

前面すみ肉溶接継手の疲労強度に対する 継手寸法の影響

SIZE EFFECT ON THE FATIGUE STRENGTH OF TRANSVERSE FILLET WELDED JOINTS

三木千寿* 森 猛** 阪本謙二*** 柏木洋之****

By Chitoshi MIKI, Takeshi MORI, Kenji SAKAMOTO, Hiroyuki KASHIWAGI

The effects of plate thickness on the fatigue strengths of welded joints were studied. Fatigue tests were carried out for transverse fillet welded joints of various size with geometrically similar configurations and with same thickness rib plates. Fatigue crack growth analysis using fracture mechanics was also performed. The fatigue strengths of geometrically similar joints decrease with the increasing of the main plate thickness. However, the fatigue strengths of joints with same thickness rib plate do not depend on the main plate thickness when the plate thickness of rib is less than sixty percent of the main plate thickness.

1. はじめに

鋼橋部材の疲労設計許容応力度は、実橋梁で疲労亀裂の発生が予想される各種の継手部を模擬した試験体の疲労試験結果に基づき設定されている。しかし、これらの試験体の形状や寸法は、試験機的能力との関連でかなり制約されており、必ずしも実際の継手を再現したものとはなっていない。このことは、大型の鋼橋にとって、その疲労許容応力度が対象としているものよりはるかに小さい試験体の試験結果に基づいていることを意味しており、鋼橋の疲労に対する安全性を確保する上で疲労強度に対する寸法効果を明らかにすることは重要である。本研究では前面すみ肉溶接継手を対象とし、実験および破壊力学解析から寸法効果の生じる理由やその程度について検討する。

本州四国連絡橋では最大板厚が 75mm の鋼材が大量に使用されるため、板厚が疲労強度に及ぼす影響を明らかにとする目的で各種継手の疲労試験が行なわれている。その結果、板厚 45mm および 75mm のリブ十字継手の疲労強度は、非常に広い範囲にばらつく既存の小型試験体（板厚が10～15mm程度）のデータの下限付近に位置することが示された¹⁾。金属材料研究所^{2,3)}では、種々の寸法の突き合わせ横継手およびリブ十字継手の

* 工博 東京工業大学助教授 工学部土木工学科 (〒152 東京都目黒区大岡山 2-12-1)

** 工修 東京工業大学助手 工学部土木工学科

*** 本州四国連絡橋公団(現、国鉄構造物設計事務所) (〒105 東京都港区虎の門4-3-20)

**** 工修 東京工業大学大学院修士課程(現、東京電力)

疲労試験を行ない、板厚(9, 20, 40mm)が増加するにしたがって疲労強度が低下するという結果を示した。また、その原因は板厚による溶接止端での応力集中係数の相違にあると指摘した。

Gurney^{4,5)}は、既存の溶接継手の疲労試験結果を整理することにより疲労強度が板厚の1/4乗に反比例して低下するという結果を得ており、さらに破壊力学を用いた疲労亀裂進展解析により同様な結果を得ている。このような板厚効果は、既に海洋構造物を対象とした英国エネルギー省の設計指針⁶⁾で採り入れられており、一般の鋼構造物を対象とした欧州鋼構造連合(ECCS)の設計指針⁷⁾においても採用されている。このようなGurneyの提案式の妥当性を確認する目的で、欧州各国および我国でいくつかの研究が行なわれている。

Berge^{8,9)}は、形状が相似形のリブ十字継手(主板厚:12.5, 32, 60mm)の疲労試験を行ない、その結果がGurneyによる板厚補正式とよく一致することを示している。しかし、リブ十字継手の疲労強度に対して支配的な因子である溶接止端部の形状・寸法が、Gurneyが破壊力学解析で用いているごとく板厚の変化に対して相似形で変わるという仮定は現実的ではないと指摘している。その他、実際の継手では板厚効果がそれほど顕著ではない、板厚効果が生じるのは70mm程度までであるなどの実験や解析結果を示している。成本¹⁰⁾は、板厚16, 30, 60mmの軟鋼および高張力鋼を母材とした十字継手の曲げ疲労試験を行ない、板厚効果はほとんど生じないという実験結果を示している。また、板厚効果はParis則($da/dN = C (\Delta K)^m$)における指数(m)に著しく影響されると述べている。

従来の前面すみ肉溶接継手の寸法効果に関する研究の多くは、相似形で継手の寸法が変化する場合を対象としている。しかし、鋼橋におけるダイヤフラムやステイフナー等の付加板は、形状保持のために用いられており、その厚さはフランジやウェブなどの主板の厚さが変わってもさほど変化しない。前面すみ肉溶接継手の寸法効果は様々な因子の影響を受けると考えられる。例えば、亀裂が発生し進展する位置での応力分布、溶接欠陥の位置・寸法や前述の指数mなどである。したがって、継手の寸法が相似形で変化する場合と付加板の寸法が一定で主板の寸法が変化する場合とでは、疲労強度に対する寸法効果が異なるものと考えられる。ここでは、両者の寸法効果の相違についてT継手を用いた曲げ疲労試験により検討し、さらに寸法効果が生じる機構について破壊力学解析から検討を加えた。

2. 疲労試験

表1. 供試鋼材の機械的性質

steel	thickness (mm)	yield point (MPa)	tensile strength (MPa)	elongation (%)
SM50	9	380	570	28
	16	360	520	27
	25	430	560	27
SM58	9	600	680	29
	15	590	680	32
	24	630	680	25
	34	590	670	27
	50	520	620	28
SM50	16	410	560	28

(1) 試験方法

供試鋼材は、溶接構造用圧延鋼材 SM50 および SM58 である。その機械的性質を表1に示す。SM50 については、付加板の厚さを25mmで一定とし主板の厚さを9, 16, 25mmとした3種類のT継手試験体(SS, SM, SL)を作成した。試験体の形状・寸法は図1(a)に示す通りである。溶接はすみ肉溶接専用の棒を用いて手溶接により1パスで行なった。SM58を母材とした試験体は、付加板の厚さを一定(16mm)として主板厚を9, 15, 24, 34, 50mmとした5種類のT継手試験体(PC9, PC15, PC24, PC34, PC50)および主板、付加板とも厚さを50mmとした試験体(PS50)である。ただし、厚さ16mmの付加板に用いた鋼材はSM50である。試験体の形状・寸法は図1(b)に示

表 2. 溶接止端形状の測定結果

specimen	θ (deg.)		ρ (mm)	
	av.	s.d.	av.	s.d.
SS	146.7	6.9	0.71	0.15
SM	148.3	3.1	0.75	0.61
SL	149.5	6.5	0.87	0.61
PC 9	125.0	9.4	0.60	0.36
PC15	120.8	8.2	0.89	0.45
PC24	121.5	9.9	0.73	0.41
PC34	118.1	6.2	0.64	0.50
PC50	121.5	8.6	1.03	0.58
PS50	121.4	8.3	0.57	0.49

示す通りである。溶接は低水素系の溶接棒を用いて手溶接で行ない、1パスで仕上げている。ただし、PS50試験体については、PC15試験体と相似形で溶接のサイズも大きくするため、3パス仕上げとした。

各型式試験体での溶接止端形状（曲率半径 ρ 、開き角 θ ）の測定結果を表2に示す。表中には、測定値の平均と標準偏差を示した。SM50、SM58を母材とした試験体とも試験体の型式による ρ 、 θ の差はなく、SM50を母材とした試験体で $\rho = 0.8\text{mm}$ 、 $\theta = 150$ 度、SM58を母材とした試験体で $\rho = 0.7\text{mm}$ 、 $\theta = 120$ 度となっている。以後の応力拡大係数の算出においては、これらの値を用いる。

疲労試験は、動的能力500kN および50kNの電気油圧サーボ式疲労試験機を用いて図2に示すような曲げ载荷で行なった。500kNの試験機は主板厚が34mm以上の試験体、50kNの試験機は主板厚が25mm以下の試験体に対して使用した。応力波形は正弦波、繰返し速度は5～20Hzである。また、応力比はすべての試験について、ほぼ0.1としている。一部の試験体については、疲労亀裂の発生および進展性状を調べる目的で、最大応力を一定としたまま所定の繰返し回数ごとに最小応力を変化させ応力範囲を半減するピーチマーク試験を行った。

(2) 疲労強度

図3(a)は、SM50を母材とした各型式試験体での

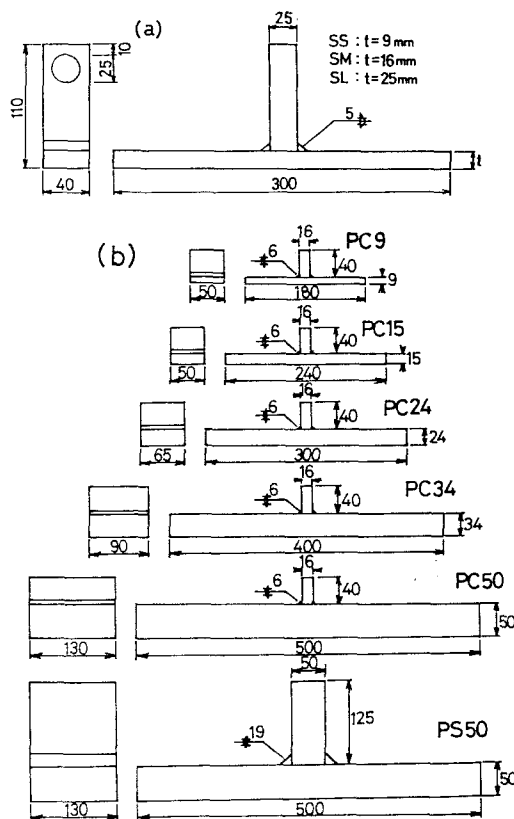


図 1. 試験体の形状および寸法

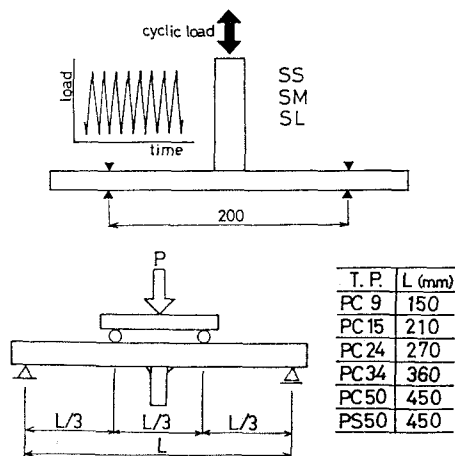


図 2. 载荷方法

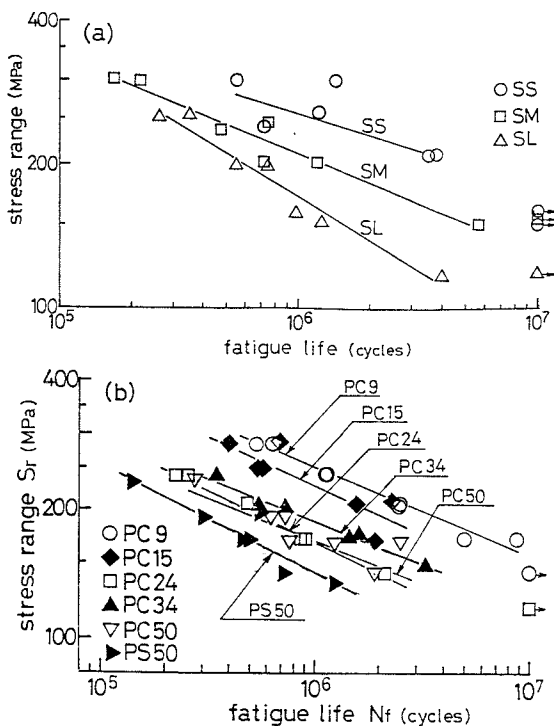


図3. 疲労試験結果

溶接止端における公称曲げ応力範囲 S_r と疲労寿命 N_f の関係を示したものである。図中の実線は各型式試験体での疲労寿命 N_f に対する応力範囲 S_r の回帰直線である。疲労強度は、主板が最も薄い SS (9mm) 試験体が高く、次いで SM (16mm)、SL (25mm) 試験体の順となっており、主板が厚くなるにしたがって低下している。図3 (b) は、SM 58を母材とした試験体での $S_r - N_f$ 関係を示している。付加板の厚さを16mmで一定とした試験体の疲労強度は、PC9 試験体が高く、次いでPC15試験体が高く、PC24、PC34、PC50試験体の疲労強度は同程度となっている。付加板厚、主板厚とも50mmとしたPS50試験体の疲労強度は同じ主板厚のPC50試験体に比べかなり低い。すなわち、相似形で主板と付加板を厚くすると主板厚の増加とともに疲労強度は低下するが、付加板の厚さを一定とした場合には付加板に比べ主板がある程度以上厚くなると主板厚の増加による疲労強度の低下は生じなくなる傾向が認められる。

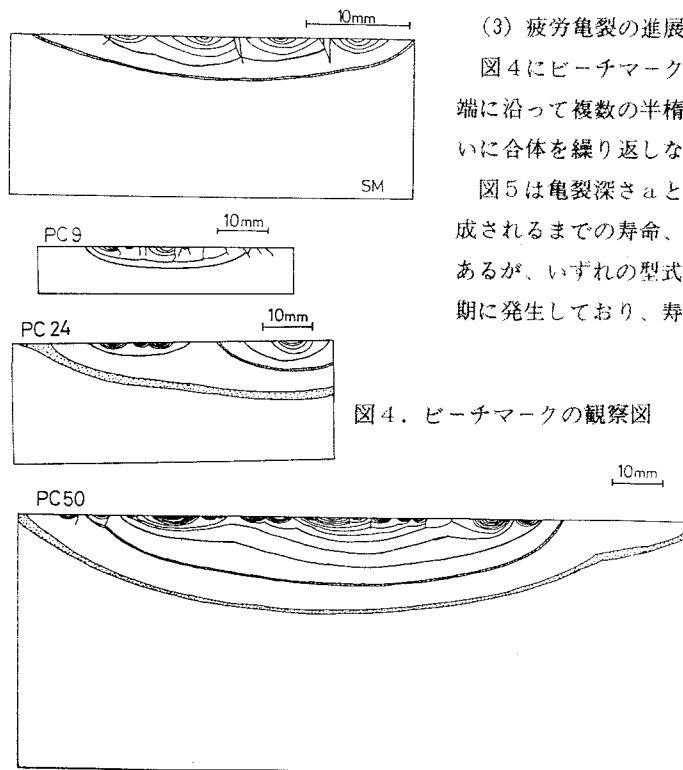


図4. ビーチマークの観察図

(3) 疲労亀裂の進展性状

図4にビーチマークの観察例を示す。いずれの場合も溶接止端に沿って複数の半楕円形の亀裂が発生している。それらは互いに合体を繰り返しながら、進展している。

図5は亀裂深さ a と寿命比 n/N_f (n : 対応する亀裂が形成されるまでの寿命、 N_f : 疲労寿命) の関係を示したものであるが、いずれの型式の試験体においても疲労亀裂は寿命の初期に発生しており、寿命の大半が疲労亀裂の進展過程で占められている。

図6は、疲労破面を観察することにより求めた疲労亀裂の発生間隔の分布を示している。ここでのデータには、SM58を母材としたリフト字試験体 (軸方向引張)¹¹⁾ の結果も含めている。亀裂の発生間隔は、対数正規分布となっている。また、この分布が主板の幅や厚さ、材質、載荷型式により変化する様子は認められなかった。

3. 破壊力学解析による寸法効果の検討

(1) 解析対象

ここでは、疲労試験に用いた試験体に加え、さらに広範囲な条件下（板厚、载荷形式）で板厚効果の原因やその程度を明らかにする目的で、表3に示すモデルを対象として破壊力学による疲労亀裂の進展解析を行なった。表3に示すモデルでは、従来の板厚効果に関する研究と同様に継手の形を相似形とした場合（AT～FT，AB～FB）および橋梁部材のダイヤフラムやステイフナーのごとく主板厚によらず付加板と溶接の大きさを一定とした場合（GT～LT，GB～LB）の板厚効果を対象としている。载荷形式は、軸方向引張（Aシリーズ）と曲げ（Bシリーズ）である。なお、これらのモデルでの溶接止端の曲率半径 ρ は0.5 mm、開き角 θ は135度とした。

図7は、有限要素解析により求めたTシリーズのモデル（軸方向力）での板厚方向の応力分布を示している。解析は平面ひずみ仮定で行ない、最小の要素寸法は0.025mmとした。継手の寸法が相似形で変化するAT-FT試験体での応力集中係数（有限

表3. 解析対象

単位 mm

specimen	t1	t2	W	S
AT(AB)	9	9	27	4.5
BT(BB)	16	16	48	8
CT(CB)	25	25	75	12.5
DT(DB)	35	35	105	17.5
ET(EB)	45	45	150	22.5
FT(FB)	75	75	200	37.5
GT(GB)	9	16	27	8
HT(HB)	16	16	48	8
IT(IB)	25	16	75	8
JT(JB)	35	16	105	8
KT(KB)	45	16	150	8
LT(LB)	75	16	200	8

要素解析において得られた最大応力を溶接止端での公称応力で除いたものは、それぞれ2.5, 2.8, 3.3, 3.6, 3.9, 4.6であり、主板が厚くなるにしたがって高

くなっている。一方、付加板の厚さを16mmで一定としたGT-LT試験体での応力集中係数は、それぞれ2.5, 2.8, 3.0, 3.1, 3.1, 3.2であり、主板厚が25mm以上ではほぼ一定となっている。すなわち、付加板厚を一定とした場合には、付加板厚に対して主板厚がある程度以上厚くなると、主板厚がさらに増加しても応力集中係数はさほど変化しない。また、応力集中係数のほぼ等しいIT-LT試験体では、応力の分布もほぼ同じとなっている。以上の傾向は、曲げを受ける場合（Bシリーズ）も同様であった。

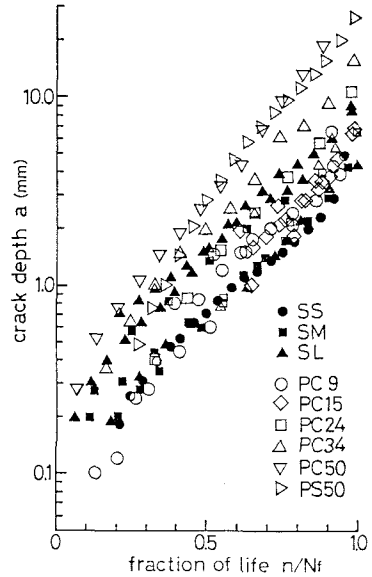
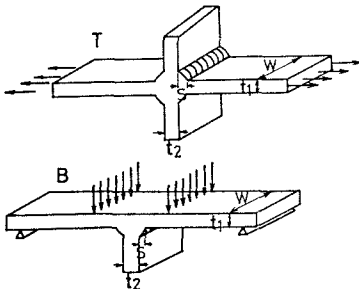


図5. 亀裂深さと寿命比の関係

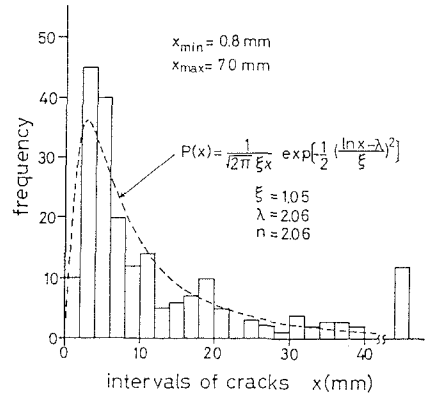


図6. 疲労亀裂発生間隔の分布

(2) 応力拡大係数範囲

すみ肉溶接止端に発生した半楕円形の亀裂に対する応力拡大係数範囲は、亀裂の状態および亀裂の存在する継手の種々の条件（継手寸法、亀裂形状、表面、応力集中）に対する補正係数を組み合わせて求めた^{12,13)}。応力集中（応力が一様でないこと）に対する補正係数は、重ね合わせの原理に基づき、亀裂がない場合に亀裂に相当する部分に作用する応力が亀裂面に作用する場合の応力拡大係数の解から求めた¹⁴⁾。亀裂がないときの応力は、前述の有限要素解析により求めている

（図7参照）。図8は、軸方向応力を受ける各型式試験体での応力集中に対する応力拡大係数の補正係数 F_{ga} と亀裂深さ a の関係を示している。応力集中により F_{ga} の値が1よりも大きくなるのは、いずれの試験体においても板厚の2割程度までである。また、各型式試験体での応力分布の相違により、継手の寸法が相似形で大きくなる場合の F_{ga} の値はそれに伴い高くなっており、 F_{ga} の高い領域も広がっている。したがって、応力範囲と亀裂の形状・寸法が同一であれば、主板の厚い継手ほど応力拡大係数範囲

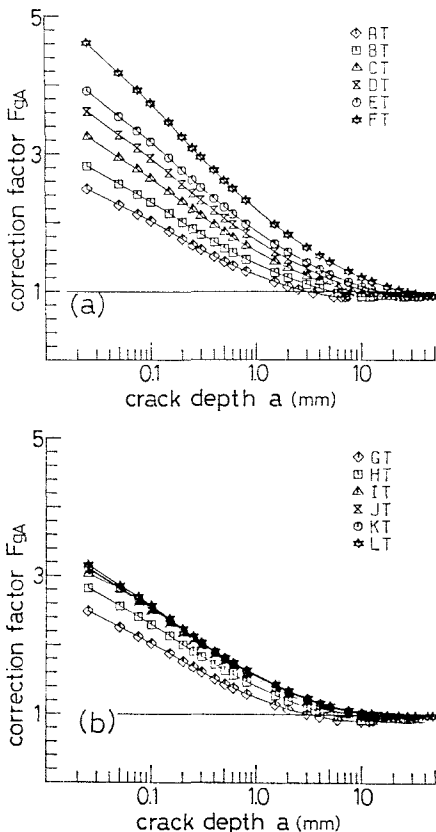


図8. 応力集中に対する応力拡大係数の補正係数

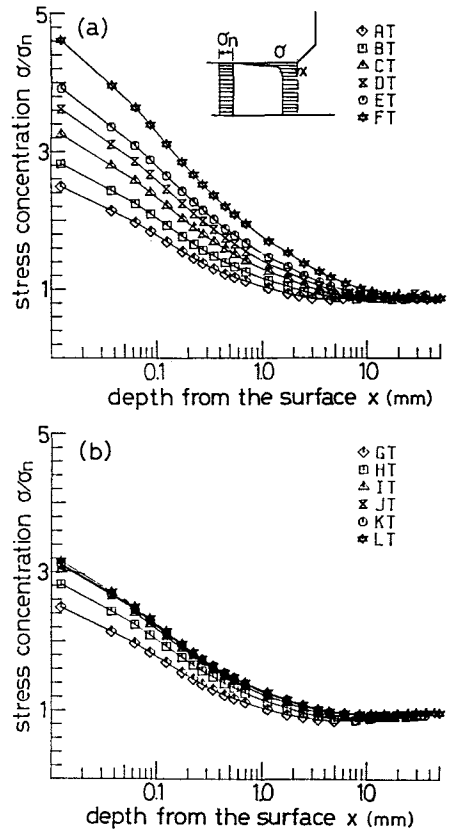


図7. 板厚方向の応力分布

は大きくなる。しかし、付加板の厚さを 16mm で一定とした場合には、主板厚 25mm 以上の試験体で F_{ga} の値はほぼ同じとなっており、応力拡大係数範囲もほぼ同じとなる。

複数の亀裂が溶接止端に沿って存在する場合の応力拡大係数範囲は、それぞれの亀裂が単独で存在する場合と同じとした。ただし、2つの亀裂の前縁が接している場合には、両者を合わせて1つの半楕円形の亀裂とみなし、その深さは2つの亀裂の内どちらか深い方と等しい、幅は2つの亀裂の幅の和と等しいとした。

(3) 疲労亀裂進展寿命の計算方法

半楕円形の亀裂の深さ方向前縁および幅方向前縁での応力拡大係数範囲 (ΔK_A , ΔK_B) を求め、それを疲労亀裂進展速度 (da/dN , mm/cycle) と応力拡大係数範囲 (ΔK , MPa $\sqrt{\text{mm}}$) の関係式に代入することにより、応力1サイクル当たりの亀裂進展量が算出される。 da/dN - ΔK 関係としては、コ

ンパクトテンション型あるいは中央切欠き付き平板型試験体などの亀裂進展測定用の標準試験体を用いて 400・500MPaおよび 600・800MPa級鋼材について得られている平均的な関係に疲労亀裂進展の下限界値 (ΔK_{th}) を考慮した (1), (2) 式を用いた^{15,16)}。 ΔK_{th} の値は、溶接引張残留応力場で得られている $2\text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$ とした¹⁶⁾。

$$da/dN = 1.9 \times 10^{-10} (\Delta K^4 - \Delta K_{th}^4) \quad (1)$$

$$da/dN = 5.4 \times 10^{-9} (\Delta K^3 - \Delta K_{th}^3) \quad (2)$$

先の計算を初期亀裂から限界亀裂まで繰り返すことにより、疲労寿命を求めることができる。

(4) 亀裂発生数の影響および板幅の影響

すでに述べたごとく、前面すみ肉溶接継手においては溶接止端に沿って複数の疲労亀裂が生じる。そこで、図6に示す亀裂発生間隔に基づいたシミュレーションにより初期亀裂の数と間隔を定め、亀裂進展解析により亀裂発生数が疲労寿命に及ぼす影響について検討した。シミュレーションは 100回行ない、100種の初期亀裂群を作成した。初期亀裂の深さ (a_i) は0.05mm、形状は半円形とし、限界亀裂の深さは板厚の5割とした。これらの値は、図5に示す亀裂深さと寿命比の関係、(1), (2) 式が成立する亀裂深さの領域¹⁷⁾を考慮し、設定した。

図9は、表3に示すCT試験体（主板厚：25mm、幅：75mm）を対象として計算した疲労寿命と初期亀裂の数の関係を示したものである。図中の実線は、最小二乗法により求めた初期亀裂数に対する寿命予測値の回帰直線である。初期亀裂の数が疲労寿命に及ぼす影響は非常に小さく、初期亀裂の数が3から13に増えても疲労寿命の減少は8%程度にすぎない。黒く塗り潰した印は単独の初期亀裂を板幅中央に仮定した場合の寿命予測値を示している。初期亀裂の数が1と13での疲労寿命の違いは10%程度と、非常に小さい。したがって、亀裂進展解析から疲労寿命を予測する際には、単独の初期亀裂を仮定してもさほど結果に差は生じないと言える。

継手の板幅が広くなるにしたがって、亀裂発生数は増加するが、前述のごとく疲労寿命に対する初期亀裂数の影響は小さいため、板幅が疲労寿命に及ぼす影響は小さいと考えられる。図10は、CT試験体を対象とし、その板幅を 50, 100, 160mm とし、疲労寿命を計算した結果を示している。なお、初期亀裂はそれぞれの板幅の試験体について、100回のシミュレーションから求めている。板幅が広くなるにしたがって疲労寿命は短くなる傾向が認められる。しかし、その相違は非常に小さく、板幅を 160mmとした場合の疲労寿命の平均値は、50mmとした場合の平均値に比べ、2%短くなっているにすぎない。鎌倉ら³⁾は、板厚を一定(20mm)として板幅を 50, 100, 160mm とかえたりブ

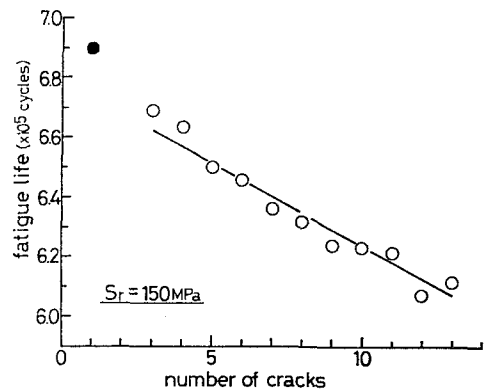


図9. 亀裂発生数が亀裂進展寿命に及ぼす影響

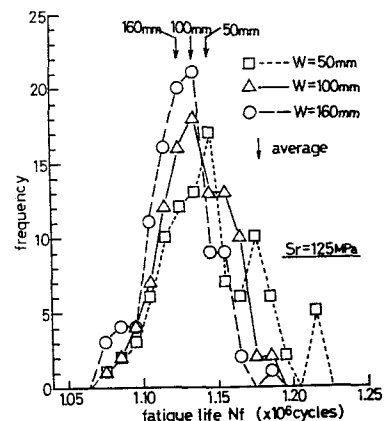


図10. 板幅が疲労寿命に及ぼす影響

十字継手の疲労試験を行ない、疲労強度に対する板幅の影響は認められないという結果を得ているが、ここでの解析結果は、鎌倉らの実験結果の裏付けとなるものである。

なお、ここでの解析においては、 $da/dN \sim \Delta K$ 関係として (2) 式を用いている。

(5) 主板厚の影響

表3に示すすべての試験体について疲労寿命を計算し、200 万回疲労強度と主板厚の関係を求めた。結果を図11に示す。なお、ここでの解析では、単独の深さ0.05mmの半円形の初期亀裂を仮定し、また $da/dN \sim \Delta K$ 関係としては (2) 式を用いた。継手が相似形の場合、疲労強度は主板厚が増加するにつれて低下している。これは、軸方向力を受ける場合も、曲げを受ける場合も同じである。また、主板

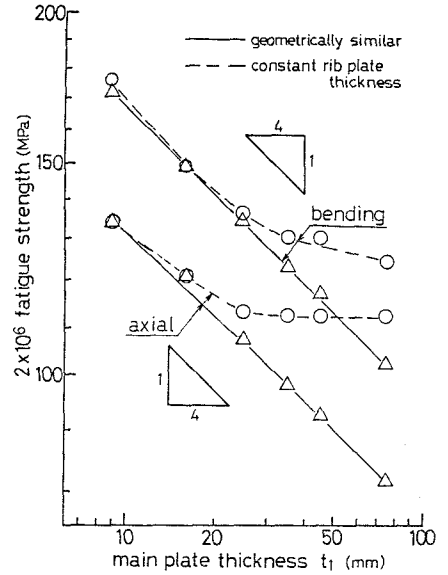


図11. 200万回疲労強度 (解析結果)

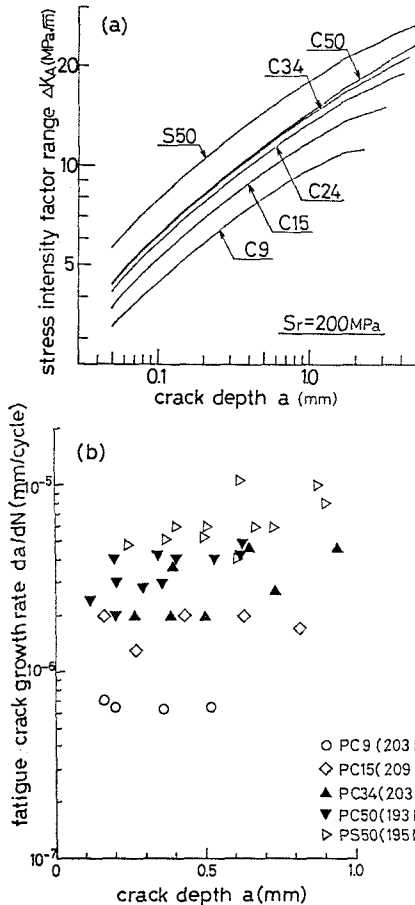


図12. 主板厚が亀裂進展速度に及ぼす影響

厚の増加に伴い、疲労強度が低下する程度も曲げと引張ではほぼ同じであり、ほぼ主板厚の $1/4$ 乗に反比例して低下している。しかし、付加板の厚さを16mmで一定とした場合には、主板厚が25mm以上で疲労強度がほぼ同じとなっている。

図8に示すごとく、継手が相似形の場合には、応力集中の影響により主板の厚い試験体ほど応力拡大係数範囲 (ΔK) が大きく、そのため疲労亀裂進展速度 (da/dN) も高くなる。これが、主板厚が増加するにつれて疲労強度が低下する原因である。一方、付加板の厚さを16mmで一定とした試験体の内、主板厚が25mm以上 (IT-LT試験体) では、応力の大きさと分布がほぼ等しく、 da/dN もほぼ同じとなる。そのため、これらの試験体では、疲労強度がほぼ同じとなる。

図12(a) は、実験に用いたSN58を母材とする各型式試験体での応力拡大係数範囲 (ΔK_A) と亀裂深さ a の関係を示している。図12(b) は、ピーチマークを観察することによって求めた深さ方向の亀裂進展速度 da/dN と亀裂深さ a の関係を示したものである。主板が厚い試験体ほど、応力拡大係数範囲は大きいため、疲労亀裂進展速度は高くなっている。また、 ΔK_A がほぼ同じである PC34, PC50 試験体での疲労亀裂進展速度はほぼ同じとなっている。以上のように、実験結果からも疲労強度に対する主板厚の影響は、主板厚により応力の大きさや分布が異なるため、亀裂深さ

が同じであっても応力拡大係数範囲が異なり、疲労亀裂進展速度が変化することに原因があることが明らかである。

図13(a),(b) はピーチマークの観察結果に基づき求めた深さ方向の亀裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK_A の関係である。 ΔK_A で整理した場合には、疲労亀裂進展速度に試験体の形式による差は生じていない。また、図(a),(b) 中に実線で示す関係はそれぞれ (1),(2)式に示す $da/dN - \Delta K$ 関係であるが、ここでのデータは実線で示す関係とよく一致している。

図14は、100万回疲労強度と主板厚の関係についての実験結果と、それに対する解析結果を比較したものである。図の縦軸は、各々の試験体での100万回疲労強度を SM50 を母材とした試験体については SM 試験体($t=16\text{mm}$)、SM58 を母材とした試験体については PC15 試験体($t=15\text{mm}$)での100万回疲労強度で無次元化している。いずれの場合も、解析結果は実験結果の傾向をよく表わしている。

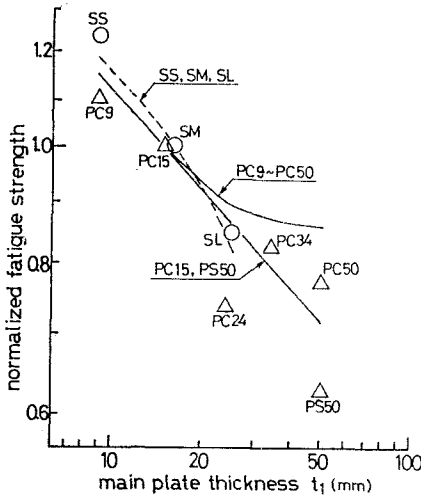


図14. 実験結果と解析結果の比較

6. まとめ

前面すみ肉溶接継手の寸法が疲労強度に及ぼす影響について、実験および破壊力学解析から検討し、以下の結果を得た。

(1) 継手が相似形の場合、疲労強度は主板が厚くなるにつれて低下する。これは、板厚が増加するにつれて、応力集中が顕著となり、疲労亀裂進展速度が高くなるために生じる。しかし、付加板の厚さおよび溶接のサイズを一定とした場合、付加板と主板の厚さの比がある程度以下(本実験および解析結果では、0.6程度以下)になれば、主板厚による応力集中の大きさと分布の差は小さく、疲労強度は主板厚の影響をさ

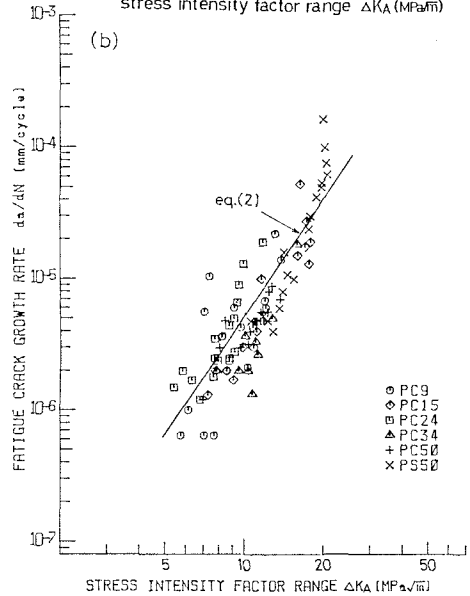
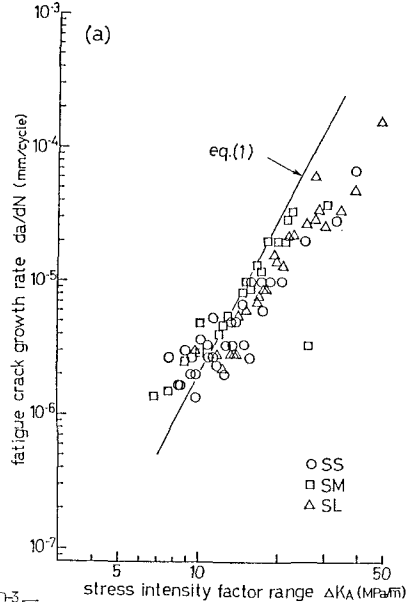


図13. 疲労亀裂進展速度と
応力拡大係数範囲の関係

ど受けない。

(2) 相似形で継手の寸法が大きくなる場合の疲労強度は板厚のほぼ $1/4$ 乗に反比例して低下する。これは、Gurneyの板厚効果の表現式と一致する。

(3) 板幅が広くなるにしたがって溶接止端に沿っての亀裂発生数は多くなる。しかし、それが疲労強度に及ぼす影響は板厚の影響と比べ非常に小さい。

(4) 疲労亀裂は溶接止端から疲労寿命の極めて初期に発生し、進展を開始する。その際の亀裂は半楕円形であり、また亀裂が進展する速度と応力拡大係数範囲の関係は、コンパクトテンション型あるいは中央切欠き付き平板型などの亀裂進展測定用標準試験体から得られる関係とほぼ一致する。

参 考 文 献

- 1) 土木学会：本州四国連絡橋鋼上部構造に関する調査研究報告書（別冊2 疲れに関する検討）、1980年 3月
- 2) 吉田進、稲垣通夫、金尾正雄、佐々木悦男、二瓶正俊、鎌倉将英：SM50B突合わせ溶接継手の疲れ特性におよぼす寸法・速度の効果，溶接学会誌，Vol.47，No.9，pp.627-632（1978）
- 3) 鎌倉将英、二瓶正俊、佐々木悦男、金尾正雄、稲垣通夫：SM50B リブ十字すみ肉溶接継手の疲れ特性におよぼす寸法効果、溶接学会誌、Vol.48，No.12，pp.1060-1064（1979）
- 4) Gurney,T.R. : The Influence of Thickness on the Fatigue Strength of Welded Joints, Second International Conference on Behavior of Off-Shore Structures, London, paper 41 (1979)
- 5) Gurney,T.R. : The Basis of the Revised Fatigue Design Rules in the Department of Energy Offshore Guidance Notes, Second International Conference on Offshore Welded Structures, London, paper 2.5 (1981)
- 6) Uk Department of Energy : Offshore Installation Guidance on Design and Construction, New Fatigue Design Guidance for Steel Welded Joints in Offshore Structures, compiled by N.W.Snedden (1981)
- 7) ECCS Committee TC6 "Fatigue" : Recommendations for the Fatigue Design of Structures, (1985)
- 8) Berge,S. and Engesvik,K. : Effect of Plate Thickness in Fatigue of Transverse Fillet Welds, International Conference on Steels in Marine Structures, Paris, paper2.5. (1981)
- 9) Berge,S. : Effect of Plate Thickness in Fatigue of Cruciform Welded Joints, 1983 Annual Meeting of International Institute of Welding, IIW Doc. No.XIII-1116-83 (1983)
- 10) Narumoto,A. : Corrosion Fatigue Strength of Cruciform Welded Joints in Synthetic Seawater, 1984 Annual Meeting of International Institute of Welding, IIW Doc. No.XIII-1123-84 (1984)
- 11) 社本芳明、西野文雄、三木千寿：前面すみ肉溶接部の止端形状と疲れき裂の発生進展性状、土木学会第36回年次学術講演会講演概要集、I-106, (1981)
- 12) Maddox,S.J. : An Analysis of Fatigue Cracks in Fillet Welded Joints, International Journal of Fracture, Vol.11, No.2, pp.221-243 (1975)
- 13) Albrecht,P. and Yamada,K. : Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Proceedings of ASCE, Vol.103, No.ST2, pp.377-389 (1977)
- 14) 岡村弘之：線形破壊力学入門、培風館（1977）
- 15) Okumura,T., Nishimura,T., Miki,C. and Hasegawa,K. : Fatigue Crack Growth Rates in Structural Steels, 土木学会論文報告集、No.322, pp.175-178 (1982)
- 16) Miki,C., Mori,T. and Tajima,J. : Effect of Stress Ratio and Tensile Residual Stress on Near Threshold Fatigue Crack Growth, 土木学会論文集、No.368/I-5, pp.187-194 (1986)
- 17) 三木千寿、森猛、阪本謙二、佐々木利視：縦方向溶接部のルートブローホールからの疲労亀裂進展解析、構造工学論文集、Vol.32A, pp.11-23 (1986)

(1986年10月17日受付)