九州大学学術情報リポジトリ
Kyushu University Institutional Repository

位相差を有する面内二軸繰返し荷重下における面外ガセット溶接継手の疲労亀裂成長挙動

後藤，浩二
九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門

清水，啓司
九州大学大学院工学府

穴井，陽祐
海上技術安全研究所構造基盤技術系保守管理技術研究グループ

丹羽，敏男
海上技術安全研究所構造基盤技術系保守管理技術研究グループ

https://hdl.handle.net/2324/4794491

出版情報：Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers. 26, pp.157-164, 2017-12. The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers
バージョン：
権利関係：

KYUSHU UNIVERSITY

位相差を有する面内二軸繰返し荷重下における面外ガセット溶接継手の疲労亀裂成長挙動

正会員　後　藤　浩　二*　　正会員　清　水　啓　司**
正会員　穴　井　陽　祐***　　正会員　丹　羽　敏　男***

Fatigue Crack Growth Behaviour of an Out-of-plane Gusset Welded Joints under In-plane Biaxial Tensile Loadings with Different Phases

by　Koji Gotoh, *Member*　Keishi Shimizu, *Member*
Yosuke Anai, *Member*　Toshio Niwa, *Member*

Summary

Most of large frame-based welded structures are subjected to multiaxial cyclic loadings with different phases under in-service condition. However, the fatigue performance of these structures are evaluated according to the design codes based on theoretical and experimental investigations under a uniaxial loading condition. Most of these codes are based on the S-N curves approach. On the other hand, authors proposed the numerical simulation method of fatigue crack propagation histories of a cracked plate subjected in-plane biaxial loadings with phase difference of each loading component. Fracture mechanics approach was applied to establish our method. In this study, fatigue crack growth behaviour of an out-of-plane gusset welded joint under in-plane biaxial loading with two different phase conditions are investigated. The phase difference effect for fatigue crack shape evolution under in-plane biaxial loading is confirmed by measured ones. Besides, the numerical simulation method of fatigue crack growth is proposed and confirmed this method by comparisons of measured crack evolution with the numerical simulation results.

1.　緒　　言

船舶や海洋構造物には，波浪変動荷重をはじめ，重力，慣性力など様々な様式の荷重が，複数方向成分かつ位相差を有して作用するのが一般的であるため，船体構造の疲労強度評価に際しては，このような複合的な負荷条件下における評価が必要である．特に船体は板殻構造で構成されていることならびに外板の亀裂損傷は致命的であることを考慮すれば，面内多軸繰返し負荷問題に対する評価の確立が重要であろう．この観点から著者ら[1)]は，位相差を有する面内二軸繰返し負荷において，板厚貫通亀裂を有する十字型試験片を用いた疲労亀裂伝播試験を実施し，位相差が疲労亀裂伝播挙動及ぼす影響を確認すると共に，面内二軸負荷問題を近似的に単軸負荷問題に置き換える手法を検討し，これを単軸負荷問題において良好な推定精度を有する疲労亀裂成長シミュレーション[2)]に導入することで，疲労亀裂成長履歴を比較的良好に推定できる手法を提案している．一方，船体構造中で生じる疲労亀裂の多くは，溶接止端から発生し，表面亀裂形状で成長して板厚貫通に至る場合が大半であるため，この状況における疲労亀裂成長履歴評価手法の検討が必要である．

本研究では，船体構造中で疲労亀裂の発生が比較的多いスティフナ角回し部を模擬する面外ガセット溶接継手を対象に，これが位相差を有する面内二軸繰返し負荷を受ける場合の疲労亀裂伝播試験を実施し，疲労表面亀裂の成長に伴う形状変化に及ぼす位相差の影響を調査した．さらに，著者らの先行研究で提案している二軸繰返し負荷問題を近似的に単軸繰返し負荷問題に置き換える手法をより簡便にする方法を検討し，これと，Toyosada ら[3)]による等価分布応力法を用いた任意形状を有する亀裂材に対する疲労亀裂成長履歴の予測方法を活用することで，同継手における疲労亀裂成長履歴の推定を実施した結果について述べる．

2.　疲労亀裂伝播試験

Fig. 1 に形状を示す面外ガセット溶接継手を有する十字型

*　九州大学 大学院工学研究院 海洋システム工学部門
**　日本海事協会 技術研究所 研究部
（研究当時 九州大学 大学院工学府）
***　海上技術安全研究所 構造基盤技術系 保守管理技術研究グループ

原稿受理 平成 29 年 7 月 xx 日

試験片を作成し，溶接止端から発生する疲労亀裂の成長を測定した．なお，試験片形状は Takahashi ら[4] の試験片形状を転用した．供試材は造船用軟鋼（KA 鋼）であり，Table 1 に機械的性質と化学成分を示す．

十字型の平板の中央にスティフナ（100mm x 100mm x 10mm）を角回し溶接により取り付けた．スティフナの圧延方向は十字型試験体と同一であり，角回し溶接は JIS Z3312[5] で規定される YGW12 に種別されるソリッドワイヤ（直径 ϕ 0.9mm，MG-50T）を用いて，1 パスの CO_2 半自動溶接（電圧：23.4V，電流：170A，溶接速度：約 50mm/s）にて施工した．疲労亀裂の発生箇所を限定するため，角回し溶接部 4 ヶ所のうち，3 ヶ所をグラインダ処理し，残りの 1 ヶ所は溶接ままとした．

Table 2 及び Fig.2 に疲労亀裂伝播試験の試験条件を示す．*x*, *y* 軸方向の繰返し荷重範囲は同一とし，二軸繰返し負荷応力波形が同位相の条件（ϕ=0）と逆位相の条件（ϕ=π）を設定した．疲労試験の様子を Fig. 3 に示す．

Table 1 Mechanical properties and chemical component of tested material (ClassNK grade KA).

Mechanical properties				
Yield stress [MPa]	Tensile strength [MPa]		Elongation [%]	
298	439		30	
Chemical composition [%]				
C	Si	Mn	P	S
0.14	0.23	0.86	0.018	0.005

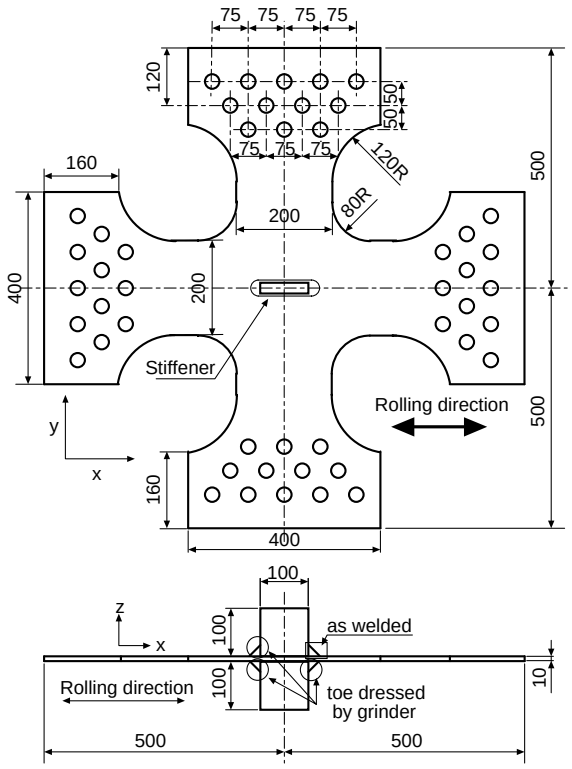
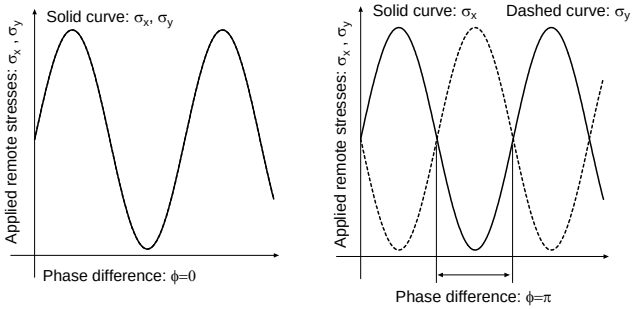


Fig. 1 Specimen configuration used (unit in mm).

Table 2 Test conditions.

Specimen ID	G-1	G-2
Stress ratio: R (=σ_{x0}^{min} / σ_{x0}^{max})	0.05	
x direction stress range: $\Delta\sigma_{x0}$ [MPa]	110	
y direction stress range: $\Delta\sigma_{y0}$ [MPa]	110	
$\Delta\sigma_{x0}$ / $\Delta\sigma_{y0}$	1	
Phase difference: ϕ [rad]	0	π



(a) Specimen G-1 (b) Specimen G-2

Fig.2 Applied loading patterns.

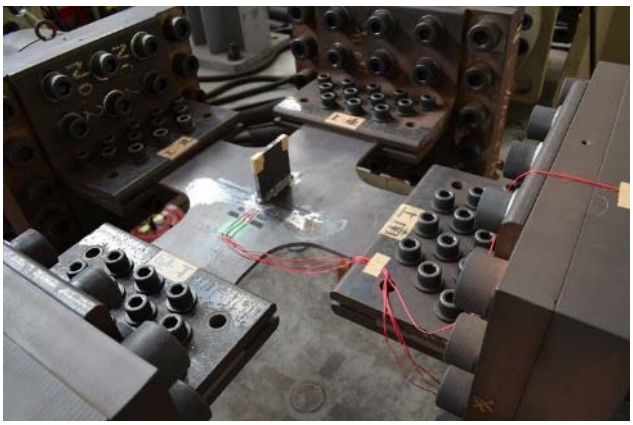
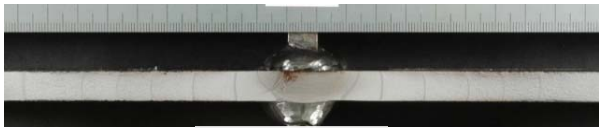
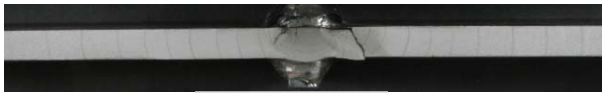


Fig. 3 Set-up of fatigue test under biaxial loading.

疲労亀裂伝播試験ではビーチマーク法を用いて，疲労亀裂成長履歴を測定した．試験後の破面を Fig. 4 に示す．疲労亀裂は，角回し溶接止端部より発生，表面亀裂状態でおおむね主板面垂直方向に板裏面まで成長し，その後は板厚貫通亀裂として成長した．



(a-1) Specimen G-1



(a-2) Specimen G-2

(a) Overview of fracture surface.

(b-1) Specimen G-1

(b-2) Specimen G-2

(b) Enlarged view near the crack initiation site.

Fig. 4 Fracture surfaces.

これらの破面から，Fig. 5 に示す疲労亀裂成長曲線と Fig.6 に示す表面亀裂のアスペクト比変化を得た．Fig. 5 の疲労亀裂成長曲線では，試験片 G-1（二軸負荷位相差：$\phi=0$）の結果を白抜き記号，試験片 G-2（二軸負荷位相差：$\phi=\pi$）の結果を黒塗り記号で示す．それぞれの条件において四角形記号が表面亀裂の亀裂深さ，丸記号は亀裂半長を示す．Fig.5 から，試験片 G-2 の方が試験片 G-1 よりも亀裂伝播が速いことが確認できる．板厚貫通亀裂材に対する結果[1]と同様に，各負荷方向における作用応力範囲や平均応力が同じでも，二軸繰返し負荷の位相差が疲労寿命に影響を及ぼすことを確認した．

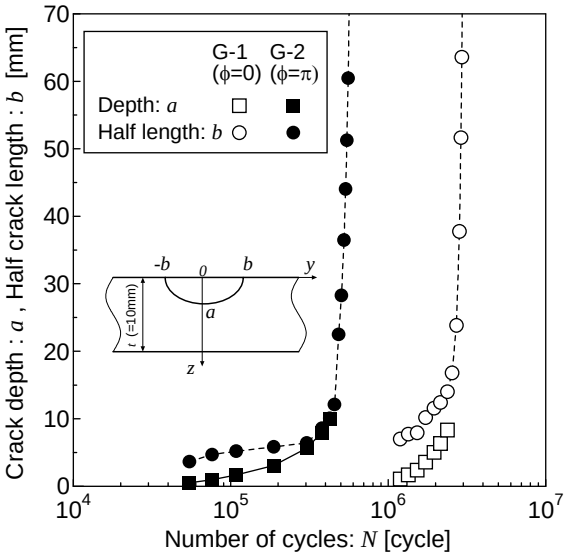


Fig. 5 Measured fatigue crack growth curves.

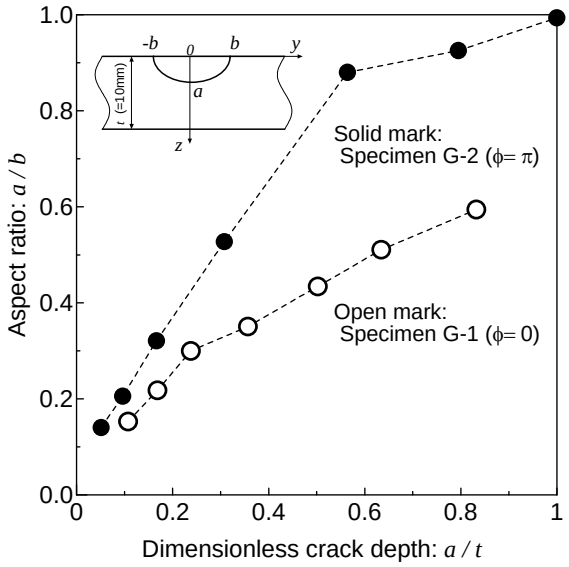


Fig. 6 Measured the aspect ratio evolution of a surface crack under the biaxial loading with different phases.

Fig. 6 に示す表面亀裂のアスペクト比変化を見ると，試験片 G-1（二軸負荷位相差：$\phi=0$）では表面亀裂が比較的偏平な形状で成長して板厚貫通に至ったが，試験片 G-2（二軸負荷位相差：$\phi=\pi$）では板厚貫通直前にはアスペクト比はほぼ 1.0 の半円形に成長した．この原因は，負荷初期段階に溶接止端近傍で複数発生した微小表面亀裂の発生数や合体成長過程に及ぼす溶接残留応力の影響が原因である可能性が推察される．特に微小亀裂の発生数は角回し溶接部の局部的な形状にも依存すると推察されるが，試験片毎の溶接止端形状を詳細に比較していないこともあり，Fig.6 に示した結果となった理由は現時点では明確ではない．

3. 角回し溶接止端部における疲労亀裂伝播挙動評価

3. 1 疲労亀裂伝播解析手法の概要

Toyosada らによる RPG 荷重規準に基づく疲労亀裂伝播則を実装させた，亀裂結合力モデルに基づく疲労亀裂開閉口シミュレーション[2]並びに等価分布応力法[3]を用いることで，角回し溶接止端部で発生した疲労亀裂伝播履歴を推定する．単軸繰返し負荷条件ではこの手法を用いることで良好な精度で疲労亀裂成長履歴の推定が可能であることが示されている[3), 6)~8)]．

RPG 荷重規準の疲労亀裂伝播則は式（1）で与えられる．ここで材料定数 C と m は同一材料に対して先行研究[1]で取得済みの値（C=4.888 x 10^{-11}, m=2.824, K 値の単位は N/$m^{1.5}$, 亀裂長の単位は m）を用いる．

$$da/dN = C(\Delta K_{RPG})^m \tag{1}$$

なお，著者らが提案した面内二軸負荷問題を近似的に単軸

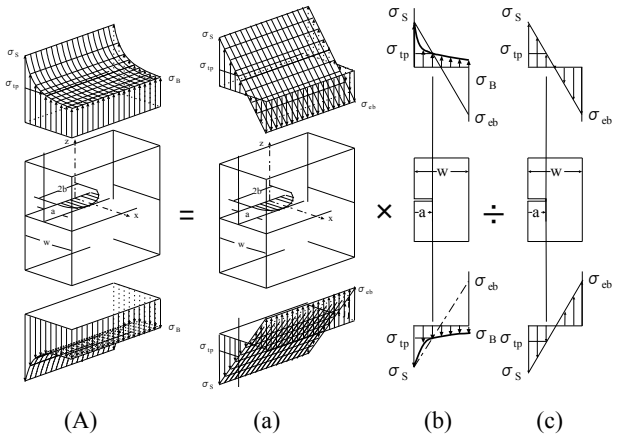
負荷問題に置き換える手法 [1] では無亀裂状態での亀裂想定位置のひずみを与える必要があるため，本研究ではより簡便に単軸負荷問題に置き換える方法を検討し，これを適用する．

3. 2　等価分布応力法の適用

評価対象の亀裂材と等しい K 値を与えるために，無限板に存在する板厚貫通亀裂の亀裂面に作用させる「等価分布応力 [3] 」を以下の手順で与える．

3. 2. 1　外力に起因する K 値及び等価分布応力

Fig. 7 (A) に示す亀裂深さ方向に任意の応力分布を有する表面亀裂材の K 値（本研究では表面部の値 K_b に基づいて寿命評価する）は，同図 (a) の K 値に，同図 (b) 及び (c) の問題の K 値の比を乗じることで近似的に与えることができる [3]．ここで (a) の問題は亀裂最深部に働く亀裂面垂直方向応力σ_{tp} と表面での作用応力σ_s を直線で結んだ応力分布が亀裂面に作用する表面亀裂問題，(b) は亀裂最深部を含む *x-y* 断面（板厚貫通亀裂）に Fig. 7 (A) に示す応力分布が作用する問題，(c) は (b) と同様の片側貫通亀裂材に (a)の問題の応力分布が作用する問題に相当する．Fig. 7 (a) における K 値は Newman と Raju [9] により提案された式，Fig.7 (b) 及び (c) における K 値は Tada ら [10] の Handbook に掲載されている式を用いて計算した．



(A) Surface crack in stress concentrating field.
(a) Surface crack under tension and out-plane bending.
(b) Edge crack in stress concentrating field.
(c) Edge crack under tension and out-plane bending.

Fig. 7 Approximate method of stress intensity factor of surface crack deepest point in stress concentrating field.

この手法は，亀裂長さ（*y* 軸）方向の応力勾配一定の場合に対応するため，本研究の評価対象である面外ガセット継手角回し部で成長する表面亀裂のように亀裂長さ（*y* 軸）方向にも応力勾配が存在する場合と比べると K 値が大きめに推定される．しかしながら，角回し溶接部止端で発生した表面亀裂が板厚貫通に至る段階での表面部の全長は回し溶接部の幅程度であることから，亀裂面に作用する亀裂長さ方向応力分布は大きく変化してはいない．また，K 値を大きく推定することは，疲労亀裂成長予測について安全側の推定結果を与えることになるため，Fig.7 に示す近似手法を採用することは妥当であると判断できる．

板厚貫通後の K 値は，FE 解析結果と J 積分法により *x* 方向（亀裂開口方向）に単位応力を作用させた際の K 値であり，FE 解析における解析モデル（1/4 モデル）を Fig, 8 に，メッシュタイプ及び分割における最小要素寸法を Table 3 に示す．なお，FE 解析には汎用 FE 解析コード MSC Marc 2015 [11] を使用しており，後述の残留応力解析においても同様である．

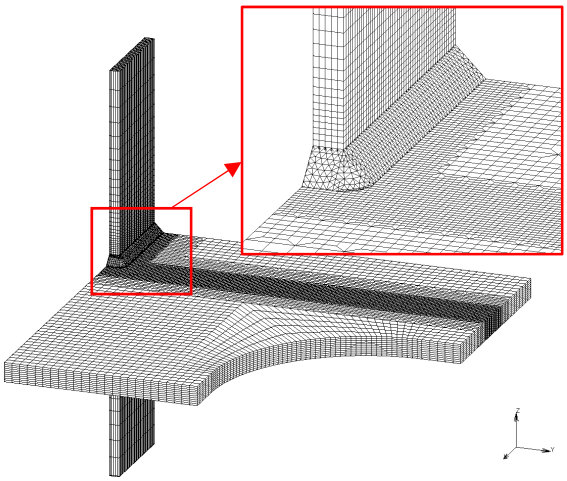


Fig. 8 FE analysis model for the calculation of the stress intensity factor.

Table 3 FE analysis conditions.

Element type:	4 nodes tetrahedron element and 8 nodes hexahedron element
Minimum element size: (unit in mm)	1.0 x 1.0 x 1.0

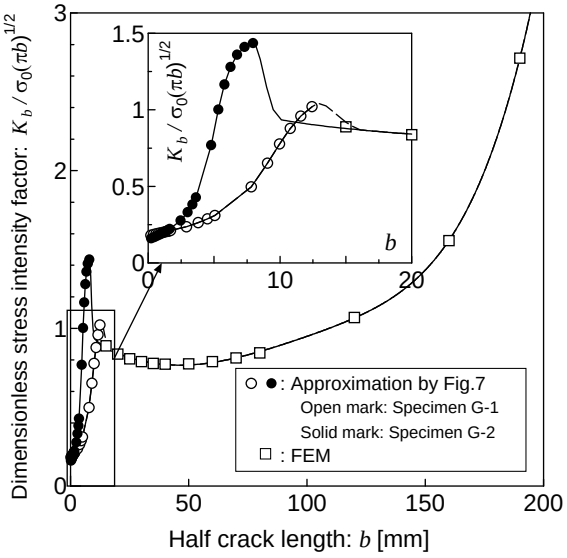


Fig. 9 Relationship between half crack length and stress intensity factor by external stress.

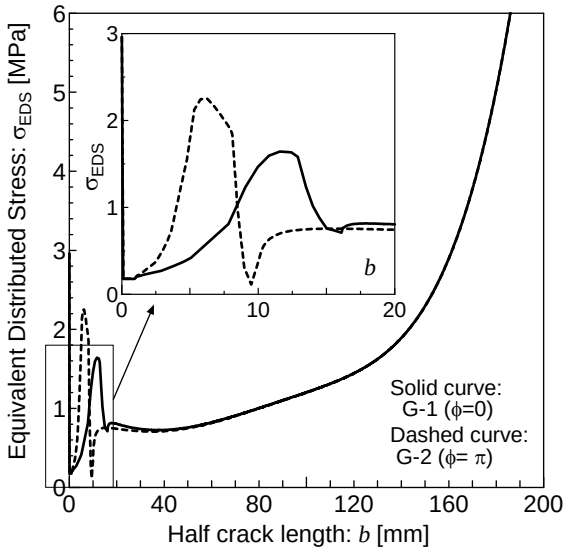


Fig. 10 Equivalent distributed stresses by unit external loading.

Fig. 9 に得られた単位外力下における K 値変化を，Fig. 10 に Fig.9 に示した K 値に基づく等価分布応力を示す．表面亀裂状態から板厚貫通後までを連続して解析する観点から，参照する亀裂長さは亀裂半長（*b*）とした．また，溶接止端から止端に隣接する要素までの応力分布は，過去の研究[3),6)~8)]で採用した手法と同様に，切欠底における応力分布近似式[12)]と FE 解析結果を結合して与え，これを亀裂面について積分することで K 値を算出した．溶接止端半径は 2 体の試験片における測定値の平均である 1.0mm に設定した．また，表面亀裂段階の亀裂形状は，Fig.6 に示したアスペクト比変化の測定結果に応じて設定した．

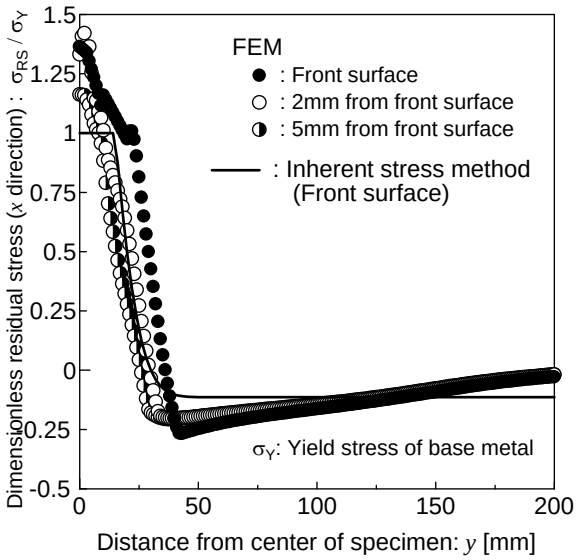
3. 2. 2　残留応力に起因する K 値及び等価分布応力

残留応力による K 値は，1) 熱弾塑性 FE 解析により亀裂面に作用する残留応力分布を計算，2) 求めた残留応力を亀裂面に作用させ J 積分法を適用，の手順で計算した．熱弾塑性 FE 解析に用いたメッシュ分割は貫通亀裂の K 値を求める際に用いた Fig. 8 及び Table 3 で示すモデルと同様である．

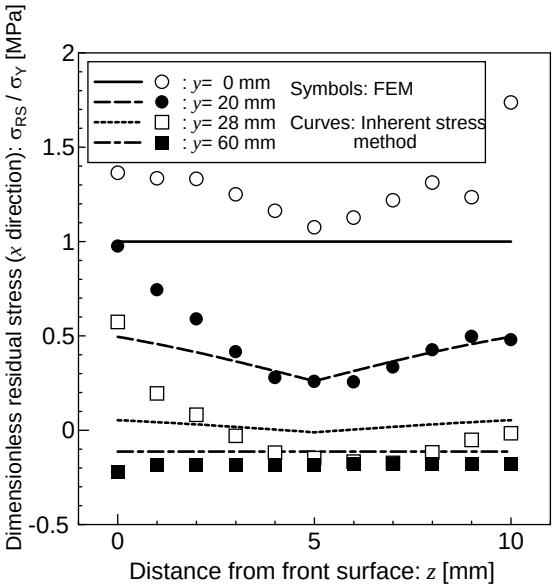
溶接入熱は，試験体製作時の溶接条件より，単位長さあたりの入熱量を 67.51 J/mm と設定した．熱弾塑性 FE 解析の手順は，最初に表側の溶接ビードに上記入熱量を与え，表部ビードが十分に空冷されるまで時間を置いた後，裏部ビードに同様の入熱を与え，同様に空冷させた後の残留応力を求めた．

得られた残留応力を Fig. 11 (a) (b) に示す．同図には，残留応力分布の簡易推定に適した固有応力法[13)]により求めた結果も併せて示す．Fig.11 の縦軸は残留応力分布の亀裂開口方向（*x* 軸方向）成分であり，Fig. 11(a)の横軸は亀裂長さ方向距離（*y*），(b)の横軸は板厚方向距離（*z*）である．

次に，得られた残留応力を亀裂面に作用させた FEM 解析により J 積分値を求め，これを K 値に換算した．FEM においてモデル化した亀裂形状を Table 4 に，メッシュ分割の一例を Fig.12 に示す．



(a) Crack length (breadth) direction



(b) Crack depth direction

Fig.11 Residual stress distributions near a fatigue crack initiation site.

Table 4 Minimum mesh size for J integral calculations by FEM.

Model No.	Specimen ID and Phase difference	Crack depth (*a*) [mm]	Crack length (*b*) [mm]	Min element size [mm x mm x mm]
1	G-1 (ϕ=0)	1.07	7.00	0.1 x 0.36 x 0.1
2		4.00	10.38	0.1 x 0.39 x 0.1
3		7.00	12.87	0.1 x 0.40 x 0.1
4		9.90	15.97	0.1 x 0.41 x 0.1
5	G-2 (ϕ=π)	0.51	3.65	0.1 x 0.18 x 0.1
6		4.00	6.01	0.1 x 0.26 x 0.1
7		7.00	7.63	0.1 x 0.28 x 0.1
8		9.90	10.03	0.1 x 0.31 x 0.1

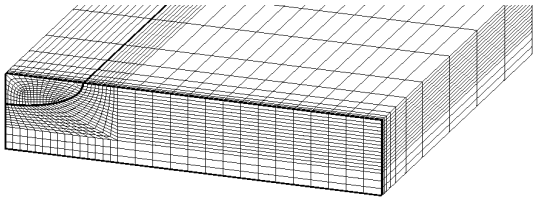
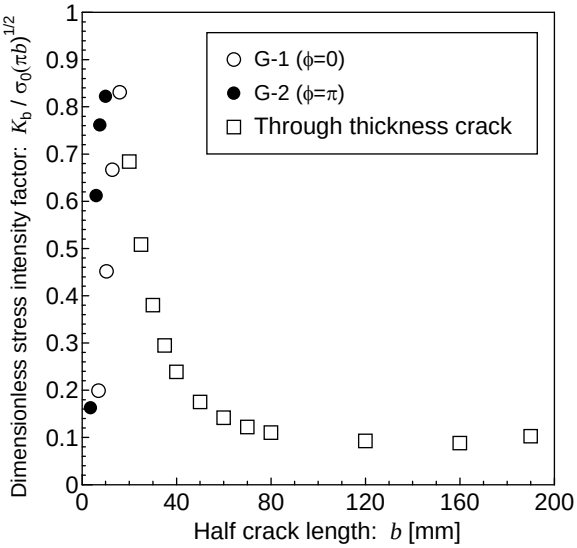
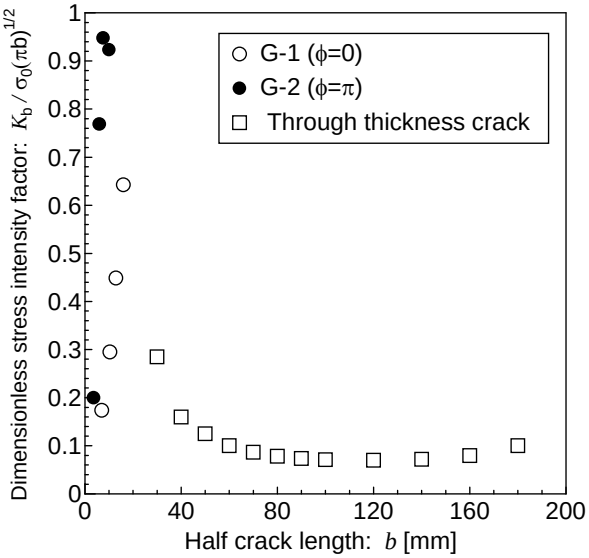


Fig.12 An example of FE idealization of a surface crack (Model No.2).



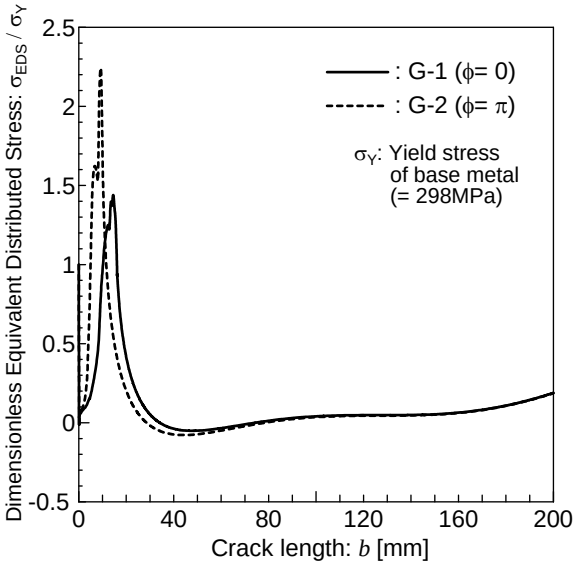
(a) In case of residual stress distribution by elasto-plastic FE analysis.



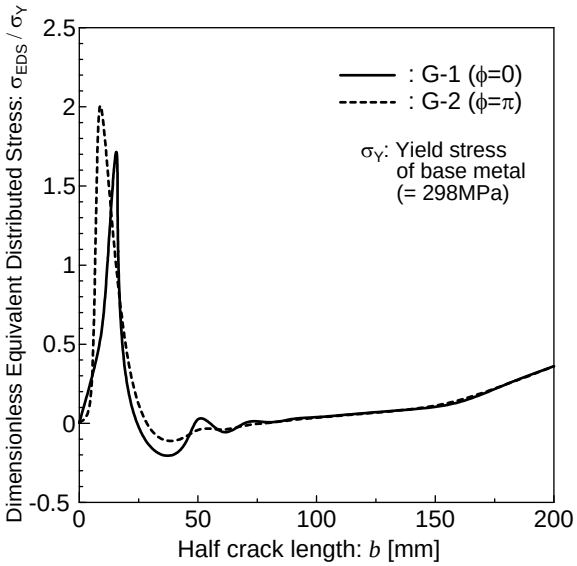
(b) In case of residual stress distribution by Inherent stress method.

Fig.13 Relationship between half crack length and stress intensity factor by residual stress.

Fig. 13 に残留応力による K 値を，Fig. 14 に Fig. 13 に示した K 値に基づく等価分布応力を示す．ここでも，表面亀裂状態から板厚貫通後までを連続して解析する観点から, 参照する亀裂長さは亀裂半長（b）とした．また，熱弾塑性 FE 解析により与えた残留応力分布に基づく結果が Fig.13 (a)および Fig.14(a)であり, 固有応力法により与えた残留応力分布に基づく結果が Fig.13 (b)および Fig.14(b)である．



(a) In case of residual stress distribution by elasto-plastic FE analysis.



(b) In case of residual stress distribution by Inherent stress method.

Fig.14 Equivalent distributed stresses by unit external loading.

3. 3　二軸負荷問題の単軸負荷問題への近似的な置き換え

著者らが過去に提案した二軸載荷問題の単軸載荷問題への置き換え手法 [1]では無亀裂状態での亀裂想定位置のひずみを与える必要があるため, これをより簡便に取り扱う方法を検討した．

無亀裂平板（本研究の評価対象試験体では，十字形状の主板に相当）の面内に x-y 座標を定義し，Fig.1 に示した座標系と同様に亀裂線垂直方向に x 軸，平行方向に y 軸を採る．また，亀裂線垂直方向の作用応力とひずみをそれぞれσ_x，ε_x，

平行方向の作用応力をσ_y，ε_yとすると，平面応力状態でのフックの法則は次式で与えられる．

$$\begin{cases} \varepsilon_x = (\sigma_x - \nu\sigma_y)/E \\ \varepsilon_y = (\sigma_y - \nu\sigma_x)/E \end{cases} \tag{2}$$

E は母材のヤング率である．亀裂面垂直方向のみに応力が作用する場合に x 軸方向に生じるひずみは，式（2）より，

$$\varepsilon_x = -(\nu/E)\sigma_y \tag{3}$$

式（3）で与えられるひずみに対応する軸応力方向成分をσ_x^{ε}とすると，亀裂面垂直方向応力の見かけの変化分は 式（5）で与えられる．

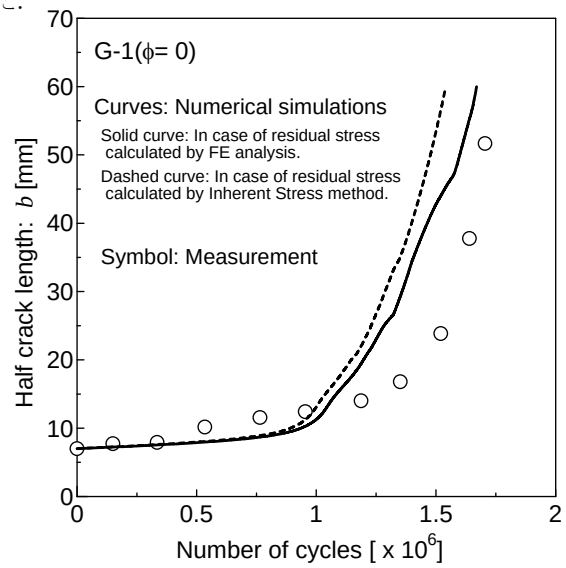
$$\sigma_x^{\varepsilon} = E\varepsilon_x = -\nu\sigma_y \tag{4}$$

したがって，二軸負荷を受ける問題は亀裂面垂直方向に式(5)で与えられる等価な単軸負荷を作用させれば近似的に取り扱えると考えられる．

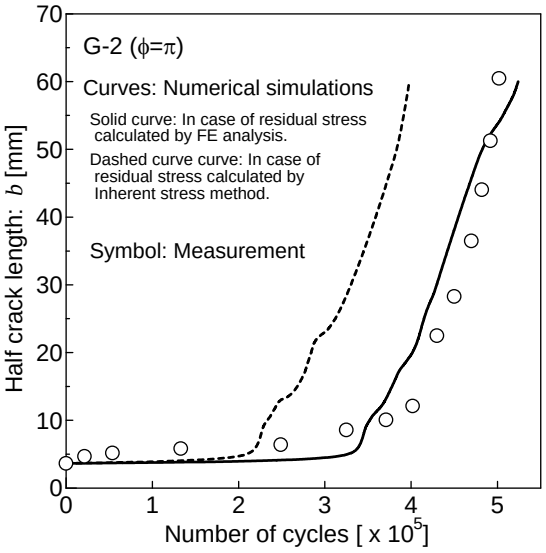
$$\sigma_x^{eq} = \sigma_x - \nu\sigma_y \tag{5}$$

3. 4　疲労亀裂伝播解析と実測値の比較

式（5）を用いて二軸繰返し負荷を単軸状態に置き換え，等価分布応力法を適用した疲労亀裂伝播解析を用い，実測結果との比較を行った結果を Fig. 15 に示す．解析に際して必要となる塑性拘束係数は，参照亀裂長さとして表面亀裂段階から板厚貫通亀裂への遷移後も一貫して表面部の長さを採用していることから，中央貫通亀裂材の COD および塑性域長さを良好に与える値である 1.21[14] を採用した．　また，初期亀裂は Fig.4 に示す破面で観察された最小のビーチマーク寸法とし，繰り返し数もこれを初期亀裂とした場合に対応させた．



(a) ϕ= 0.



(b) ϕ= π.

Fig.15 Fatigue crack growth curves.

図中の記号は疲労亀裂長さの計測値であり，曲線は疲労亀裂伝播シミュレーションの結果である．実線は残留応力分布を熱弾塑性 FE 解析により求めた場合，破線は固有応力法により求めた場合である．熱弾塑性 FE 解析により残留応力分布を与えた場合の疲労亀裂伝播シミュレーションは，疲労亀裂伝播履歴を良好に推定できていることが確認できる．一方，固有応力法により残留応力分布を推定した場合は，安全側の伝播履歴推定となった．この理由の一つとして，熱弾塑性 FE 解析と比較して固有応力法による残留応力分布の推定は簡易的な手法であるため，推定精度が劣る可能性が考えられる．試験体は手溶接により製作されたため，溶接電流と電圧を同一としても溶接速度に違いが生じれば入熱量が異なる．一方，残留応力分布推定に際しては試験体に関わらず，指定した溶接速度に基づく同一の入熱条件（前述の 67.51 J/mm）としたため，実際の残留応力分布との相違が生じる可能性がある．しかしながら，一般に疲労試験結果はバラツキが比較的大きいこと，安全側の亀裂成長履歴推定を与えていること，熱弾塑性 FE 解析と比べて固有応力法による残留応力分布推定は大幅に計算時間を抑えることができることを勘案すれば，固有応力法の活用は有用であると考えられる．

4. 結　　論

二軸面内繰り返し負荷を受ける面外ガセット溶接継手の角回し溶接部から成長する疲労亀裂の伝播履歴について，負荷の位相差が伝播履歴に及ぼす影響を調査するとともに，数値シミュレーションにより成長履歴を推定する手法を検討した．その結果，板厚貫通亀裂に対する著者らの先行研究と同様に位相差が亀裂成長履歴に影響を及ぼすことを確認した．また，面内二軸負荷状態を等価な単軸状態に換算するた

めの簡易手法を提案し，同手法と亀裂結合力モデルに基づく疲労亀裂伝播シミュレーションおよび等価分布応力法を適用することで，良好に疲労亀裂伝播履歴を推定できることを確認した．

Takahashi ら[4] の研究では，面内二軸繰返し負荷を著者らの先行研究[1] と同様の手法で等価な単軸負荷に置き換えることで，単軸疲労試験で得られた S-N 曲線と統一的に取り扱えることを示しており，本研究の成果は Takahashi らの手法の理論的背景を検証したとも言える．すなわち，位相差を有する二軸繰返し負荷を等価な単軸繰返し応力範囲に換算し，設計 S-N 曲線の応力範囲として採用すれば，疲労設計の評価精度向上に資すると期待される．

一方，伝播解析に必要である表面亀裂の形状（アスペクト比）変化履歴は実測結果から与えており，形状変化履歴に及ぼす位相差影響の定量化には至っていない．数値シミュレーションのみで，位相差を有する二軸繰返し負荷条件下において溶接止端部で成長する疲労表面亀裂の成長履歴を定量的に予測するためには，表面亀裂形状変化履歴に及ぼす位相差影響の定量化並びに簡易推定手法の確立が必要である．加えて，実際の構造物に生じる二軸繰返し負荷では，負荷方向で周波数が異なる場合が一般的であるため，これに対して本研究による提案手法の適用可能性の検証も必要である．

謝　辞

本研究は，JSPS 科学研究費基盤研究（A）（JP26249136）の助成を受けて実施したものである．また，試験片供試材は JFE スチール株式会社のご厚意によりご提供いただきました．関係各位に厚く御礼申し上げます．

本研究の内容に関し有益なご討議を賜りました，日本船舶海洋工学会材料・溶接研究会並びに西部支部構造研究会，溶接学会溶接疲労強度研究委員会の会員及び委員各位に御礼申し上げます．

参 考 文 献

1) Gotoh, K., Niwa, T. and Anai, Y.: Numerical simulation of fatigue crack propagation under biaxial tensile loadings with phase differences, Marine Structures, Vol.42, pp.53-70, 2015.

2) Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa, T.: Fatigue crack propagation for a through thickness crack, Int. J. Fatigue, Vol.26, No9, pp.983-992, 2004.

3) Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa, T.: Fatigue life assessment for welded structures without initial defects, Int. J Fatigue, Vol.26, No.9, pp.993-1002, 2004.

4) Takahashi, I., et al.: Fatigue behaviour of a box-welded joint under biaxial cyclic loads, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., Vol.22, pp.869-877, 1999.

5) 日本工業規格 JIS Z 3312:2009: 軟鋼，高張力鋼及び低温用鋼用のマグ溶接及びミグ溶接ソリッドワイヤ，2009.

6) Nagata, Y., Gotoh, K. and Toyosada, M.: Numerical Simulations of Fatigue Crack Initiation and Propagation Based on Re-tensile Plastic Zone Generating （RPG） Load Criterion for In-plane Gusset Welded Joints, Journal of Marine Science and Technology, Vol.14, No.1, pp.104-114, 2009.

7) 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.

8) Gotoh, K., Takuno, M., Okada, K. and Kusuba, S.: Numerical Simulation of Fatigue Crack Growth of a Welded Structural Component under Block Program Fatigue Test, Proceedings of OMAE 2014, OMAE2014-23413, 2014.

9) Newman, J.C. Jr. and Raju, I.S.: An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack, Engineering Fracture Mechanics, Vol.15, No.1-2, pp.185-192, 1981.

10) Tada, H., Paris, P.C. and Irwin, G.R.: The Stress Analysis of Cracks Handbook, Third Ed., ASME Press.

11) http://www.mscsoftware.com/ja/product/marc, accessed on May 2, 2017.

12) Glinka, G.: Calculation of inelastic notch-tip strain–stress histories under cyclic loading, Engineering Fracture Mechanics, Vol.22, No.5, 1985, pp. 839-864.

13) 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，Vol.180，1996, pp.753-761.

14) 豊貞雅宏，丹羽敏男：RPG 荷重のシミュレーション，日本造船学会論文集，Vol.176，1990, pp.427-438.