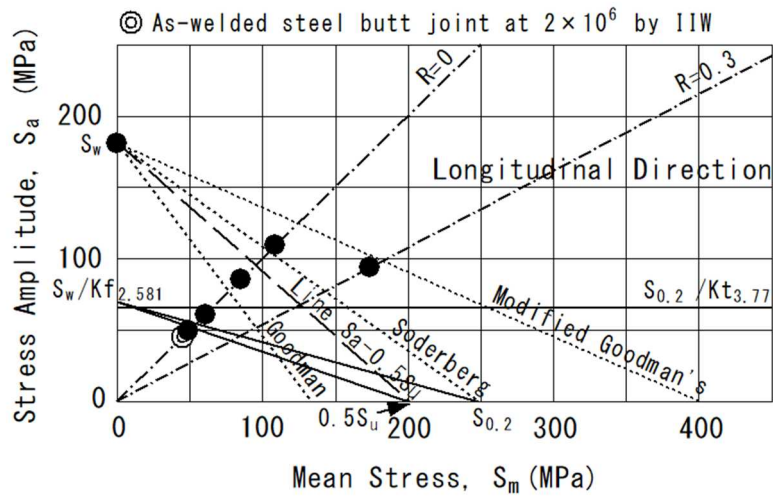


Fig. 4-12 Endurance limit diagrams (Longitudinal direction) [4-2]

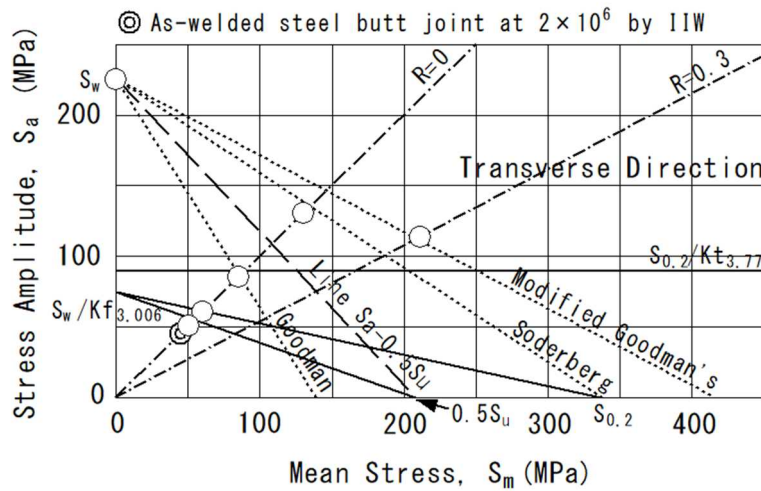


Fig. 4-13 Endurance limit diagrams (Transverse direction) [4-2]

0.2%耐力 $S_{0.2}$ を応力集中係数 K_t で除した曲線と疲労限度線（疲労き裂発生限度曲線）との交点は、き裂の進展（伝播）限界曲線との分岐点付近になる^[4-30]ことから、 $S_{0.2}$ を本研究で対象とした K_t の最大値 $K_t = 3.77$ で除した $S_{0.2}/3.77 = S_{0.2}/K_{t3.77}$ 線を停留き裂発生限度として疲労限度線図中に併せて記載した。停留き裂が発生する鋼材では、縦軸の切片 S_w/K_f は $K_t = 3.77$ において $S_{0.2}/K_{t3.77}$ 線よりかなり上となるため、 $R = 0$ 線より S_m が大き

い側で鋼の疲労限度線（き裂の発生限度曲線） $S_w/K_f S_t$ 線と $S_{0.2}/K_{t3.77}$ 線が一般的に交差する。一方、工業用純チタンでは $K_t=3.77$ において、Fig. 4-9で示されるとおり切欠係数 K_f が大きく、Fig. 4-10で示されるとおり $K_t=3.0$ を超えても疲労強度が低下し続けている。よって、工業用純チタンの $S_w/K_f 0.5 S_u$ 線と $S_{0.2}/K_{t3.77}$ 線との交点は、鋼材と比較して S_m が小さくなる方向の $R=0$ 線より S_m が小さい側へシフトし、 $R \geq 0$ では交点を持たない。このことから、工業用純チタンでは、 $R \geq 0$ において停留き裂は発生するが破断には至らない領域は生じないといえる。

4.5 結言

- 1) 船体用軟鋼の機械的強度に最も近い工業用純チタン 2 種による溶接構造物の設計を行う場合、停留き裂は発生しないが、疲労き裂の起点が母材部である場合も含めて、鋼溶接構造物の設計疲労強度が適用できる。
- 2) 平滑材では L 方向の疲労限度は C 方向の疲労限度の 80~84%であるが、切欠材では、L 方向の疲労限度と C 方向に疲労限度は有意な差がなかった。切欠材では、有限寿命域において平滑材と同じく疲労強度には有意な差が有り異方性が見られるものの、疲労限度には有意な差が無く異方性が見られなかったという現象を、本研究では、実験的に明らかにしたが、現象の解明には至らなかった。疲労限度に異方性の影響が見られる平滑材から疲労限度に異方性の影響が見られない切欠材への遷移領域における現象の解明に関しては今後の課題とする。
- 3) L 方向と C 方向の両方向で、実験点が Soderberg 線図~修正 Goodman 線図の範囲に位置した。工業用純チタン母材において安全側の疲労設計をするには、少なくとも $S_a-0.5 S_u$ 線を適用することを推奨する。
- 4) 工業用純チタンの切欠感受性は、 $K_t=2$ 付近では、L 方向で炭素鋼より小さく、C 方向では炭素鋼より大きい。が、 $K_t=3.77$ では、L 方向では、S15C や S35C と同程度、C 方向

では、S45Cと同程度となるという物理特性を明らかにした。また、炭素鋼では $K_t=2$ 付近から発生する停留き裂が、工業用純チタンでは確認されなかった。ただし、 K_t の増加に伴い対応する K_f は飽和するため、船体構造として想定される応力集中係数 $K_t=4$ を超える場合、切欠材の疲労限度線図において、 $S_{0.2}/K_t$ 線の方が縦軸の切片 S_w/K_f 点より減少し、停留き裂が発生する可能性は残されており、今後の課題とする。

第4章 参考文献

- [4-1] JIS-H-4600:2012: チタン及びチタン合金—板及び条、日本規格協会：東京、2018
- [4-2] 岩田知明：工業用純チタンの疲労強度に及ぼす応力比と切欠の影響、日本材料学会誌「材料」、Vol.66、No.12、pp.913-920、2017
- [4-3] 中田栄一：金属組織—定量金属組織学を中心として—、軽金属、Vol.33、No.2、pp.111-119、1973
- [4-4] 峯 洋二、安藤新二、高島和希、頓田英機、肥後矢吉： α -チタン単結晶における疲労き裂伝播挙動、日本金属学会誌、Vol.61、No.1、pp.41-48、1997
- [4-5] 峯 洋二、安藤新二、頓田英機、高島和希、肥後矢吉：チタン単結晶における疲労き裂伝播の結晶方位依存性、日本金属学会誌、Vol.62、No.8、pp.708-717、1998
- [4-6] JIS-Z-2241:2011: 金属材料引張試験方法、日本規格協会：東京、2018
- [4-7] 一般財団法人日本海事協会編：鋼船規則・同検査要領 K編 材料 L編 艀装品 M編 溶接 2019、一般財団法人日本海事協会：東京、2019
- [4-8] 西田正考：応力集中（初版）、p.50、森北出版株式会社：東京、1967
- [4-9] JIS-Z-2273:1978: 金属材料の疲れ試験方法通則、日本規格協会：東京、2018
- [4-10] 竹内悦男、古谷佳之、長島伸夫、松岡三郎：Ti-6Al-4V合金の疲労特性に及ぼす応力比の影響、鉄と鋼、Vol.93、No.4、pp.309-316、2007

- [4-11] 林 和久、西田新一、服部信祐：Ti-6Al-4V合金切欠き材の疲労特性、日本機械学会論文集(A編)、Vol.65、No.638、pp.2080-2085、1999
- [4-12] 藤井 匠、森重利紀、濱田 繁、野口博司：工業用純チタン切欠き材の疲労強度特性について、日本機械学会2007年度年次大会講演論文集(1)、 pp.331-332、2007
- [4-13] 日本材料学会編：疲労設計便覧、pp.82-84、養賢堂：東京、1995
- [4-14] 高尾健一、楠川量啓：工業用純チタンにおける切欠部から発生した微小き裂の伝ば挙動、日本機械学会論文集(A編)、Vol.60、No.570、pp.352-357、1994
- [4-15] 高尾健一、楠川量啓：工業用純チタン切欠材における疲労き裂発生挙動、日本材料学会誌「材料」、Vol.40、No.458、pp.1422-1427、1991
- [4-16] 金尾正雄、佐々木悦男、太田昭彦、小菅通雄：各種構造用鋼板の疲れき裂伝ば特性と ΔK_{th} 、鉄と鋼、Vol.69、No.7、pp.868-873、1983
- [4-17] S. Usami: Applications of threshold cyclic-plastic-zone-size criterion to some fatigue limit problems, Proceedings of International Conference of Fatigue Thresholds, Vol.1, pp.205-238, 1981
- [4-18] 竹内勝治、田中英司：アルミニウム合金展伸材の切欠疲れ強さ（その1）、住友軽金属技報、Vol.9、No.4、technical data sheet pp.15-17、1968
- [4-19] 日本機械学会：金属材料疲労強度の設計資料〈1〉、pp.141-142、日本機械学会：東京、1982
- [4-20] 竹内勝治：アルミニウム構造の疲労設計資料(10)、軽金属溶接、Vol.33、No.11、pp.556-565、1995
- [4-21] 高尾健一、西谷弘信：工業用純チタンの疲労き裂発生過程と切欠き感度、日本機械学会論文集(A編)、Vol.50、No.453、pp.1049-1052、1984
- [4-22] JIS-H-4650:2016: チタン及びチタン合金一棒、日本規格協会：東京、2018
- [4-23] JIS-G-3106:2015: 溶接構造用圧延鋼材、日本規格協会：東京、2019

- [4-24] 松岡一祥、高橋一比古、吉井徳治、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残留応力の影響、溶接学会論文集、Vol.9、No.1、pp.36-42、1991
- [4-25] 野田尚昭、西谷弘信、原田昭治、高瀬 康：炭素鋼の切欠材の疲労強度に及ぼすフェライト・パーライト組織の影響、日本機械学会論文集(A編)、Vol.60、No.575、pp.1517-1523、1994
- [4-26] 大滝英征：機械の疲労強度設計法、pp. 96-97、日刊工業新聞社：東京、2007
- [4-27] 日本造船研究協会第202研究部会：海洋構造物の疲労設計法および溶接部の晶質に関する研究報告書、日本造船研究協会、1991
- [4-28] 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、No.178、pp.513-522、1995
- [4-29] Hobbacher, A. F.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, 2nd ed., pp.47, Springer: Switzerland, 2016
- [4-30] 大滝英征：機械の疲労強度設計法、pp.151-152、日刊工業新聞社：東京、2007

第5章 工業用純チタン母材の疲労き裂伝播挙動に及ぼす異方性の影響

5.1 緒言

4章において、船体構造として想定される応力集中係数 $K_t=3.77$ 以下場合、停留き裂は発生しないが、疲労き裂の起点が母材部である場合も含めて、鋼溶接構造物の設計疲労強度が適用できることを確認した。また、2章において、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことを提案した。疲労き裂発生寿命と疲労き裂伝播寿命の和である破断寿命で評価すると、工業用純チタン溶接継手の疲労強度は鋼溶接構造物の設計疲労強度より安全側となる。

一方、小型試験片による疲労試験とは異なり、実構造物では疲労寿命に占めるき裂伝播寿命の割合が大きい。そこで、本章では、工業用純チタン母材の疲労き裂伝播挙動の評価を行う。

工業用純チタンを船体構造部材へ適用する際の主要な課題は、工業用純チタンの強度データ不足であり、耐疲労性能もその一つである。船舶などの大型溶接構造物では疲労き裂が発生しただけでは構造体としての機能をすぐに喪失するわけではないことから、疲労き裂伝播特性を把握することが重要である。Ti-6Al-4Vなどのチタン合金は、構造部材としての実績が豊富でデータが蓄積されており、Paris則の材料定数 C , m を明らかにしている文献も多く、統計評価も行われている^[5-1~5-4]。一方、工業用純チタンの疲労き裂伝播特性に関する研究は限られており、疲労き裂伝播速度と応力拡大係数範囲の特性曲線の計測も行われてはいるが^[5-5~5-15]、多くの文献において材料定数 C , m の値は明らかにされておらず、 m のみに関する報告が数件あるのみで^[5-7, 5-8, 5-14]、 C , m の値に関する報告は限定されている^[5-12]。また、Ti-6Al-4Vなどのチタン合金に関する報告であっても、圧延方向と試験片の採取方向

の関係については、いずれか一方のみ^[5-1]、または明記されていない文献^[5-2, 5-17~5-25]が多く、異方性に関するものは非常に限られている^[5-3, 5-4, 5-16]。工業用純チタンに関する報告では、粗大結晶粒を用いた結晶方位依存性に関する文献は見受けられるものの^[5-14, 5-15]、圧延方向と試験片の採取方向の関係については、いずれか一方のみ^[5-5, 5-6, 5-8]、または明記されていない^[5-7, 5-9~5-13]のどちらかであり、異方性に関する文献は、工業用純チタン薄膜など特殊な事例^[5-26]を除けば皆無である。

船殻部材の疲労強度に関する従来の設計手法は、修正マイナー則などの線形累積被害損傷則を用いた多くの設計コードが指定する S-N 線図を適用するものである。この手法は実用上大変有用であるが、試験片による疲労寿命と実構造物の疲労寿命の相関は不明瞭なままであるという重要な問題を有しており、不明瞭な相関を補うため、経験則による安全率を採用する必要がある。一方、破壊力学アプローチは、き裂成長量を定量的に評価することが可能であり、Paris 則や Elber 則などの多くの疲労き裂伝播則が提案されている。しかしながら、従来の伝播則では、き裂面上に形成される塑性領域に起因する疲労き裂開閉挙動の考慮が不十分なため、き裂伝播が加減速するような過渡的な現象を定量的に評価できない。豊貞^[5-27]らは、Paris 則を拡張し、疲労き裂成長の駆動力がき裂先端近傍で消費される両振り塑性仕事であるとの考えに立脚し、繰返し負荷中に疲労き裂先端近傍に塑性域が形成され始める再引張塑性域形成荷重 (Re-tensile Plastic zone Generated (RPG) load) を基準とする応力拡大係数範囲 ΔK_{RPG} をパラメータとする疲労き裂伝播則を提案し、この伝播則を適用すれば変動荷重作用下でも疲労き裂成長履歴を比較的精度よく推定可能であることが示されている。ただし、同伝播則の検証は鋼材とアルミニウム合金 (5000 番系) ^[5-28]に限定されており、材料特性が異なる工業用純チタン材料に対する適用性は未検証である。

そこで本章では、 ΔK_{RPG} をパラメータとする疲労き裂伝播則の工業用純チタン材料に対する適用可能性について検討した。

5.2 疲労き裂伝播試験概要

工業用純チタン 2 種(JIS H4600 TP340H)を供試材とし、圧延方向 (L:Longitudinal direction) と圧延直交方向 (C:Transverse direction) の二方向から試験片を採取した。Table 5-1^[5-29]及び Table 5-2^[5-29]に、供試材の化学成分と機械的性質をそれぞれ示す。Table 5-1 と Table 5-2 において、C は圧延直交方向から採取した試験片、L は圧延方向から採取した試験片をそれぞれ表している。なお、第 4 章と同一の圧延ロットから試験片を採取しており、同じ値となっている。

Table 5-1 Chemical composition (wt%)^[5-29].

	N	C	H	Fe	O	Ti
Inspection Certification	0.00	0.00	0.001	0.04	0.10	Bal.
JIS H4600 TP340 H	≤0.03	≤0.08	≤0.013	≤0.25	≤0.20	Bal.

Table 5-2 Mechanical properties^[5-29].

	Direction	Modulus of longitudinal elasticity	Proportional limit stress	0.2% Proof stress	Maximum tensile stress	Fracture stress	True fracture stress	Yield ratio	Uniform elongation	Total elongation	Contraction of area
		E	S_e	$S_{0.2}$	S_u	S_f	S_t	$S_{0.2}/S_u$	d_u	d_f	F
		GPa	MPa							%	
JIS H4600 TP340 H				≥215	340-510					≥23	
Inspection Certification	Transverse			342	446					37	
Exp. Ave	Longitudinal	106	123	248	400	311	675	0.619	13.9	41.9	54.0
	Transverse	118	201	337	415	287	748	0.812	7.36	45.7	61.7
Ship's Classifications mild steel				≥235	400-520					≥16	

疲労き裂伝播試験の試験片形状を Fig. 5-1 に示す。圧延方向が長手方向に対して垂直な工業用純チタン材 (Transverse specimen : 以下 C 材) と同方向である工業用純チタン材 (Longitudinal specimen : 以下 L 材) の 2 種類を対象とした。母材の板厚中央から 6mm 厚で採取した工業用純チタン板を加工し作成した中央貫通切欠き付引張 (CCT : Center

Cracked Tensile) 試験片を用いた。

工業用純チタンのような稠密六方格子構造 (hcp 構造) では、すべり系の数が非常に少なく、き裂発生条件を満たす結晶が離散的に分布して存在しているため、き裂長が平均結晶粒径の約 3 倍 (長さ 0.4mm) 程度以下の微小き裂において伝播速度の増減が大きく、有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} によっても伝播速度を表し得ないとの報告も見受けられる [5-10, 5-13]。第 4 章の Fig.4-1 で示される通り、平均結晶粒径は 30 μm 以下のため、その 10 倍以上である片側切欠深さ 0.35 mm は、微小き裂として扱う必要のない十分な大きさと判断できる。

疲労き裂先端近傍の塑性ヒステリシスループを自動的に計測する自動疲労き裂進展 (伝播) 試験システムを用いた [5-30]。計測したヒステリシスループに対して反転法 [5-31] を用いて、き裂開口荷重、RPG 荷重を測定した。き裂長さはコンプライアンス (ばね定数の逆数) 法により計測した。Table 5-3 に各試験の荷重条件を示す。3 条件の応力比を適用し、荷重振幅は全ての試験において一定とした。最大荷重及び最小荷重を Table 5-3 中に示す。疲労き裂伝播試験の周波数は 10Hz とした。

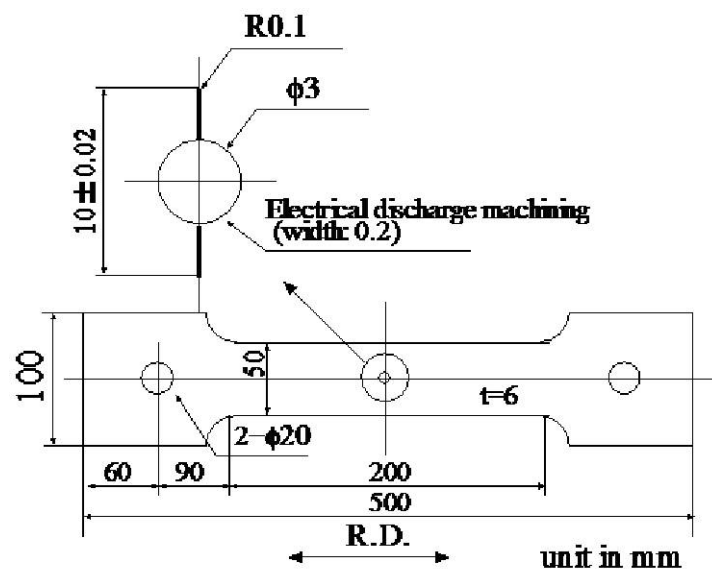


Fig. 5-1 Centre cracked tensile (CCT) specimen used in the fatigue crack propagation tests.

Table 5-3 Loading conditions for the fatigue crack propagation tests

Specimen ID	Maximum Load [kN]	Minimum Load [kN]	Stress ratio (R)
C1	23.0	1.23	0.05
C2	31.1	9.31	0.30
C3	43.5	21.70	0.50
L1	22.9	1.24	0.05
L2	31.3	9.56	0.30
L3	43.5	21.80	0.50

5.3 工業用純チタンの疲労き裂伝播挙動

種々の測定結果から RPG 荷重基準による応力拡大係数範囲 (ΔK_{RPG}) と疲労き裂伝播速度 (da/dN) の関係を得た。疲労き裂伝播速度と各応力拡大係数範囲との関係を試験片毎に Fig.5-2～Fig.5-7 に示す。Fig.5-2～Fig.5-4 は C 方向試験片、Fig.5-5～Fig.5-7 は L 方向試験片で、それぞれ順に、応力拡大係数範囲 ΔK 、き裂開口荷重基準による応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} 、RPG 荷重基準による応力拡大係数範囲 ΔK_{RPG} である。異なる応力比の影響を統一的に評価可能な ΔK_{eff} 、 ΔK_{RPG} で整理したグラフに関しては最小二乗法により近似した直線を図中に示した。C 方向試験片の方が、L 方向試験片よりも $da/dN-\Delta K_{eff}$ 関係、 $da/dN-\Delta K_{RPG}$ 関係が低速側であった。

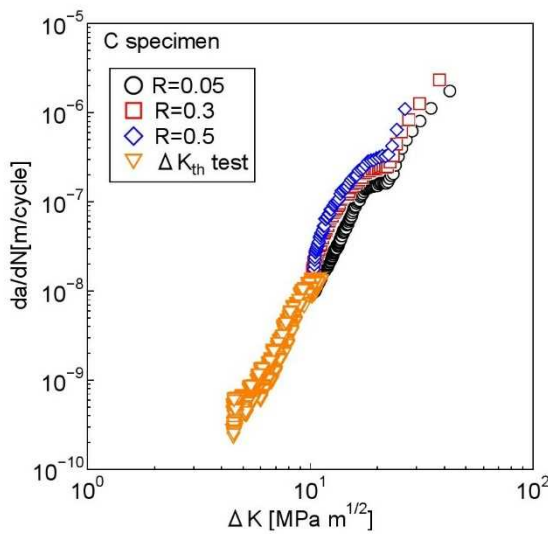


Fig. 5-2 Relationship between da/dN and ΔK (C specimen)

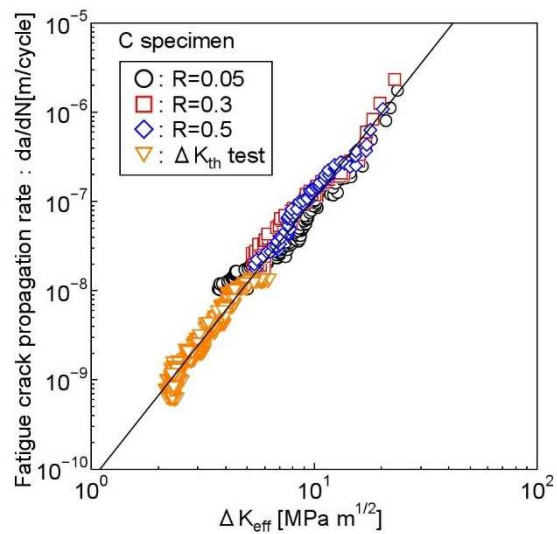


Fig. 5-3 Relationship between da/dN and ΔK_{eff} (C specimen)

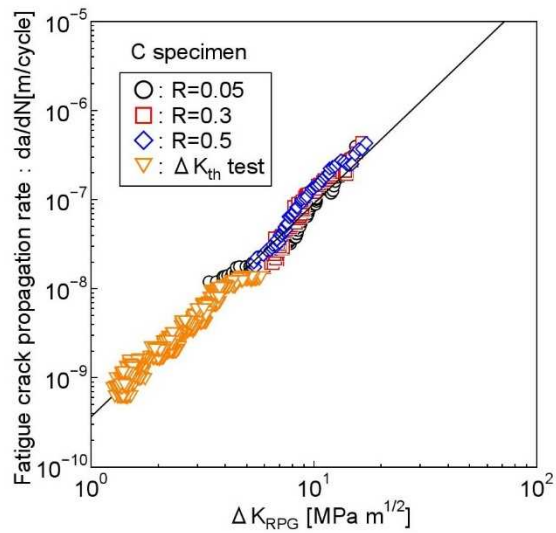


Fig. 5-4 Relationship between da/dN and ΔK_{RPG} (C specimen)

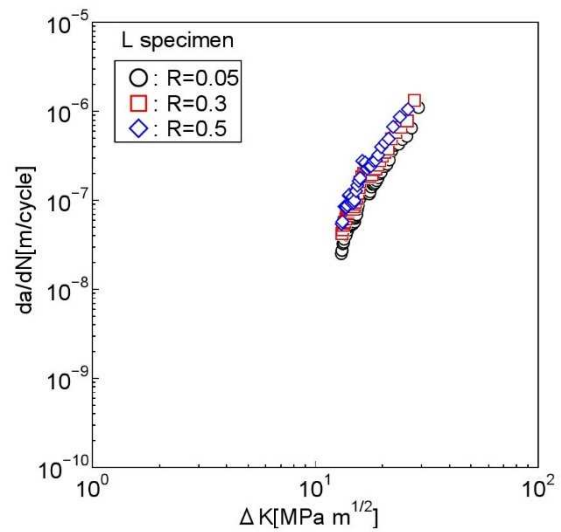


Fig. 5-5 Relationship between da/dN and ΔK (L specimen)

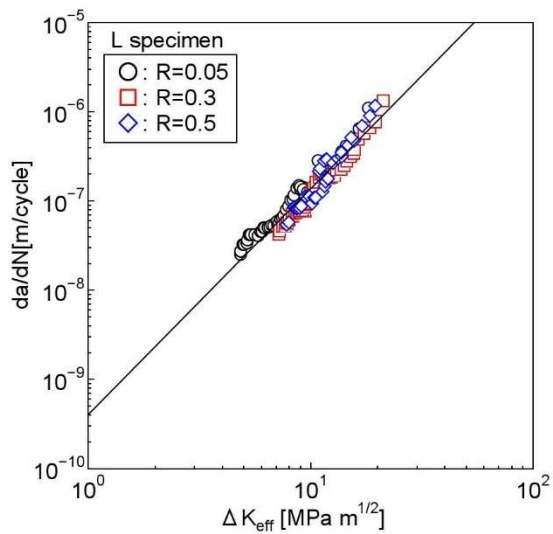


Fig. 5-6 Relationship between da/dN and ΔK_{eff} (L specimen)

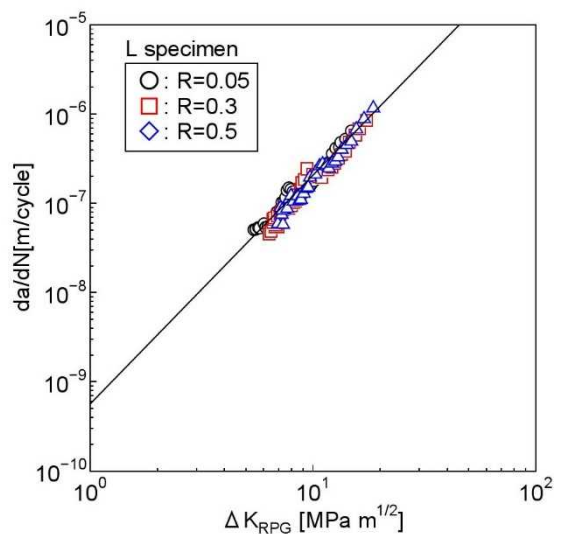


Fig. 5-7 Relationship between da/dN and ΔK_{RPG} (L specimen)

小川ら^[5-9, 5-10]は、鋼ではき裂進展曲線が直線を示す第 II 段階き裂においても、すべり系が限定されている hcp 結晶構造の工業用純チタンの場合は、成長速度が組織の影響を受けるため、き裂進展曲線の傾きが変わる遷移点が存在し、 $R=0.05$ のき裂進展曲線は、 ΔK_{eff}

=5MPam^{1/2} 付近の遷移点 T_A と $\Delta K_{eff}=10\text{MPam}^{1/2}$ 付近の遷移点 T_B を示し、また、き裂長が平均結晶粒径の3倍以下の微小き裂においては 10MPam^{1/2} 以下の低 K_{max} 領域において、大きき裂より da/dN が増加する、と報告している。高尾ら^[5-7, 5-8]は、小さなき裂の伝播速度は、大きなき裂の伝播速度よりかなり大きく、 $\Delta K=10\text{MPam}^{1/2}$ 付近に遷移点が存在し、それ以上で傾きは増加する、と報告している。一方、本研究では微小き裂ではないため、得られた結果からは、 $\Delta K_{eff}=10\text{MPam}^{1/2}$ 付近に遷移点は確認できず、 $da/dN-\Delta K_{eff}$ 関係、 $da/dN-\Delta K_{RPG}$ 関係は直線となった。RPG 荷重基準に基づく疲労き裂進展則の材料定数を Fig.5-4、Fig.5-7 の切片及び傾きから求めた。取得した材料定数 C , m の値を Table 5-4 に示す。

Table 5-4 Material constants of fatigue crack propagation based on the RPG load criterion

Specimen type	Fatigue crack propagation laws	C	m
C (Transverse)	$da/dN=C(\Delta K_{RPG})^m$	10.03×10^{-11}	2.378
L (Longitudinal)	$da/dN=C(\Delta K_{RPG})^m$	7.57×10^{-11}	2.550

※Unit: da/dN [m/cycle], ΔK_{RPG} [MPam^{1/2}]

工業用純チタンに関する参考文献中のき裂伝播試験条件一覧を Table 5-5 に示す。5.1 緒言において言及した通り、工業用純チタンの材料定数 C , m の値に関する報告は非常に限られている。これに対して、Ti-6Al-4V などの合金の材料定数 C , m を明らかにしている文献は多い。Ti-6Al-4V などの合金に関する参考文献中のき裂伝播曲線の材料定数一覧を Table 5-6 に示す。増田ら^[5-2]は、Ti 合金の場合も鋼の場合と同様に $\log C$ と m の間に良い直線関係があり、 $da/dN-\Delta K$ 曲線が交わる枢軸点 (Pd 点) が存在すると報告している。Pd 点の座標は $da/dN=A$, $\Delta K=\Delta K_0$ である。ここで、中間速度領域の Paris による疲労き裂伝播曲線の材料定数 C と m は(5-1)式のように相関を有する^[5-32]ことが知られている。

$$C=A/(\Delta K_0)^m \quad (5-1)$$

Table 5-4 で示される本研究で取得した材料定数、増田らの文献調査による 56 サンプル

を対象とした m および枢軸点の平均値および 95%信頼区間、Table 5-5 および Table 5-6 で示される参考文献のうち、材料定数 C と m が両方明らかにされているものを併せて、 $\log C$, m 関係として Fig.5-8 に示す。なお、参考として、増田らの文献調査による鋼の 151 サンプルを対象とした m および枢軸点の平均値および 95%信頼区間も灰色で併せて示した。本研究で取得した材料定数、微細化処理を含む圧延ままの工業用純チタン^[5-12, 5-25]および Ti-6Al-4V 合金^[5-19, 5-24]の一部は、増田らの Ti-6Al-4V 合金の $\log C$, m 関係に近い値となった。一方で、Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo 合金^[5-17, 5-18]および Ti-6Al-4V 合金の過半数以上^[5-1, 5-20, 5-23]は、増田らの Ti-6Al-4V 合金の $\log C$, m 関係よりも大きな $\log C$ の値を示していたが、極低温^[5-20]などの特殊な条件も含まれており、また、本研究では hcp 構造の工業用純チタンを対象としているため、それ以上の調査は行わなかった。

本研究では、 $\log C$ の値は C 方向より L 方向の方がわずかに小さい値、 m の値は L 方向より C 方向の方がわずかに小さい値であった。しかしながら、Fig.5-8 で示されるとおり、文献毎の違いによるばらつきと比較してごくわずかである。工業用純チタンに関する報告では、異方性に関する文献はほとんどないが、清水ら^[5-26]により、厚さ 50 μm の工業用純チタン膜材では、負荷方向が圧延方向と直交な場合の方が、平行な場合よりも $da/dN-\Delta K$ 関係が低速側であると報告されており、本研究で得られた結果と同様の傾向を示している。一方、Ti-6Al-4V 合金に関する報告では、 da/dN は試験片の切出方向の影響をほとんど受けない^[5-3]、き裂伝ば挙動に及ぼす異方性の影響は認められない^[5-4]、荷重方向 C 方向（切欠方向 L 方向）のき裂伝播抵抗が荷重方向 L 方向（切欠方向 C 方向）より大きいのはき裂開口レベルの違いに起因するものであり ΔK_{eff} で整理すると一本の直線に沿ってばらつきも等しくなる^[5-16]など、き裂伝播挙動に及ぼす異方性の影響はないと報告されている。しかしながら、本研究で得られた工業用純チタンの結果は、 ΔK_{eff} で整理しても一本の直線上に C 方向と L 方向の結果が沿うほどには一致しなかった。

第 4 章の Fig.4-1 で示されるマイクロ組織および結晶方位分布では方向による違いがほと

んど見受けられないので、異方性の影響を検討するため、極点図観察を行った。Fig. 5-9に供試材の(0001)極点図を示す。図中、NDは板面垂線方向、RDは圧延方向を表しており、紙面方向が圧延直角方向TDである。工業用純チタン熱間圧延板の集合組織の典型例は、石山ら^[5-33]により、hcp構造の底面(0001)がTDを向いた所に主方位を持つと報告されている。Fig.5-9で示されるとおり、NDへわずかに傾いているがTDが主方位となっており、工業用純チタン熱間圧延板の集合組織の典型例を示している。

石山ら^[5-33, 5-34]により、hcp構造の場合、主すべり系のすべり方向が底面内にあるため主すべりだけではC軸方向にひずみが生じないといったすべり系の制約から、塑性変形における双晶変形の役割の重要性は遙かに大きいと報告されている。Fig. 5-10に工業用純チタン熱間圧延板の集合組織に基づくhcpのすべり面方向とき裂伝播面の模式図を示す。Fig. 5-11で示されるとおり、峯ら^[5-14, 5-15]により、hcp構造である工業用純チタンでも、き裂先端で交差する二つのすべりの交互の活動に基づいてき裂が伝播するが、柱面すべりの活動が容易なのは $(10\bar{1}0)$ $[1\bar{2}10]$ と $(1\bar{1}00)$ $[11\bar{2}0]$ に限られており、両すべり線の2等分線方向 $[2\bar{1}\bar{1}0]$ が最も伝播しやすく、すべり面に直交する $[000\bar{1}]$ 方向 (Fig. 5-11において紙面に垂直方向) が最も伝播しにくいと報告されている。すなわち、柱面すべりが交差すべりを起こし一次錐面すべりが交互に伝播するL方向試験片 (荷重方向L方向・切欠方向C方向) では、き裂伝播方向が工業用純チタンのhcp構造において、き裂が最も伝播しやすい面 $(01\bar{1}0)$ となるため、き裂伝播抵抗が小さく伝播しやすい。一方、C方向試験片 (荷重方向C方向・切欠方向L方向) は、き裂伝播面は、 $(1\bar{2}10)$ が双晶のために傾き、 $(01\bar{1}0)$ とは異なるため、L方向と比較すればき裂伝播抵抗がやや大きく伝播しにくい。このようなC方向試験片の方が、ややき裂伝播抵抗が大きく伝播しにくいという異方性の影響を評価可能な疲労き裂成長シミュレーションモデルは構築できていないので、各方向で実験的に得られた材料定数を用いて、それぞれ安全側の評価が可能か、次節において既存の疲労き裂成長シミュレーションコードを用いて疲労き裂伝播解析を行った。

Table 5-5 List of the crack propagation test conditions in references about commercial pure titanium

Ref. No.	Grade	Direction	The size of parent metal for sampling specimens	Vacuum Annealing	Grain size (μm)	The size of test specimens (mm)	Precrack	Frequency (Hz)	Stress ratio	Stress condition (MPa)	Stress intensity factor range ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1/2}$)	Threshold stress intensity factor range ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1/2}$)	Constant C, m
5-5	unidentified	Longitudinal	undescribed	undescribed	20	50W200L8t with 5depth notch	-	83	0.05, 0.1, 0.2, 0.7	$K_{min}=1.04, K_{max}=10.4$ ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1/2}$)	ΔK	undescribed	undescribed
5-6	JIS Type 2	Transverse	undescribed	540 °C	undescribed	32W190L3t with $\phi 2$ hole	-	20, 0.2, 0.02	undescribed	Range $\Delta\sigma=128, 157$ Strain amplitude (1/s) $1.53\times 10^{-6}\sim 1.58\times 10^{-1}$	ΔK	undescribed	undescribed
5-7	JIS Type 1	undescribed	1t plate	700 °C:1h	undescribed	8W1t with $\rho 0.02, 0.2$ depth notch	-	33.3	-1(80, 120MPa), 0(60, 80MPa), 1/3(55MPa)	Amplitude $\sigma_a=55, 60, 80, 120$	$\Delta K, \Delta K_{eff}$	undescribed	$m=3$
5-8	JIS Type 1	Longitudinal	1t plate	700 °C:1h, 800 °C:1h	50(700 °C), 150(800 °C)	8W1t with $\rho 0.1, 0.3, 0.6, 1.0: 0.2$ depth notch	-	33.3	-1, -1/3, -0.16, 0, 1/3	Amplitude $\sigma_a=120, 140$	ΔK	undescribed	$m=2.6$
5-9	JIS Type 2	undescribed	10t plate	700 °C:1h, 850 °C:1h	27(700 °C), 70(850 °C)	CT	3mm by $\Delta K=10, 19$ ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1/2}$)	10	0.05	$K_{max}=20$ ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1/2}$)	$K_{max}, \Delta K_{eff}$	3	undescribed
5-10	JIS Type 2	undescribed	10t plate 13 ϕ Rod	10t:700 °C:1h, 10t, 13 ϕ :850 °C:10h	27(700 °C), 90(10t:850 °C), 115(13 ϕ :850 °C)	Tensile:5W4t, Bending:8 ϕ Smooth Part 10L	No	Tensile:10 Bending:33	-1	Max σ_{max} = Tensile: 170, 180, 230, 290 Bending:230,240,250	$K_{max}, \Delta K_{eff}$	undescribed	undescribed
5-11	JIS Type 2 equivalent	undescribed	undescribed	No	undescribed	12.5t CT Parent metal, Butt Joint	-	Air:2, 20 Seawater:20	0.05, 0.6	undescribed	ΔK	undescribed	undescribed
5-12	unidentified	unidentified	Referred in "Carpinteri, A and Paggi, M.: Are the Paris' law parameters dependent on each other?, Integrità Strutturale, Vol.2 pp.10-16 (2007)"										$m=3.41, C=1.95 \times 10^{-11}$
5-13	JIS Type 1	undescribed	1t plate	700 °C:1h and after precrack 500 °C:1h	50	40W1t with $\rho 0.021$ or 0.5 3.5depth center notch, 40W1t with $\rho 0.1$ 0.5depth side notch	0.5mm by 98 (MPa) 0.25mm elimination (0.25mm crack tip)	20	0	undescribed	ΔK	3.8 (center notch)	undescribed
5-14	JIS Type 1	A(1-210)[10-10], B(01-10)[2-1-10], C(10-10)[0001]	4t plate	1473K10.8ks and 1123K86.4ks After processing specimen 873K36ks	15000 (Large Single Crystal)	22L7W3.5t Bending specimen with 0.3W 1.75depth notch	-	10	0.1	undescribed	ΔK	3(C), 5(A, B)	$m=0.9$ (A), 3.8(B), 2.2(C)
5-15	JIS Type 1	A(1-210)[10-10], B(01-10)[2-1-10], C(01-10)[0001], D(1-210)[0001], E(0001)[10-10], F(0001)[2-1-10], P:undescribed	75L17W6t from 22t plate	1473K10.8ks and 1123K86.4ks After processing specimen 873K36ks	A, B, C, D, E, F:15000 (Large Single Crystal), P:42 (without annealing before processing)	9W1.5t CT with 0.3W 2.25depth notch	-	10	0.1	undescribed	ΔK	3(B), 3+ α (P), 4(E, F)	undescribed
5-25	Grade 4	unidentified	undescribed	250 °C Equal Channel Angular Processing	ECAP: (Perpendicular 0.25, Parallel 1.5) As-rolled: 16.3 \pm 1.0	70L5.5B2t with 0.3W 0.8depth side notch	-	20	0.1	undescribed	ΔK	2.5(ECAP), 4.7(As-rolled)	ECAP($m=4, C=1 \times 10^{-11}$), As-rolled($m=4, C=3 \times 10^{-12}$)

Table 5-6 List of the Paris low constants in references about titanium alloy

Ref. No.	Grade	Direction	Constant $C, m, A=C \times (\Delta K_0)^m$
5-1	Ti-6Al-4V, Ti-8Al-1Mo-1V	Transverse	$m=2.92, 3.19, 3.77, 3.81, 4.74,$ $C=300, 124, 12.5, 9.79, 0.169 \times 10^{-10}$
5-2	CP, Ti-6Al-4V-2Sn, Ti-6Al-4V, Ti-25Cu	undescribed	$m=\text{ave}3.22\{2.4\sim 4.42\},$ $\Delta K_0=23.8 \text{ (MPa}\cdot\text{m}^{-1/2})$ $A=\text{ave}2.99\{1.04\sim 8.65\} \times 10^{-7}$
5-3	Ti-6Al-4V	Longitudinal	undescribed
5-4	Ti-6Al-4V	Load-Notch L-C, C-L, C-R; L:Longitudinal, C:Transverse, R:Radial	$m=2.8\sim 3.3,$ C: undescribed
5-16	Ti-6Al-4V	Longitudinal, Transverse	undescribed
5-17, 5-18	Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo	undescribed	equiaxed: $m=3.3, C=7.0 \times 10^{-9},$ elongated: $m=4.6, C=1.0 \times 10^{-10},$ colony: $m=3.5, C=2.0 \times 10^{-9}$
5-19	Ti-6Al-4V	undescribed	$m=2.8, C=7.29 \times 10^{-12}$
5-20	Ti-6Al-4V	undescribed	$R=0: m=3.72, C=3.0 \times 10^{-9},$ $R=0.5: m=3.31, C=2.0 \times 10^{-8},$ $R=0.7: m=2.98, C=7.0 \times 10^{-8}$
5-21	Ti-6Al-4V	undescribed	undescribed
5-22	Ti-6Al-4V	undescribed	undescribed
5-23	Ti-6Al-4V	undescribed	$m=3.0, C=3.07 \times 10^{-8}$
5-24	Ti-6Al-4V	undescribed	$m=2.2, C=6.0 \times 10^{-10}$

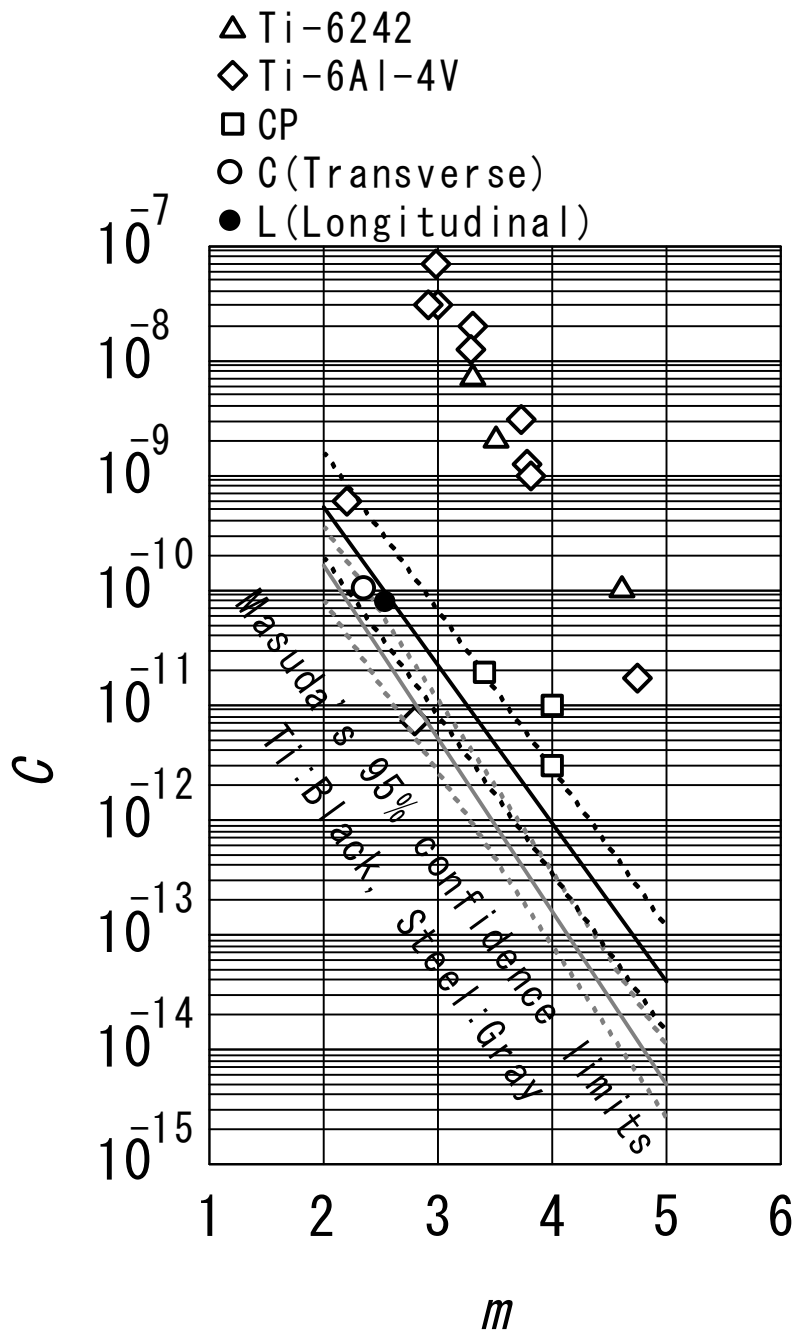


Fig. 5-8 $\log C, m$ Relations

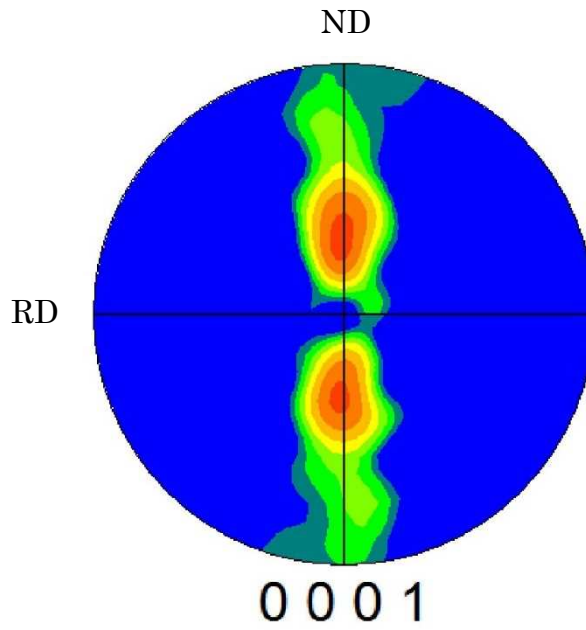


Fig. 5-9 (0001) pole figure of hcp lattice texture

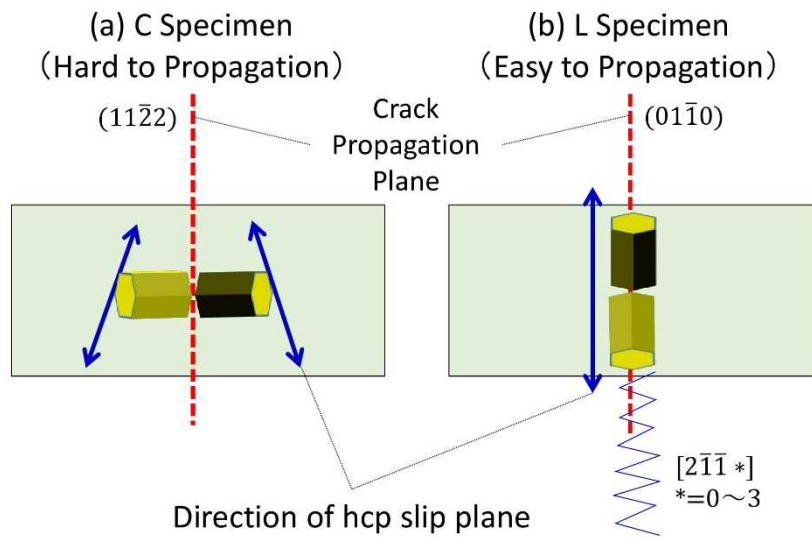


Fig. 5-10 Relation between crack propagation plane and hcp lattice texture

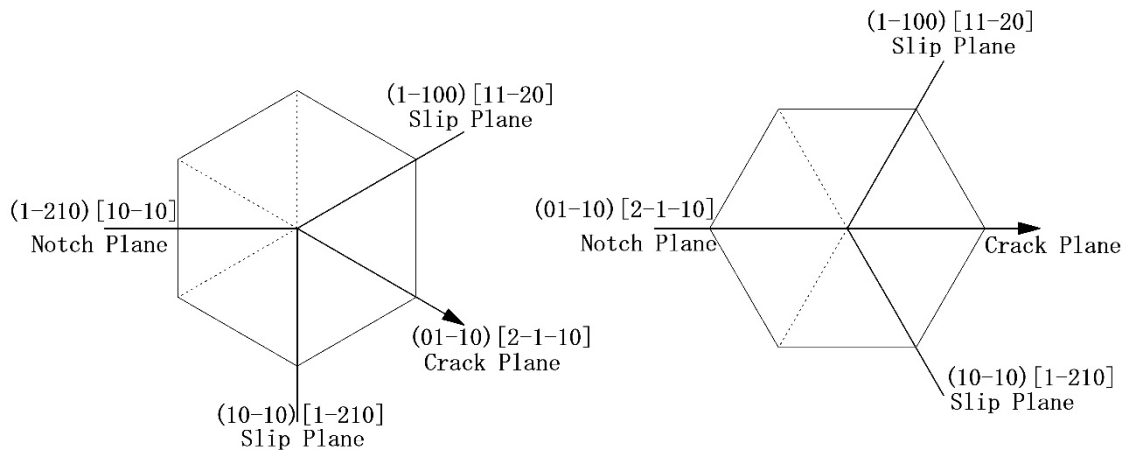


Fig. 5-11 Orientation relationships between crack and slip planes^[5-15]

5.4 疲労き裂伝播解析

今回の試験により得られた材料定数の妥当性を検証するため、疲労き裂成長シミュレーション解析を行った。実験値との比較を Fig.5-12 と Fig.5-13 に示す。Table 5-4 に示される RPG 荷重基準に基づく疲労き裂進展則の材料定数をシミュレーションに適用した。適用した数値シミュレーションコードは、豊貞らによるき裂結合カモデルに基づく疲労き裂開口シミュレーションコード FLARP^[5-27]を用いた。

Fig.5-12 と Fig.5-13 は、シミュレーションにより得られた疲労き裂成長曲線と実験的に得られた曲線との比較を示している。C 材における応力比 0.05 の場合(C1)を除いて、シミュレーション結果が実験結果と比較的良好一致を示し、また、安全側の評価を与えていることが確認される。Fig. 5-14 は C1 (実験時の試験片番号 C4 を本章中では C1 と表記) における RPG 荷重履歴の計測値と数値シミュレーションにより得られた計算値との比較結果である。RPG 荷重履歴は前述の自動疲労き裂伝播試験システムを適用して計測した。白抜き円で示される C1 試験片の RPG 荷重履歴計測値はき裂成長と共に減少している。一方、実線で示される数値シミュレーションにより得られた RPG 荷重履歴はき裂伝播中もほぼ一定である。このような RPG 荷重履歴の傾向は C1 試験片に限らず全ての試験片において確認

されたが、C1 試験片において実験値と計算値の違いが最も大きかった。更に、このような RPG 荷重履歴の挙動は軟鋼^[5-30]やアルミニウム合金^[5-35]において確認されておらず、工業用純チタン特有の現象の可能性も考えられる。

Wang ら^[5-24]は、Ti-6Al-4V 合金において、き裂長が数 100 μm ~1mm では、き裂閉口の影響により各応力比での限界応力拡大係数範囲 ΔK_{thR} がき裂長の増加と共に減少するため、き裂が伝播しない限界応力範囲 $\Delta\sigma_{\text{th}}$ は、き裂長の増加と共に減少すると報告している。しかしながら、き裂長が数 mm 以上の長いき裂における報告はなく、長いき裂における荷重履歴とき裂長の関係は明らかにされていない。また、Ti-6Al-4V 合金のき裂伝播シミュレーションに関する報告^[5-21, 5-22, 5-24]とは異なり、工業用純チタンに関するき裂伝播シミュレーションに関する報告は見受けられない。本研究では、RPG 荷重履歴がき裂伝播と共に減少する現象の解明には至らなかったが、C1 の結果を除いてシミュレーション結果が実験結果と比較的良好一致を示し、C1 の結果を含めて安全側の評価を与えていると共に、C 方向試験片の方が、L 方向試験片よりも伝播しにくいことを解析結果からも得られることを確認した。

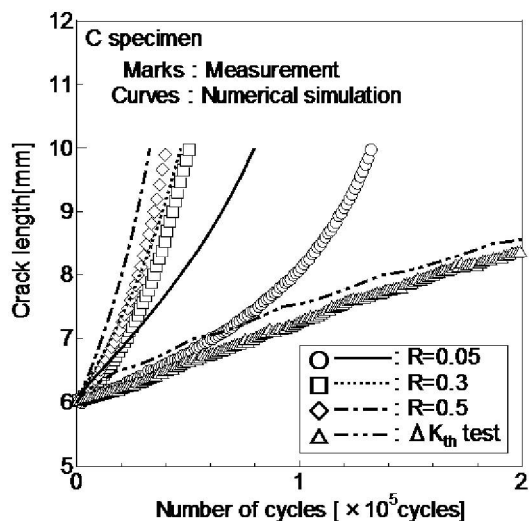


Fig. 5-12 Comparison of crack growth curves between measurement and numerical simulation (C specimen)

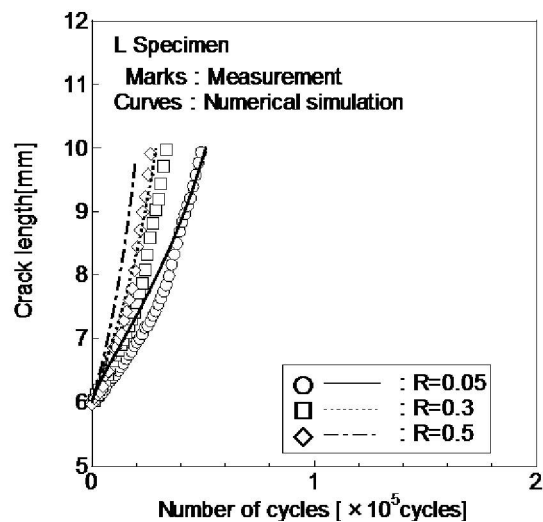


Fig. 5-13 Comparison of crack growth curves between measurement and numerical simulation (L specimen)

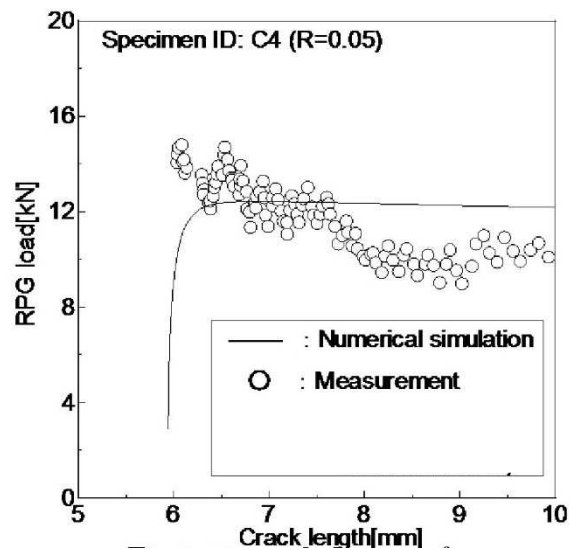


Fig. 5-14 Approximation of P_{RPG} behavior (C1 specimen $R=0.05$)

5.5 結言

工業用純チタンの疲労き裂伝播挙動に関する研究を行った。本研究では、RPG 荷重基準による応力拡大係数範囲を適用した。工業用純チタン母材の Paris 則の材料定数 C , m に及ぼす異方性の影響を実験的に明らかにし、得られた材料定数と既存の疲労き裂成長シミュレーションコードを用いて疲労き裂伝播解析を行い、圧延方向と圧延直交方向のそれぞれで安全側の評価が可能であることを確認した。

本研究に関連する今後の課題としては、工業用純チタン並びにチタン合金の RPG 荷重履歴を推定する正確な評価モデリングの確立と変動荷重履歴における RPG 荷重基準に基づく疲労き裂成長則の検証などが挙げられる。また、村上ら^[5-11]により、溶接部と母材部のき裂伝播速度を比較すると、大気中と海水中では異なる傾向を示すことが報告されており、溶接部の RPG 荷重基準に基づく疲労き裂成長則の確認なども挙げられる。

第 5 章 参考文献

[5-1] Yoder, G. R., Cooley, L. A. and Crooker, T. W.: Quantitative analysis of

Microstructural effects on Fatigue crack growth in Widmanstätten Ti-6Al-4V and Ti-8Al-1Mo-1V, Engineering fracture mechanics, Vol.11, pp.805-816, 1979

[5-2] 増田千利、田中紘一、西島敏：アルミニウム合金、チタン合金における疲労き裂伝ば特性と破壊機構の関連（疲労破壊機構図作成の試み）、日本機械学会論文集(A編)、Vol.48、No.429、pp.548-555、1982

[5-3] 角田方衛、丸山典夫、中沢興三：Ti-6Al-4Vの低応力拡大係数域における大気中疲れき裂伝播特性の解析、鉄と鋼、Vol.74、pp.365-372、1988

[5-4] 橋内良雄、田中正清、吉久悦二、本田尚：Ti-6Al-4V合金の疲労き裂伝播挙動に及ぼす異方性の影響、日本材料学会誌「材料」、Vol.43、No.488、pp.539-544、1994

[5-5] Walker, N. and Beevers, C. J.: A Fatigue Crack Closure Mechanism in Titanium, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol.1, pp.135-148, 1979

[5-6] Takezono, S. and Satoh, M.: Effect of Stress Frequency on Fatigue Crack Propagation in Titanium, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.104, pp.257-261, 1982

[5-7] 高尾健一、松本耕二、西谷弘信：工業用純チタンにおける疲労き裂の開閉挙動（直流電位差法による測定）、日本機械学会論文集(A編)、Vol.51、No.462、pp.450-454、1985

[5-8] 高尾健一、十川正典、松本耕二：工業用純チタンの疲労切欠感度に及ぼす結晶粒径の影響、日本機械学会論文集(A編)、Vol.52、No.484、pp.2574-2578、1986

[5-9] 小川武史、戸梶恵朗、亀山宜克：純チタンの疲労き裂進展特性、日本材料学会誌「材料」、Vol.38、No.432、pp.1026-1032、1989

[5-10] 戸梶恵朗、小川武史、大矢耕二：純チタンの微小疲労き裂成長挙動の結晶粒径依存性、日本機械学会論文集(A編)、Vol.58、No.546、pp.178-185、1992

[5-11] Murakami, R. and Fersudon, W. G.: The effect of marine environment on the corrosion fatigue crack propagation rate of pure titanium and its weld metal, Fatigue

Fracture Engineering Materials & Structures, Vol.16, pp.255-265, 1993

[5-12] Forman. R. G., Shivakumar V. and Newman Jr., J. C.: Fatigue crack growth computer program NASA/FLAGRO, Technical Report JSC-22267A, NASA, 1993

[5-13] 高尾健一、楠川量啓：工業用純チタンにおける切欠部から発生した微小き裂の伝ば挙動、日本機械学会論文集(A編)、Vol.60、No.570、pp.352-357、1994

[5-14] 峯 洋二、安藤新二、高島和希、頓田英機、肥後矢吉： α -チタン単結晶における疲労き裂伝播挙動、日本金属学会誌、Vol.61、No.1、pp.41-48、1997

[5-15] 峯 洋二、安藤新二、頓田英機、高島和希、肥後矢吉：チタン単結晶における疲労き裂伝播の結晶方位依存性、日本金属学会誌、Vol.62、No.8、pp.708-717、1998

[5-16] Sinha, V., Mercer, C. and Soboyejo. W. O.: An investigation of short and long fatigue crack growth behavior of Ti-6Al-4V, Materials Science and Engineering Vol.A287, pp.30-42, 2000

[5-17] Shen, W., Soboyejo, A. B. O. and Soboyejo, W. O.: Microstructural Effects on Fatigue and Dwell-Fatigue Crack Growth in α/β Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0.1Si, Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science 35 A(1), pp. 163-187, 2004

[5-18] Shen, W., Soboyejo, W. O. and Soboyejo, A. B. O.: An investigation on fatigue and dwell-fatigue crack growth in Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0.1Si, Mechanics of Materials, Vol.36 pp.117-140, 2004

[5-19] Ding, J. Hall, R. and Byrne, J.: Effects of stress ratio and temperature on fatigue crack growth in a Ti-6Al-4V alloy, International Journal of Fatigue, Vol.27, pp.1551-1558, 2005

[5-20] Hamada, M. and Umezawa, O.: Evaluation of Subsurface Fatigue Crack Life in Forged Ti-6Al-4V Alloy at Cryogenic Temperatures, ISIJ International, Vol.49, pp.124-

131, 2009

[5-21] Newman Jr., J. C., Ruschau, J. J. and Hill, M. R.: Improved test method for very low fatigue-crack-growth-rate data, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol.34, pp.270-279, 2010

[5-22] Newman Jr., J. C. and Annigeri, B. S.: Fatigue-Life Prediction Method Based on Small-Crack Theory in an Engine Material, *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, Vol.134, No.032501, 2012

[5-23] Okazaki, Y.: Comparison of Fatigue Properties and Fatigue Crack Growth Rates of Various Implantable Metals, *Materials*, Vol.5, pp.2981-3005, 2012

[5-24] Wang, K., Wang, F., Cui, W., Hayat, T. and Ahmad, B.: Prediction of short fatigue crack growth of Ti-6Al-4V, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol.37, pp.1075-1086, 2014

[5-25] Fintova, S., Arzaghi, M., Kubena, I., Kunz, L. and Sarrazin-Baudoux, Ch.: Fatigue crack propagation in UFG Ti grade 4 processed by severe plastic deformation, *International Journal of Fatigue*, Vol.98, pp.187-194, 2017

[5-26] 清水憲一、坂田文哉：純チタン膜材の疲労き裂進展に及ぼす圧延方向の影響、日本材料学会誌「材料」、Vol.66、No.12、pp.921-927、2017

[5-27] 豊貞雅弘、丹羽敏男：鋼構造物の疲労寿命予測、共立出版株式会社：東京、2001

[5-28] Gotoh, K., Murakami, K. and Noda, Y.: Fatigue crack growth behaviour of A5083 series aluminum alloys and their welded joints, *Journal of Marine Science And Technology*, Vol.16, No.3, pp.343-353, 2011

[5-29] 岩田知明：工業用純チタンの疲労強度に及ぼす応力比と切欠の影響、日本材料学会誌「材料」、Vol.66、No.12、pp.913-920、2017

[5-30] Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa, T.: Fatigue crack propagation for through

thickness crack, *International Journal of Fatigue*, Vol.26, No.9, pp.983-992, 2003

[5-31] 豊貞雅宏、丹羽敏男、村上幸治：RPG 荷重決定法に関する一考察、西部造船会会報、103、pp.167-172、2002

[5-32] 田中紘一：鋼の疲れき裂伝ば特性と下限界値 ΔK_{th} 、鉄と鋼、Vol.67、pp.245-261、1981

[5-33] 石山成志、花田修治：工業用純チタンの 2 軸引張り変形における双晶変形の結晶方位依存性、日本金属学会誌、Vol.55、pp.1315-1321、1991

[5-34] 石山成志、花田修治、和泉修：工業用純チタンにおける双晶変形の荷重軸方位依存性、日本金属学会誌、Vol.54、pp.976-984、1990

[5-35] Gotoh, K., Murakami, K. and Noda, Y.: Fatigue crack growth behaviour of A5083 series aluminium alloys and their welded joints, *Journal of Marine Science and Technology*, DOI 10.1007/s00773-011-0124-3 (Published online), 2011

第6章 結論

本研究では、海洋分野で構造部材として優れた特性を持つ工業用純チタンの船体構造への適用に資するため、船体用軟鋼の機械的強度に最も近い一般産業向けで主流の JIS2 種 (H4600 TP340H/C) 工業用純チタンを対象として、船体構造の主要な三種類の工業用純チタン溶接継手に対する応力集中と残留応力の影響を考慮した等価応力を用いた疲労破断強度評価、IIW 溶接継手疲労設計指針による形状不正として目違いの影響を考慮した公称応力を用いた工業用純チタン突合溶接継手の疲労強度評価、耐久限度線図を用いた工業用純チタン母材の疲労強度に及ぼす平均応力と応力集中の影響評価、再引張塑性域形成(RPG) 荷重基準による応力拡大係数範囲 (ΔK_{RPG}) を用いた破壊力学アプローチによる工業用純チタン母材の疲労き裂伝播挙動に及ぼす異方性の影響評価を行った。

得られた結果を要約すると以下の通りである。

- 1) 修正ミルハンドブック第5法の等価応力概念を適用した疲労強度評価により、高サイクル疲労領域において、工業用純チタン溶接継手の疲労強度は鋼の場合より大きいことが示された。よって、規格耐力を上限とする範囲においては、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことが提案できる。
- 2) 炭酸ガスアーク溶接による鋼の溶接継手に対する目違いの影響を考慮した IIW 疲労設計指針は、TIG 溶接による板厚の 1/3 以下の目違いの工業用純チタン溶接継手試験片の疲労試験結果に適用可能であり、公称応力を用いる疲労強度評価においても、工業用純チタン船体溶接構造の疲労強度の規則や評価を、鋼の場合と比較してより厳しいものへ変更する必要はないことが提案できる。
- 3) 工業用純チタンを母材のみで構造部材に利用する場合、安全側の設計をするには、耐久

限度線図において少なくとも $S_a-0.5S_u$ 線を適用する必要がある。しかしながら、IIW の鋼に対する推奨疲労設計強度に基づく止端研削を行わない突合せ継手の $R=0$ の 200 万回時間強度 90MPa は上回っており、工業用純チタン 2 種による溶接構造物の設計を行う場合、鋼溶接構造物の設計疲労強度が適用できる。

- 4) 工業用純チタン母材の Paris 則の材料定数 C , m に及ぼす異方性の影響を実験的に明らかにし、得られた材料定数と既存の疲労き裂成長シミュレーションコードを用いて疲労き裂伝播解析を行い、圧延方向と圧延直交方向のそれぞれで安全側の評価が可能であることを確認した。
- 5) 鋼船規則で規定される船体用軟鋼と JIS で規定される溶接構造用圧延鋼材とでは、耐力の許容下限値、炭素当量の許容上限値、吸収エネルギー規定の有無などが異なるものの、化学成分と機械的特性の大部分はほぼ同じである。また、JIS で規定される 2 種工業用純チタンの大部分は、ミルシート上のスペックでは船体用軟鋼の機械的特性を満たしている。よって、規格耐力の相違による修正を不要とし、鋼溶接構造物の設計疲労強度をそのまま適用可能とするため、新たに鋼船規則で規定される船舶用純チタンとしては、鋼船規則で規定される船体用軟鋼の機械的特性と等しくすることを提案する。

本研究で用いた修正ミルハンドブック第 5 法では、応力集中と残留応力による溶接止端部の最大応力の影響を考慮した等価応力を用いて強度評価を行うが、継手形状の違いに起因する応力集中及び残留応力によらず疲労強度を集約できる結果を得ている。このデータ整理法は、従来の公称応力基準の S-N 線図を改良した新しい評価法であり、船体構造のように多くの応力集中係数を有する部材や溶接継手の疲労強度を包括的に設計する方法として大変有効であると考えられる。各国の船舶の構造設計・検査基準はほぼ共通であり、疲労設計も部分的に取り入られているものの、板厚や溶接脚長の設定は損傷事故事例を踏まえた経験側によるものが多く、規則としての疲労設計基準は無い。本研究により蓄積された疲

疲労強度に関するデータを活用することで、安全性と経済性を両立させた疲労設計が可能となり、船級の設計基準に構造部材としての工業用純チタンを承認する際の裏付けの一つとなることが期待される。令和 2 年現在、日本チタン協会船舶 WG において、日本海事協会「チタン溶接に関するガイドライン」作成作業が行われている。

また、本研究の成果は、造船産業のみならず、溶接構造を持つ他の産業分野にも適用可能である。日本は民生品に工業用純チタン使用の豊富な実績があるので、標準化・規格化推進の中心国として各国から期待されている。国際標準化機構（ISO：International Organization for Standardization）におけるチタン規格化では我が国が幹事国となっており、ASTM[†]やアメリカ溶接協会（AWS：The American Welding Society）における規格化の動きにも貢献している。本研究は、我が国が引続きチタン産業およびチタン利用の研究開発において、国際競争力を強化し、世界的なリーダーシップを取ることに大いに貢献するものと考えられる。

また、今後の課題としては以下が挙げられる。

- 1) 本研究では、漁船やヨットなどの船体構造に適用されている工業用純チタン TIG 溶接を対象とした。溶接時の酸化により脆化する工業用純チタンでは、酸化剤を添加してアークを安定させることができず、安定した MIG 溶接の実用化は遅れていたためである。しかしながら、溶接アークを安定させる工業用純チタン用の MIG 溶接ワイヤの研究開発が行われている^[6-1, 6-2]。MIG 溶接の溶接速度は TIG 溶接の 3 倍以上で、船舶などの大型構造物の溶接に適している。よって、工業用純チタン MIG 溶接による船体構造の主要三継手に対する疲労強度評価が今後の重要な課題である。
- 2) 等価応力を用いた疲労強度評価における板厚 10mm の結果は、溶接継手構造詳細の違

[†]世界最大規模の標準化団体である ASTM インターナショナル（旧米国試験材料協会：American Society for Testing and Materials）が策定する規格。

いにより、異なる二種類の相関を示した。この理由を解明するため、板厚方向の残留応力分布計測など今後の詳細な評価が必要である。

- 3) 疲労強度評価に公称応力を用いる場合の安全性向上のため、更なる疲労試験による統計評価の精度向上を図ることが必要である。
- 4) 疲労限度に異方性の影響が見られる平滑材から疲労限度に異方性の影響が見られない切欠材への遷移領域における現象の解明や、船体構造として想定される応力集中係数 $K_t=4$ を超える場合の停留き裂が発生する可能性の検証が必要である。
- 5) 工業用純チタン並びにチタン合金の RPG 荷重履歴を推定する正確な評価モデリングの確立と変動荷重履歴における RPG 荷重基準に基づく疲労き裂成長則の検証が必要である。

6章 参考文献

[6-1] Davis, C. E. and Wells, M. E.: Naval Surface Warfare Center, “Productivity Enhancements for GMAW of Titanium”, Proceedings of the 24th International Titanium Association Annual Conference & Exhibition, 2008

[6-2] 堀尾浩次、南川裕隆、山田龍三：チタン MIG 溶接用ワイヤの開発、チタン、Vol.53、pp.282-287、2005

付録 A 工業用純チタン溶接継手の残留応力簡略解析への固有応力法の適用性

A.1 緒言

2章における等価応力概念を適用した疲労強度評価では、残留応力の値を必要とするが、船舶などの大型構造物では、溶接全線に渡る溶接止端の残留応力を計測することは非現実的である。よって、溶接入熱条件などから残留応力を簡易的に推定できることが望ましく、鋼では、簡単な継手様式に対しては、残留応力の簡易推定式 $[A-1\sim A-3]$ が導出されている。

薄肉の溶接板骨構造物である船舶の構造材料として工業用純チタンを使用する場合、溶接残留応力が、疲労、座屈等の強度評価において重要である。すなわち、疲労挙動では引張の残留応力は平均応力を上げたのと同じ効果を現し、見た目の疲労強度を低下させる。また、すみ肉溶接で組み立てられた板骨構造では、溶接部に引張の残留応力が存在するのに対し、これに平衡するために骨に囲まれた板の中央付近に圧縮の残留応力が生じる。この残留応力により座屈強度は低下する。しかし、残留応力に関する研究は、チタン合金の固相接合である摩擦攪拌接合により製作された継手が主流で $[A-4\sim A-6]$ 、工業用純チタン溶接継手の残留応力についての研究は乏しい。

鋼溶接継手の残留応力を十分な解析精度で評価可能な簡易推定手法としては、固有ひずみ法 $[A-7]$ や固有応力法 $[A-1]$ があるが、工業用純チタン溶接継手を対象とした研究は見受けられない。本章は、工業用純チタン溶接構造物の疲労、座屈等の強度評価のため、任意形状の継手の残留応力を、実用上十分な精度を有しつつ簡便に推定可能な手法の一つである固有応力法の適用性について検討を行った。工業用純チタン溶接継手に適用するために、固有応力法で必要である固有応力分布の同定に必要な定数を、工業用純チタン溶接に対して与えることについて検討した結果を示す。なお、固有応力法の詳細については詳細を記述せず、参

参考文献[A-1, A-2]から必要な箇所を引用するにとどめた。

A.2 供試材および実験方法

板厚 2 および 10 mm の JIS2 種工業用純チタン圧延板(JIS H4600 TP340H)^[A-8]を使用した。材料の力学的性質を Table A-1 に示す。Table A-1 に示すように母材強度には異方性がある。特に 0.2%耐力は圧延方向より圧延直交方向の方が高い。試験片は幅 70mm の突合せ溶接継手(Fig.A-1 の記号で B; Butt) と荷重非伝達型横すみ肉十字継手(T; Transverse Fillet)である。試験片形状を Fig. A-1 に示す。Fig.2-1 のうちの LB, CB 及び LT, CT である。

Table A-1 Mechanical Properties

Orientation with respect to rolling direction	Thickness (mm)	Tensile Strength (MPa)	0.2% Offset Strength (MPa)	Elongation in 50mm (%)
Rolling Direction	2	365	223	61
Vertical to Rolling Direction	2	349	288	79
Rolling Direction	10	489	319	60
Vertical to Rolling Direction	10	507	406	47

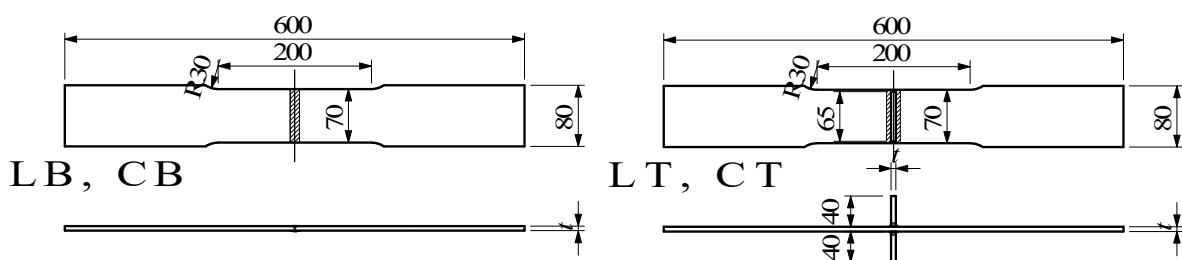


Fig. A-1 Configuration of test specimens

溶接は手動 TIG で、シールドガスとしてアルゴン (Ar) ガスを使用した。溶接条件を Table A-2 (Table 2-3) に示す。Fig. A-1 及び Table A-1, A-2 の記号等で圧延方向 (L; Longitudinal direction) あるいは圧延直交方向(C; Transverse direction) を示しているが、試験片の長手

方向と溶接方向は直交する。そこで、例えば、圧延方向が長手方向の突合せ溶接継手試験片及び荷重非伝達型横すみ肉溶接継手試験片（LB 及び LT）の溶接は圧延に直交方向となる。

Table A-2 Welding Conditions

Joint type	Current (A)		Voltage (V)		Welding speed (mm/s)		Heat input (kJ/m)	
	2 mm	10 mm	2 mm	10 mm	2 mm	10 mm	2 mm	10 mm
LB	90.0	220	17.5	13.0	2.1	3.2	747	885
CB	84.5	220	16.4	13.0	2.1	3.0	669	953
LT	73.2	180	13.4	11.0	2.3	2.8	436	699
CT	73.6	180	13.6	11.0	2.2	2.9	456	689
LL	73.5	180	13.7	11.0	1.7	2.8	604	699

A.3 残留応力測定結果

残留応力は弛緩法で計測した。計測方法の詳細は、第 2 章—第 2 節—第 3 項「試験条件」に示した。測定結果の一部を Fig. A-2 および Fig. A-3 に示す。Fig. A-2 は板厚 2mm の突合せ溶接継手の溶接線垂直方向（試験片長手方向）残留応力の計測結果を示している。図中の○印は圧延方向に垂直に溶接した場合である試験片 LB の結果で、応力の方向は圧延方向である。●印は、その逆の場合である試験片 CB の結果で、応力の方向は圧延直交方向である。Fig. A-3 は板厚 2mm の突合せ溶接継手の溶接線方向（試験片幅方向）残留応力の計測結果を示している。図中の記号は溶接方向が Fig. A-2 と対応しており、○印は圧延に垂直な方向である試験片 LB の残留応力、●印はその逆の試験片 CB である。二つの図の実線（●印と対応） および破線（○印と対応） については後述するが、固有応力法を用いた場合の溶接変形に起因する応力の計算値である。溶接線直交方向である Fig.A-2 では、溶接線直交方向の固有応力は均一な横収縮で費やされるため、溶接変形に起因する応力（計算値）が残留応力（計測結果）である。一方、溶接線方向である Fig.A-3 では、溶接変形に起因する応力（計算値）と固有応力の和が残留応力（計測結果）である。

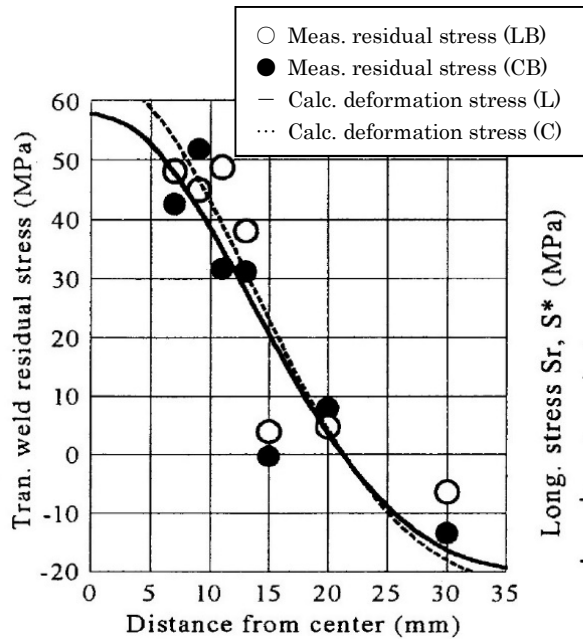


Fig. A-2 Transverse Residual Stress

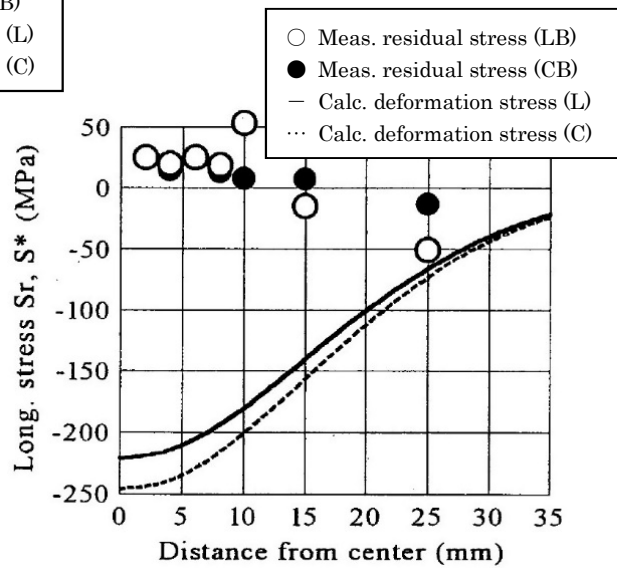


Fig. A-3 Longitudinal Residual Stress

A.4 固有応力法による検討

溶接継手の疲労強度や座屈強度に及ぼす溶接残留応力の影響を考慮するためには、残留応力分布を精度よく推定することが必要である。溶接残留応力の推定手法には、大別して熱弾塑性有限要素解析と変形発生源を考慮した弾性解析が挙げられる。前者は実際の溶接現象を数値シミュレーションするものであるが、詳細なモデル化並びに膨大な計算時間が必要となるばかりでなく、力学的溶融状態における弾塑性挙動の追跡を行うことに起因する誤差が累積し、この結果が最終状態の残留応力推定に大きな誤差を生じさせることもある。後者は、「固有ひずみ」や「固有応力」で表現される変形発生源を溶接入熱条件に応じて与える弾性解析によるものであり、熱弾塑性有限要素解析に比べて短時間でかつ簡易的であるにもかかわらず、一般に要求される精度を十分に確保できる手法である。特に、松岡により提案されている固有応力法^[A-1]では、簡単な継手様式に対しては最終状態の残留応力に関する断面力平衡を考慮することで、残留応力の簡易推定式が導出されている。本章ではこれを用いて残留応力推定を実施するが、先に固有応力法に関する基礎理論を概説する。

A.4.1 固有応力法に関する基礎理論

(1) 固有応力と残留応力の関係^[A-1]

溶接による変形を u_i 、残留応力を σ^{ij} とする。応力 σ^{ij} との間にフック則などの構成式が成立するひずみを弾性ひずみ ε^{Eij} とする。固有ひずみ ε^{Iij} を仮定し、溶接変形 u_i に対応するひずみ ε_{ij} を固有ひずみと弾性ひずみの和とする。すなわち、

$$\varepsilon_{ij} = (u_{i,j} + u_{j,i})/2 = \varepsilon^{Eij} + \varepsilon^{Iij} \quad (\text{A-1})$$

$$\sigma^{ij} = D^{ijkl} \varepsilon^{Ekl} \quad (\text{A-2})$$

ここに、 $_{,j}$ は j 方向の微分記号、 D^{ijkl} は構成テンソルである。ここに、 $\cdot_{ijkl} \cdot_{kl} \rightarrow \cdot_{ij}$ 等の添え字に対する規則は、総和規約に従う。(A-2)式に(A-1)式を代入して整理すると、

$$\begin{aligned} \sigma^{ij} &= D^{ijkl} (\varepsilon_{kl} - \varepsilon^{Ikl}) \\ &= D^{ijkl} \varepsilon_{kl} + \sigma^{Iij} \end{aligned} \quad (\text{A-3})$$

ただし

$$\sigma^{Iij} = -D^{ijkl} \varepsilon^{Ikl} \quad (\text{A-4})$$

(2) 固有応力法のオペレータ^[A-1]

固有応力法は(A-3)式により、残留応力 σ^{ij} を二つに分けて取扱う。一つは固有応力 σ^{Iij} のものであり、もう一つは溶接変形 u_i と対応する応力 $D^{ijkl} \varepsilon_{kl}$ である。以上から、固有応力と溶接変形が定まれば残留応力は計算できる。さらに、溶接変形の弾性解は固有応力の分布形状から、二つのオペレータ仮想体積力と仮想外力を介して計算できる。すなわち、固有応力の分布形状がわかれば、溶接変形と残留応力が計算できる。二つのオペレータの内、溶接ビードの曲率が 0 のとき仮想体積力は 0 となる。本研究で評価対象継手とした突合せ溶接継手試験片及び荷重非伝達型横すみ肉溶接継手では、溶接ビードの曲率を 0 として取り扱うため仮想体積力は本研究では取り扱わない。仮想外力については収縮力の推定方法で取り扱われる。

(3) 固有応力の分布形状^[A-2]

鋼溶接継手において、半無限領域表面の溶接止端を形成する 1 パスの溶接により生じる固有応力 σ_I は次式となる。

$$\sigma_I(x,y)=\alpha \sigma_Y \exp(-\pi (x/\hat{H})^2)\times\exp(-\pi (\lambda y/\hat{H})^2) \quad (\text{A-5})$$

$$\sigma_I(x)=\alpha \sigma_Y(\hat{H}/2\lambda t)\times\exp(-\pi (x/\hat{H})^2) \quad (\text{A-6})$$

$$\hat{H}=\beta (F/\sigma_Y)^{1/2}, F=\gamma Q \quad (\text{A-7})$$

ここに、(A-5)式の $\sigma_I(x,y)$ は半無限体表面にビード溶接した場合で、 x, y はそれぞれ溶接線に垂直な試験片表面（長手）方向および深さ（板厚）方向の座標、 σ_Y は降伏応力、 \hat{H} は分布幅を代表する長さ、 F は収縮力、 Q は入熱量(力の次元)、 α, β, γ および λ は無次元の定数、(A-6)式の $\sigma_I(x)$ は比較的薄い板厚 t の場合で、板厚方向には一様な固有応力分布を仮定している。工業用純チタン溶接継手の固有応力分布形状が(A-5)から(A-7)式で表されると、残留応力計測結果などから係数 α, β, γ および λ を決定することができる。

(4) 収縮力パラメータ γ の決定

1 パスのビード溶接あるいは突合せ溶接の場合、(A-5)式あるいは(A-6)式の溶接線に垂直な断面での積分値は $(\alpha/2\lambda)\sigma_Y\hat{H}^2$ となるが、これは収縮力 F そのものでもある。

Fig.A-4 に示す板厚 t 、幅 $2B$ の突合せ溶接継手を考える。固有応力分布は(A-6)式を仮定する。比較的薄い板厚 t の場合で、板厚方向には一様な固有応力分布が仮定できる場合である。溶接線直交方向の固有応力は均一な横収縮にのみ影響を与えるものとして無視すると、溶接変形は、図中 F の収縮力が外力として加わったものと等価である。この溶接変形に対応する応力 σ_L （溶接線方向）、 σ_T （溶接線直交方向）を計算すると Fig.A-5 が得られる。Fig.A-5 は試験片中央線上での応力分布を示しており、横軸及び縦軸は、それぞれ、試験片の半幅 B 及び収縮力を断面積で除した代表応力（収縮力に起因する応力） FBt で無次元化している。残留応力は固有応力を外力として作用させた時の応力 $D^{ijkl} \epsilon_{kl}$ と固有応力 σ_I^{ij} の

和として計算される ((A-3)式参照)。溶接線直交方向の固有応力は均一な横収縮で費やされるため、これを無視すると、溶接線直交方向の残留応力は Fig.A-5 の σ_T そのものとなる。そこで、Fig.A-2 の計測結果と Fig.A-5 の σ_T から収縮力 F が計算できる。比較的薄い板厚 t の場合で、板厚方向には一様な固有応力分布が仮定できる場合である板厚 2mm の計測結果と計算結果を比較し、最小二乗法等を用いて収縮力と入熱量の関係を(A-8)式のように定めた。

$$F = \gamma Q = 0.0251Q \quad (A-8)$$

ここで、収縮力 F の単位は[N]、入熱量 Q の単位は[J/m=N]である。

Fig.A-2 の計算値の線は(A-8)式と Fig.A-5 の σ_T を用いて計算されたものである。工業用純チタン突合せ溶接継手に固有応力法を適用した場合、板厚 2mm の試験片 LB 及び CB の残留応力計測結果を元に最小二乗法で得られる収縮力パラメータ γ は 0.0251 となった。

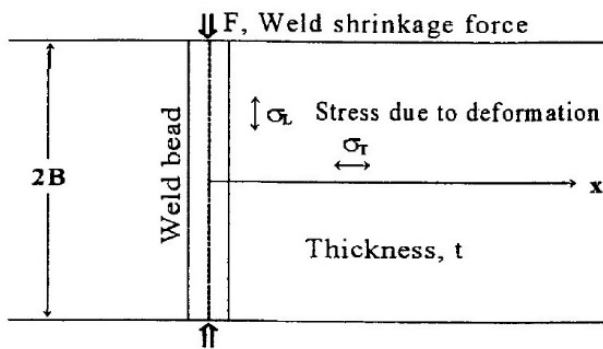


Fig. A-4 Butt-welded Strip Plate

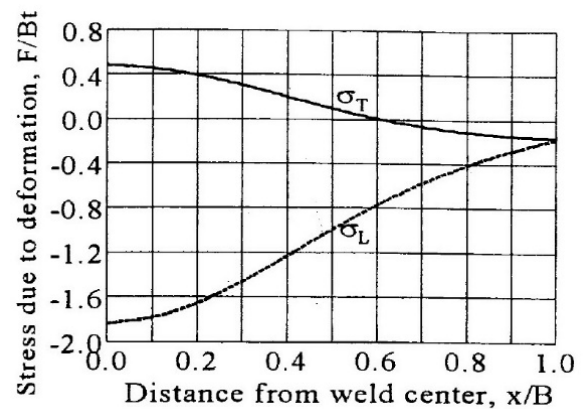


Fig. A-5 Stress due to Weld Deformation

(5) 固有応力分布幅パラメータ β の決定

(A-8)式と Fig.A-5 の σ_L を用いて溶接線方向の変形に対応する応力が計算できる。その計算値を Fig.A-3 に実線及び破線で示すが、この計算値と残留応力の計測結果の差が溶接線方向の固有応力である((A-3)式参照)。(A-6)式の対数を取り、上述の固有応力の対数と x^2 を変

数として最小二乗法により(A-6)式の $\ln[\alpha\sigma_Y(\hat{H}/2\lambda t)]$ と π/\hat{H}^2 を求めることができる。得られた結果を整理すると、Fig.A-6 となる。ここで、降伏応力 σ_Y としては母材溶接線方向の 0.2% 耐力を用いている。図を見ると、工業用純チタンの場合にも鋼溶接継手と同様に、(A-7)式が成立することがわかる。しかも、降伏応力 σ_Y としては、母材の圧延方向または圧延直交方向のそれぞれの方向の耐力を用いて整理できることから、固有応力には母材耐力の異方性が反映されていることになる。Fig.A-6 と(A-7)式を比較し、 β を計算すると、4.17 となる。工業用純チタン突合せ溶接継手に固有応力法を適用した場合、板厚 2mm の試験片 LB 及び CB の残留応力計測結果を元に最小二乗法で得られる固有応力分布幅パラメータ β は 4.17 となった。なお、異方性の影響は考慮されているが、評価対象材料の圧延方向の 0.2%耐力は圧延垂直方向の 0.77 倍であり、固有応力法を用いて評価可能な異方性の程度の上限の有無については、今後検討を要す。

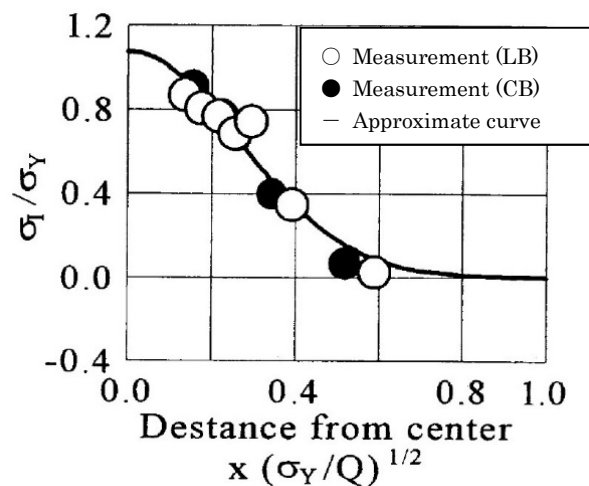


Fig.A-6 Inherent Stress Distribution

(6) 無次元パラメータ α と λ の決定

ここまでで、無次元の定数 α 、 β 、 γ および λ のうち、 γ と β は決定した。(A-5)式、(A-6)式の溶接線に垂直な断面での積分値 $(\alpha/2\lambda)\sigma_Y\hat{H}^2$ が収縮力 F に等しいことから、(A-7)式よ

り $\alpha\beta^2=2\lambda$ の関係が成立する。また有限板厚の多層突合せ溶接の場合、固有応力は板厚方向に一様と考えられるため^[A-2]、固有応力の分布形状は、(A-5)式において $y=0$ として、

$$\sigma_1(x) = \alpha \sigma_Y \exp(-\pi(x/\hat{H})^2) \quad (\text{A-5'})$$

で近似できる。以上の関係を用いて、(A-6)式を仮定する板厚 2mm 及び(A-5')式を仮定する板厚 10 mm の突合せ溶接の残留応力測定結果をあわせて整理し、 α と λ を決定した。工業用純チタン突合せ溶接継手に固有応力法を適用した場合、板厚 2mm 及び 10mm の試験片 LB 及び CB の残留応力計測結果を元に最小二乗法で得られる無次元パラメータ α と λ はそれぞれ、0.619 及び 5.39 となった。以上より、工業用純チタン溶接継手についても鋼溶接継手の場合と同様の固有応力分布形状をあてはめることができ、工業用純チタン突合せ溶接継手の残留応力の推定にも固有応力法は有効であることを確認した。

以上の結果を鋼溶接継手の場合と比較して TableA-3 に示す。表中の鋼溶接継手の値は CO₂ による MIG 溶接の場合であり、Ar による TIG 溶接の工業用純チタン溶接継手の場合と著しく異なる。

α は固有応力の最大値と降伏応力の比であるが、鋼の場合降伏応力が比例限に近いのに対し、工業用純チタンでは比例限より相当に高い 0.2%耐力を降伏応力としていることが両者の差の原因であると考えられる。

固有応力分布幅パラメータ β の違いについては TIG と MIG の溶接方法の違いが原因と考えられる。MIG 溶接では、入熱の相当部分が溶着金属から狭い範囲に供給されるのに対し、TIG 溶接ではアークプラズマにより広い領域から入熱されるため β が大きくなるものと考えられる。

工業用純チタンの溶接では冷却過程での酸化を阻止するため、Ar ガス流量を大きくして冷却速度を速くする。そこで、アーク入熱に比べ有効入熱が小さくなるため、収縮力パラメータ γ が鋼溶接継手の場合より小さくなるものと思われる。また、 λ は β と共に固有応力の板厚方向の分布形状を規定するパラメータであり、工業用純チタンの熱伝導率は鋼の約 1/3

と小さく、板厚方向への熱伝導特性が悪くなる結果、 λ の値が大きくなったものと考えられる。

Table A-3 Constants α , β , γ and λ

	α	β	γ	λ
Steel	1.942	1.357	0.16	1.788
Titanium	0.619	4.17	0.0251	5.39

A.4.2 すみ肉溶接継手

以上に述べた固有応力法に関する諸式を用いると、荷重非伝達型横すみ肉溶接継手の残留応力に及ぼす板厚の影響^[A-2]が計算できる。計算例として、Fig.A-7に板厚 10mm の工業用純チタン荷重非伝達型横すみ肉溶接継手の溶接線垂直方向（試験片長手方向）の残留応力の計測値（試験片 LT 及び試験片 CT）とを比較して示す。ここでも、母材の異方性により固有応力にも異方性を与えている。Fig.A-7で示すとおり、工業用純チタン荷重非伝達型横すみ肉溶接継手の残留応力の推定にも固有応力法は有効であることを確認した。

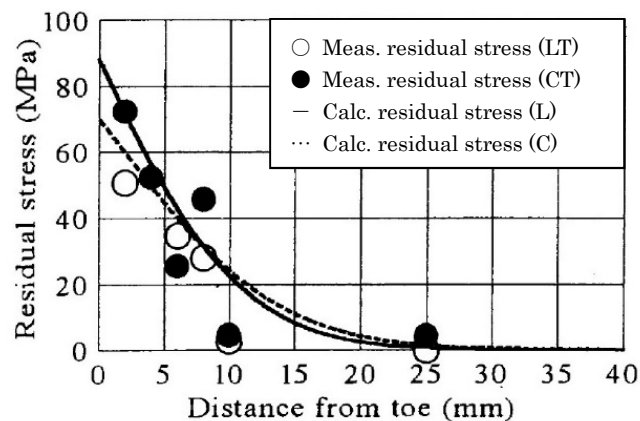


Fig.A-7 Transverse Residual Stress of Transverse Fillet Welded Joint

A.5 結言

以上により工業用純チタン溶接継手の残留応力について以下が判明した。

- (1) 工業用純チタン溶接継手に対する固有応力分布形状を規定するパラメータを同定した。
- (2) 工業用純チタン溶接継手では、母材の異方性により、固有応力にも異方性を考慮する必要があるが、固有応力分布関数中の降伏応力 σ_Y として、圧延方向または圧延直交方向のそれぞれの方向の耐力を用いて整理できる。
- (3) 固有応力の分布形状を定める定数は、溶接方法の違い、酸化を防ぐための冷却、工業用純チタンと鋼の熱伝導の違い等により、鋼溶接継手とは著しく異なるものとなった。
- (4) 得られた固有応力が、荷重非伝達型横すみ肉溶接等の残留応力の推定にも有効であることを示した。

なお、角回し溶接等の曲がった溶接線の取扱い[A-3]については今後の課題とする。

付録 A 参考文献

- [A-1] 松岡一祥：溶接製殻構造物の残留応力に関する一解法、日本造船学会論文集、No.153、pp.210-217、1983
- [A-2] 松岡一祥、高橋一比古、吉井徳治、飯高洪男、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板厚と入熱量の影響、日本造船学会論文集、No.168、pp.507-517、1990
- [A-3] 松岡一祥、吉井徳治：角回し溶接継手の残留応力、日本造船学会論文集、No.180、pp.753-761、1996
- [A-4] John, R., Jata, K. V. and Sadananda, K.: Residual stress effects on near-threshold fatigue crack growth in friction stir welds in aerospace alloys, International Journal of Fatigue, Vol.25, pp.939-948, 2003
- [A-5] Pasta, S. and A. P. Reynolds, A. P.: Residual stress effects on fatigue crack growth in a Ti-6Al-4V friction stir weld, Fatigue & Fracture of Engineering Materials &

Structures, Vol.31, pp.569-580, 2008

[A-6] Dey, H. C., Ashfaq, M., Bhaduri, A. K. and Prasad, Rao, K.: Joining of titanium to 304L stainless steel by friction welding, Journal of Materials Processing Technology, Vol.209, pp.5862-5870, 2009

[A-7] 藤本二男：固有ひずみの概念による溶接残留応力および溶接変形の解析法－溶接残留応力および溶接変形の解析(第1報)－、溶接学会誌、Vol.39、pp.236-252、1970

[A-8] JIS-H-4600:2012: チタン及びチタン合金－板及び条、日本規格協会：東京、2018

謝辞

本研究は、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門 教授 後藤浩二 博士のご指導の下に行われたものである。本論文をとりまとめるにあたり、終始懇切なご指導、ご鞭撻を頂きました先生に対し、心より深甚なる謝意を表します。

本論文の審査にあたり、有益なるご助言を頂きました、九州大学大学院工学研究院機械工学部門 教授 野口博司 博士、九州大学大学院工学研究院社会基盤部門 教授 園田佳巨 博士、九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門 教授 柳原大輔 博士に厚く御礼申し上げます。

国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所海上技術安全研究所 特別研究主幹 丹羽敏男 博士には、本論文の校正にあたり、有益なるご助言を頂きました。元 独立行政法人海上技術安全研究所 理事 松岡一祥 博士には、チタン関連研究全体を立ち上げる際の企画調整、並びに、本研究の第2章、第3章及び付録Aの立案、実施、評価に際して、多大なご指導、ご援助、ご助言をいただきました。厚く御礼申し上げます。

本研究は社団法人（現 一般社団法人）日本チタン協会船舶WGとの共同研究により実施しました。チタン板の調達並びにチタンTIG溶接に際して多大なるご協力をいただきました。ここに謹んで感謝の意を表します。

元 九州大学大学院工学府修士課程（現東洋エンジニアリング株式会社） 橋本勝 氏、九州大学工学部技術部 技術専門職員 村上幸治 氏には、本研究の第5章の立案、実施、評価に際して、多大なるご協力をいただきました。元 独立行政法人海上技術安全研究所 嘱託研究員 小林佑規 博士には、本研究の第4章の立案に際しご協力をいただきました。国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所海上技術安全研究所 主任研究員 安藤孝弘 氏には、

本研究の付録 A の解析に際しご協力をいただきました。国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所海上技術安全研究所 嘱託研究員 秋山繁氏には、本研究の図の作成、材料分析、文献調査並に際しご協力をいただきました。ここに厚く御礼を申し上げます。