

サンドイッチ制振鋼板溶接継手の疲労特性

山田健太郎*・森野真之**・聖生守雄***・
安波博道****

サンドイッチ制振鋼板は、2枚の普通鋼板を粘弾性樹脂で接着した構造を持ち、部材自身の振動を抑える効果がある。この制振鋼板の疲労特性を把握するため、5種類の溶接継手の引張疲労試験および破壊力学的手法を用いた疲労き裂進展寿命解析を行った。その結果、溶接品質が普通鋼板と同等であれば、現在の設計 S-N 線図において、普通鋼板と同等に取り扱うことが可能であると判断できた。

Key Words : sandwich steel plate, welded joint, fatigue, fracture mechanics

1. はじめに

快適な生活及び生活環境に対する社会的関心が高まってくる中で、騒音を防止する必要性が高まっている。たとえば橋梁に関して言えば、新幹線沿線での騒音問題ばかりでなく、都市内の在来線の列車騒音も環境基準を設けて規制される方向であり、橋梁の低騒音化の技術的要求は、ますます高まるものと思われる。騒音対策の基本は、遮音、吸音、制振、防振であり、鉄道橋では、下フランジに制振コンクリートを打設する、腹板に制振材を張り付ける、防音壁を設置する、側面・下面に遮音板を設置する、等が行われている¹⁾。いずれも新設橋梁ばかりでなく既設橋梁にも応用できる対策であり、騒音の減少に効果を上げている。これとは別に構造部材に制振効果のある材料を用いる試みがされている。いわゆる制振鋼板もこの一種で、騒音を発生する部材自身の振動エネルギーを吸収して、振動速度あるいは振動振幅を大幅に減少させ、音響放射を少なくする機能を持つ部材である。

制振鋼板には、普通鋼板の間に樹脂を挟む樹脂サンドイッチ制振鋼板と、金属材料そのものに制振効果のある合金型制振鋼板がある。一般に、普通鋼板に比べ、樹脂サンドイッチ制振鋼板は約 100~200 倍、合金型制振鋼板は約 10 倍の損失係数を持つ。このように樹脂複合型制振鋼板は普通鋼板に比べて高い制振性を持つため、実橋の縦桁と横桁に適用された例がある。このときには、約 5 cm 間隔にスポット溶接を施して、鋼板どうしを一体化する工夫をしている²⁾。最近では樹脂厚が小さくスポット溶接をしないサンドイッチ制振鋼板(全板厚 40

mm 以下)が開発され、鋼桁の腹板等の主要部材への適用を目指した一連の実験が行われている。それらは、a) 制振特性の確認³⁾、b) 高力ボルト継手の引張試験⁴⁾、c) 桁のせん断耐荷力試験⁵⁾、d) プレートガーダーの曲げ疲労試験⁶⁾、e) 制振鋼板溶接継手の疲労試験、である。

本報告では、制振鋼板溶接継手の疲労試験の結果と、それらの継手を対象とした破壊力学的手法を用いた疲労寿命解析について示す。実験では、橋梁に多く用いられる 5 種類の溶接継手の引張疲労試験を行い、普通鋼板の実験値と比較検討する。また、実験と解析の両面から、日本鋼構造協会 (JSSC) の疲労設計指針¹⁴⁾の強度等級と比較して、等級分類することを試みる。

2. 制振鋼板溶接継手の引張疲労試験

(1) 疲労試験体

疲労試験に用いた溶接継手試験体は、Fig.1 に示す 5 種類の試験体である。主板上に用いた制振鋼板は、JIS SM-400 A 相当の板厚 5 mm の鋼板 2 枚を、厚さ 0.3 mm の粘弾性樹脂で接着したものである。樹脂の厚さは、前述の実験結果より最適厚さを決定したものである。鋼板の化学成分と機械的性質を Table 1 に示す。樹脂の接着強度は、せん断接着強度試験結果より求められており、平均 8.7 MPa である。ガセットは板厚 10 mm の SM 400 である。

試験体は以下に示すもので、それぞれ 6 体づつ疲労試験した。

① 面内側ガセット溶接継手 (GS 系) : ガセットを主板の側面に突合せ溶接した後、裏はつり裏溶接し、完全溶け込みレ形溶接とした。ガセット端では、裏溶接の際にまわし溶接をした。

② 面外側ガセット溶接継手 (TS 系) : ガセットを主板の側面に垂直に脚長 6 mm すすみ肉溶接したものの、ガセット端部では、まわしすすみ肉溶接を行った。

* 正会員 Ph. D. 名古屋大学教授 工学部土木工学科
(〒464-01 名古屋市千種区不老町)

** 正会員 工修 (株) 長大 構造計画部 (前名大大学院)

*** 正会員 新日本製鐵(株)鉄鋼海洋事業部橋梁構造部

**** 正会員 新日本製鐵(株)鉄鋼研究所鋼構造研究開発センター

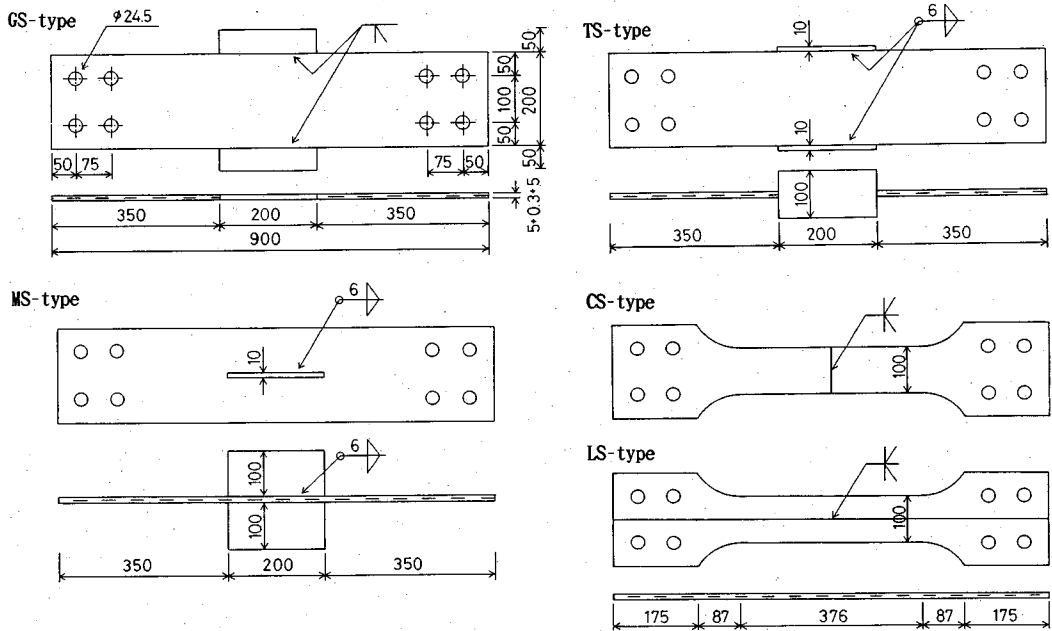


Fig.1 Fatigue test specimens of sandwich steel welded joints.

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of sandwich steels.

Steel	Chemical composition (%)					Mechanical properties		
	C	Si	Mn	P	S	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
SM400A	0.15	0.25	0.72	0.015	0.004	332	470	30
						343	470	31

③ 面外ガセット溶接継手 (MS系) : 幅 100 mm, 長さ 200 mm の普通鋼板を, 主板の腹部に垂直に脚長 6 mm ですみ肉溶接したもの. ガセット端部では, まわしすみ肉溶接を行った.

④ 横突合せ溶接継手 (CS系) : 主板の制振鋼板 2 枚を, 中央で横方向に完全溶け込みレ形突合せ溶接を行った. 6 体の試験体の内, 3 体は溶接部を非仕上げのまま, 残りの 3 体はグラインダーで溶接部の余盛り部分を削除した. 溶接後, 中央部を幅 100 mm に切削加工した.

⑤ 縦方向溶接継手 (LS系) : 主板の制振鋼板 2 枚を, 中央で縦方向に完全溶け込みレ形突合せ溶接を行った. 疲労試験の必要上, グリップ部分のみ, グラインダーで余盛りを削除した. また, 溶接後, 中央部を幅 100 mm に切削した.

制振鋼板の切断にはプラズマ切断を用いた. 溶接は, 低水素系溶接棒 (D 4316) を用いてすべて手溶接で行った. 制振鋼板には樹脂層が存在し, 溶接時にこの樹脂が燃焼するためブローホールなどの溶接欠陥が生じる可能性がある. そのため, 溶接に先立ち溶接部の樹脂を燃焼

除去するなどの処理が必要であるが, 今回の試験体ではこのような前処理を行わず, 橋梁製作に通常用いられる方法によった. 制振鋼板を突合せ溶接した GS 系, CS 系, LS 系について, 放射線透過試験を実施した. その結果, 溶接品質にかなりのばらつきが生じ, 欠陥が皆無に近いもの, 小さなブローホールが点在するもの, 最大径 2 mm のブローホールを含むものがあることが観察された.

(2) 疲労試験方法

試験は, アムスラー型万能疲労試験機 (容量 100 tf) を用い, 毎分約 270 回の繰返し速度の定荷重振幅で実施した. ガセットを溶接した試験体は, ガセット端の溶接止端部と, そこから 10 mm 離れた位置に, また突合せ溶接継手の試験体は溶接止端部に, エナメル被覆銅線 (0.04 mm φ) を貼った. この銅線は, き裂が銅線貼付位置に発生または進展すると切断され, 試験機が停止する. ガセットを溶接した継手 (GS系, TS系, MS系) では, 溶接止端部に貼った銅線が切れるまでの繰返し数をき裂発生寿命 N_s , 溶接止端部から 10 mm 離れた位置の銅線が切れるまでの繰返し数を疲労寿命 N_f とし

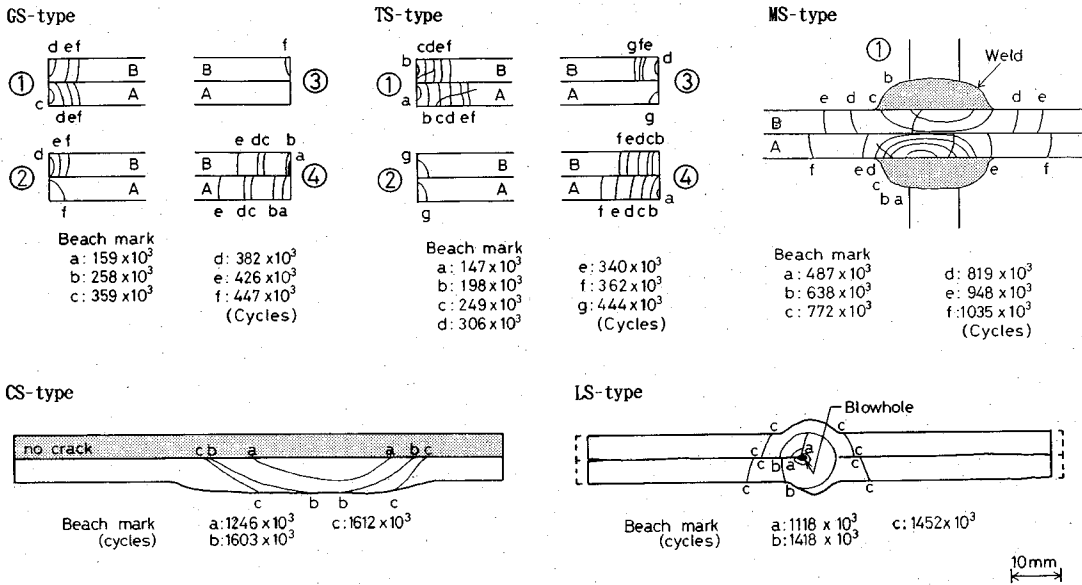


Fig.2 Fatigue fracture surfaces with beach marks.

た。止端部の銅線が切れた時点でのき裂長さは約1~2 mmであった。突合せ溶接継手 (CS系, LS系) では、制振鋼板の2枚の鋼板の内、少なくとも一方の鋼板が破断した時の繰返し数を疲労寿命 N_f とした。また、適当な繰返し数で、応力の上限值を変えずに応力範囲を1/2にして、ビーチマークを付けた。横突合せ溶接継手 (CS系) では、繰返し回数が300~500万回を経過してもき裂の発生が確認されない場合には、応力範囲を大きくして実験を継続した。

(3) 疲労き裂の発生進展状況

試験中に付加したビーチマークをもとに、各タイプの試験体の典型的なき裂進展状況を Fig.2 に示す。

GS系, TS系では、疲労き裂は主板とガセットの溶接止端部から発生し、制振鋼板の2枚の鋼板で軸力方向と垂直な断面内を別々に進展した。き裂発生後、き裂幅が板厚を貫通するまでは1/4 楕円もしくは1/2 楕円き裂として板幅方向に進展した。その後板幅方向に板厚貫通き裂として進展した。疲労寿命に近づく時点 (溶接止端から板幅方向に約10 mm) では、2枚の鋼板のき裂長はほぼ同じとなった。

MS系では、5体の試験体で、疲労き裂は制振鋼板の一方の鋼板の溶接止端部から発生し、一方の鋼板のみ破断した。き裂は、発生した後軸力方向と垂直な断面内を、半楕円き裂として板厚方向に樹脂層につくまで進展した。その後、貫通き裂として板幅方向に進展した。制振鋼板の2枚の鋼板では、一方の鋼板から他方の鋼板にき裂は進展しなかった。試験体1体のみ、2枚の鋼板のそれぞれの溶接止端からき裂が発生した。その破断面を Fig.2 に示す。

CS系では、き裂は、内部の樹脂層近傍の溶接止端から発生し、制振鋼板の2枚の鋼板のうち一方の鋼板の表面に向かって、軸力方向と垂直な断面内を半楕円状に進展した。

LS系の試験体では、制振鋼板の樹脂層に接する主板内部のルート部に、樹脂の燃焼により生じたと思われるブローホールが存在し、そのブローホールから疲労き裂が生じた。き裂は、溶接部を軸力方向と垂直な断面内を同心円状に進展した後、2枚の鋼板を別々に進展した。

(4) 疲労試験結果

制振鋼板溶接継手の引張疲労試験の結果を, Table 2 にまとめる。また, S-N_f 線図を Fig.3~Fig.7 に示す。比較のために、過去に行われた同様な形状の普通鋼板溶接継手の疲労試験結果^{7)~11)}も示す。普通鋼板の試験結果の内、一部は、下フランジにガセットを溶接した桁の曲げ試験から得られたものである。図中の実線は最小2乗法を用いて求めた S-N_f 線図, 点線は95% 信頼区間の下限界線である。また、破線は日本鋼構造協会 (JSSC) の疲労設計指針¹⁴⁾の強度等級である。

a) 面内側ガセット溶接継手 (GS系)

Fig.3 に示すように、低寿命域では制振鋼板と普通鋼板との違いはほとんど見られないが、長寿命域で制振鋼板の疲労寿命が若干短くなった。制振鋼板では、2枚の鋼板が重なっており、応力状態が完全に同一とならず、条件が悪い方の板にき裂が発生しやすい。この影響は長寿命域で大きく、制振鋼板と普通鋼板の差となって表れたものと思われる。この継手の強度等級 (JSSC H) と比較すると、GS系のデータはすべてこの設計 S-N 線図より寿命が長く、この強度等級を適用することが可能

Table 2 Fatigue test results of sandwich steel plates.

Specimen No.	Stress range (MPa)	N_c (cycles) ($\times 10^3$)	N_r (cycles) ($\times 10^3$)
GS201	101	58	237
GS202	101	108	207
GS203	81	248	444
GS204	81	59	382
GS205	50	885	1984
GS206	49	950	1735

TS201	101	34	115
TS202	101	36	163
TS203	81	73	259
TS204	81	---	341
TS205	61	202	636
TS206	61	162	841

MS201	101	207	488
MS202	101	346	448
MS203	81	411	1055
MS204	81	527	819
MS205	60	2871	4174
MS206	59	1625	3076

CS201	137		1660
CS202	177		1565
CS203	176		746
CSG201	176		288
CSG202	137		> 5719
R	176		> 4796
CSG203	98		> 4151
R	137		> 2800
R	176		1074

LS201	176		1540
LS202	176		1471
LS203	137		6928
LS204	137		3629
LS205	115		>10418
LS206	115		8285

R : retested > : run out
 Nc: Cycles when copper wire glued to the weld toe is cut (GS, TS, MS-type)

である。

b) 面外側ガセット溶接継手 (TS系)

Fig.4 に示すように、GS系と同様に長寿命域で制振鋼板の寿命が普通鋼板のそれよりも若干短くなっている。これはGS系で述べたのと同じ理由であると思われる。この継手は疲労設計指針で強度等級が決められていないが、JSSC Hかそれより1ランク低い強度等級程度と思われる。

c) 面外ガセット溶接継手 (MS系)

Fig.5 に示すように、同寸法の普通鋼板試験体2体のデータと比較すると、制振鋼板のデータは若干寿命が短い。JSSCの疲労設計指針では、この継手は強度等級Gであるが、試験結果はすべてこの設計S-N線図より寿命が長く、制振鋼板でもこの強度等級が適用できる。

d) 横突合せ溶接継手 (CS系)

Fig.6 に示すように、制振鋼板では、非仕上げの試験体3体(白丸印)と余盛り削除した試験体3体(半黒丸印)の試験を行った。制振鋼板では、ある応力範囲で未破断のものは、さらに応力範囲を上げて疲労試験を続行した。これらは、実線の矢印で示した。全ての試験体でき裂が内部から発生したため、仕上げた試験体と非仕上げの試験体との疲労寿命の違いはみられない。比較に用

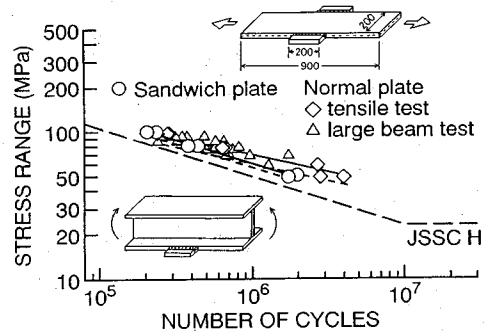


Fig.3 Fatigue test results of 200 mm long gussets welded to the sides of sandwich steel.

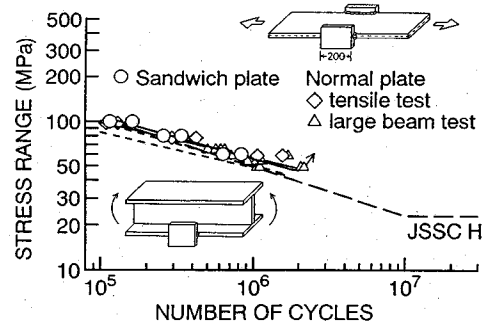


Fig.4 Fatigue test results of 200 mm long gussets welded transversely to the sides of sandwich steel.

いた普通鋼板試験体は、溶接部が非仕上げの試験体と余盛り削除した試験体である¹⁰⁾。制振鋼板の突合せ溶接では、溶接前に樹脂を除去するなどの前処理をしなかった。そのため樹脂が溶接時に燃焼するため、ブローホールなどの欠陥が発生する可能性がある。また、ブローホールがなくても樹脂層という不連続部が存在することから、この部分に応力集中が起こりやすい。このような理由から、制振鋼板の疲労寿命が、普通鋼板に比べ短寿命側になったと思われる。

この継手では、溶接部の余盛りを削除した場合の強度等級はJSSC Bであるが、制振鋼板では、き裂が内部から発生するために、溶接部の表面仕上げは疲労強度に影響しない。また Fig.6 から、制振鋼板横突合せ溶接継手の疲労強度は、余盛りの有無に関わらず、非仕上げを対象としたJSSC D等級が妥当であると思われる。

e) 縦方向突合せ溶接継手 (LS系)

Fig.7 に示すように、疲労設計指針の強度等級Cは満足していることが分かる。今回の試験体の製作にあたっては通常行われる方法を用い、樹脂の燃焼を防ぐような工夫はしていない。溶接前に樹脂を除去するなどの前処理を行えば、さらに余裕を持ってJSSC C等級の適用が可能であると思われる。

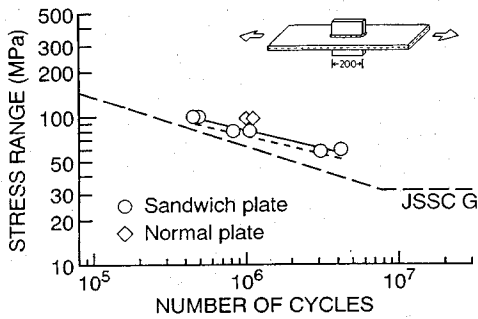


Fig.5 Fatigue test results of 200 mm long attachments.

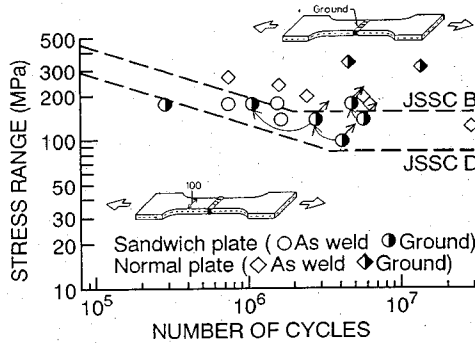


Fig.6 Fatigue test results of transverse groove welded specimens.

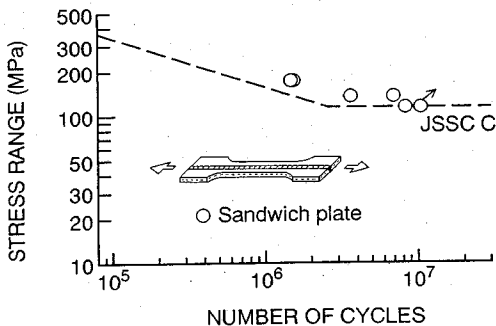


Fig.7 Fatigue test results of longitudinal groove welded specimens.

3. 制振鋼板の疲労き裂進展解析

(1) 破壊力学の手法を用いた疲労き裂進展寿命解析
 本研究で用いた制振鋼板は、2枚の鋼板を粘弾性樹脂で接着するサンドイッチタイプで、鋼板の間に0.3 mm程度の樹脂層を持つ。このため制振鋼板の溶接継手は、普通鋼板と異なる疲労き裂の発生・進展挙動を示す。そこで、破面観察で得られた疲労き裂発生・進展挙動をもとに、疲労き裂進展挙動をモデル化し、破壊力学の手法を用いて疲労き裂進展寿命 N_f を計算して比較することを試みた。破壊力学の手法を用いた解析の流れを以下に示す。

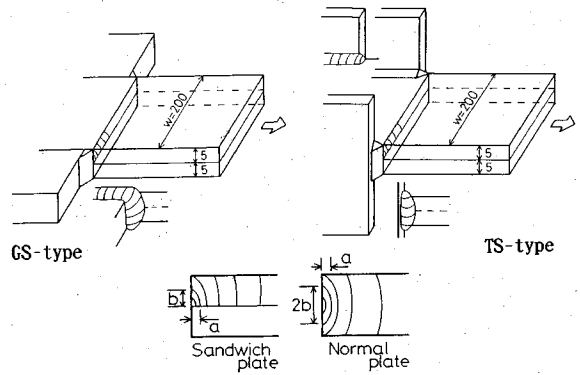


Fig.8 Analytical model of 200 mm long gussets.

- ① 実験結果をもとに、制振鋼板と普通鋼板の疲労き裂の発生位置および進展挙動をモデル化する。
- ② 疲労き裂発生位置および進展方向の応力集中係数を求めるために、有限要素法による応力解析を行う。制振鋼板では、樹脂層を同じ厚みの空隙と仮定して解析した。
- ③ 疲労き裂の進展挙動をモデル化し、そのき裂に対する応力拡大係数範囲 ΔK (MPa \sqrt{m}) を定義する。ここでは、 ΔK を次式の形で定義した。

$$\Delta K = F(a) \cdot \sigma_r \cdot \sqrt{\pi a} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 $F(a)$ は応力拡大係数の補正係数、 σ_r は応力範囲 (MPa)、 a はき裂寸法 (m) である。また、補正係数 $F(a)$ は、き裂形状やき裂の存在する部材形状・寸法に関する影響を考慮するもので、以下のような既知の補正係数の組み合わせとして定義できる^{12), 13)}。

$$F(a) = F_s \cdot F_e \cdot F_t \cdot F_g \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 F_s は自由表面補正係数、 F_e はき裂形状補正係数、 F_t は有限板厚 (板幅) 補正係数、 F_g は幾何学形状補正係数、である。

- ④ 疲労き裂進展速度式 da/dN (m/cycle) は、次式を用い、

$$da/dN = C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \dots \dots \dots (3)$$

解析では、この式に ΔK を代入し、初期き裂長 a_i から最終き裂長 a_f まで積分して疲労き裂進展寿命 N_f を計算した。また、 C 、 m 、 ΔK_{th} はそれぞれ、 $C=1.5 \times 10^{-11}$ 、 $m=2.75$ 、 $\Delta K_{th}=2.9$ とした¹⁴⁾。また、溶接止端からき裂が発生する場合は、 $a_i=0.1$ mm とし、ブローホールからき裂が発生する場合は、ブローホールの半径 (等価き裂長) を初期き裂長とした。また、解析において、制振鋼板の樹脂は、0.3 mm の空隙として取り扱った。

(2) 面内側ガセット溶接継手 (GS系)

普通鋼板の場合、一般にこの継手のき裂は Fig.8 に示すように、溶接止端部から半楕円き裂として板幅方向に進展し、き裂幅が板厚を貫通した後は板厚貫通き裂としてさらに板幅方向に進展する。制振鋼板では2枚の鋼板

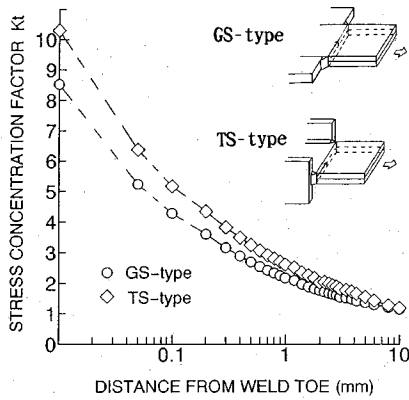


Fig. 9 Stress concentration factor along the line of crack growth.

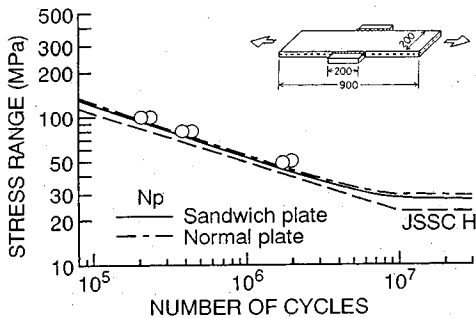


Fig. 10 Comparison between the test results and the analytical crack propagation life of 200 mm gussets.

のうちの片側の鋼板からき裂が発生進展するため、板厚 (5 mm) を貫通するまでは 1/4 楕円または半楕円き裂、その後は普通鋼板と同じように板厚貫通き裂となる。Eq. 2 の F_g は、この継手の板厚中心面を対象に 2 次元平面要素を用いて応力集中係数 K_t を求め、それから文献 12) に示す方法で求めた。溶接部は脚長 6 mm、止端角 $\theta=45^\circ$ 、止端半径 $\rho=0$ mm であり、メッシュの最小寸法は溶接止端部で 0.1×0.1 mm である。応力解析から求められた K_t の分布を、その求めた方向とともに Fig. 9 に示す。解析では、制振鋼板と普通鋼板の溶接止端形状は等しいと仮定し、同じ F_g を用いた。その他の補正係数は、き裂が板厚内を進展している段階ではき裂が 1/4 楕円形又は半楕円形となるので、制振鋼板では、 $F_s=1.25$ 、 $F_t=1.0$ 、 $F_e=1/E(k)$ とし、普通鋼板では、 $F_s=1.12-0.12(a/b)$ 、 $F_t=1.0$ 、 $F_e=1/E(k)$ とした。板厚貫通後は両者とも $F_s=1.12$ 、 $F_t=1.0$ 、 $F_e=1.0$ とした。また、き裂形状比は、破断面の観察結果より $a/b=1/2$ とし、最終き裂長 a_f は実験値と比較するために板幅方向に 10 mm とした。

Fig. 10 に N_p の解析結果を制振鋼板の実験値とともに示す。解析から求めた制振鋼板と普通鋼板の N_p の違いは小さい。これは、両者の違いが板厚貫通までのき裂進

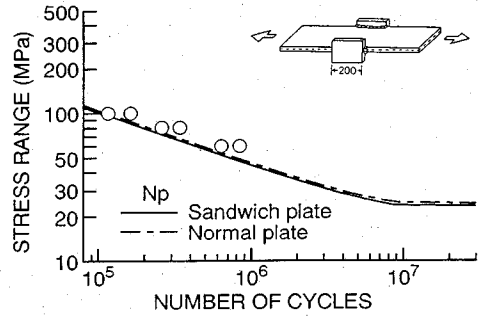


Fig. 11 Comparison between the test results and the analytical crack propagation life of 200 mm transverse gussets.

展にあるにもかかわらず、溶接止端の応力集中が大きく、この部分を比較的き裂が早く進展するためである。解析では、き裂幅が板厚を貫通した後の N_p は、全体のき裂進展寿命の 40% 近くを占めている。また、解析値 N_p は制振鋼板の実験値とよく一致している。さらに、解析からも、面内側ガセット溶接継手 (GS 系) は、普通鋼板の強度等級と同じ JSSC H 等級の適用が可能である結果となった。

(3) 面外側ガセット溶接継手 (TS 系)

この継手のき裂は、GS 系のき裂とほぼ等しく Fig. 8 に示すように進展する。 F_g を除いた各補正係数は GS 系のそれと等しい。また、き裂形状比 a/b 、初期き裂長 a_i 、最終き裂長 a_f も GS 系と同じとした。

応力解析には 3 次元固体要素を用い、メッシュの最小寸法は溶接止端部で $2.0 \times 2.0 \times 2.0$ mm とした。溶接部は Fig. 8 に示すようにすみ肉溶接部、まわしすみ肉溶接部とも対象とした。溶接は脚長 6 mm、止端角 $\theta=45^\circ$ 、止端半径 $\rho=0$ mm である。用いた固体要素のメッシュサイズは、溶接止端近傍の応力集中係数 K_t を求めるには若干粗い。そこで、あらかじめ GS 系でメッシュの最小寸法を $2.0 \times 2.0 \times 2.0$ mm とした 3 次元固体要素で FEM 解析しておき、同じモデルで最小寸法が 0.1 mm の 2 次元平面要素で求めた応力集中係数の比を求める。TS 系でもこれと同じ比率で応力集中が発生すると仮定して、3 次元固体要素で求めた応力集中係数を外挿して求めた。その結果を Fig. 9 に示す。 F_g は、制振鋼板と普通鋼板で同じ値を用いた。

Fig. 11 に、TS 系の制振鋼板と普通鋼板の N_p の解析結果を制振鋼板の実験値とともに示す。制振鋼板と普通鋼板の N_p の違いは認められない。これは GS 系と同じ理由によるものと思われる。また、実験値とも良く一致していることがわかる。

(4) 面外ガセット継手 (MS 系)

この継手のき裂は、制振鋼板、普通鋼板ともガセット端のまわしすみ肉溶接止端から発生し、板厚方向に半楕円形に進展する。制振鋼板の場合は板厚方向に 5.0 mm

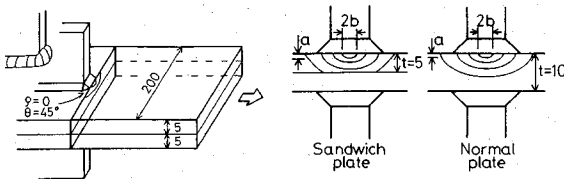


Fig. 12 Analytical model of 200 mm long attachment.

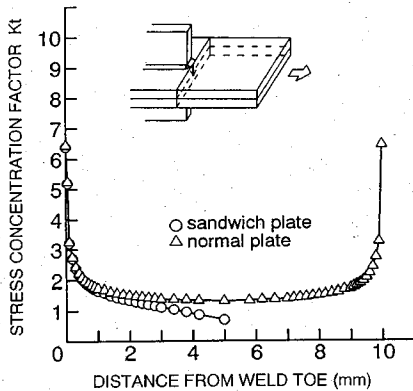


Fig. 13 Stress concentration factor toward the thickness of the plate.

進行した時点で樹脂層が存在するため、き裂は板厚貫通き裂になる。この継手では、き裂が板厚を貫通するまでの繰り返し数が、き裂進展寿命の大部分を占めているために、その時点までのき裂進展を解析対象とした¹⁵⁾。したがって、最終き裂長 a_f は、板厚貫通 (制振鋼板は 5.0 mm, 普通鋼板は 10.0 mm) とした。また、き裂形状比は $a/b=1/2$ とした。

応力集中係数の解析は 3 次元固体要素で行った。溶接部は、Fig. 12 に示すようにすみ肉溶接部、まわすみ肉溶接部とも脚長 6 mm, 止端角 $\theta=45^\circ$, 止端半径 $\rho=0$ mm である。メッシュの最小寸法は溶接止端部で $1.0 \times 1.0 \times 1.0$ mm である。き裂進展方向の溶接止端近傍の応力集中係数 Kt は、GS 系でメッシュの最小寸法が $1.0 \times 1.0 \times 1.0$ mm の固体要素の FEM 解析を行っており、0.1 mm と 1.0 mm の応力集中係数の比を用いて、MS 系の溶接止端部の応力集中係数を求めた。その結果を、制振鋼板、普通鋼板ともに Fig. 13 に示す。制振鋼板は、樹脂層までの板厚 5 mm までの Kt を求め、普通鋼板は板厚方向に 10 mm まで求めた。

このように求めた Kt を用いて Fg を計算した。その他の補正係数は、制振鋼板と普通鋼板とも、 $Fs=1.12 - 0.12(a/b)$, $Ft=(1 - 0.025(a/t)^2 + 0.06(a/t)^4)\sqrt{\sec(\pi a/2t)}$, $Fe=1/E(k)$ とした。これらの補正係数を用いて、MS 系の制振鋼板と普通鋼板の疲労寿命進展解析を行い、実験値とともに Fig. 14 に示す。制振鋼板の N_p が、普通鋼板より、短寿命側で若干短い、長寿命側では N_p の違いは認められない。また、解析値は

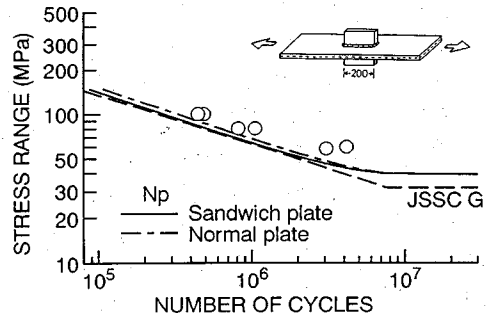


Fig. 14 Comparison between the test results and the analytical crack propagation life of 200 mm long attachments.

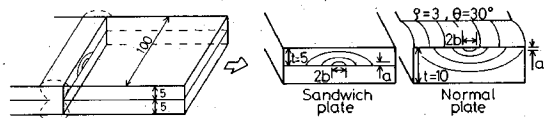


Fig. 15 Analytical model of transverse groove welded specimens.

実験値の下限値あたりにプロットされる。この解析が、初期き裂長 a_i を 0.1 mm と仮定し、止端角 $\theta=45^\circ$, 止端半径 $\rho=0$ mm とモデル化していることを考慮に入れると、制振鋼板でこの継手を用いる場合、普通鋼板と同じ JSSC G 等級の適用が可能である。

(5) 横突合せ溶接継手 (CS 系)

この継手では、完全溶込みで非仕上げの普通鋼板の場合、一般に Fig. 15 に示すように溶接止端部からき裂が発生し、板厚方向に半楕円状にき裂が進展する。制振鋼板の場合も余盛りが非仕上げの場合には、同様のき裂進展を示すと思われる。今回の実験では、前述のように、き裂は主板内部の樹脂層に接した部分、すなわちルート部から発生し、一方の鋼板の表面に向かって半楕円形に進展した。制振鋼板の N_p の解析では、これを解析の対象とし、表面の溶接止端部からき裂進展する普通鋼板の場合と比較する。解析では、き裂形状比は $a/b=1/2$, 初期き裂長 a_i は 0.1 mm, 最終き裂長 a_f は、制振鋼板の場合 5.0 mm, 普通鋼板は 10.0 mm とした。

応力解析は、主板の作用応力方向の断面を取り出し、2次元平面要素で余盛りきおおよび非仕上げの両者を解析した。疲労き裂は、溶接止端部やルート部のように応力集中係数が高い部分から発生進展する。この継手では、Fig. 16 に示した A~D のラインに沿ってき裂が進展すると思われる。それぞれ、A は余盛りの下のルート部、B は余盛りの溶接止端、C は余盛りを仕上げた場合のルート部、D は普通鋼板の余盛りの溶接止端、からのき裂進展を表している。余盛りの止端角 θ , 止端半径 ρ は、実験を行った試験体で測定した値の平均値をとり、制振鋼板、普通鋼板とも $\theta=30^\circ$, $\rho=3$ mm とした。ま

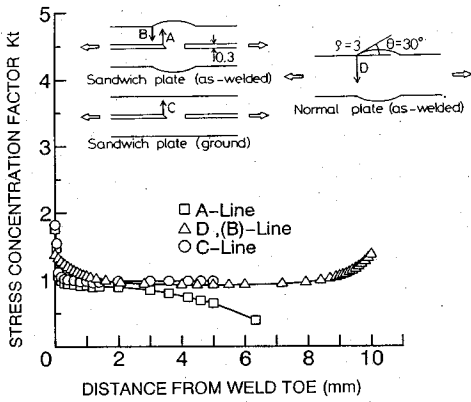


Fig.16 Stress concentration factor along the lines of various crack locations.

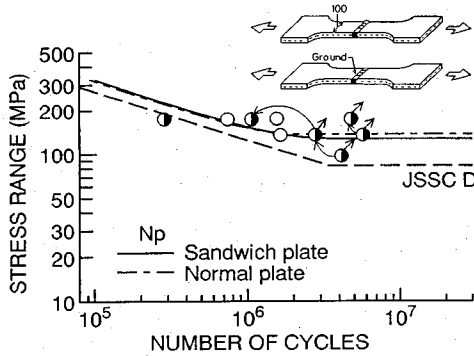


Fig.17 Comparison between the test results and the analytical crack propagation life of groove welded specimens.

た制振鋼板の樹脂層の厚さは0.3 mmとした。解析結果は応力集中係数 Kt として Fig.16 に示す。A と C を比較すると C の方が断面積が小さいため、 Kt は C の方が大きい。また B と D を比較すると止端角、止端半径、断面積等、すべて等しいので Kt は同じである。

Fig.17 に制振鋼板と普通鋼板の N_p および実験結果を示す。また、非仕上げの横突合せ溶接継手の強度等級である JSSC D 等級を記している。ルート部からのき裂進展 (Fig.16 の C) を仮定した制振鋼板の N_p は、止端からのき裂進展 (Fig.16 の D) を仮定した普通鋼板の N_p とあまり違いはないことが分かる。普通鋼板の非仕上げの突合せ溶接継手は、溶接止端の形状やアンダーカット等の溶接欠陥の有無にもよるが、一般に $a_i=0.1$ mm を仮定した N_p より実験値は長寿命側となる。また、溶接止端が目視できるため仕上げも可能である。これに比べて制振鋼板の場合、特別に処理をしなければルート部には樹脂が燃焼して生じる溶接欠陥が生じることが考えられ、またルート部の仕上げもできないなど、制振鋼板では $a_i=0.1$ mm 程度の仮定が必要なが十分考えられる。

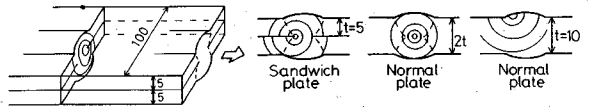


Fig.18 Analytical model of longitudinal groove welded specimens.

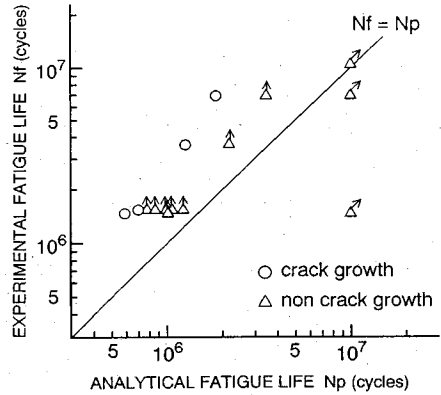


Fig.19 Comparison between the test results and the analytical crack propagation life from the observed blowholes.

(6) 縦方向突合せ溶接継手 (LS系)

普通鋼板では、Fig.18 に示す 2 通りのき裂進展、すなわち、ブローホール等の内部の溶接欠陥からき裂が発生し、同心円状にき裂が進展する場合と、溶接表面の凸凹からき裂が発生し、板厚方向に半円状にき裂が進展する場合があります。制振鋼板の場合は、主板内部に樹脂が燃焼してできたと考えられるブローホールが存在し、それを起点としてき裂が発生し、ほぼ同心円状に進展する。

三木らは、ブローホールからのき裂はその側壁から複数のき裂が生じ、お互いが合体し、円形のき裂を形成することを明らかにしている¹⁷⁾。ここではブローホールを円形のき裂に置換し、等価初期き裂の直径 $2a_e$ を次式で定めている。本解析ではこの式を用い、破断面で観測されたブローホールを等価な円形き裂に換算し、解析を行う。

$$2a_e = 0.90 \times W^{0.22} \times H^{0.47} \dots \dots \dots (4)$$

ここで、 W はブローホールの幅、 H はブローホールの高さである。

ブローホールの大きさは、破面観察と、破面以外のブローホールから求めた。破面以外のブローホールは、試験前の非破壊検査で確認されたものを、試験終了後、液体窒素で冷却した後、この部分で割って溶接部を露呈させた。その結果、破面以外のブローホールからは疲労き裂が発生していないことが確認された。それらのデータも含めて、Eq.4 を用いて計算した等価初期き裂を仮定し、 N_p を計算した。その結果を Fig.19 に縦軸に実験値、横軸に解析値をとり、両対数紙上にプロットした。この

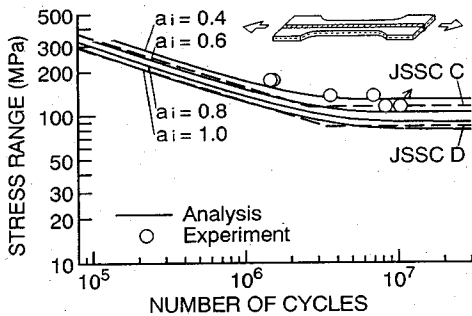


Fig.20 Comparison between the test results and the analytical crack propagation life from the various sizes of blowholes.

結果、解析された N_p は実験値よりも短いことが分かった。

実験値と比較するため、初期き裂長 a_i (円形き裂の半径) を 0.4~1.0 mm まで 0.2 mm 間隔で仮定し、 N_p を解析した。その結果を実験値とともに Fig.20 に示す。普通鋼板では、JSSC の強度等級は、溶接部が健全であれば C 等級、溶接部が健全であると確認されない場合は D 等級となっている。制振鋼板の場合、破面観察の結果を Eq. 4 に代入して換算した等価き裂長は 0.5~0.7 mm である。 $a_i = 0.8$ mm と仮定した N_p が JSSC D より長寿命側であることを考えると、この継手は、JSSC D 等級が適用できることが分かる。また、今回の制振鋼板の試験体は、製作時に樹脂の燃焼を防ぐような前処理をしていない。従って、樹脂の燃焼によって発生するような溶接欠陥を少なくするような溶接方法が確立できれば、さらに疲労強度が向上すると思われる。

4. 結 論

本研究では、樹脂サンドイッチ制振鋼板を繰り返し荷重を受ける鋼構造物に適用する場合に問題となる疲労強度の観点から、実験および解析を行った。ここでは、主板上に制振鋼板を用いた 5 種類の溶接継手 (面内側ガセット溶接継手、面外側ガセット溶接継手、面外ガセット溶接継手、横突合せ溶接継手、縦方向突合せ溶接継手) を 6 体ずつ疲労試験した。解析は、制振鋼板と普通鋼板との違いを明確にするため、破壊力学的手法を用いて疲労き裂進展寿命解析を行った。

(1) ガセットを主板上の側面に突合せ溶接した継手 (GS 系, TS 系) は、制振鋼板と普通鋼板では、短寿命域においては疲労寿命はほぼ同一である。長寿命域で若干制振鋼板の方が短寿命であるが、これはき裂発生寿命の差と思われ、き裂の進展寿命については明確な違いはない。疲労試験結果は、GS 系では JSSC H 等級を適用することが可能であり、TS 系では、H 等級かそれより 1 ランク低い強度等級程度となる。

(2) ガセットを主板上の腹部に垂直にすみ肉溶接した継手 (MS 系) は、制振鋼板の樹脂部分でき裂進展が妨げられ、制振鋼板の 2 枚の鋼板の内、一方の鋼板のみにき裂が発生することが多い。き裂進展寿命では、制振鋼板と普通鋼板で違いはなく、JSSC G 等級を適用できる。

(3) 横突合せ溶接継手 (CS 系) では、制振鋼板の場合、主板上部のルート部からき裂が発生した。従って、余盛りを仕上げても疲労寿命に影響しないため、非仕上げを対象とした JSSC D 等級となる。

(4) 縦方向突合せ溶接継手 (LS 系) では、主板上部の溶接金属に、等価き裂長 0.5~0.7 mm 程度のブローホールが存在し、そこからき裂が発生進展する。制振鋼板の疲労寿命は、この継手の溶接部が健全であると確認されない場合の強度等級である JSSC D 等級が適切である。

(5) 制振鋼板の樹脂は、そのままでは溶接品質に影響を及ぼし、溶接品質が影響する CS 系や LS 系では疲労強度を決定づける要因となる。また、疲労き裂進展寿命解析では、樹脂層を同じ厚みの空隙と仮定した結果は試験結果とも一致しており、き裂発生・進展では制振鋼板を所定の間隔を保持した 2 枚の独立した鋼板として扱える。

謝 辞

本研究は、JR 総合技術研究所、新日本製鐵 (株)、名古屋大学の共同研究の一環として行われたものであり、実験はすべて名古屋大学土木工学科で行われた。試験体の製作の際にお世話になった新日本製鐵 (株) 名古屋製鉄所の保科安男氏と肥後野孝倫氏に深く感謝の意を表します。さらに、トビー工業 (株) 酒井吉永氏、山田聡氏、名古屋大学土木工学科の高野正光氏 (現 JR 東海)、程小華氏、吉川正城氏 (現日本車両) には、破面の分析や破壊力学による解析、疲労実験などに助力を頂いたことを記し、深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等設計基準・同解説、鋼・合成構造物、丸善、pp. 280~281, 1992年10月。
- 2) 阿部英彦・稲葉紀昭・森脇良一：腹板に消音鋼板を使用したたの諸特性、構造物設計資料、No. 48, pp. 2~7, 1976年12月。
- 3) Yamada, K., Usman, A., Morino, M., Katayama, D. and Higono, T.: Sandwich Steel Plate As Noise Abating Structural Element, PSSC, pp. 745~752, 1992.
- 4) 山田健太郎・森野真之・肥後野孝倫・片山大介：制振鋼板の高力ボルト継手の引張強度、土木学会第 46 回年次学術講演会講演概要集 I, pp. 592~593, 1991年9月。
- 5) 山田健太郎・森野真之・肥後野孝倫・片山大介：腹板に制振鋼板を用いた桁のせん断耐荷力、土木学会第 46 回年

- 次学術講演会講演概要集 I, pp.248~249, 1991年9月.
- 6) 安波博道・後藤信弘・阪本謙二・山田健太郎: 腹板に制振鋼板を用いた I 桁の疲労試験, 土木学会第 48 回年次学術講演会講演概要集 I, 1993 年 9 月.
 - 7) 山田健太郎・酒井吉永・菊池洋一: ガセットを溶接した引張材の疲れ強さとストップホールの効果, 土木学会論文集, No. 341, pp.129~136, 1984.
 - 8) 山田健太郎・重富寿: 長寿命域での低荷重振幅疲れ試験結果, 構造工学論文集, Vol. 35 A, pp. 961~968, 1989.
 - 9) Yamada, K., Sakai, Y., Kondo, A. and Kikuchi, Y.: Fatigue Strength of Tension Members with Welded Gussets and Life Estimation by Fracture Mechanics, IIW Doc XIII-1204-86
 - 10) 日本鋼構造協会, 疲労データシート第 1 集, 1968.
 - 11) 坂巻和男・山田健太郎: 疲れ試験データベースの作成とその利用, 土木学会論文集, No. 356, pp. 547~553, 1985.
 - 12) Albrecht, P. and Yamada, K.: Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, Proc. of ASCE. Vol.103, No. ST 2. pp.377~389, 1977.
 - 13) Yamada, K. and Agerskov, H.: Fatigue Life Prediction of Welded Joints Using Fracture Mechanics, IIW Doc XIII-1365-90.
 - 14) 日本鋼構造協会: 鋼構造物の疲労設計指針・同解説, 技報堂出版, 1993.
 - 15) 山田健太郎・Hirt, M. A.: 破壊力学を応用したパラメトリックな疲労寿命解析, 土木学会論文報告集, No. 319, pp. 55~64, 1982.
 - 16) 竹名興栄・川上博道・伊藤文夫・三木千寿: ウェブガセット継手の応力解析と疲労寿命予測, 土木学会論文集, No. 392, pp. 345~350, 1988.
 - 17) Miki, C., Mori, K., Sakamoto, K. and Sasaki, T.: An Analysis of Fatigue Crack Growth from Blowholes in Longitudinal Welded Joints, Structural Eng./Earthquake Eng. Vol.4, No.2. pp.289~297, 1987.
- (1993. 7. 5 受付)

FATIGUE BEHAVIOR OF WELDED JOINTS OF THICK SANDWICH STEEL PLATE

Kentaro YAMADA, Masayuki MORINO, Morio SEIRYU and Hiromichi YASUNAMI

Sandwich steel plate, composed of two structural steel plates with synthetic resin in the middle, can be applied to bridge members to reduce the structural borne (noise) problem. In this study fatigue tests were carried out on five welded joints of sandwich steel plate of 10 mm thickness. Six specimens of each type were fatigue tested and fracture mechanics analysis was carried out based on the observations of fatigue tests. It was found that almost the same fatigue strength was obtained for the sandwich steel and the normal steel, as long as weld quality of two types of steels was the same.