2 軸繰り返し荷重下における角回し溶接継手の疲労挙動

(第2報)

—2 軸荷重レンジ比および横方向繰り返し圧縮荷重の影響—

正員 高橋 一比古* 正員 高田 篤志*
 正員 秋山 繁* 正員 牛嶋 通雄*
 正員 前中 浩*

Fatigue behaviour of a box-welded joint under biaxial cyclic loads (2nd report)

—Effects of biaxial load range ratio and cyclic compressive loads in the lateral direction—

by Ichihiko Takahashi*, *Member* Atsushi Takada*, *Member*
 Shigeru Akiyama*, *Member* Michio Ushijima*, *Member*
 Hiroshi Maenaka*, *Member*

Summary

Biaxial fatigue behaviour of a box-welded (wrap-around) joint in a JIS SM 400 B steel (12 mm thick plate) was studied using a multiaxial fatigue test facility. For the specimen, two stiffeners were attached to a main plate by a CO₂ semi-automatic welding procedure. Residual stress measurements and finite element analyses (FEA) were also done. Fatigue tests were performed under both uniaxial and biaxial cyclic loads, and the results were comparatively examined. In the biaxial fatigue tests, special concerns were focused on effects of biaxial load range ratio and compressive cyclic loads in the lateral direction.

It was found that the direction of fatigue crack propagation under biaxial cyclic tensile loads, which have a phase difference of π , changes according to the biaxial load range ratio, $R_{xy} = \Delta P_x / \Delta P_y$, and the crack direction was estimated from the value of the stress range at a distance of 5 mm from the weld toe, $\Delta\sigma_5$, calculated by the FEA. In the load cases where R_{xy} was less than 0.56, fatigue cracks propagated along the weld toe in the x-direction because $\Delta\sigma_y$ at that location exceeded $\Delta\sigma_x$ at the boxing weld toe.

As a general result in this study, the crack initiation life, N_c , and the failure life, N_f , in the biaxial tests were well related to those in the uniaxial tests by using $\Delta\sigma_5$, whereas the location and direction of $\Delta\sigma_5$ should be properly chosen according to the R_{xy} value and the failure form (crack direction). And it was concluded that an increase in $\Delta\sigma_5$, which is induced by the Poisson's effect from the out-of-phase tensile loads or in-phase compressive loads in the y-direction, leads to an increase in fatigue damage, and the damage increase can be successfully estimated from the uniaxial fatigue test data.

記 号

E : ヤング率

N_c : 5% drop 法によるき裂発生寿命

N_f : 破断寿命

P_x, P_y : x-方向および y-方向荷重

R : 荷重比

R_{xy} : 2 軸荷重レンジ比 ($= \Delta P_x / \Delta P_y$)

$\Delta P_x, \Delta P_y$: x-方向および y-方向荷重レンジ

$\Delta\sigma_x, \Delta\sigma_y$: x-方向および y-方向応力レンジ

$\Delta\sigma_5$: 溶接止端部から 5 mm 離れた位置における応力レンジ

$\varepsilon_x, \varepsilon_y$: x-方向および y-方向歪

ν : ポアソン比

σ_x, σ_y : x-方向および y-方向応力

σ_5 : 溶接止端部から 5 mm 離れた位置における応力

* 運輸省 船舶技術研究所
 Ship Research Institute

1. はじめに

船体構造には、重力、波浪外力、慣性力等、様々な外力が様々な方向から複合的に作用する。また、板骨構造の取合い部等、応力状態が3次元になる部位も数多く存在する。従って、船体構造部材の疲労強度や疲労寿命を論じる場合、これら複合荷重条件や多軸応力状態の影響を明らかにしておく必要がある。これまでに、直交2軸の繰り返し引張荷重による疲労を実験的に扱った研究はあるが、切欠付きの母材に関するものが多く、溶接継手を対象としたものは少ない¹⁾。このような観点から、当所ではPhoto 1に示すような複合荷重試験装置を整備し、様々な複合荷重をモデル化した疲労試験を行うことにより、溶接構造物の疲労寿命に及ぼす複合荷重の影響に関する知識の集積をはかっている。その第一段階として、既報^{2),3)}では、主に位相差 π の2軸繰り返し引張荷重を受ける角回し溶接継手の疲労挙動について検討した。その結果、横方向の繰り返し引張荷重はポアソン効果により止端部の応力レンジを増大させ、疲労被害度を増大させること、また、その度合いは1軸疲労試験における応力レンジの増大がもたらすものとほぼ同等であることが判明した。参照応力としては、止端部から5 mmの位置における応力レンジ $\Delta\sigma_5$ を用いることにより、横方向荷重の影響を応力レンジ中に包含し、1軸データと2軸データをうまく関連づけられることがわかった。その後、2軸荷重レンジ比および横方向繰り返し圧縮荷重の影響について検討し、若干の知見が得られたので、ここに報告する。

2. 実験

2.1 供試材および試験体

供試材は1軸試験体（基礎データ取得用）、2軸試験体ともに溶接構造用鋼 SM 400 B（板厚 12 mm）で、ミルシートによる化学成分および機械的性質を Table 1, 2 に示す。試験体は、主板の中央部・表裏面にリブ板（スティフナー）を角回し溶接により接合したもので、1軸および2軸試験体の形状寸法を、Fig. 1(a), (b) にそれぞれ示す。

溶接は 0.9 mm ϕ のワイヤー（神戸製鋼製 MG-50 T）による CO₂ 半自動溶接で実施した。溶接条件を Table 3 に示す。目標脚長 6 mm $\times$ 6 mm の 1 パス溶接とし、Fig. 1 中に示す通り、溶接の始終端は角回し部を避けるようにした。

2.2 残留応力測定

1軸試験体および2軸試験体につき、溶接止端部近傍の残留応力を、歪ゲージを用いた応力弛緩法により測定した。まず、直交2軸ゲージ（ゲージ長 2 mm）を Fig. 2 の上部に黒丸で示す位置（主板の片面）に貼付し、角回し溶接止端部近傍の x-方向残留応力を測定した。Fig. 2 に

Photo 1 Multiaxial fatigue test facility

Table 1 Chemical composition of SM 400 B

Composition	C	Si	Mn	P	S
Weight %	0.13	0.20	0.69	0.024	0.008
Remainder Fe					

Table 2 Mechanical properties of SM 400 B

Tensile Strength (MPa)	Yield Stress (MPa)	Elongation (%)
432	283	30

いて、横軸ゼロの位置が、リブの長手方向中心線上、溶接止端部から 5 mm のところ（図の A 点）に相当するが、1軸・2軸試験体ともに、x-方向の残留応力はほぼ降伏応力に達している。A 点から y-方向に離れるにつれて残留応力は急激に減少し、20 mm で半減、40 mm 離れると 2 軸試験体ではほぼゼロ、1 軸試験体では圧縮側となっている。圧縮側の残留応力を横軸 60 mm の位置で比較してみると、1 軸試験体で -151 MPa、2 軸試験体で -48 MPa と、前者の方が約 3 倍の値を示しており、その近傍における残留応力分布の勾配もやや急峻となっている。

2 軸試験体については更に、Fig. 3 の上部に黒丸で示す位置（主板の片面）にも歪ゲージを貼付し、x-方向および y-方向残留応力を測定している。リブ長手方向の溶接止端部に対しては、主に y-方向の繰り返し応力が疲労応力となる。Fig. 3 で y-方向の残留応力をみると、中央の B 点を含め、両側に 20 mm 離れてもほぼ降伏しており、更に離れると徐々に低下するものの、引張の残留応力域はリブの終端部まで続いている。一方、x-方向（溶接線方向）の残留応力は B 点でほぼ降伏応力に達しており、x-方向に離れるにつれて緩やかに減少するが、B 点から 120 mm の位置でも引張側となっている。

Fig. 2 と Fig. 3 との間に見られるような、疲労応力方向

Fig. 1 Welding procedure and designs of (a) uniaxial and (b) biaxial fatigue test specimens; dimensions in mm.

Table 3 Welding conditions

Type of welding	Number of pass	Filler metal	Welding current	Welding voltage	Welding speed
CO ₂ semi-auto	1	MG-50T (ϕ 0.9mm)	180~190 [A]	27~28 [V]	12 [cm/min]

の残留応力分布における相違は、き裂発生後のき裂伝播速度および最終的な破断寿命に影響を及ぼすと考えられ、寿命評価の際には重要な要素となる。

2.3 有限要素解析

2 軸試験体の溶接止端部近傍の歪および応力分布を求めるため、弾性有限要素解析 (以下 FEA) を行った。FEA には、汎用構造解析コード MARC (K 6.2) を用いた。要素は 8 節点アイソパラメトリック六面体要素とし、対称性を考慮して 8 分割モデルを用いた (モデルの詳細および表面の歪を求める方法については前報²⁾ 参照)。Fig. 4 に、角回し溶接止端部から 5 mm 離れた位置 (Fig. 2 の A 点)

における x-方向歪範囲について、FEA の結果と疲労試験中の歪ゲージによる測定値とを比較して示す。y-方向荷重 P_y の正負に関わらず、両者は比較的良く一致しており、局所的な歪に対して FEA による評価が有効であることがわかる。全体的な傾向として計算値の方が若干大きめなのは、実際のビード形状と FE モデルとの微妙な相違 (特に脚長) によるものと考えられる。

2.4 疲労試験

2.4.1 1 軸疲労試験

疲労寿命評価の基礎データを得るために、1 軸試験体の定振幅疲労試験を行った。試験は、固定式の電気-油圧サ

Fig. 2 Strain gauge locations and results of residual stress measurements for uniaxial and biaxial fatigue test specimens.

Fig. 3 Strain gauge locations and results of residual stress measurements for biaxial fatigue test specimen.

Fig. 4 Strain range comparisons between FEA results and measured values.

Photo 2 Anti-buckling jig

ーボ疲労試験機（動的容量 1000 kN）を用い、荷重比 $R=0$ の完全片振り荷重制御（荷重波形は周波数 1~2 Hz の正弦波）で行った。

2.4.2 2軸疲労試験

動的容量 1000 kN の電気-油圧サーボ式アクチュエータ 4 台を対称な十字に配置し、試験体の中点を保持した直交 2 軸の荷重制御疲労試験を実施した（制御の詳細は既報^{2),3)} 参照）。今回は特に、y-方向繰り返し圧縮荷重を作用させるため、Photo 2 に示すような座屈防止治具を製作した。試験に際しては、y-方向に転がるローラーを介して試験体を 2 枚の治具でサンドイッチ状に挟み、治具の四隅をボルト・ナットで締結し、y-方向圧縮荷重作用時の面外変形を抑制した。

3. 疲労試験結果および解析

3.1 1軸疲労試験結果

矢島⁴⁾は、各種の基本要素継手についての疲労試験データと実構造物の疲労データとを結びつける照査応力として、溶接止端部から5 mmの位置における応力レンジ $\Delta\sigma_5$ を用いることを提案し、いくつかの構造モデルについてその有効性を示している。本研究においても、1軸および2軸疲労試験データの整理には主としてこの $\Delta\sigma_5$ を用い、2軸試験におけるy-方向荷重の効果を定量的に考慮し、1軸データから寿命予測を行う上で有効なパラメータであることを示してきた^{2),3)}。詳細は既報にゆずるが、1軸疲労試験の結果、角回し溶接止端部から5 mmの位置 (Fig. 2のA点)におけるx-方向応力レンジ $\Delta\sigma_5$ と5% drop法⁵⁾によるき裂発生寿命 N_c および破断寿命 N_f の関係式として、最小自乗法近似により次の2式が得られている。

$$N_c = 1.64 \times 10^{13} \cdot \Delta\sigma_5^{-3.71} \quad (1)$$

$$N_f = 1.34 \times 10^{12} \cdot \Delta\sigma_5^{-2.85} \quad (2)$$

(1)式および(2)式は、2軸疲労試験の寿命評価における基礎データとして後で使用する。

3.2 2軸疲労試験結果

Table 4に、2軸疲労試験の試験条件および結果をまとめて示す。表中、 $N_{(40\text{ mm})}$ 、 $N_{(60\text{ mm})}$ 、 $N_{(80\text{ mm})}$ とあるのは、角回し溶接止端部から発生し、ほぼy-方向に伝播したき裂の長さが、それぞれ40 mm、60 mm、80 mmに達したときのサイクル数であり、各き裂長の検出にはCDゲージを用いた。ここで、各試験シリーズの荷重波形模式図をFig. 5に示す。実際の試験では、アクチュエータに取り付けられたスィベル・ジョイントの遊びを避けるため、除荷時の荷重を完全にはゼロとせず、引張側、圧縮側ともに15~20 kN程度の荷重を残した。また、荷重波形は周波

数1.2~2.5 Hzの正弦波形とした。各シリーズにおける荷重設定の詳細は以下の通りである。

Fig. 5 Illustrations of the biaxial load waves for B-, R- and C-series.

Table 4 Conditions and results of biaxial fatigue tests

Specimen	Phase (rad.)	ΔP_x (kN)	ΔP_y (kN)	R_{xy}	$\Delta\sigma_5$ (MPa)	N_c	$N_{(40\text{ mm})}$	$N_{(60\text{ mm})}$	$N_{(80\text{ mm})}$	N_f
B-1	π	308.2	301.9	1.02	170.4	58 395				503 421
B-2	π	262.0	257.3	1.02	140.3	110 878				713 751
B-3	π	221.0	216.9	1.02	131.1	166 634				1 401 710
B-4	π	190.1	186.2	1.02	114.6	211 233				1 929 590
R-1	π	317.1	311.8	1.02	195.7	97 655	364 980	385 080		436 731
R-2	π	265.4	311.4	0.85	156.7	170 769	607 545		687 630	705 231
R-3	π	212.6	312.5	0.68	143.7	138 571	797 640	848 970		980 751
* R-4	π	107.7	313.2	0.34	119.2	—	—			1 225 400
* R-5	—	0.0	312.2	0.00	111.4	312 622	—			1 162 670
C-1	0	311.5	203.7	1.53	177.8	117 818	434 310	458 205		511 701
C-2	0	253.3	202.6	1.25	144.2	215 000	867 405		983 970	1 035 920
C-3	0	208.7	202.5	1.03	123.2	186 923	1 111 114		1 281 705	1 332 110
C-4	0	174.5	203.9	0.86	105.2	903 333	2 358 870		2 537 010	2 627 810

* Cracked in the x-direction

→ P_y is compressive for C-1 to C-4

<B シリーズ, $\Delta P_x = \Delta P_y$ >

x-方向荷重レンジ ΔP_x と y-方向荷重レンジ ΔP_y をほぼ等しくし、位相差 π (逆位相) の 2 軸繰返し引張荷重を作用させた (既報^{2,3)})。逆位相の y-方向繰返し引張荷重は、ポアソン効果により、角回し溶接止端部近傍の x-方向応力の下限を押し下げるため、結果として応力レンジを増大させる (Fig. 6 (a) のグレイ部分参照)。

<R シリーズ, $\Delta P_x / \Delta P_y$ 変化>

y-方向荷重レンジ ΔP_y を一定とし、 $\Delta P_x = 0 \sim 317.1$ kN について位相差 π の 2 軸繰返し引張荷重試験を行い、2 軸荷重レンジ比 $R_{xy} = \Delta P_x / \Delta P_y$ の影響を調べた。B シリーズ同様、y-方向繰返し引張荷重により角回し溶接止端部近傍の x-方向応力レンジは増大する (Fig. 6(a))。

<C シリーズ, $P_y < 0$ >

y-方向に x-方向繰返し引張荷重と同位相の繰返し圧縮荷重を作用させ、その影響を調べた。荷重は ΔP_y を一定とし、 ΔP_x を種々に変化させた。もし残留応力が無ければ、Fig. 6(b) に示す通り、同位相の y-方向繰返し圧縮荷重はポアソン効果によって角回し溶接止端部近傍の x-方向応力の上限を押し上げることになるが、Fig. 2 の結果から、当該箇所では x-方向の引張荷重残留応力によりほぼ降伏しているため頭打ちとなり、実際には除荷時の応力下限値が低下することによって x-方向応力レンジが増大する。従って、1 サイクル目の x-方向引張荷重負荷時に生じる x-方向塑性歪の大小や若干の加工硬化を無視すれば、y-方向繰返し荷重が角回し溶接止端部近傍の x-方向繰

返し応力に及ぼす影響という意味において、B シリーズや R シリーズとほぼ同等であるといえることができる。

2 軸疲労試験について、5% drop 法によるき裂発生寿命 N_c を、溶接止端部から 5 mm の位置における応力レンジ $\Delta \sigma_5$ で整理した結果を、Fig. 7 にまとめて示す。図中の直線は (1) 式により表される 1 軸試験結果である。ここで、R-4 および R-5 以外の 2 軸疲労試験における参照応力 σ_5 は、平面応力条件を仮定し、次式から求めている。

$$\sigma_5 = \frac{E}{1-\nu^2} (\varepsilon_x + \nu \varepsilon_y) \quad (3)$$

ここに、 E はヤング率、 ν はポアソン比、 ε_x , ε_y は角回し溶接止端部から 5 mm の位置における x-方向および y-方向歪の測定値である (註: 前報²⁾ においては、 ε_x にヤング率 E を乗じたものを σ_5 としていたが、Written Discussion (WD) において、それでは不十分ではないかとの御指摘を頂いたため、(3) 式を用いて応力を求め、これを σ_{5T} として整理し直し、結果を WD への回答として掲載した。従って、前報²⁾ の WD 回答における σ_{5T} が、本報告における σ_5 に相当する)。

R-4 および R-5 以外の試験体は、すべて角回し溶接止端部からき裂が発生して y-方向に進展したので、参照応力 σ_5 として (3) 式から求めた x-方向応力を用いている。一方、R-4 および R-5 は、リブ長手方向の溶接線に沿って進展した x-方向き裂により破断したため、参照応力 σ_5 としては、リブ長手方向中央部の溶接止端部から 5 mm の位置 (Fig. 3 の B 点) における y-方向応力の FEA による計算値を用いた (但し、R-4 はき裂発生箇所近傍の歪測定値が無く、5% drop 法による N_c の特定ができなかった)。Fig. 7 を見ると、2 軸データは 1 軸データの直線を中心とする一定の分散帯の中に収まっており、参照応力レンジ $\Delta \sigma_5$ による整理が有効であることがわかる。

Table 4 から、2 軸試験において N_c の N_f に占める割合を求めると、14.1~34.4% の範囲で、R-4 を除いて平均すると 22.5% である。一方、 $N_{(40 \text{ mm})}$ の N_f に占める割合は

Fig. 6 Illustrations of the stress range increases for (a) B- and R-series and (b) C-series.

Fig. 7 Results of uniaxial and biaxial fatigue tests, $\Delta \sigma_5$ versus N_c .

Fig. 8 Results of uniaxial and biaxial fatigue tests, $\Delta\sigma_5$ versus N_f .

Fig. 9 Effects of biaxial load range ratio.

81.3~89.8%であり、5% drop 法によってき裂が検出されてからき裂長さ 40 mm に達するまでのき裂伝播寿命が全寿命に占める割合は比較的大きく、R-4 および R-5 を除いて平均すると N_f の 62.8% となる。さて、大型構造モデルによる疲労試験等では、き裂の発生を早期に検出することが技術的に難しい場合が多く、き裂長さが数十 mm、あるいはそれ以上になってから目視により発見されることもしばしばである。従って、そのような場合のき裂発見時サイクル数は、本研究におけるき裂発生寿命 N_c よりむしろ $N_{(40\text{mm})}$ や N_f の方に近く、大型試験データと小型試験データとを関連付ける場合には、寿命の定義に十分な注意を払う必要があることがわかる。

次に Fig. 8 は、応力レンジ $\Delta\sigma_5$ と破断寿命 N_f の関係を示している。 N_c の場合よりも更にデータのばらつきは小さく、1 軸データと 2 軸データの相関も良好だが、一部短寿命側にはずれているデータも見られる。B シリーズに関しては既報^{(2),(3)} にゆずり、以下、R および C シリーズにつき、より詳細な検討を行う。

Photo 3 Failure of biaxial fatigue test specimen caused by a fatigue crack in the y-direction (R-2)

Photo 4 Failure of biaxial fatigue test specimen caused by a fatigue crack in the x-direction (R-4)

3.2.1 2軸荷重レンジ比の影響 (R シリーズ)

位相差 π の 2 軸繰り返し引張荷重試験における 2 軸荷重レンジ比 $R_{xy} = \Delta P_x / \Delta P_y$ の影響を調べた R シリーズについて、 N_c および N_f を $\Delta\sigma_5$ で整理した結果を、1 軸データ (直線) とあわせて Fig. 9 に示す。プロット点近くの数字は、 R_{xy} の値を表している。R-1, 2, 3 では、B シリーズと同様、き裂は角回し溶接止端部から発生し、y-方向にほぼまっすぐ進展した後、破断した (Photo 3)。一方、R-4 ($R_{xy} = 0.34$) および R-5 ($R_{xy} = 0$) では、Photo 4 に示すように、き裂はリブ長手方向の溶接止端に沿って発生・伝播し、そのまま x-方向に進展した後、破断に至った。

FEA の結果によれば、 R_{xy} が 0.56 を下回ると、Fig. 3 における B 点の y-方向応力レンジが、Fig. 2 における A 点の x-方向応力レンジを上回る。R-4 および R-5 は、い

いずれも R_{xy} が 0.56 を下回っており、リブ長手方向溶接止端部の y-方向応力レンジが角回し溶接止端部の x-方向応力レンジを上回ったため、x-方向き裂により破壊したものと考えられる。Fig. 9 では、この破壊形態（き裂の方向）の相違を考慮して、R-4 および R-5 については、Fig. 3 の B 点における y-方向応力を参照応力 σ_s にとっている。それでもなお N_f データが 1 軸試験の直線よりも短寿命側にずれているのは、リブ長手方向では角回し部よりも溶接線が長いから、2.2 節でも述べたように引張残留応力の大きい領域が広く、同時に応力集中部も長いから、この領域でのき裂伝播が加速されることに起因すると考えられる。従って、2 軸試験体の x-方向き裂による破断寿命を更に精度良く推定するためには、リブ長手方向が荷重方向と直交するような、いわゆる横リブ継手の 1 軸疲労試験データを使用する必要がある。

以上をまとめると、1 軸疲労試験データから 2 軸疲労寿命を評価する場合には、2 軸荷重レンジ比 R_{xy} の値によってまず破壊形態（き裂の方向）を特定し、その破壊形態に即した参照応力および 1 軸疲労試験データを用いる必要があるということになる。但し、ここで破壊形態の境目としている $R_{xy}=0.56$ という値は FE 解析によって得られた 1 つの目安であり、実験条件としては $R_{xy}=0.68$ から $R_{xy}=0.34$ へと大きく開いているため、真の境界を定めるにはデータが不十分である。また、荷重条件によっては、x、y-両方向のき裂が同時に発生・伝播し、より複雑な破壊形態を示すような場合も十分考えられるので、上で述べた横リブ継手の 1 軸試験データ収集と併せ、 $R_{xy}=0.56$ 付近の 2 軸試験データを増やす（密にする）ことが今後の課題といえる。

3.2.2 横方向繰返し圧縮荷重の影響（C シリーズ）

同位相の y-方向繰返し圧縮荷重の影響を調べた C シリーズについて、 N_c および N_f を $\Delta\sigma_s$ で整理した結果を、1 軸データの直線とあわせて Fig. 10 に示す。C シリーズ

Fig. 10 Effects of cyclic compressive loads in the y-direction.

では、すべて角回し溶接止端部からき裂が発生して y-方向に進展した後破断に至ったので、参照応力 σ_s としては、角回し溶接止端部から 5 mm の位置 (Fig. 2 の A 点) における歪計測値および (3) 式から求めた x-方向応力を用いた。 N_c , N_f ともに 1 軸データと 2 軸データの相関は良好で、特に N_f では殆ど一致している。すなわち、同位相の y-方向繰返し圧縮荷重による x-方向応力レンジ $\Delta\sigma_s$ の増大は疲労被害度を増大させ、その度合は 1 軸疲労試験における $\Delta\sigma_s$ の増大がもたらすものとほぼ同等であるということがわかる。

4. 2 軸試験体の疲労寿命評価

x-方向、y-方向の荷重値は既知のものとして、FEA による参照応力レンジ $\Delta\sigma_s$ の推定値と 1 軸疲労試験結果 ((1) 式および (2) 式) を組み合わせ、2 軸試験体の疲労寿命評価を行った。結果を Fig. 11 に示す。 N_c については若干過安全評価となっているものもあるが、全体として推定寿命と実寿命の比は 1/2 から 2 の間にほぼ収まっており、概ね良好な評価となっている。R-4 および R-5 はリブ長手方向溶接止端部から発生した x-方向き裂により破断したため、 N_f に対する評価がやや危険側となっている。他方、角回し溶接止端部から発生・伝播した y-方向き裂により破断した、その他の試験体に対する N_f の評価は良好である。但し、2.3 節の最後に述べた通り、FEA による歪・応力の評価は実際よりも若干高めの値（安全側）となっており、これによって危険側推定が相殺されているものも一部含まれている。

Fig. 11 の結果から、2 軸繰返し荷重の効果を包含する参照応力レンジ $\Delta\sigma_s$ を適切に選定し、これを用いるこ

Fig. 11 Fatigue life estimation for biaxial fatigue tests.

とにより、種々の 2 軸荷重条件について、2 軸疲労試験体の疲労寿命を FE 解析結果および 1 軸疲労試験データから統一的に評価し得ることがわかる。

実構造物の疲労寿命評価への適用という観点からみると、FE 解析等の方法で参照応力を算出する段階で、多軸荷重の位相差を考慮しておくことが重要であるといえる。本研究で用いた y-方向繰り返し荷重は、常に疲労被害度を増大させる方向に働くものであったが、位相が π ずればかえって寿命が延びる場合もあるわけで、荷重位相差が寿命評価結果に与える影響は大きい。逆に、参照応力レンジ $\Delta\sigma_0$ の値さえきちんと把握できれば、溶接止端部近傍の高い引張残留応力のため、y-方向荷重の効果は $\Delta\sigma_0$ によって定量的に考慮され、後の議論は比較的容易となる。但し、ここで問題となるのは、き裂の発生点および伝播方向が特定できないような場合であり、本研究においても、2 軸荷重レンジ比 $R_{xy}=0.56$ 付近の挙動に関しては実験点が不足しており、今後に課題を残している。

5. 結 論

本研究で得られた主な結論は以下の通りである。

- (1) 位相差 π の 2 軸繰り返し引張荷重試験において、2 軸荷重レンジ比 R_{xy} が 0.56 を下回る荷重条件では、リップ長手方向中央における隅肉溶接止端部の y-方向応力レンジが角回し溶接止端部の x-方向応力レンジを上回り、試験体は x-方向き裂により破断した。そこで、き裂伝播方向と直角方向の応力レンジを参照応力レンジ $\Delta\sigma_0$ として破断寿命を整理したところ、x-方向き裂により破断した 2 軸データは、y-方向き裂により破断した 1 軸および 2 軸データよりも短寿命側となった。これは、リップ長手方向では角回し部よりも溶接線が長く、引張残留応力や応力集中係数の高い領域が広いため、き裂伝播が加速されることに起因すると考えられる。
- (2) x-方向繰り返し引張荷重と同位相の y-方向繰り返し圧縮荷重は、ポアソン効果により角回し溶接止端部の

x-方向応力レンジ $\Delta\sigma_0$ を増大させ、疲労被害度を増大させる。またこの場合、 $\Delta\sigma_0$ の増大により疲労被害度が増大する度合は、1 軸疲労試験における $\Delta\sigma_0$ の増大がもたらすものとほぼ同等であった。

- (3) FE 解析と 1 軸疲労試験データにより、2 軸疲労試験体の疲労寿命を推定したところ、荷重条件によらず、ほぼ妥当な評価が得られた。但し、2 軸疲労試験では、2 軸荷重レンジ比 R_{xy} の大小によって破壊形態 (き裂の方向) が変わるので、参照応力のとり方 (位置・方向) および 1 軸疲労試験データの選び方に注意する必要がある。

謝 辞

本研究を実施するにあたり、名古屋大学大学院工学研究科の貝沼重信氏には、座屈防止治具の設計に関して貴重な御助言を賜りました。ここに深甚なる謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) C. M. Sonsino; Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses, International Journal of Fatigue, Vol. 17, No. 1, pp. 55-70 (1995).
- 2) 高橋, 高田, 秋山, 牛嶋, 前中: 2 軸繰り返し荷重下における角回し溶接継手の疲労挙動, 日本造船学会論文集 第 184 号, pp. 321-327 (1998).
- 3) I. Takahashi, M. Ushijima, A. Takada, S. Akiyama and H. Maenaka; Fatigue behaviour of a box-welded joint under biaxial cyclic loads, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 22 (10), pp. 869-877 (1999).
- 4) 矢島, 川野, 多田, 井上, 阪井, 伏見: 新制御圧延 (TMCP) 型 50 キロ級高張力鋼溶接継手部の疲労強度とその評価 (その 4), 西部造船会々報 第 83 号, pp. 237-243 (1991).
- 5) 海洋構造物の疲労設計法及び溶接部の品質に関する研究, SR 202, 日本造船研究協会研究資料第 395 号 (1990).