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応力を受ける表面亀裂の疲労亀裂成長挙動評価

森下，瑞生

https://hdl.handle.net/2324/4110472

出版情報：Kyushu University, 2020, 博士（工学）, 課程博士
バージョン：
権利関係：

位相差を有する面内二軸繰返し応力を受ける表面亀裂の疲労亀裂成長挙動評価

令和 2 年 7 月

森下　瑞生

目次

第 1 章　緒論 1
1.1　研究の背景 1
1.2　疲労強度評価の歴史 1
1.2.1　単軸負荷問題 2
1.2.2　多軸繰返し負荷条件下における疲労強度評価研究 10
1.3　本研究の目的 14
1.4　本論文の構成 15
第 1 章　参考文献 16
第 2 章　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 21
2.1　緒言 21
2.2　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 21
2.2.1　最大荷重時（現荷重により形成された塑性域先端が過去に生じた塑性域よりも外側に存在する場合） 26
2.2.2　最小荷重時 30
2.2.3　RPG 荷重時 32
2.2.4　最大荷重時（現塑性域先端が過去に生じた塑性域よりも内側に存在する場合） 34
2.2.5　RCPG 荷重時 35
2.3　結言 36
第 2 章　参考文献 36
第 3 章　面内二軸繰返し応力を受ける十字型平板に内在する疲労表面亀裂の成長挙動評価 38
3.1　緒言 38
3.2　面内二軸繰返し応力を受ける十字型平板の疲労試験 38
3.2.1　試験片の材料・形状 38
3.2.2　負荷条件 40
3.2.3　試験結果 44
3.3　疲労表面亀裂伝播履歴の推定 50
3.3.1　等価分布応力法 50
3.3.2　二軸応力から等価な単軸応力への変換 53
3.3.3　表面亀裂の応力拡大係数と等価分布応力 57
3.3.4　疲労表面亀裂伝播予測結果 60
3.3.5　数値シミュレーション手法の適用範囲について 63
3.4　結言 66

第 3 章　参考文献 66
第 4 章　面内二軸繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の溶接止端部で発生・成長する疲労表面亀裂の成長挙動評価 68
4.1　緒言 68
4.2　面内二軸繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の疲労試験 68
4.2.1　試験片の材料・形状 68
4.2.2　負荷条件 70
4.2.3　試験結果 73
4.3　疲労表面亀裂伝播履歴推定 78
4.3.1　外力による表面亀裂の応力拡大係数と等価分布応力 78
4.3.2　溶接残留応力分布の推定 83
4.3.3　溶接残留応力による表面亀裂の応力拡大係数と等価分布応力 85
4.3.4　疲労表面亀裂の伝播履歴推定 86
4.4　結言 89
第 4 章　参考文献 90
第 5 章　高周波成分を含む面内二軸繰返し応力を受ける十字型平板に内在する板厚貫通亀裂の成長挙動評価 91
5.1　緒言 91
5.2　面内二軸繰返し重畳応力を受ける十字型平板の疲労試験 91
5.2.1　試験片の材料・形状 91
5.2.2　負荷条件 92
5.2.3　試験結果 95
5.3　疲労亀裂伝播履歴の推定 96
5.3.1　外力による板厚貫通亀裂の応力拡大係数と等価分布応力 96
5.3.2　疲労亀裂の伝播履歴推定 100
5.4　結言 103
第 5 章　参考文献 103
第 6 章　結論 104
付録 A　十字型平板試験片に内在する表面亀裂の K 値の簡便な推定手法 107
A1　緒言 107
A2　簡便な K 値推定手法 107
A3　結言 109
付録　参考文献 109
謝辞 110

第１章　緒論

1.1　研究の背景

実働構造物の約 90%近くは疲労が関連した破壊形態をとると言われ[1)]，静的な破壊荷重よりもはるかに小さな繰返し荷重により疲労亀裂は生じる．そのため，疲労亀裂が全く生じない構造物を設計・建造することは非常に困難である．船舶や海洋構造物のような大型の溶接鋼構造物では，疲労亀裂が発生したとしても最終破断に至るまでにはある程度の冗長性があるため，疲労亀裂が発生した際に直ちに構造物全体の健全性を損なうことは稀である．そのため，今日では構造物中には潜在的に欠陥や亀裂の存在や疲労亀裂の発生を前提とする損傷許容設計[2)]という思想が適用されている．しかし，亀裂がある程度の大きさに成長した以降では，これを起点として生じる脆性破壊や，剛性低下の結果の座屈崩壊等の構造物としての機能喪失に直結する損傷が生じるため，定期的な検査により構造物に内在する欠陥や亀裂の有無または形状，大きさを検知し，その欠陥・亀裂の成長を予測することで，構造物の余寿命を高精度に予測する必要がある．

疲労寿命の予測には，様々な様式・履歴を有する負荷履歴の考慮の度合いに応じて，寿命予測の精度は大きく異なる．船体構造を例に考えると，航行中の船体には波浪外力，重力，慣性力等の種々の形式の外力が様々な方向から位相差を有し，複合的に作用する．一方，多数の一般商船設計において遵守が必要な船級規則である，「ばら積貨物船及び油タンカーのための共通構造規則[3)]」によれば，基礎試験片や種々の溶接継手の分類毎に，単一方向の一定振幅荷重を作用させ取得した S-N 曲線と線形累積損傷則を基にした設計手法を用いるのが一般的であり，現状では多軸・複合的な外力の影響や荷重履歴の影響を詳細に考慮していないという問題がある．加えて，S-N 曲線に基づく疲労強度評価に際して，試験片により得られた S-N 曲線と評価対象構造物の寿命との対応が必ずしも明瞭ではない[4)]という課題が今も残されている．疲労亀裂伝播の定量的な予測のためには破壊力学を適用したアプローチが有効であり，多軸応力作用下で疲労亀裂伝播挙動を精度よく推定する手法の構築が望まれる．

1.2　疲労強度評価の歴史

前述のように，疲労強度評価の精度向上には，様々な様式・履歴を有する負荷履歴の考慮が必要不可欠であるが，先に単軸繰返し負荷条件下における疲労強度評価の精度向

上を達成し，その知見に基礎を置きつつ，評価対象を拡張することが大切である．そこで，本研究に先立ち，(1) 単軸負荷条件下における疲労強度評価に関する先行研究，その後，本研究対象として設定した (2) 二軸負荷問題に対する疲労強度評価に関する先行研究について調査した結果の概要を以下に示す．

1.2.1　単軸負荷問題

本格的な疲労の研究は Wöhler[5]により，1852 年からドイツの鉄道研究所で始まった．彼は，曲げ・ねじり，軸力負荷条件下で実寸の車軸や実機に用いられる多くの構造部材に対する疲労試験を実施し，各種試験片に低振幅荷重を与え，試験片が破断するサイクル数を求め，金属疲労に耐久限度があることを発見した．それらの結果を基に S-N（S: 応力振幅，N: 破断に至るまでのサイクル数）曲線を作成し，それにより疲労寿命を表した[5]．その後，変動荷重下においても異なる荷重レベルによる疲労被害度から構造物の疲労寿命評価をする線形累積被害則（Miner 則）[6]が提唱された．線形累積被害則とは，対象となる構造物が一定振幅応力 S_i を N_i 回作用させて破断した場合に，S_i が n_i 回作用した時点の疲労被害を n_i/N_i と定義し，各応力レベルの疲労被害の総和が 1 になったときに構造物が破壊すると定めたものである．その後，疲労限度以下の応力であっても疲労限度以上の応力と組み合わさる場合において，疲労被害が 1 より極端に小さくても破断する場合があることが判明し[7]，Fig.1.1 のように疲労限を修正し，より小さな応力振幅も疲労破壊に関与するとした，修正 Miner 則や Haibach の方法[8]といった類似の手法を用いた設計手法が今日においても適用されている．

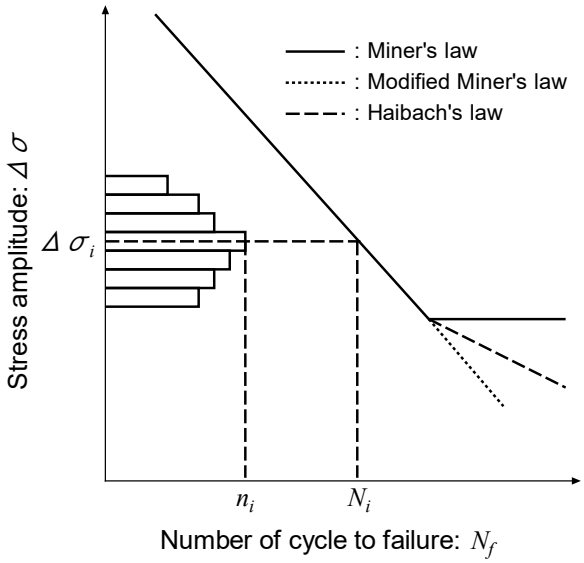


Fig.1.1 Schematic illustration of the linear accumulative damage method.

疲労亀裂伝播速度の評価に関して，初めて定量的な成果を得た研究は，20 世紀半ば以降に発表された Paris-Erdogan の研究成果[9]である．彼らの論文以前にも疲労亀裂伝播速度を定量的に評価しようと試みた研究は多くあるが，その多くは（1.1）式のように亀裂伝播速度を da/dN，応力振幅を σ，亀裂長さを a，実験により取得する種々の材料定数を C_i とし，それらの関数で表す方法であった．その中でも（1.2）式のように応力と亀裂長さのべき乗形式を採ったものが一般的であった．

$$da/dN = f\left(\sigma, a, C_i\right) \tag{1.1}$$

$$da/dN = C' \cdot \sigma^{m'} \cdot a^{n'} \tag{1.2}$$

ただし，C', m', n'は材料定数である．

このような形式の評価法は直感的ではあるものの理論的根拠が明確でない上，C', m', n'等の材料定数を実験的に取得するのは必ずしも容易ではなかった．Irwin[10]により弾性材の亀裂先端近傍の特異応力場が応力拡大係数 K というスカラー量により一義的に規定されることが示された後に，Paris と Erdogan は（1.3）式に示すように応力拡大係数 K をパラメータとして，一定振幅繰返し荷重下の亀裂伝播速度 da/dN が応力拡大係数範囲 ΔK（$= K_{max} - K_{min}$，K_{max}, K_{min}：それぞれ応力拡大係数の最大値と最小値）と関係づけられることを示した．このように，亀裂伝播速度 da/dN を応力拡大係数範囲 ΔK のべき乗形式で表したものは Paris 則と称される．

$$da/dN = C_P \left(\Delta K\right)^{m_P} \tag{1.3}$$

ただし，C_p, m_p は材料定数である．

当初，Paris らはアルミニウム合金を用いた試験結果から $m_p = 4$ を提案したが，他の様々な試験結果から材料ごとに m_p の値は変化し，2~4 をとることが多いことが広く知られるようになった[11]．

その後 Frost ら[12]は，広い範囲の亀裂伝播データは Paris 則では表現できず，亀裂伝播速度 da/dN と ΔK の関係は一般に Fig.1.2 に示すような逆 S 字型になるということを明らかにし，Paris 則が適用可能なのは da/dN が急激に減少する範囲（Stage I）と急激に増加し不安定破壊に至る範囲（Stage III）を除く，亀裂が安定成長する Stage II の範囲であることを示した．Fig.1.2 中の K_{cf} は疲労破壊靭性値と称され，応力拡大係数の最大値 K_{max} がこの値に達すると不安定破壊が生じる．ΔK_{th} は，これ以下の応力拡大係数範囲 Δ

K では亀裂が伝播せず停留するという ΔK の下限界値（下限界応力拡大係数範囲）である. 疲労亀裂が安定成長する Stage II の範囲では, Frost らにより破壊力学パラメータ ΔK の有効性が確認されたこともあり，ΔK を用いた疲労亀裂伝播の研究が世界的に行われた.

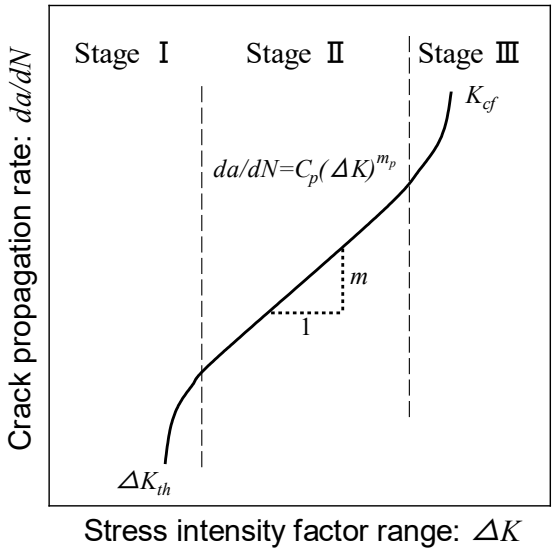


Fig.1.2 Schematic illustration of the relation between da/dN and ΔK under constant amplitude loading.

Elber[13)]は疲労亀裂が引張荷重下でも閉じる或いは閉じたままという亀裂閉口現象を報告した．これ以前は，切欠と同様に疲労亀裂も引張荷重下で亀裂は開口し，圧縮荷重下で閉口すると考えられてきた．Elber は，疲労亀裂開閉口現象を考慮すれば，平均荷重または応力比が亀裂伝播速度に及ぼす影響や変動荷重下で観察される亀裂伝播速度の加速/遅延現象を合理的に説明できるとした．疲労亀裂開閉口現象の概略は以下の通りである.

Fig.1.3 に理想的な切断切欠（理想亀裂）と疲労亀裂それぞれの先端近傍における塑性変形領域に関する模式図を示す. Fig.1.3 右側に示す理想亀裂であれば亀裂は圧縮荷重下で閉じ，引張荷重下で開口するが，Fig.1.3 左側に示す疲労亀裂の場合には，前歴の繰返し負荷により亀裂先端近傍に形成された引張塑性域の中を亀裂が伝播するため，亀裂先端後方の亀裂面には順次残留引張変形が取り込まれている. この残留引張変形層の存在により，除荷過程では理想亀裂と比較して亀裂開口量が δ_0 だけ小さくなり，荷重が 0 になる前に引張荷重下で亀裂が閉じる現象を生じる. その後荷重が 0 になるまで除荷すると先に閉口した疲労亀裂表面には大きな残留圧縮応力が生じるため，再負荷時にはこの

残留圧縮応力以上の引張応力が加わった後に疲労亀裂は開口する．このように疲労亀裂が引張荷重下で閉じ，そしてある程度以上の引張荷重が作用して開口する現象が亀裂閉口現象である．亀裂が閉口している間は亀裂先端において応力特異性は生じない．このことから，疲労亀裂伝播に有効に寄与する荷重区間は亀裂が開口する際の荷重から最大荷重までと考えられため，疲労亀裂速度を律するパラメータにはこの亀裂閉口現象を考慮する必要がある．

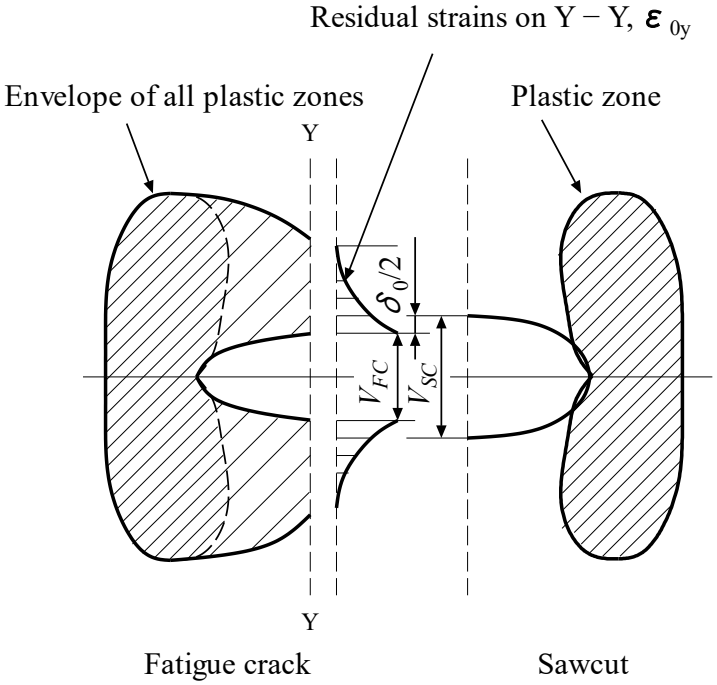


Fig.1.3　Comparison of deformations vicinity of the crack tip for a fatigue crack and a saw cut crack [13].

Elber は疲労試験中のコンプライアンス変化から亀裂開口点の応力 σ_{op} を同定し，亀裂開口応力 σ_{op} により亀裂伝播に有効な応力範囲 $\Delta\sigma_{eff}$ を（1.4）式のように定めた．また，有効応力範囲比 U を（1.5）式のように定義した．

$$\Delta\sigma_{eff} = \sigma_{\max} - \sigma_{op} \tag{1.4}$$

$$U = \left(\sigma_{\max} - \sigma_{op}\right) \Big/ \left(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}\right) \tag{1.5}$$

Elber は Paris 則で定義される応力拡大係数範囲 ΔK の代わりに，亀裂伝播に有効な応

力範囲を考慮した有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} をパラメータとする亀裂伝播速度式として (1.6) 式を提案し, アルミニウム合金 (2024-T3) に対しは, 有効応力範囲比 U は (1.7) 式で表せることも提案し，これらの理論に基づいて，疲労亀裂伝播速度に及ぼす応力比の影響を説明した.

$$da/dN = C_E\left(\Delta K_{eff}\right)^{m_E} = C_E\left(U\Delta K\right)^{m_E} \tag{1.6}$$

$$U = 0.5 + 0.4R, \quad -0.1 < R < 0.7 \tag{1.7}$$

ただし，C_E, m_E は材料定数，R は応力比（$\sigma_{max}/\sigma_{min}$）である.

さらに，Elber は単一の過大荷重による亀裂伝播の遅延現象は，過大荷重負荷により大きな引張残留変形層が形成されることにより，亀裂開口点が引き上げられ ΔK_{eff} が減少する結果であるとし，また低－高（Lo-Hi）2 段階変動荷重直後の亀裂伝播速度の加速現象 [14]は，先に負荷される低レベル荷重の影響で後の高レベル荷重に対する亀裂開口点が荷重変動のない一定振幅負荷の場合より低下する結果として説明できるとした.

ここで，種々の応力比，最大荷重，最小荷重の異なる試験結果を ΔK_{eff} によって整理した結果の例を Fig.1.4 に示す．Fig.1.4 から応力比等の負荷条件の影響はなく，すべての試験結果を同一のべき乗関係で整理できている．しかし，ΔK_{eff} で整理した場合においても亀裂伝播の下限界値 $(\Delta K_{eff})_{th}$ が確認された.

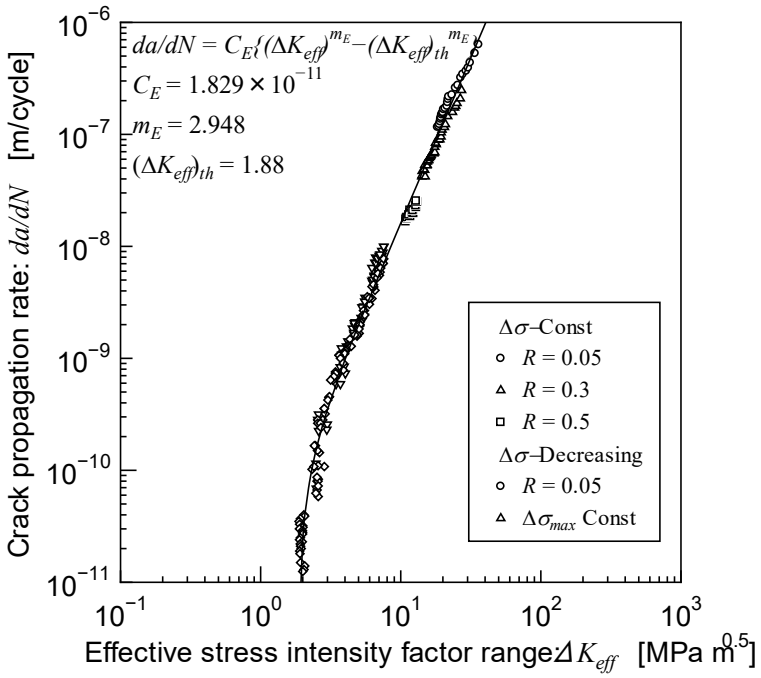


Fig.1.4 Crack propagation rates plotted against ΔK_{eff}[15].

Toyosadaら[16]は繰返し負荷1サイクル中における，疲労亀裂先端近傍の挙動を考察した．その挙動を彼らが示したFig.1.5に沿って説明する．

(a) 最大応力σ_{max}時に亀裂が開口している場合，亀裂先端には引張塑性域（塑性域寸法ω_1）が形成されている（Fig.1.5（a））．
(b) この状態から除荷されると，RCPG（Re-Compressive Plastic zone's Generating stress）応力σ_{RCPG}において亀裂先端に圧縮塑性域が生じ始める（Fig.1.5（b））．
(c) 除荷が進行すると，亀裂閉口応力σ_{cl}において亀裂は閉口を始め，亀裂先端で圧縮塑性域が成長する（Fig.1.5（c））．
(d) その後，最小応力σ_{min}に至った段階では，亀裂先端近傍及び，過去に形成された残留引張変形層による亀裂閉口域で圧縮塑性域（塑性域寸法はω_3）が形成されている（Fig.1.5（d））．
(e) その後，引張再負荷過程に転じ，亀裂開口応力σ_{op}で亀裂先端が開口する（Fig.1.5（e））．
(f) その後少し負荷が増えた段階で亀裂先端が引張降伏状態に達したRPG（Re-tensile Plastic zone's Generating stress）応力の段階に達する（Fig.1.5（f））．
(g) 更に負荷が増加し，最大応力の負荷段階に至り（Fig.1.5（g）），この段階における亀裂先端の引張塑性域寸法はω_4となる．

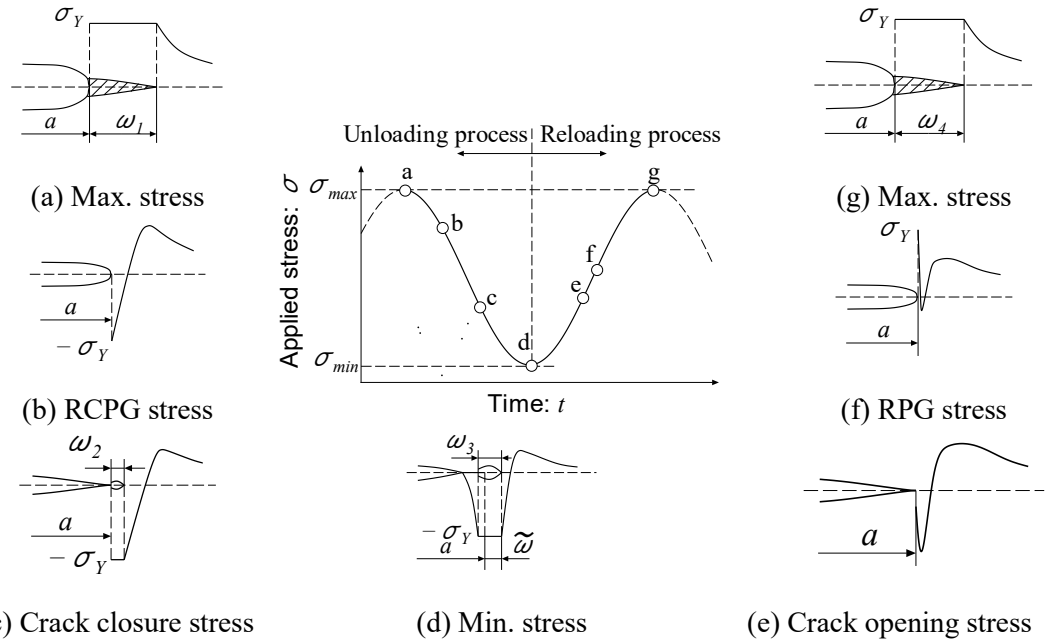


Fig.1.5 Plastic deformations and the working stress distribution along the crack line in one loading cycle during the fatigue crack propagation [16].

引張と圧縮の塑性域寸法が重なる領域（ω_1とω_3，或いはω_3とω_4）が両振塑性域$\tilde{\omega}$であり，豊貞らはこの両振塑性域内で引張と圧縮の繰返しの塑性仕事が新たな疲労亀裂面形成の駆動源になると考えるとともに，この領域での仕事に対応するパラメータとして，有効応力拡大係数範囲K_{eff}における応力範囲を$\Delta\sigma_{RPG}$（$=\sigma_{max}-\sigma_{RPG}$）に変更したパラメータ$\Delta K_{RPG}$に基づく疲労亀裂伝播則を（1.8）式として提案した．

$$da/dN = C\left(\Delta K_{RPG}\right)^m \tag{1.8}$$

ただし，C，m は材料定数である．

Fig.1.6[16]は Fig.1.4 に示した疲労亀裂伝播試験結果を ΔK_{RPG} により整理した結果であるが，Fig.1.4 同様に異なる負荷条件でさえ統一的なべき乗形式で整理できる上に，Fig1.4 で見られた疲労亀裂伝播に関する下限界値$(\Delta K_{eff})_{th}$は見られない．

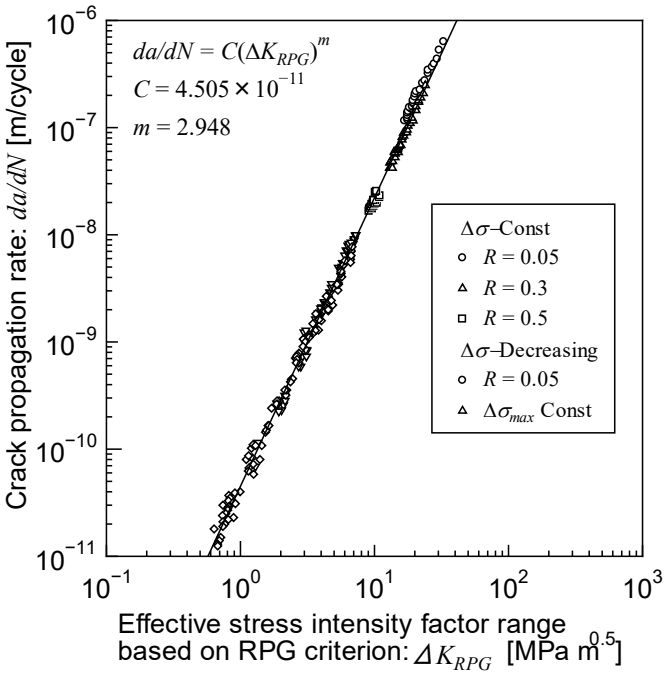


Fig.1.6 Crack propagation rates plotted against ΔK_{RPG}[16].

豊貞らの考えに基づけば，ΔK_{th} 並びに（ΔK_{eff}）$_{th}$ の存在は，ΔK や ΔK_{eff} が真に亀裂伝播速度を律するパラメータとしては不十分な側面が残されていることが示唆される．ΔK 漸減試験を実施すると，応力振幅が小さくなり亀裂伝播速度が低下するほど亀裂開口荷重は最小荷重に近づき，RPG 荷重は最大荷重に近づく [15]という実測結果が示されている． つまり，亀裂停留時に ΔK_{RPG} は 0 に漸近するが，ΔK 並びに ΔK_{eff} はそれぞれ，ΔK_{th} 並びに（ΔK_{eff}）$_{th}$ へと近づくことから，ΔK 並びに ΔK_{eff} は亀裂先端の弾性変形も考慮されたパラメータであることが分かる．豊貞らの考えでは，疲労亀裂の伝播には亀裂先端近傍で不可逆的に生じる塑性仕事が亀裂伝播に必要なエネルギーを供給しているとのことであるため，亀裂先端の繰返し塑性挙動と一義的関係を有する ΔK_{RPG} は疲労亀裂伝播速度を律するパラメータとして適切であると結論付けている．

上述の疲労亀裂伝播挙動に関する研究は，CCT（Center Cracked Tension）試験片や CT（Compact Tension）試験片，SENT（Single Edge Notched Tension）試験片などの破壊力学試験片を用いて得られた結果であり，任意形状を有する溶接構造物に対しては直接適用できるものではなかった．そこで，Toyosada[17]らは任意の応力場に存在する疲労亀裂伝播問題を，K 値を介して無限平板に存在する板厚貫通亀裂の問題に置き換える「等価分布応力法」を提案している．この概念を適用することで種々の形状を有する溶接継手に一定応力履歴に加えて変動応力履歴が作用する場合の疲労亀裂成長履歴を推定できる

ことが示されている[18)~22)]．ここで亀裂形状は板厚貫通亀裂に限定されず，表面亀裂問題や表面亀裂状態から板厚貫通亀裂に成長する問題を一貫して取り扱うなど，様々な溶接継手形状・作用応力状態に対して適用できるという利点を有する．

1.2.2　多軸繰返し負荷条件下における疲労強度評価研究

多軸応力状態が疲労強度に及ぼす影響は 1930 年代に Gough や Pollard ら[23,24)] により系統的に調査され始めた．彼らはノッチ付丸棒を用いた組合せ曲げ・ねじり応力下の疲労強度を S-N 曲線で整理し，多軸応力が疲労限に及ぼす影響を明らかにした．その後，車両や自動車のクランクシャフト，原子炉の圧力容器や配管，航空機や船舶の外板や継手部等あらゆる構造部材で，曲げ・ねじり・内圧によるフープ応力・軸力といった様々な組合せ応力が疲労寿命に与える影響が議論されてきた．その一部を以下に示す．

（a）曲げねじり，軸力を受ける部材の多軸疲労

組合せ曲げ・ねじり応力下の疲労強度に関する本格的な研究は Gough や Pollard ら[23,24)]によりなされた．同周期の両振りの平面曲げと繰返しねじりが同位相で作用する場合ついて，材料や寸法・形状を変えた試験片を用いて研究を行った．その結果，平面曲げ，ねじり単体の疲労限をそれぞれ σ_w，τ_w とするとき，曲げ（σ），ねじり（τ）の組合せ応力が疲労限を示す条件として，延性材料の平滑試験片に対しては（1.9）式を，切欠き材及び脆性材料に対して（1.10）式を提案した．

$$\left(\sigma/\sigma_w\right)^2+\left(\tau/\tau_w\right)^2=1 \tag{1.9}$$

$$\left(1/\varphi-1\right)\left(\sigma/\sigma_w\right)^2+\left(2-1/\varphi\right)\left(\sigma/\sigma_w\right)+\left(\tau/\tau_w\right)^2=1,\left[\varphi=\tau_w/\sigma_w\right] \tag{1.10}$$

Tschegg[25)]により実施された軟鋼（AISI C1018）を用いた試験では，円周上に鋭い切り欠きを加工した試験片に繰返しねじりを付加しモードⅢの亀裂を生じさせた．なお，軸力は荷重制御により 0 に制御した．試験結果から亀裂が伝播するにつれ，疲労亀裂面同士の繰返し摺接により疲労亀裂の伝播速度の低下が確認された．このことから，モードⅢの亀裂においても亀裂伝播に有効な応力振幅は破面の接触により減少すると考察された．Yu と Abel[26)]により静的なねじりと繰返しの正の軸力作用下でさえ疲労亀裂破面の凸凹により亀裂が完全に閉口していない場合でも，波面同士の干渉が見られることが指摘され，近年では，Freitas[27,28)]により中炭素鋼（CK45）とアルミニウム合金（A7075 T6）を用いた回転曲げ試験で静的なねじり荷重を負荷する場合としない場合で試験が実

施され，静的なねじりを負荷すると亀裂伝播速度が遅くなることが判明した．これはねじり負荷により“factory-roof”と呼ばれる凸凹の幾何形状が疲労波面に形成されたことにより，破面接触の際に亀裂の遅延効果を生じたためであると考えられる．

田中ら[29]はオーステナイト系ステンレス鋼（JIS SUS316L）を用いた試験片で種々の切り欠き底半径を有する丸棒に繰返しねじり単独と，繰返しねじりと正の軸力の組合せを負荷させた試験を実施した．彼らはねじり単独の場合は切欠き底半径が鋭くなるほど亀裂伝播速度が遅くなり，ねじりと軸力の組合せでは切欠き底半径が鋭くなるほど亀裂伝播速度が速くなることを確認した．また，疲労破面を観察し，factory-roof 形状に及ぼす軸力の影響を確認した．

（b）内圧と軸力を受ける部材の多軸疲労

軸力と内圧によるフープ応力の二軸応力作用下の疲労試験が Dietmann ら[30]により実施された．鋼（St35）を用いた中空の試験片内部から油圧により内圧を作用させ，S-N 曲線により試験結果を整理した．軸力と内圧の位相差が $\varphi=0, \pi/2, 2\pi/3, \pi$（$\varphi$: 位相差）の試験結果から，位相差が大きくなるほど疲労寿命は短くなることが判明し，二軸応力の位相差影響を確認した．

（c）二軸応力を受ける十字型平板に内在する疲労亀裂の伝播挙動

車両や自動車のクランクシャフトのような軸状の機械部材では曲げねじり或いは軸力の組合せ応力条件下の多軸疲労が中心で，多軸応力が疲労限に及ぼす影響がしばしば議論されてきた．しかし，船舶のような大型の構造物では疲労亀裂発生後，直ちに構造健全性を失うことはなく，例えば溶接継手部を起点とする疲労亀裂が多軸応力作用下でどのような伝播挙動を示すのかを知ることは重要である．船体が板殻構造であることを勘案するとねじりよりも曲げや引張の外力が支配的であり，板部材の多軸疲労を考える際に最も基本となる十字型平板を用いた亀裂垂直方向と平行方向の直交面内二軸疲労試験が過去に多く実施され，多くの知見を得た．

線形破壊力学ではモードⅠ亀裂の亀裂平行方向の応力は，応力拡大係数に影響しないため，この亀裂平行方向の応力は亀裂伝播速度に寄与しないとされる．過去の報告では，この予測を支持しているものもあるが，亀裂平行方向応力が寄与するとする試験結果も多くあり，統一的な結論が得られていないのが現状である．以下では，本研究で対象とする二軸応力下におけるモードⅠ疲労亀裂伝播に関する主な報告例を概観する．

Miller ら[31,32,33]は高強度アルミニウム合金（RR 58）とオーステナイト系ステンレス鋼（AISI 316）を用いた試験で η=-1, 0, +1（η: 二軸応力比，η=（亀裂平行方向応力 σ_y） /（亀裂垂直方向応力 σ_x））で試験を実施し（η= 0 は単軸負荷条件），亀裂垂直方向の応力振幅から求めた単軸応力状態の ΔK_I で整理すると，疲労亀裂の伝播速度の大小関係は，η= -1 ＞ η= 0 ＞ η= +1 となった．また，亀裂に平行な応力が圧縮の場合に，亀裂伝播速度が加速するのは塑性域形状が関与すると指摘した．

Sunder ら[34]は軟鋼を用いた試験で η= +1（φ= π）, +1（φ= 0）の試験を実施し，Miller らと同様に単軸負荷条件下と二軸負荷条件下の ΔK_I による整理をした．その結果，単軸応力のみを考える場合は，η= +1（φ= π）で η= +1（φ= 0）より伝播速度が速くなり二軸応力の位相差影響を確認した．しかし，二軸応力を考慮した ΔK_I と亀裂伝播速度は統一的なべき乗関係で整理でき，二軸応力の位相差影響はなくなることを示した．

北川[35]は高張力鋼を用いて，亀裂垂直方向の応力比 R= 0.1, 0.3，φ= 0, π/2, π，亀裂平行方向応力は正の静的な応力或いは繰返し応力（0≦η<1）の種々の条件下で試験を実施した．疲労亀裂伝播速度は単軸応力下の応力拡大係数幅 ΔK_I（無限板でのモード I の応力拡大係数範囲）では一部条件（R= 0.1 で位相差 0）を除き，応力比，位相差が大きくなるほど加速側となり，統一的には整理できなかった．しかし，十字型試験片の外縁形状の影響や二軸応力影響を含む応力拡大係数 ΔK_I を用いて再整理すると亀裂伝播速度と統一的なべき乗関係で記述でき，かつ，中央亀裂入り有限板幅材が単軸荷重を受ける $da/dN-\Delta K_I$ 関係と一致した．これにより，この試験条件の範囲では，二軸応力作用下でも疲労亀裂伝播速度の ΔK_I 依存性が確認された．

以上の結果から，二軸応力の影響が現れるか否かは試験片の形状や二軸の負荷条件を適切に考慮した ΔK_I でデータを整理するか否かに大きく依存していることが確認された．

Hoshide ら[36]は低炭素鋼（JIS SM41C）を用いた試験で，亀裂垂直方向と平行方向応力の波形の応力比 R= 0, -1 で η= -1, 0, +1 で試験を実施し，有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} で整理すると，おおよその試験結果が二軸応力の影響がないとする結果を得た．ただし，R= -1 で η= -1 の条件のみ加速側の結果を得た．亀裂平行方向に大きな圧縮応力が作用すると亀裂開口挙動では二軸応力の影響を説明することはできず，弾塑性破壊力学的取り扱いの必要性を指摘した．その後，星出[37]は上記試験結果について，亀裂伝播速度は亀裂先端の塑性変形を考慮した J 積分範囲 ΔJ で整理できることを示した．

二軸応力作用下の解析的なアプローチとしては他にも，線形破壊力学的には亀裂線平行方向の応力は K 値への影響はないため，Ogura ら[38]により亀裂閉口挙動が有効に寄与すると示された．近年においても Eric ら[39]は画像相関法により亀裂先端の応力/ひずみ

を実測し，亀裂の閉口を確認した．また亀裂先端の塑性域が大きいことから J 積分法を用いて K 値を取得し，それを用いて最大荷重時から亀裂閉口時の荷重に対応する応力拡大係数範囲で疲労亀裂伝播速度を整理できることを確認した．しかしながら，McLung[40]によれば二軸応力が亀裂閉口に影響するのは作用応力が降伏応力の 40%以上になった時のみであると示され，亀裂閉口により二軸応力影響を規定するには制限があると結論付けられた．Adams[41]は二軸応力により亀裂先端の塑性域の大きさが変化することを示した．

一方，TruChon ら[42]は圧延した鋼（E36-Z）により試験を行い，同位相，R= 0.1，η<1 で試験を実施した．彼らは試験より取得した亀裂伝播速度と CT 試験片から得た da/dN－ΔK_{I} を組み合わせて，単軸応力下の ΔK_{I} で試験結果を整理できたことから，亀裂平行方向応力の影響はないと結論付けた．

結城ら[43]はオーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 を用いた負荷応力レベルの異なる二軸繰返し応力試験を実施し，二軸応力を考慮した ΔK_{I} により亀裂伝播速度を整理すると応力レベルの低い条件では二軸の作用応力の影響は出ず，比較的亀裂長さが短く，応力レベルの高い条件で試験片形状や二軸の負荷条件を考慮した ΔK_{I} により統一的に整理することができず，二軸の作用応力の影響が現れることを確かめた．

Takahashi ら[44,45,46]は溶接構造用鋼（SM400B）を用いた面外ガセット溶接継手付試験片により，φ= π で 0≦η≦0.98 と φ= 0 で－1.17≦η≦－0.65 の試験を実施した．彼らは，二軸負荷問題において平面応力状態を仮定して亀裂線平行方向応力影響により生じるポアソン比効果を考慮し，見かけ上の亀裂線垂直方向の応力が変化するとして取り扱うことで，亀裂発生寿命のみならず亀裂が十分成長した最終破断寿命の両者についても二軸負荷影響を単軸負荷の場合と統一して扱えると結論づけた．

Misak ら[47]はアルミニウム合金 7075-T6 を用いて，応力比 R= 0.5，η= 0, 0.5, 1, 1.5 の条件で二軸引張疲労試験を実施した．η= 0, 0.5, 1 では亀裂垂直方向応力に直行する向きに亀裂は伝播したが，η= 1.5 では亀裂平行方向応力に直行する向きに伝播経路を傾斜させながら伝播した．また二軸応力を考慮した ΔK_{I} とエネルギー解放率 ΔG（= $\Delta K_{\mathrm{I}}^2/E + \Delta K_{\mathrm{II}}^2/E$）を用いると，$\eta$= 0, 0.5, 1 では整理できるが，両者とも η= 1.5 の場合で加速側の結果が得られたと報告している．

Lee ら[48]はアルミニウム合金（1100 H14, 7075 T651）を用いた試験で φ= 0，及び φ= π，応力比 R= 0.1，η= 0.5, 1, 1.5 で試験を実施し，S-N 線図により試験結果を整理した．φ= 0, η= 1.5 では亀裂の傾斜は確認されたが，φ= π では亀裂の傾斜は見られなかった．また亀裂伝播速度に関しては，φ= 0 では η が大きくなるほど遅くなり，φ= π では試験

ごとの大きな違いは確認されなかった．また同じ η の比較では，φ= 0 より φ= π の方が亀裂伝播速度は速くなり，その程度は η が大きくなるほど顕著となった．

後藤ら[49]は，船体用圧延鋼板（KA 鋼）を用いて，二軸引張繰返し負荷条件下における疲労亀裂伝播履歴を実測するとともに，疲労亀裂伝播履歴の推定を行った．疲労亀裂伝播試験は η= 1（φ= 0, π, π/2, 3π/2）, 0.5（φ= 0, π）の条件で実施された．実測された亀裂伝播速度の大小関係は，η= 1 のとき φ= π > φ= π/2 ≒ φ= 3π/2 > φ= 0 となり，η= 0.5 のとき φ= π > φ= 0 であることを示すとともに，面内二軸繰返し負荷問題を等価な単軸負荷に置き換える手法を提案し，これと Toyosada ら[14]が提案した ΔK_{RPG} 基準の疲労亀裂伝播則を実装させた疲労亀裂開閉口シミュレーションに適用することで，疲労亀裂の伝播履歴を良好な精度で推定している．

一方，面内二軸繰返し応力作用下の疲労亀裂伝播挙動評価の研究は，著者の調査した限りでは板厚貫通亀裂問題に限定されており，表面亀裂の成長挙動に関する知見は少なく，二軸応力の影響を考慮した J 積分値の解析に留まっている[50]．

1.3　本研究の目的

1.2.2 でも述べたように，結城ら[43]の報告により亀裂寸法や負荷応力レベルの差に応じて二軸応力状態が疲労亀裂伝播挙動に及ぼす影響については有無が分かれることが判明し，これまでの矛盾した結果を説明するための一つの要因であることが分かる．また，Hoshide ら[36]の研究から，多くの試験結果は試験片形状や二軸応力を考慮すると ΔK_I により亀裂伝播速度は統一的に整理できることが示唆されたが，亀裂平行方向に大きな圧縮応力が加わる場合には弾塑性的な取り扱いが必要であるとされた．実際に星出[37]により ΔJ を用いて亀裂伝播速度を整理すると二軸応力の影響なく整理できることが示され，二軸応力下の亀裂伝播挙動の定量的な推定手法として成果を挙げた．しかし，この手法は ΔJ の簡便な推定手法でさえ亀裂中央の開口変位や試験片形状に合わせた補正式が必要なため，利便性に欠けると考えられる．

一方，Takahashi ら[44,45,46]の研究により亀裂平行方向の応力は，ポアソン効果を考慮することで亀裂垂直方向の応力に換算できることが示唆された．しかし，この論文中では二軸負荷と単軸負荷の S-N 曲線による比較に留まっており，定量的な疲労亀裂伝播挙動の推定には至っていない．Takahashi ら[44,45,46]の研究を基に，後藤ら[49]は二軸応力を亀裂垂直方向の等価な単軸応力に変換し，これに Toyosada らの任意応力場に存在する疲労亀裂伝播履歴推定手法[17]を適用することで，十字型平板試験片に内在する板厚貫通亀裂の疲労亀裂伝播挙動を定量的に評価した．鋼船構造に関する共通構造規則 CSR-BC

& OT[3]に二軸応力影響を導入することを考えるならば，実海域で船体に生じる多軸応力影響を前述の等価な単軸応力波形への変換手法を適用すれば，これ以降は現状の単軸繰返し応力条件下における疲労強度評価手法を適用できる利点がある．

船舶や海洋構造物に代表される大型溶接鋼構造物では，構造的応力集中部である溶接止端部から疲労亀裂が発生することが多く，一般的に止端部表面から発生した疲労亀裂は表面亀裂状態で板厚方向に板厚を貫通するまで成長し，その後板厚貫通亀裂として板幅方向に成長するが，構造物の安全性照査の観点からは，亀裂発生から板厚貫通亀裂に成長するまでの段階を定量的に補足し，板厚貫通に至った段階で補修を行うことが現実的である．そこで亀裂発生から板厚貫通に至る，いわゆる表面亀裂段階における亀裂成長履歴を定量的に推定することが重要であるが，多軸応力作用下の表面亀裂伝播挙動は明らかにはされていない[50]．一方，前述の取り扱いにより面内二軸繰返し負荷を等価な単軸繰返し負荷に置き換えることが可能となるため，これが表面亀裂に適用できれば，この亀裂に対する定量的な伝播履歴推定が可能になると期待される．

任意応力場に存在する疲労表面亀裂の伝播履歴に対して有力な手法と期待される Toyosada らの手法[17]では，亀裂形状成長履歴は応力勾配と初期形状を考慮して入力情報の一つとして与え，成長するに要する負荷繰返し数を推定する形式を採っている．したがって，寿命評価のためには事前に表面亀裂の形状成長挙動を把握しておく必要があるが，二軸応力下の表面亀裂形状成長挙動は明らかにされていない．

以上述べた面内二軸繰返し応力場に存在する疲労亀裂伝播挙動評価に関する研究の現状を鑑み，本研究では，直交二軸方向の応力波形の荷重比と位相差が異なる二軸繰返し応力を受ける平板試験片と面外ガセット溶接継手を評価対象に疲労表面亀裂形状成長履歴を実測するとともに，これの推定手法について検討することを目的とする．

1.4　本論文の構成

本論文は 5 つの章により構成されている．

第 1 章では，疲労強度評価や多軸応力下の疲労の過去の研究，本研究の目的について述べた．

第 2 章では，本研究で用いた ΔK_{RPG} 基準の疲労亀裂伝播シミュレーションの概要と疲労亀裂開閉口モデルの説明をする．

第 3 章では，異なる荷重比や位相差を有する種々の二軸繰返し応力を受ける十字型平板中の疲労表面亀裂の形状成長履歴について述べる．また，二軸繰返し応力作用下の疲労亀裂伝播履歴の推定手法について説明し，同手法を適用した際の試験結果に対する推定精度を検証し，手法の妥当性を検証した．

第 4 章では, 十字型平板に角回し溶接によりスティフナを取り付けた面外ガセット溶接継手を用いて, 異なる荷重比や位相差を有する種々の二軸繰返し応力を受ける際に溶接止端部から自然発生した疲労表面亀裂形状成長履歴について述べる. また第 3 章と同様の推定手法を適用し，面外ガセット溶接継手に対する推定手法の妥当性を検証した.

第 5 章では, 実海域での波浪変動外力が複数方向から位相差を有しながら作用する場合を想定した，面内二軸繰返し重畳応力作用下の疲労亀裂伝播履歴を実測し，第 3, 4 章と同様の推定手法と複雑な重畳応力波形中で亀裂伝播に有効な応力波形のみを抽出するアルゴリズムを実装した，ΔK_{RPG} 基準の疲労亀裂伝播シミュレーションを実施し，推定手法の妥当性を検証した.

第 6 章では，本研究の結論を述べ，本研究の将来課題を挙げる.

第 1 章　参考文献

1) 西田新一: 溶接構造物の疲労破壊と疲労強度因子（1），溶接学会, Vol.62, No.8, pp.595-598, 1993.
2) 上山忠夫: 航空機構造の疲れ設計の現状，日本航空宇宙学会誌, Vol.25, No.276, pp.1-9, 1977.
3) 日本海事協会：鋼船規則 CSR-B&T 編，ばら積貨物船及び油タンカーのための共通構造規則，2019.
4) Schütz, W.: A History of Fatigue, Engineering Fracture Mechanics, Vol.54, No.2, pp. 263-300, 1996.
5) 例えば，佐藤建吉：絵とき「金属疲労」基礎のきそ，pp.82-83, 2008.
6) Miner, M.A.: Cumulative fatigue damage, Journal of Applied Mechanics, Vol.12, pp.159-164, 1945.
7) 中村宏，田中真一: 機械の疲れ寿命算出法，養賢堂, 1972.
8) Haibach, E.: The Allowable Stresses under Variable Amplitude Loading of Welded Joints, Conference on Fatigue of Welded Structures, Vol.2, pp.328-339, 1971.
9) Paris, P., Erdogan, F.: A critical analysis of crack propagation laws, Trans. of ASME, Journal of Basic Engineering, Vol.85, pp.528-534, 1963.
10) Irwin, G.R.: Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. Journal of Applied Mechanics, Vol.24, pp.361-4, 1957.
11) 田中啓介: 疲労強度学,（西谷 弘 信編）, pp. 151, 1985.
12) Frost, N.E., Pook, L.P., Denton, K.: A fracture mechanics analysis of fatigue crack growth

data for various materials, Engineering fracture mechanics, Vol.3, pp.109-126.

13) Elber, W.: The significance of fatigue crack closure, ASTM STP, No.486, pp.230-242, 1971.

14) 菊川真，城野政弘，近藤良之：K_{th} レベルをはさむ繰返し 2 段変動荷重下の疲労き裂進展，材料, Vol.27, No.302, pp.1096-1102, 1978.

15) Toyosada, M., Niwa, T.: The Significance of RPG Load for Fatigue Crack Propagation and the Development of a Compliance Measuring System, International Journal of Fracture, Vol. 67, pp. 217-230, 1994.

16) Toyosada, M., Gotoh, K., Niwa, T.: Fatigue crack propagation for a through thickness crack a crack propagation law considering cyclic plasticity near the crack tip, International Journal of Fatigue, Vol.26, No9, pp. 983-992, 2004.

17) Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa,T.: Fatigue life assessment for welded structures without initial defects: an algorithm for predicting fatigue crack growth from a sound site, International Journal of Fatigue, Vol.26, No.9, pp.993-1002, 2004.

18) Gotoh, K. Nagata, Y. and Toyosada, M.: Fatigue life estimation for a long through thickness cracks in large - scale specimen in imitation of hull skin plate, Proceedings of the 17th International Offshore and Polar Engineering Conference（ISOPE 2007）, Vol.4, pp.3343-3347, 2007.

19) 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.

20) 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.

21) Sumi, Y., Yajima, H., Toyosada, M., Yoshikawa, T., Aihara, S. Gotoh, K. Ogawa, Y., Matsumoto, T. Hirota, K., Hirasawa, H. Toyoda, M. and Morikage, Y.: Fracture control of extremely thick welded steel plates applied to the deck structure of large container ships, Journal of Marine Science And Technology, Vol.18, No.4, pp.497-514, 2013.

22) 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 ASME 2013 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering（OMAE 2014）, OMAE2014-23413, 2014.

23) Gough, H.J., Pollard, H.N.: The strength of metals under combined alternating stresses, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol.131, pp.3-103, 1935.
24) Gough, H.J.: Engineering steels under combined cyclic and static stresses, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol.160, pp.417-440, 1949.
25) Tschegg, E.K.: Sliding mode crack closure and mode III fatigue crack growth in mild steel, Acta Metallurgica, Vol.31, pp.1323-1330, 1983.
26) Yu, X., Abel, A.: Crack surface interference under cyclic mode I and steady mode II loading Part I experimental study, Engineering Fracture Mechanics, Vol.66, pp.503–518, 2000.
27) De Freitas, M., Reis, L., Da Fonte, M., Li, B.: Effect of steady torsion on fatigue crack initiation and propagation under rotating bending. Multiaxial fatigue and mixed-mode cracking, Engineering Fracture Mechanics, Vol.78, pp.826–835, 2011.
28) Da Fonte, M., Reis, L., De Freitas, M.: The effect of steady torsion on fatigue crack growth under rotating bending loading on aluminium alloy 7075-T6, Frattura ed Integrità Strutturale Vol.30, pp.360–368, 2014.
29) 田中啓介, 石川知樹, 坂川雄祐, 成田純一, 平岩卓也, 江上登: 環状切欠き鉄鋼丸棒のねじり疲労におけるき裂の進展挙動, 日本機械学会論文集（A 編）, Vol.77, No.778, 2011.
30) Dietmann, H., Bhongbhibhat, T., Schmidt, A.: Multiaxial fatigue behavior of steels under in-phase and out-of-phase loading including different wave forms and frequencies, Third International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue, Stuttgard, pp.1-17, 1989.
31) Hopper, C.D., Miller, K.J.: Fatigue crack propagation in biaxial stress fields, Journal of Strain Analysis, Vol.12, No.1, 1977.
32) Brown, M.W., Miller, K.J.: Mode Ⅰ fatigue crack growth under biaxial stress at room and elevated temperature, ASTM STP Vol.853, pp.135-152, 1985.
33) Miller, K.L.: Fatigue under complex stress. Metal Science, Vol.11, pp.432-438, 1977
34) Sunder, R., Ilchenko, B.V.: Fatigue crack growth under flight spectrum loading with superposed biaxial loading due to fuselage cabin pressure, International Journal of Fatigue, Vol.33, pp.1101–1110, 2011
35) 北川英夫, 結城良治, 東郷敬一郎, 角田義秋: 面内二軸荷重を受ける高張力鋼平板中の疲労亀裂成長の破壊力学的研究, 日本機械学会論文集（A 編）, Vol.45, No.395, pp.707-716, 1979
36) Hoshide, T., Tanaka, K., Yamada, A.: Stress ratio effect of fatigue crack propagation in

biaxial stress field, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.4, No.4, pp.355-366, 1981.

37) 星出敏彦, 山田晃, 田中啓介: 2 軸応力下での亀裂平板の弾塑性有限要素解析とその疲労亀裂伝播への応用, 材料, Vol.32, No.356, pp.528-534, 1983.

38) Ogura, K., Ohji, K., Ohkubo, Y.: Fatigue crack growth under biaxial loading, International Journal of Fracture, Vol.10, pp.609–610, 1974.

39) Eric, B., Michael, B., Stefan, R.: Biaxial testing of cruciform specimens representing characteristics of a metallic airplane fuselage section, International Journal of Fatigue, Vol.108, pp.116-126, 2018.

40) McLung, R.C.: Closure and growth of Mode Ⅰ cracks in biaxial fatigue, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.12, No.5, pp.447–460, 2007.

41) Adams, N.J.I.: Some comments on the effect of biaxial stress on fatigue crack growth and fracture, Engineering Facture Mechanics, Vol.5, pp.983-991, 1973.

42) TruChon, M., Amestoy, M., Dang-Van, K.: Experimental study of fatigue crack growth under biaxial loading, 5th international conference on fracture, pp.184l-1849, 1981.

43) 結城良治, 秋田清司, 岸成人: 疲労亀裂成長特性に及ぼす二軸応力条件およびその変化の影響, 材料, Vol.37, No.420, pp.1084-1089, 1988.

44) Takahashi, I., Ushijima, M., Takada, A., Akiyama, S., Maenaka, H.: Fatigue behavior of a box-welded joint under biaxial cyclic loads, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.22, No.10, pp.869-877, 1999.

45) 高橋一比古, 高橋一比古, 秋山繁, 牛嶋通雄, 前中浩: 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, Vol.184, pp.321-327, 1998.

46) 高橋一比古, 高田篤志, 秋山繁, 牛嶋通雄, 前中浩: 2 軸繰り返し下における角回し溶接継手の疲労挙動（第 2 報）, 日本造船学会論文集, Vol.188, pp.599-607, 2000.

47) Misak, H.E., Perel, V.Y., Sabelkin, V., Mall, S.: Biaxial tension-tension fatigue crack growth behavior of 2024-T3 under ambient air and salt water environments, Engineering Fracture Mechanics, Vol.118, pp.83-97, 2014.

48) Lee, E.U., Taylor, R.E.: Fatigue behavior of aluminum alloys under biaxial loading. Engineering Fracture Mechanics, Vol.78, pp.1555-1564, 2011.

49) 後藤浩二, 丹羽敏男, 穴井陽祐, 大森徹也, 田中義久: 位相差を有する二軸繰り返し載荷条件下における疲労亀裂伝播挙動, 日本造船学会論文集, Vol.18, pp.101-108, 2013.

50) Sonsino, C.M.: Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and out-of-phase local strains and stresses, International Journal of Fatigue, Vol.17, No.1, pp.55-70, 1995.

第 2 章　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

2.1　緒言

本章では, 本研究で採用した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[1)]に関する基礎理論を説明する.

本研究において採用する疲労亀裂伝播則で適用されるパラメータである ΔK_{RPG} を亀裂の伝播に応じて順次与えるためには, 疲労亀裂先端近傍で亀裂面に取り込まれた残留引張変形層や亀裂閉口領域の接触状況を定量的に考慮しつつ，第 1 章で説明した RPG 応力を求める必要がある.

疲労亀裂の wake zone における残留引張変形層や，亀裂開閉口領域の接触直応力分布の研究は，Dill と Saff[2)]並びに Führing[3)]によりなされた．Newman[4)]はこれらを参考にして Dugdale モデル（亀裂結合力モデル）[5)]を改良し，各種負荷条件下での，中央貫通亀裂材の疲労亀裂開閉口モデルに発展させた. 仮想亀裂部では実際には開口変位は生じないが，Dugdale モデルで現れる仮想亀裂開口変位と同じ長さの剛完全塑性体の棒要素が，仮想亀裂の上下面に配置されていると仮定した．そのため，この棒要素の長さは，棒要素が塑性状態にならない限り変化しない.

Toyosada らは Newman の提案したモデルの応力～ひずみ関係に弾完全塑性体を想定することで, 塑性域内における除荷及び再負荷時の弾性変形を考慮することのできるモデルを考案した．高木ら[6)]は圧縮荷重作用時に初期亀裂面の接触を考慮できるよう上述の亀裂開閉口モデルを改良した．本研究では，このモデルに基づく疲労亀裂伝播の数値シミュレーションを用いるので, 本章において同シミュレーションの基礎理論を概説する.

2.2　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

亀裂先端に生じる塑性域が細長くて限りなく薄いと仮定し, 塑性域も含めて仮想的に亀裂と考えた場合，この仮想亀裂周りの弾性領域の変形は，塑性域に降伏応力を生じさせる亀裂面間の結合力が作用するモデルにより表現できる.

Dugdale は Fig.2.1 (a), (b) に示すように亀裂長さ $2a$ の亀裂を有する板材に無限遠方で

一様引張応力 σ が作用する際，亀裂先端に生じる塑性域:ω を仮想亀裂とみなし，Fig.2.1(c)に示すように実際の亀裂部分は自由表面, 塑性域は仮想亀裂表面で降伏応力 σ_Y を受けているものと考えた．このモデル化と重ね合わせの原理を用いることで，Fig.2.2(a)に示す外荷重 P が作用する亀裂の応力分布は，(b)無亀裂材の亀裂想定線上に作用する応力分布と，(c) c の長さの亀裂面に(b)の応力分布が内圧として作用する場合と，(d)塑性域(仮想亀裂面)に降伏点と等しい圧縮応力が作用する場合を重ね合わせることにより表現できる．仮想亀裂先端である $x=c$ では応力特異性が存在しないため，この点における応力拡大係数 K 値は 0 となる必要がある．したがって，Fig.2.2(b)～(d)の K 値の和は 0 となる(ただし，(b)には亀裂が存在しないため K=0 となる)条件から塑性域先端位置 c を求めることができる．

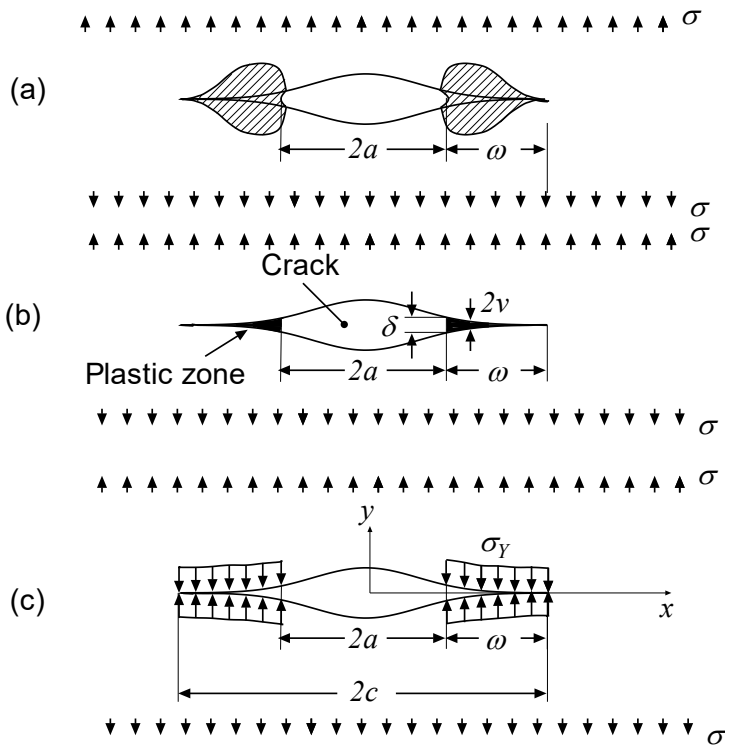


Fig.2.1 Schematic illustration of Dugdale model.

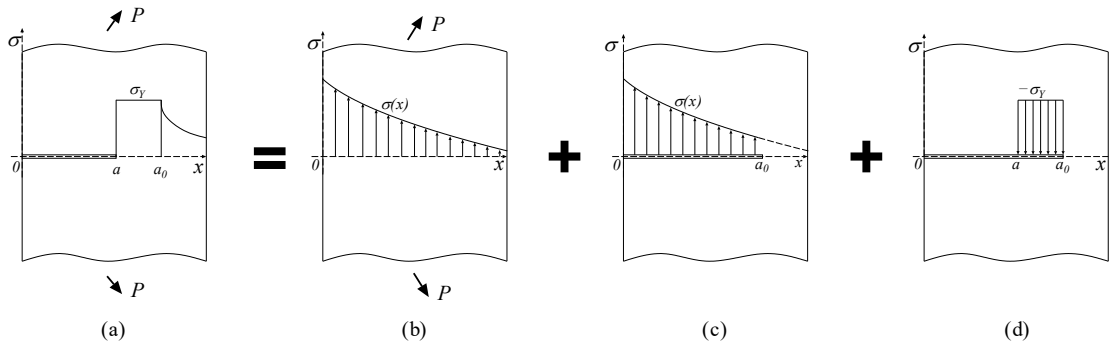


Fig.2.2 Principle of superposition concerning generalized strip yield model.

以下, 亀裂結合力モデルによる塑性域先端位置と亀裂開口変位の計算方法について説明する.

Fig.2.3 に示すように，長さ c の亀裂の亀裂面の位置 x に集中荷重 P が作用した場合の K 値を(2.1)式とする.

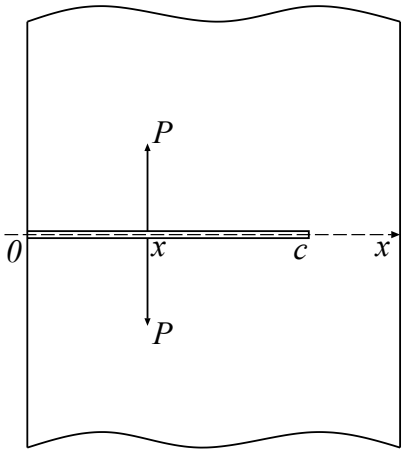


Fig.2.3 Schematic of crack subjected to concentrated force on crack surface.

$$K = P\,g(x,c) \tag{2.1}$$

ここで亀裂長さと集中荷重作用位置の関数である $g(x, c)$ は K 値重み関数と称されるもので，単位集中荷重作用時の K 値に相当する．Fig.2.2(c)の K 値は亀裂長さに関して応力分布 $\sigma(x)$ を積分することで，次式で表される.

$$K = \int_0^c \sigma(x)\,g(x,c)\,dx \tag{2.2}$$

ここで，実亀裂先端位置が a，塑性域先端位置が c であることを勘案し，Fig.2.2(d)の K 値は次式で表される．

$$K = -\sigma_Y \int_a^c g(x,c)\,dx \tag{2.3}$$

仮想亀裂先端位置での K 値は 0 となる必要があるため，(2.2)式と(2.3)式の和から次式が成立する．

$$\int_0^c \sigma(x) g(x,c)\,dx - \sigma_Y \int_a^c g(x,c)\,dx = 0 \tag{2.4}$$

(2.4)式を仮想亀裂先端位置 c について解くことで，塑性域長さを求めることができる．また，長さ c の亀裂の亀裂面の位置 x に単位荷重が作用した場合の $x=x_i$ における亀裂開口変位は Paris の相反定理[7]より，次式で与えられる．

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} \int_0^c g(x,a) g(x_j,a)\,da \tag{2.5}$$

ただし，

$$E' = \begin{cases} E & (\text{平面応力}) \\ E/(1-\nu^2) & (\text{平面ひずみ}) \end{cases}$$

Fig.2.2(b)に示すように評価対象が無亀裂状態の場合の，亀裂位置における応力分布を $\sigma(x)$ とすると，Fig.2.2(c)の $x=x_j$ における亀裂開口変位 $V(x_j)$ は次式で与えることができる．

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} \int_0^c \sigma(x) \int_0^c g(x,a) g(x_j,a)\,da\,dx \tag{2.6}$$

同様に考えると，Fig.2.2(d)の亀裂開口変位は次式で与えられる．

$$V(x_j) = \frac{-2\sigma_Y}{E'} \int_0^c \int_0^c g(x,a) g(x_j,a)\,da\,dx \tag{2.7}$$

Fig.2.2(a)の亀裂開口変位は(2.6)式と(2.7)式の和をとることで，次式が得られる．

$$V(x_j) = \frac{2}{E'} \left\{ \int_0^c \sigma(x) \int_0^c g(x,a)(x_j,a)\,da\,dx - \sigma_Y \int_0^c \int_0^c g(x,a) g(x_j,a)\,da\,dx \right\} \tag{2.8}$$

一般的に，亀裂結合力モデルでは材料の応力ひずみ～関係に等方硬化弾完全塑性体を想定しているため，同モデルにより算出された亀裂開口変位は，実際よりも大きな値が得られる．そのため，これを補正するために降伏応力に塑性拘束係数 λ[8]を乗じて，塑性域に作用する結合力を修正する手法が広く用いられる．実際に(2.4)式や(2.8)式を用いる際には，降伏応力 σ_Y の代わりにこの値を補正した $\lambda\sigma_Y$ を代入して計算を行う．

応力分布 $\sigma(x)$ が作用する亀裂材の亀裂開口変位 $V(x_j)$ を数値解析により計算する場合には，(2.4)式を用いて塑性域先端位置 c を求めた後，(2.8)式を用いるが，その際には，応力が作用する実亀裂面，及び仮想亀裂面を一定応力が作用すると近似できる微小範囲に離散化し，その微小範囲に作用する応力に対する亀裂開口変位の和を採ればよい．

Fig.2.4 に示すように亀裂面を n 個に分割した場合，$x=x_j$ における亀裂開口変位 $V(x_j)$ を求める場合には，次式で与えられる．

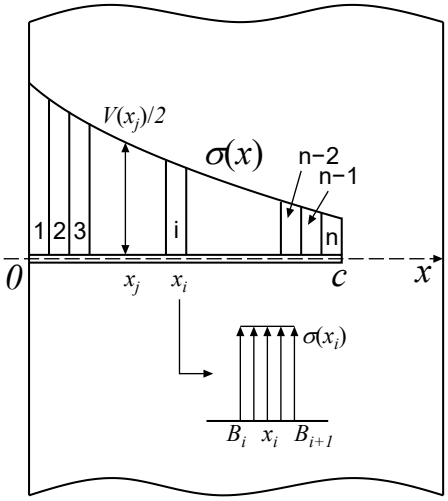


Fig.2.4 Schematic of divided elements in crack surface.

$$V\left(x_j\right)=\sum_{i=1}^{n} v_i\left(x_j\right) \tag{2.9}$$

ここで，$v(x_j)$ は次式により算出される．

$$v_i\left(x_j\right)=\frac{2\sigma_i}{E'}\int_{B_i}^{\beta}\sigma\left(x\right)\int_{\alpha}^{c} g\left(x,a\right)g\left(x_j,a\right)dadx=\sigma_i F\left(x_j,x_i,c\right) \tag{2.10}$$

ただし，$x_i=(B_i+B_{i+1})/2$ とし，

$x_j<B_i$の時，　　$\alpha=B_i, \beta=\min[B_{i+1}, a]$
$B_i<x_j\leqq B_{i+1}$の時，　　$\alpha=x_j, \beta=\min[B_{i+1}, a]$
$B_{i+1}<x_j$の時，　　$\alpha=x_j, \beta=B_{i+1}$

(2.10)式により $v_i(x_j)$ を算出した後，亀裂面に応力 $\sigma(x_j)$ が作用する場合の亀裂面 $x=x_j$ における亀裂開口変位 $V(x_j)$ は(2.9)式より，次式で表現できる．

$$V\left(x_j\right)=\sigma_i\sum_{i=1}^{n}F\left(x_j,x_i,c\right) \tag{2.11}$$

上述の Dugdale モデルに基づいた亀裂開口変位算出を組み込んだ疲労亀裂伝播シミュレーションでは, 前歴の最大荷重時或いは最小荷重時の亀裂開口変位に基づき負荷サイクル毎に更新しながら RPG 荷重を算出し，疲労亀裂伝播挙動を決定する．

2.2.1　最大荷重時（現荷重により形成された塑性域先端が過去に生じた塑性域よりも外側に存在する場合）

Fig.2.5(a)に示すような初期亀裂長さ a_0，現亀裂長さ a における最大荷重時の塑性域先端を c とし，a～c 間の長さを ω とする．また，単位荷重が作用したときの無亀裂状態における想定亀裂線上に作用する応力分布を $\sigma_s(x)$ とする．Fig.2.5(a)の亀裂開口変位は，Fig.2.5 に示す重ね合わせにより求めることができる．ここで，Fig2.5(a)～(h)の各状態は以下の通りである．

(a)実亀裂長さ a の亀裂前方の応力分布
(b)亀裂が存在しないと仮定した状態で作用する外荷重 P_{max} による想定亀裂線上の応力分布
(c)長さ c の亀裂に(b)の応力が内圧として作用する亀裂
(d)塑性域 a～c 間に結合力-$\lambda\sigma Y$ の一様応力が内圧として作用する亀裂
(e)亀裂が存在しない状態で作用していた想定亀裂線上の残留応力分布
(f)長さ c の亀裂に(e)の応力分布が内圧として作用する亀裂
(g)亀裂が存在しないと仮定した状態で作用する死荷重による想定亀裂線上の応力分布
(h)長さ c の亀裂に(g)の応力が内圧として作用する亀裂

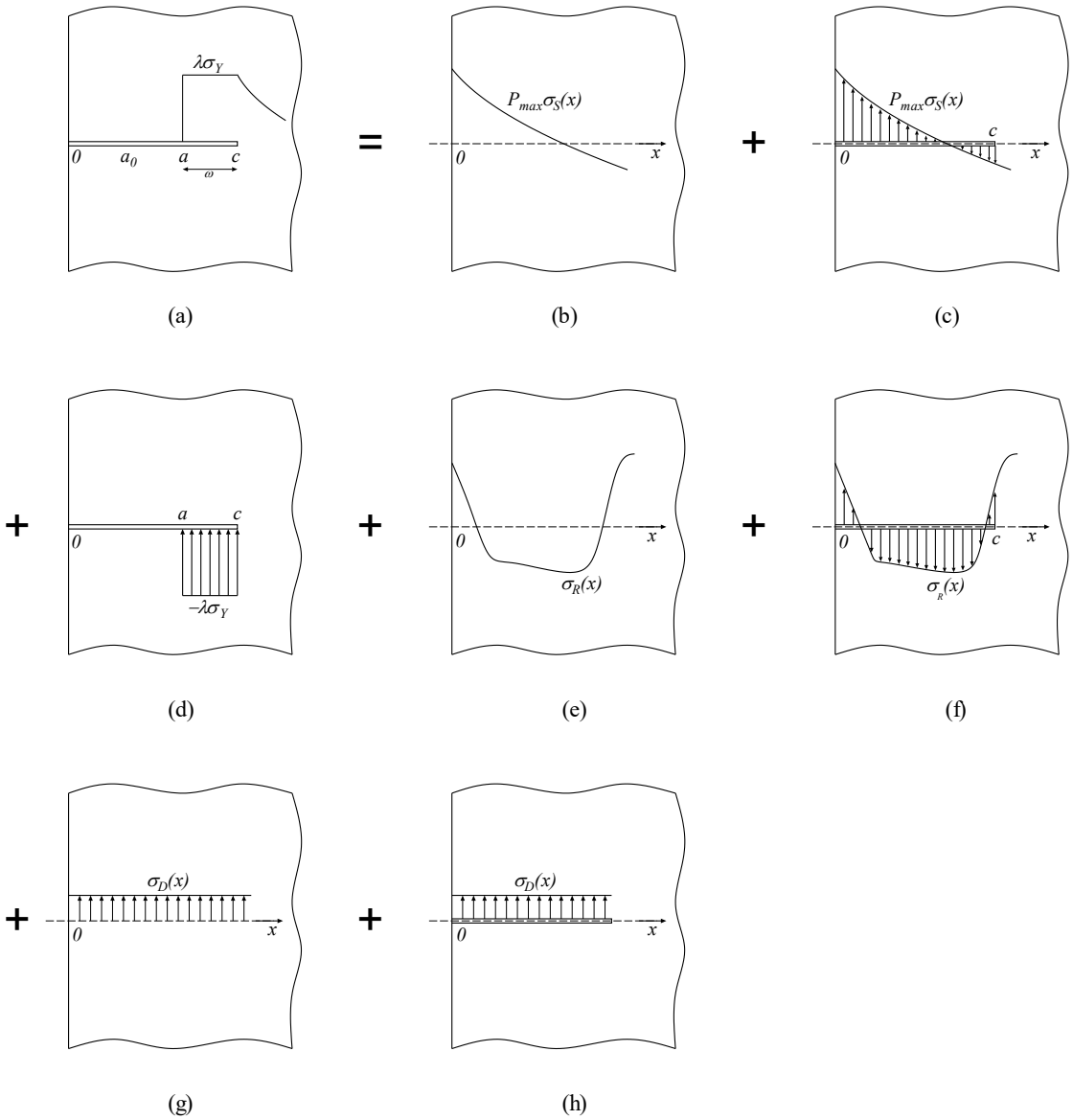


Fig.2.5 Principles of superposition at maximum stress condition.

Fig.2.5(b)～(h)の重ね合わせにより，Fig.2.5(a)の亀裂開口変位を計算できる．

Fig.2.5(a)の亀裂開口変位を求めるため，亀裂面を Fig.2.6 に示すように短冊状の微小範囲に分割する．領域 A は初期亀裂面[0, a_0]，領域 B は初期亀裂面を除いた実亀裂面[a_0, a]と塑性域[a, c]にそれぞれ対応しており，区間[a_0, a]は，亀裂の伝播に伴い亀裂面に取り込まれた残留引張変形層が存在し，塑性域である区間[a, c]と共に，弾完全塑性体の棒要素が埋め込まれている．区間[0, a_0]にはゲージ長さ 0 の棒要素を配置し，この範囲に配置される棒要素の番号を 1,2,3,…NFA とする．また，領域 B[a_0,c]における棒要素番号は 1,2,3,…NBAR とする．また，実亀裂先端位置 a を過ぎた直後の棒要素番号を

NCBAR とする．初期亀裂面，実亀裂面，仮想亀裂面に配置した棒要素に作用する応力を計算過程に考慮する場合には，初期亀裂面からの棒要素番号を 1,2,3,…NFA+NBAR とする．

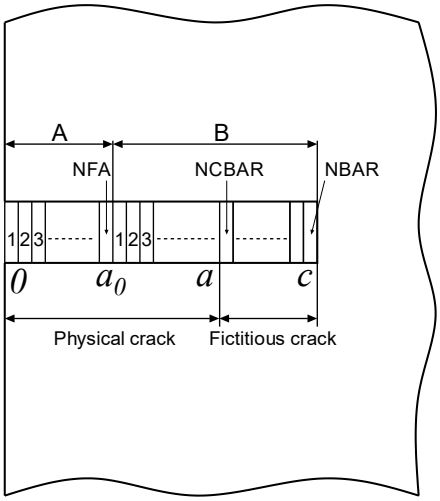


Fig.2.6 Arrangement of bar elements.

最大荷重時に亀裂が完全に開口し，かつ現在の応力により生じた塑性域先端が過去に生じた塑性域外に存在する場合，Fig.2.5(a)の $x=x_j$ における亀裂開口変位 $V_{max}(x_j)$ は，Fig.2.5(c)，(d)，(f)，(h)における亀裂開口変位の和として，次式で与えられる．

$$
\begin{aligned}
V_{\max}\left(x_j\right) = P_{\max} & \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\} \\
& - \lambda \sigma_Y \sum_{i=NFA+NCBAR}^{NFA+NBAR} F_{AB}\left(x_j, x_i, c\right) \\
& + \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\} \\
& + \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\}
\end{aligned}
\tag{2.12}
$$

ここで，

$(\sigma_{SA})_i$, $(\sigma_{SB})_i$ ： $x=x_i$における単位外力荷重による応力$\sigma_S(x)$の値，

$(\sigma_{RA})_i$, $(\sigma_{RB})_i$ ： $x=x_i$における残留応力 $\sigma_R(x)$ の値，

$(\sigma_{DA})_i$, $(\sigma_{DB})_i$ ： $x=x_i$における死荷重応力 $\sigma_D(x)$ の値，

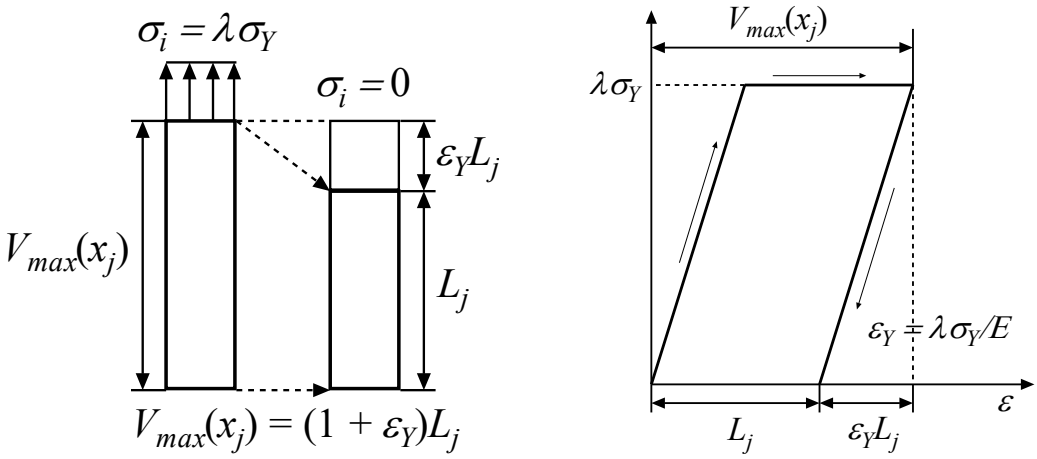
λ ： 塑性拘束係数．

添え字の A, B は Fig.2.6 に示すように，A は初期亀裂，B は初期亀裂を除いた実亀裂と仮想亀裂（塑性域），AB は初期亀裂と実亀裂と仮想亀裂を統合した領域に対応する．

仮想亀裂面（塑性域）に配置された棒要素（i=NFA+NCBAR～NFA+NBAR）には仮想変位 $V_{max}(x_j)$ が生じているが，この領域に配置された棒要素は塑性変形を生じていることから，完全に除荷されても Fig.2.7（a）に示すように，$V_{max}(x_j)$ から弾性変形分を差し引いた長さを保持する．この長さを棒要素のゲージ長と定義し，弾完全塑性体を想定した場合，ゲージ長は次式で与えられる．

$$L_j = \left[1/\left(1+\lambda\sigma_Y/E'\right)\right]V_{\max}\left(x_j\right) \tag{2.13}$$

塑性域が初めて形成される場合の最大荷重時にも本設と同様のモデルが使用でき，この場合は Fig.2.6 で $a=a_0$ として，NFA+NCBAR=1 から順に棒要素番号を設定すればよい．



(a) Gauge length　　(b) Stress versus strain diagram

Fig.2.7 Schematic illustration of gauge length and stress versus strain diagram.

2.2.2　最小荷重時

最小応力時には，Fig.2.8 に示す重ね合わせの原理が成立する．ここで，Fig.2.8(d)に示した応力分布は最小荷重時に亀裂面に作用する応力分布の符号を変えたものである．したがって，最小荷重時の亀裂開口変位 $V_{min}(x_j)$ は，次式で与えられる．

$$
\begin{aligned}
V_{\min}\left(x_j\right) = P_{\min}\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} - \sum_{i=1}^{NFA+NBAR}\left(\sigma_{AB}\right)_i F_{AB}\left(x_j,x_i,c\right) \\
+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \\
+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}
\end{aligned}
\tag{2.14}
$$

ただし，$(\sigma_{AB})_i$ は亀裂面の $x=x_i$ における最小荷重時に棒要素に作用する応力であるが現時点では未知数であるため，以下の手順に沿って算出する．　最小荷重時に圧縮塑性しない領域では，棒要素には弾性変形しか生じないため，仮想亀裂部の弾性域，及び実亀裂部の亀裂閉口領域の弾性域では(2.15)式が成立する．

$$
V_{\min}\left(x_j\right) = \left\{1 + \left(\sigma_{AB}\right)_j / E'\right\} L_j \tag{2.15}
$$

この領域では，(2.14)式と(2.15)式より，次式が成立する．

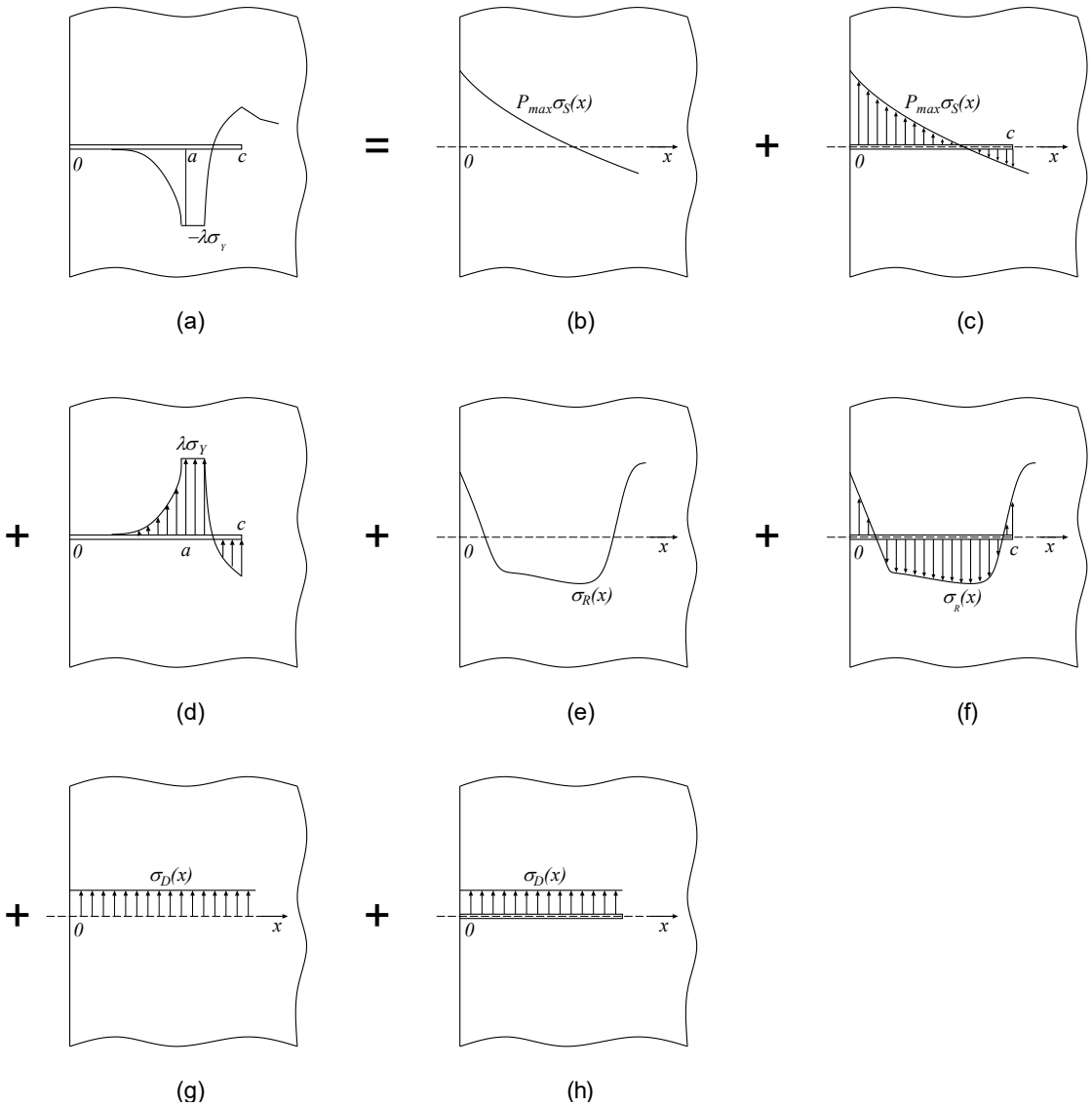


Fig.2.8 Principles of superposition at minimum stress condition.

$$\left\{1+\left(\sigma_{AB}\right)_j/E'\right\}L_j = P_{\min}\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}-\sum_{i=1}^{NFA+NBAR}\left(\sigma_{AB}\right)_i F_{AB}\left(x_j,x_i,c\right)$$
$$+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}$$
$$+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \tag{2.16}$$

(2.16)式を$(\sigma_{AB})_i$について解くと，次式が得られる．

$$
\begin{aligned}
\left(\sigma_{AB}\right)_j = \Bigg[& P_{\min}\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \\
& -\left\{\sum_{i=1}^{j-1}\left(\sigma_{AB}\right)_i F_{AB}\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=j+1}^{NBAR}\left(\sigma_{AB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \\
& +\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \\
& +\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}-L_j\Bigg] \\
& /\left[L_j/E'+F_{AB}\left(x_j,x_i,c\right)\right]
\end{aligned}
\tag{2.17}
$$

(2.17)式は，NFA+NBAR 個の未知数$(\sigma_{AB})_1$～$(\sigma_{AB})_{NFA+NBAR}$を持つ連立方程式であるため，Gauss-Seidel 法等の収束計算で解くことができる．この収束計算の過程では，

実亀裂面[$x_j<a$]で，

$(\sigma_{AB})_j>0$の時，　$(\sigma_{AB})_j=0$

$(\sigma_{AB})_j<-\lambda\sigma_Y$の時，　$(\sigma_{AB})_j=-\lambda\sigma_Y$

仮想亀裂面[$a<x_j<c$]で，

$(\sigma_{AB})_j>\lambda\sigma_Y$の時，　$(\sigma_{AB})_j=\lambda\sigma_Y$

$(\sigma_{AB})_j<-\lambda\sigma_Y$の時，　$(\sigma_{AB})_j=-\lambda\sigma_Y$

と置き換える必要がある．この置換えを行いながら収束計算を繰り返すことで応力分布$(\sigma_{AB})_j$が得られ，この$(\sigma_{AB})_j$を(2.14)式に代入することで最小荷重時の亀裂開口変位$V_{min}(x_j)$を算出することができる．また，最小荷重時において圧縮降伏している棒要素は$(\sigma_{AB})_j=-\lambda\sigma Y$であり，これを満たす範囲として圧縮塑性域先端を決定することができる．$(\sigma_{AB})_j=-\lambda\sigma Y$を満たす圧縮塑性変形域では，棒要素ゲージ長は次式のように変化する．

$$
L_j=\left\{1/\left(1-\lambda\sigma_Y/E'\right)\right\}V_{\min}\left(x_j\right) \tag{2.18}
$$

最小荷重時に圧縮降伏を生じない領域は，最大荷重時のゲージ長(2.13)式を保持する．

2.2.3　RPG 荷重時

RPG 荷重は再負荷過程に実亀裂先端が引張塑性変形を生じる時の荷重であり，この時の亀裂開口変位$V_{RPG}(x_j)$は，最小荷重時と同様に考え，次式で与えられる．

$$
\begin{aligned}
V_{RPG}\left(x_j\right) = P_{RPG}&\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}\\
&-\sum_{i=1}^{NFA+NBAR}\left(\sigma_{AB}\right)_i F_{AB}\left(x_j,x_i,c\right)\\
&+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}\\
&+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}
\end{aligned}
\tag{2.19}
$$

ここで，亀裂先端に配置されている棒要素（棒要素番号:NFA+ NCBAR）は引張塑性しているため，$(\sigma_{AB})_{NFA+NCBAR}=\lambda\sigma_Y$ となる．したがって，j=NCBAR の場合に(2.19)式を P_{RPG} について解くことで次式が得られる．

$$
\begin{aligned}
P_{RPG} = &\left[\left(1+\frac{\lambda\sigma_Y}{E'}\right)L_{NFA+NCBAR}\right.\\
&+\left\{\sum_{\substack{i=1\\ i\neq NFA+NCBAR}}^{NFA+NBAR}\left(\sigma_{AB}\right)_i F_{AB}\left(x_{NFA+NCBAR},x_i,c\right)+\lambda\sigma_Y F_{AB}\left(x_{NFA+NCBAR},x_{NFA+NCBAR},c\right)\right\}\\
&-\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_{NCBAR},x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_{NCBAR},x_i,c\right)\right\}\\
&-\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_{NCBAR},x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_{NCBAR},x_i,c\right)\right\}\\
&\left.\Big/\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_{NCBAR},x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_{NCBAR},x_i,c\right)\right\}\right.
\end{aligned}
\tag{2.20}
$$

また $j\neq$NFA+NCBAR の場合には次式が成立する．

$$
\begin{aligned}
\left(\sigma_{AB}\right)_j = &\left[P_{RPG}\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)-\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}\right.\\
&-\left\{\lambda\sigma_Y F_{AB}\left(x_j,x_{NFA+NCBAR},c\right)+\sum_{\substack{i=1\\ i\neq j\\ i\neq NFA+NCBAR}}^{NBAR}\left(\sigma_{AB}\right)_i F_{AB}\left(x_j,x_i,c\right)\right\}\\
&+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}\\
&+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right)+\sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}\\
&\left.-L_j\right]\Big/\left\{\frac{L_j}{E'}+F_{AB}\left(x_j,x_i,c\right)\right\}
\end{aligned}
\tag{2.21}
$$

ここで，L_j は直前の最小荷重時におけるゲージ長である．

(2.20)式，(2.21)式も Gauss-Seidel 法等の反復計算を用い，その収束過程で前節と同様に，棒が弾完全塑性体であることを考慮した応力に関する置き換えを行うことで解くことができ，得られた P_{RPG}，及び $(\sigma_{AB})_j$ を(2.19)式に代入することで RPG 荷重時の亀裂開口変位 $V_{RPG}(x_j)$ を求めることができる．

2.2.4 最大荷重時（現塑性域先端が過去に生じた塑性域よりも内側に存在する場合）

最大荷重時に生じた引張塑性域がこれまでに生じた最大の塑性域よりも内側に留まる場合は，重ね合わせの原理より(2.16)式と同様の関係が成立する．すなわち，

$$
\begin{aligned}
\left\{1+\frac{(\sigma_{AB})_j}{E'}\right\}L_j = P_{\max}&\left\{\sum_{i=1}^{NFA}(\sigma_{SA})_i F_A(x_j,x_i,c)+\sum_{i=1}^{NBAR}(\sigma_{SB})_i F_B(x_j,x_i,c)\right\}\\
&-\sum_{i=1}^{NFA+NBAR}(\sigma_{AB})_i F_{AB}(x_j,x_i,c)\\
&+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}(\sigma_{RA})_i F_A(x_j,x_i,c)+\sum_{i=1}^{NBAR}(\sigma_{RB})_i F_B(x_j,x_i,c)\right\}\\
&+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}(\sigma_{DA})_i F_A(x_j,x_i,c)+\sum_{i=1}^{NBAR}(\sigma_{DB})_i F_B(x_j,x_i,c)\right\}
\end{aligned}
\tag{2.22}
$$

が成立する．(2.22)式を $(\sigma_{AB})_j$ について解くと，

$$
\begin{aligned}
(\sigma_{AB})_j = \Bigg[&P_{\max}\left\{\sum_{i=1}^{NFA}(\sigma_{SA})_i F_A(x_j,x_i,c)+\sum_{i=1}^{NBAR}(\sigma_{SB})_i F_B(x_j,x_i,c)\right\}\\
&-\left\{\sum_{i=1}^{j-1}(\sigma_{AB})_i F_{AB}(x_j,x_i,c)+\sum_{i=j+1}^{NFA+NBAR}(\sigma_{AB})_i F_{AB}(x_j,x_i,c)\right\}\\
&+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}(\sigma_{RA})_i F_A(x_j,x_i,c)+\sum_{i=1}^{NBAR}(\sigma_{RB})_i F_B(x_j,x_i,c)\right\}\\
&+\left\{\sum_{i=1}^{NFA}(\sigma_{DA})_i F_A(x_j,x_i,c)+\sum_{i=1}^{NBAR}(\sigma_{DB})_i F_B(x_j,x_i,c)\right\}\\
&-L_j\Bigg]\Bigg/\left\{\frac{L_j}{E'}+F_{AB}(x_j,x_i,c)\right\}
\end{aligned}
\tag{2.23}
$$

ただし，L_j は直前の最小荷重時における棒要素のゲージ長である．

(2.23)式も(2.17)式と同様に収束計算により解くことができる．また，引張塑性変形が生じている領域は $(\sigma_{AB})_j=\lambda\sigma_Y$ であり，これを満たす範囲として現在の最大荷重による引張塑性域先端を決定できる．また，$(\sigma_{AB})_j=\lambda\sigma_Y$ を満たす引張塑性変形域では，棒要素ゲージ長は(2.13)式で計算される値に変化する．

(2.23)式により算出した $(\sigma_{AB})_j$ を用いて，現最大荷重時の亀裂開口変位 $V_{max}(x_j)$ は，次式で与えられる．

$$
\begin{aligned}
V_{\max}\left(x_j\right) = P_{\max} & \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\} \\
& - \sum_{i=1}^{NFA+NBAR} \left(\sigma_{AB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \\
& + \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\} \\
& + \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\}
\end{aligned} \tag{2.24}
$$

2.2.5 RCPG 荷重時

RCPG 荷重時の亀裂開口変位 $V_{RCPG}(x_j)$ は最小荷重時と同様の重ね合わせが適用できる．

$$
\begin{aligned}
V_{RCPG}\left(x_j\right) = P_{RCPG} & \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\} \\
& - \sum_{i=1}^{NFA+NBAR} \left(\sigma_{AB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \\
& + \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\} \\
& + \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j, x_i, c\right) \right\}
\end{aligned} \tag{2.25}
$$

ただし，亀裂先端に配置された棒要素は圧縮降伏しているため，$(\sigma_{AB})_{NFA+NCBAR} = -\lambda\sigma_Y$ となる．したがって，j=NCBAR の場合に(2.25)式を P_{RCPG} について解くことにより次式が得られる．

$$
\begin{aligned}
P_{RCPG} = & \left[\left(1 - \frac{\lambda\sigma_Y}{E'}\right) L_{NFA+NCBAR} \right. \\
& + \left\{ \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq NFA+NCBAR}}^{NBAR} \left(\sigma_{AB}\right)_i F_{AB}\left(x_{NFA+NCBAR}, x_i, c\right) - \lambda\sigma_Y F_{AB}\left(x_{NFA+NCBAR}, x_{NFA+NCBAR}, c\right) \right\} \\
& - \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_{NCBAR}, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_{NCBAR}, x_i, c\right) \right\} \\
& - \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_{NCBAR}, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_{NCBAR}, x_i, c\right) \right\} \\
& \left. \Big/ \left\{ \sum_{i=1}^{NFA} \left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_{NCBAR}, x_i, c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR} \left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_{NCBAR}, x_i, c\right) \right\} \right.
\end{aligned} \tag{2.26}
$$

また，$j \neq$NFA+NCBAR の場合には，次式が成立する．

$$
\begin{aligned}
\left(\sigma_{AB}\right)_j = \Bigg[& P_{RCPG}\left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{SA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right) - \sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{SB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \\
& - \left\{ -\lambda\sigma_Y F_{AB}\left(x_j,x_{NFA+NCBAR},c\right) + \sum_{\substack{i=1 \\ i\neq j \\ i\neq NFA+NCBAR}}^{NFA+NBAR}\left(\sigma_{AB}\right)_i F_{AB}\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \\
& + \left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{RA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{RB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \\
& + \left\{\sum_{i=1}^{NFA}\left(\sigma_{DA}\right)_i F_A\left(x_j,x_i,c\right) + \sum_{i=1}^{NBAR}\left(\sigma_{DB}\right)_i F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\} \\
& - L_j \Bigg] \Bigg/ \left\{\frac{L_j}{E'} + F_B\left(x_j,x_i,c\right)\right\}
\end{aligned}
\tag{2.27}
$$

L_j は直前の最大荷重時におけるゲージ長である．

以上から得られた P_{RCPG}，$(\sigma_{AB})_j$ を(2.25)式に代入することで RCPG 荷重時の亀裂開口変位 $V_{RCPG}(x_j)$ を求めることができる．

2.3　結言

本章では，本研究における疲労亀裂伝播シミュレーションで用いる亀裂結合力モデルについて，その概要を説明し，各荷重段階における応力分布，亀裂開口変位の計算方法につい概説した．

第 2 章　参考文献

1) Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa, T.: Fatigue crack propagation for a through thickness crack: a crack propagation law considering cyclic plasticity near the crack tip, International Journal of Fatigue, Vol.26, No9, pp.983-992, 2004.

2) Dill, H.D. and Saff, C.R.: Fatigue crack growth under spectrum loads, ASTM STP-595, , pp.306, 1976.

3) Führing, H.: Numerical methods in fracture mechanics, Proc, 2nd Conf., Swansea, U.K., pp.645, 1980.

4) Newman, J.C.: Fastran II -A Fatigue Crack Growth Structural Analysis Program, NASA TM-104159, 1992.

5) Dugdale, D.S.: Yielding of Steel Sheets Containing Slits, Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol.8, pp.100-104, 1960.

6) 高木芳史，後藤浩二：圧縮荷重作用時に生じる初期欠陥面閉口挙動を考慮した疲労亀裂伝播解析，日本船舶海洋工学会論文集，Vol.26, pp.131-143, 2017
7) Paris, P.C.: The Mechanics of Fracture Propagation and Solution to Fracture Arrester Problem, Document D2-2195, The Boeing Company, 1957.
8) Irwin, G.R.: Plastic Zone Near a Crack and Fracture Toughness, Proceedings of the 7th Sagamore Conference, pp.IV.63-IV.77, 1960.

第 3 章　面内二軸繰返し応力を受ける十字型平板に内在する疲労表面亀裂の成長挙動評価

3.1　緒言

先行研究[1)]にて，十字型平板中の板厚貫通亀裂が位相差を有する面内二軸繰返し応力を受ける際の疲労亀裂伝播挙動は位相差や二軸応力の荷重比の影響を受けることが確認されている．また，二軸の作用応力を等価な単軸応力への置換えと等価分布応力法を用いた推定手法により精度よく疲労亀裂伝播挙動を推定できることも確認されている．

本章では面内二軸繰返し応力場に存在する表面亀裂を対象に疲労亀裂伝播試験を行い，その伝播挙動を調査するとともに，板厚貫通亀裂に対する先行研究の手法による等価な単軸応力場への変換方法及び Toyosada らの手法[2)]を適用して表面亀裂の成長履歴推定を試みた．なお，これに際しては予め表面亀裂長さ（亀裂深さまたは表面部での亀裂半幅）と K 値の関係及び，表面亀裂形状の成長則を与えておく必要があるため，寿命推定に先立ち，これらの検討も実施した．

3.2　面内二軸繰返し応力を受ける十字型平板の疲労試験

3.2.1　試験片の材料・形状

試験に用いた試験片を Fig.3.1 に示す．疲労亀裂が初期欠陥部から成長し，十字型平板試験片の四隅で亀裂損傷が生じないように考慮された Takahashi ら[3)]による面内二軸繰返し疲労試験で採用された試験片と同じ外形を採用している．板厚は疲労試験機の荷重容量を考慮し 10mm で統一した．次章に示す面外ガセット継手を含め，本研究ではすべて同じ試験片外形を採用した．試験片中央部には放電加工により平面上の初期欠陥を亀裂幅方向が x 軸に直交するように導入した．初期欠陥寸法を Table 3.1 に示す．亀裂の初期形状に関わらず，十分成長した疲労表面亀裂は円弧または楕円弧状をなすことが実構造物の割れ調査や基礎試験片を用いた実験室レベルの疲労亀裂伝播試験において確認されている．従って，本試験では初期に半円形上と半楕円形状を有する試験体を複数体用意し，それぞれの初期欠陥形状で二軸負荷の荷重比や位相差が疲労表面亀裂の形状成長に及ぼす影響を調査した．以降の章も含めて，試験片は全て NK 規格[4)]を満足する船体構造用鋼板（KA 鋼）の同一鋼板から製作した．供試材調達上の都合上，試験片

S-5 以外は KA の同一鋼板から製作し，試験片 S-5 は同種であるが別ロットの鋼板から製作した．試験片 S-1 から S-4 までと，試験片 S-5 の鋼材の機械的性質と化学成分をそれぞれ Table 3.2 と Table 3.3 に示す.

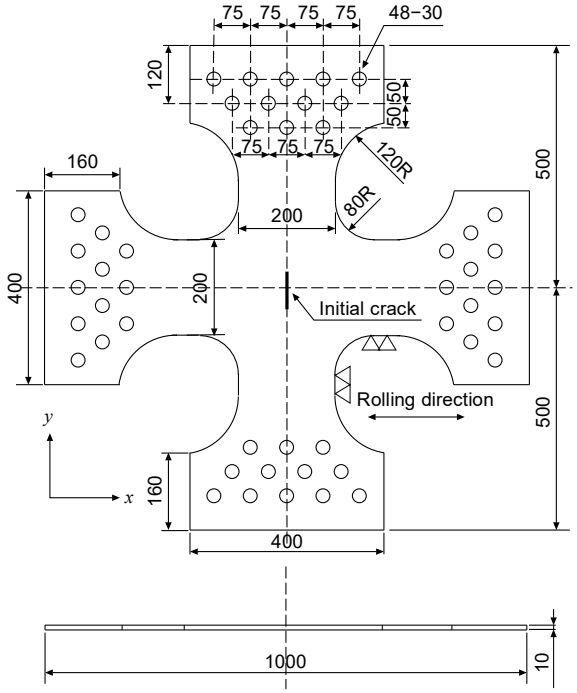


Fig.3.1 Configuration of the specimens used [3] (unit in mm).

Table 3.1　Initial crack geometries.

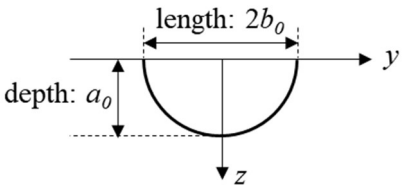
Specimen ID	Initial crack size [mm]		Plate thickness: t [mm]
	Depth: a_0	Length: $2b_0$	
S-1	2.0	4.0	10.0
S-2		20.0	
S-3			
S-4			
S-5			
[Note.] Defect shape			

Table 3.2 Mechanical properties and chemical composition of material applied to specimens S-1 to S-4 (ClassNK grade KA).

Mechanical properties				
Yield stress [MPa]		Tensile strength [MPa]		Elongation [%]
339		456		26
Chemical composition [wt%]				
C	Si	Mn	P	S
0.15	0.14	0.84	0.017	0.003

Table 3.3 Mechanical properties and chemical composition of material applied to specimen S-5 (ClassNK grade KA).

Mechanical properties				
Yield stress [MPa]		Tensile strength [MPa]		Elongation [%]
343		451		26
Chemical composition [wt%]				
C	Si	Mn	P	S
0.12	0.15	0.96	0.021	0.002

3.2.2 負荷条件

疲労亀裂伝播試験の様子を Fig.3.2 に示す．疲労亀裂伝播試験は（国研）海上技術安全研究所所有の可搬式±1,000kN 油圧サーボ式疲労試験機 4 基を直交する十字方向に設置することで，直交二軸方向に繰返し負荷した．本システムでは，試験片中央位置が保持されるように荷重を監視しつつ相対する試験機が同一の変位になるように制御できる．また，各軸方向の繰返し負荷に任意の位相差を付与することが可能である．各試験片に作用する負荷条件を Table 3.4 に，その応力波形を Fig.3.3 に示す．

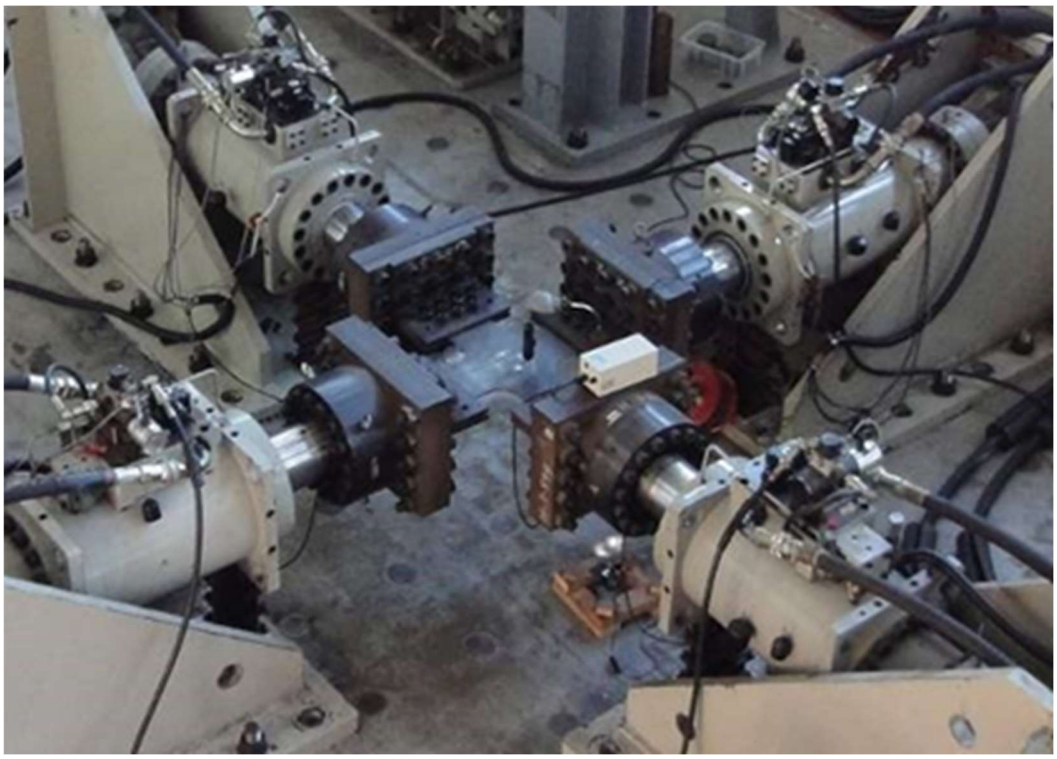


Fig.3.2 Set-up of fatigue crack propagation test under biaxial loading.

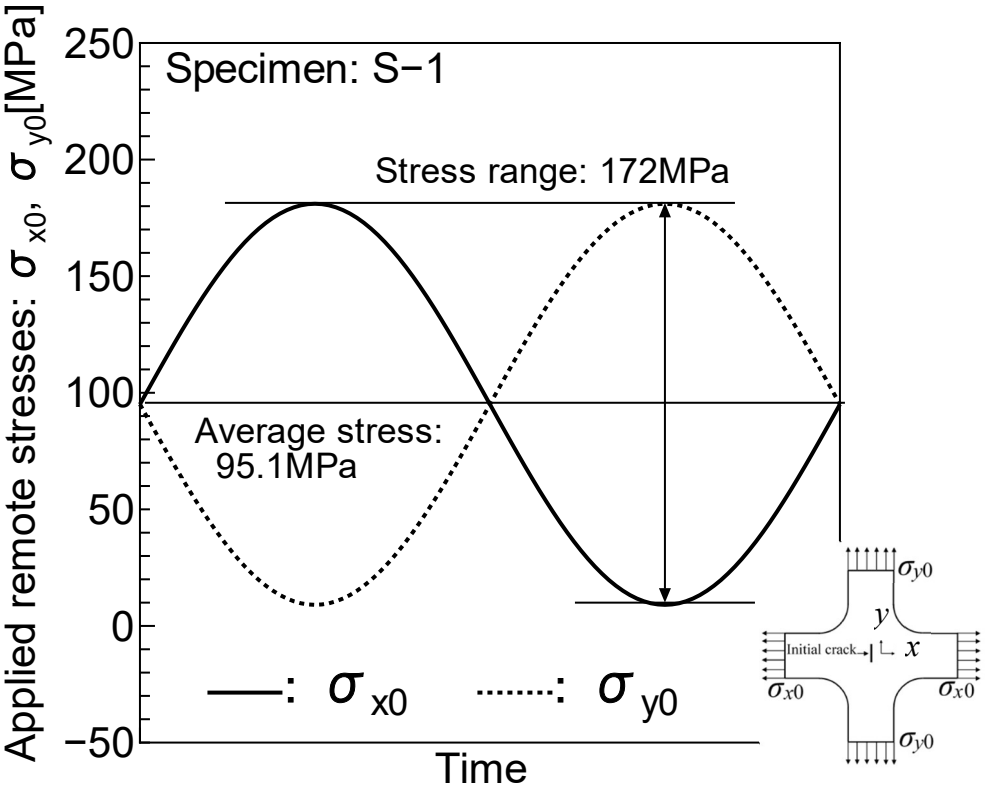
Table 3.4 Biaxial loading conditions.

Specimen ID	Stress ratio: R	$\Delta\sigma_{x0}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{y0}$ [MPa]	Phase difference: Φ[rad]
S-1	0.05	172		π
S-2		190		0
S-3		133		π
S-4		190	95	0
S-5		150	75	π

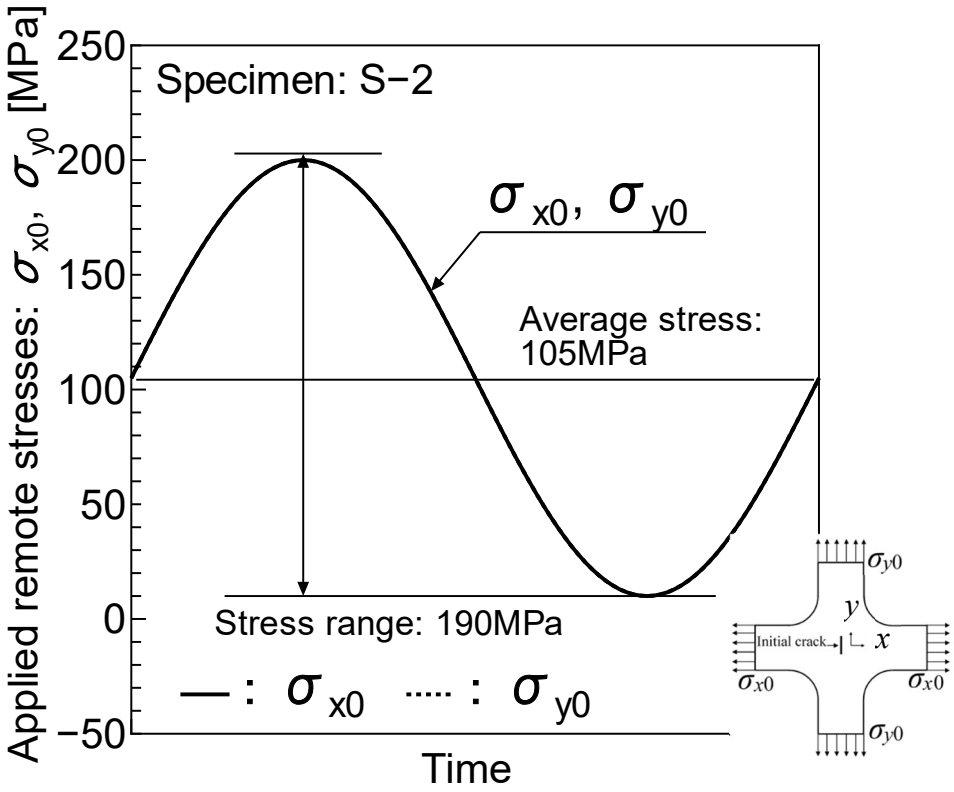
(Notes)

R means applied stress ratio defined by $\sigma_{x0}^{min}/\sigma_{x0}^{max}$ or $\sigma_{y0}^{min}/\sigma_{y0}^{max}$.

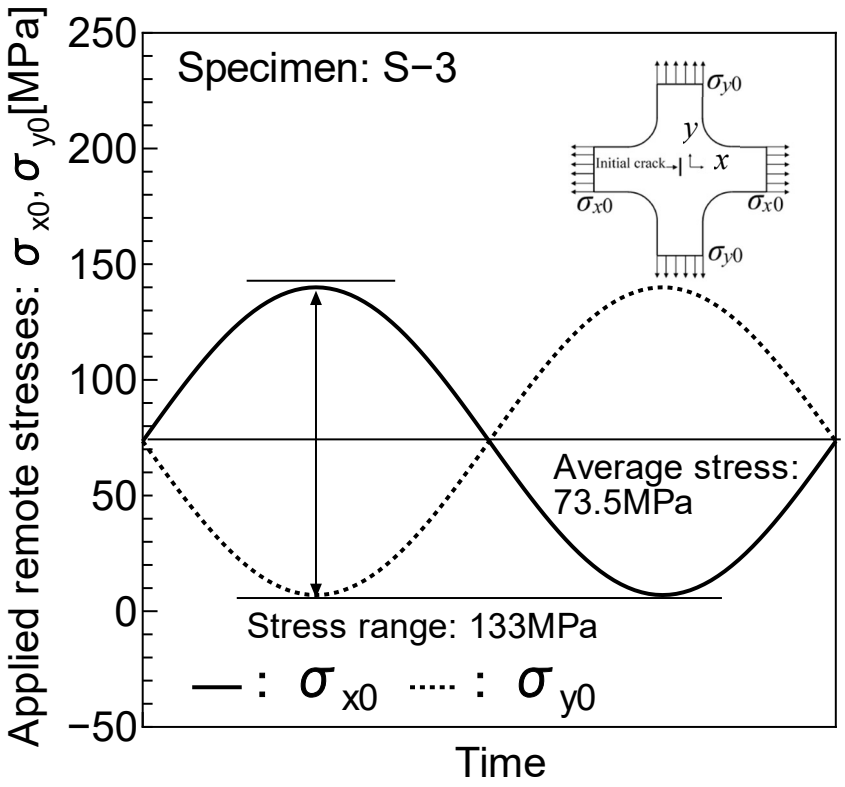
$\Delta\sigma_{x0}$ and $\Delta\sigma_{y0}$ are the applied stress range of x and y component, respectively.



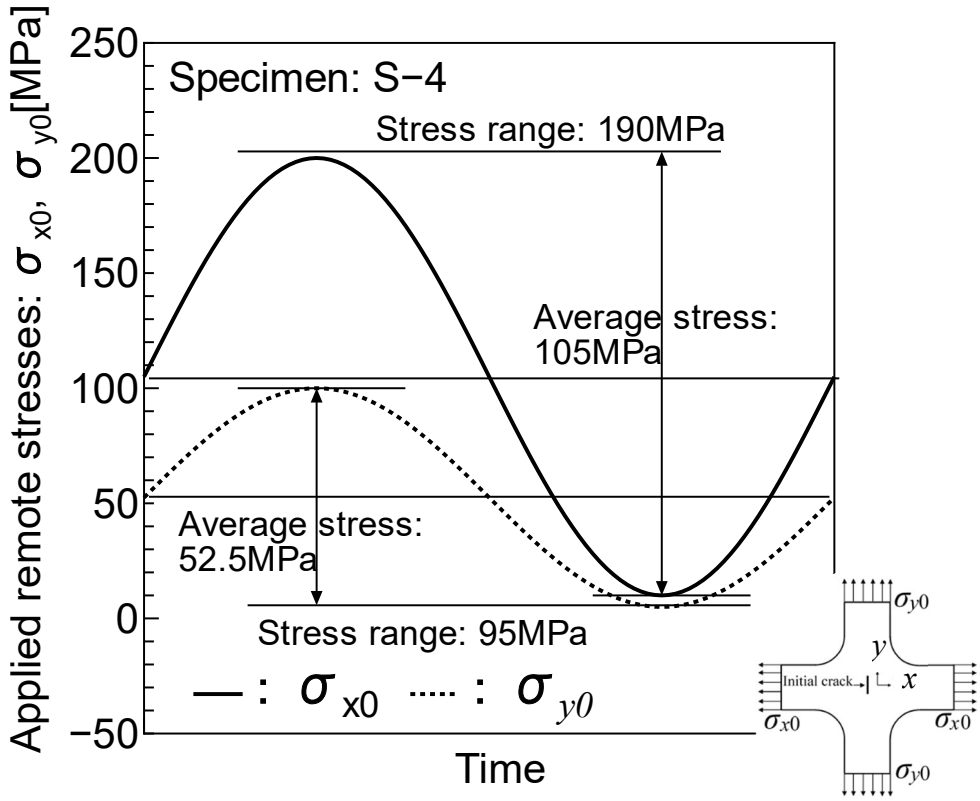
(a) Specimen S-1



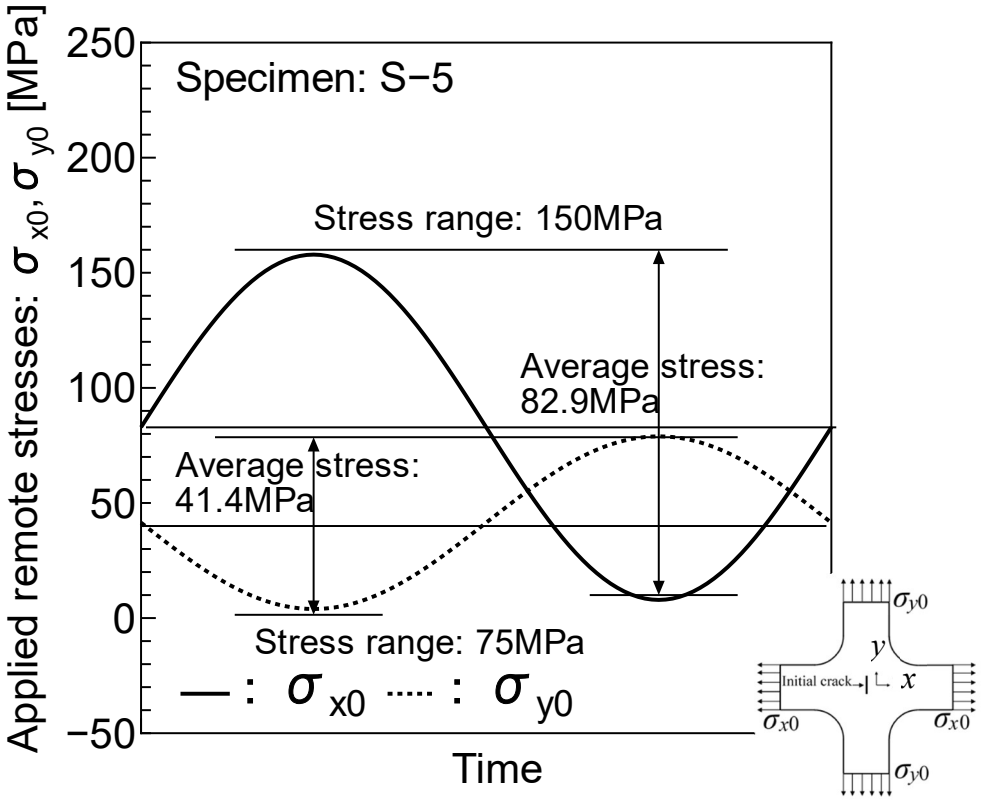
(b) Specimen S-2



(c) Specimen S-3



(d) Specimen S-4



(e) Specimen S-5

Fig.3.3 Applied biaxial loading waveform acting on flat-cracked specimens.

3.2.3　試験結果

疲労表面亀裂の形状成長履歴はビーチマーク法により測定した．ビーチマーク導入時の負荷条件は，亀裂面垂直方向及び亀裂面平行方向共に，Fig.3.4 に示すように通常負荷条件の最大荷重を保持しつつ，最小荷重を通常負荷条件の平均荷重とし，位相差は通常負荷時と同一とした．

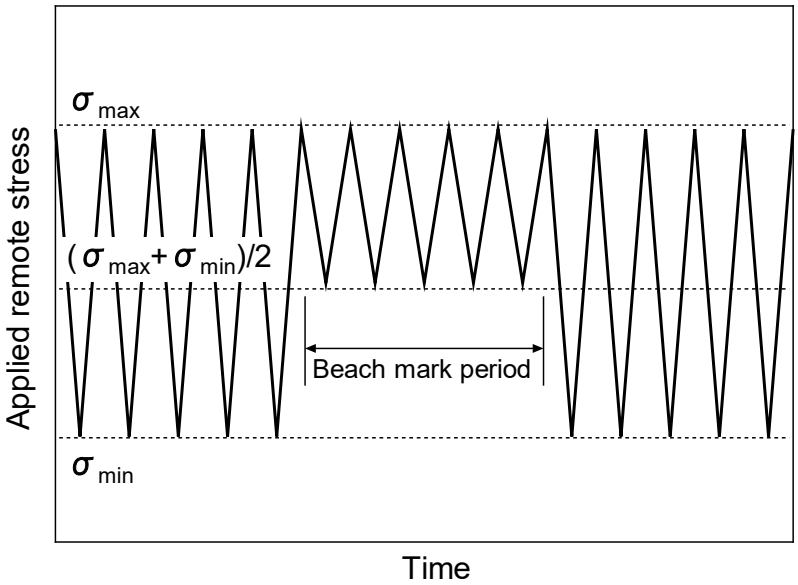
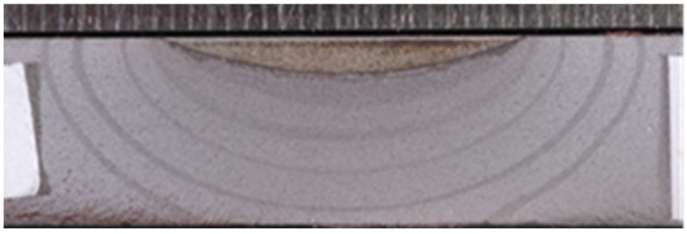


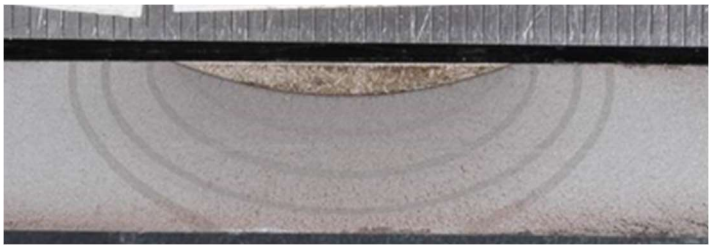
Fig.3.4 Applied cyclic loading during beach mark period.

Fig.3.5 に破面を示す. Fig.3.6 には測定された亀裂のアスペクト比 a/b （a : 亀裂深さ, $2b$: 表面亀裂全長）を示す．試験片の板厚は全て等しく板厚の影響はないため横軸は亀裂深さの板厚に対する無次元値として整理した．Fig.3.6 図中には比較のため，同程度の強度レベルの鋼材を供試材とした単軸の繰返し負荷条件下における疲労試験によって得られた表面亀裂のアスペクト比 [5]を灰色逆三角形記号で示した．図中の実線と破線は，川原と栗原 [6]により与えられた初期欠陥形状が点状あるいは扁平状の表面亀裂のアスペクト比変化推定式による推定結果である. 実線は点状の初期欠陥を起点とする均衡成長状態によるアスペクト比変化であり，(3.1）式により与えられる．また，破線は扁平の初期欠陥を起点とする非均衡成長状態におけるアスペクト比変化であり，(3.2）式により与えられる．川原ら [6]によると，純引張の負荷条件下でさえ亀裂の成長に伴い荷重のアンバランスにより曲げが入るとされ，(3.1), (3.2) 式中の A, B は板厚の半分付近を境界に実測値を精度よく推定するために別の値が与えられている. Fig.3.7 には試験により得られた疲労亀裂伝播履歴を示す.

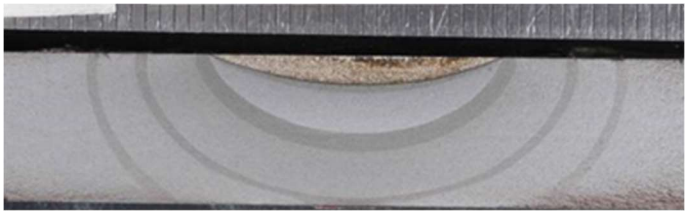
(a) Specimen S-1



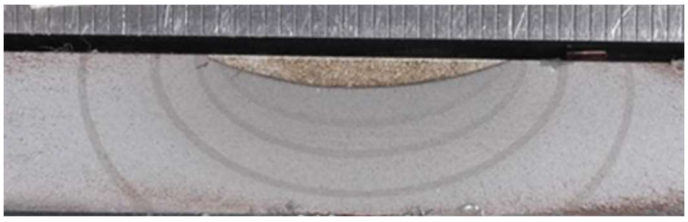
(b) Specimen S-2



(c) Specimen S-3



(d) Specimen S-4



(e) Specimen S-5

Fig.3.5 Observed surface crack shape evolutions for flat-cracked specimens.

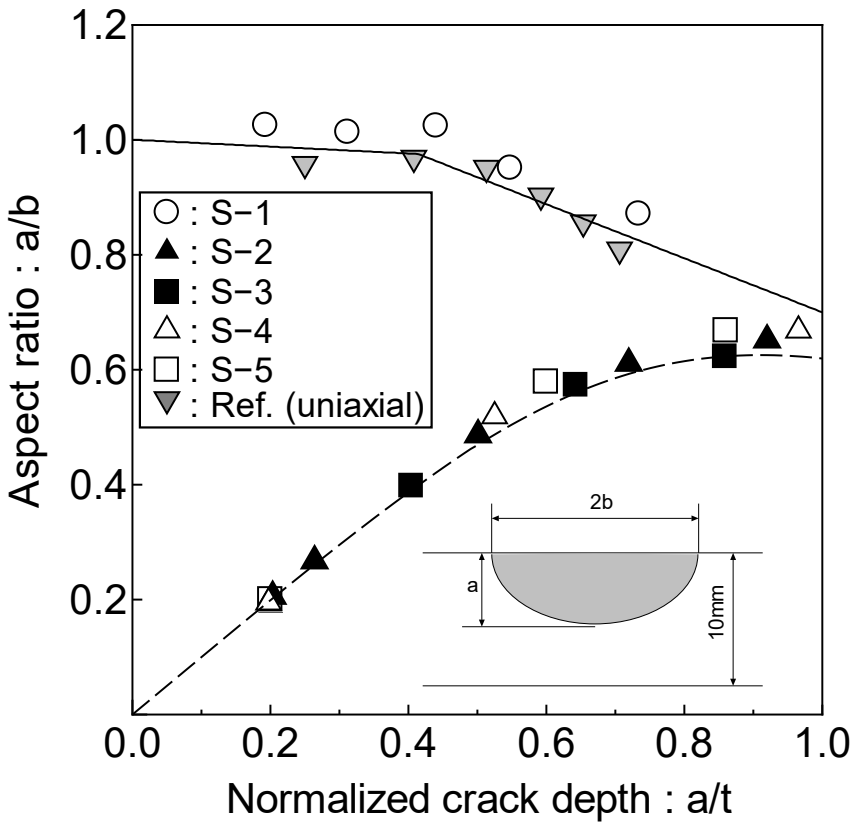


Fig.3.6 Evolution of surface crack aspect ratio (a/b) under biaxial loading conditions.

$$a/b = A - B\left(a/t\right) \tag{3.1}$$

$$\left(b/a\right)^n = \left(b_0/a\right)^n + \left\{1\Big/\left(A - B\left(a/t\right)\right)\right\}^n \tag{3.2}$$

ただし，

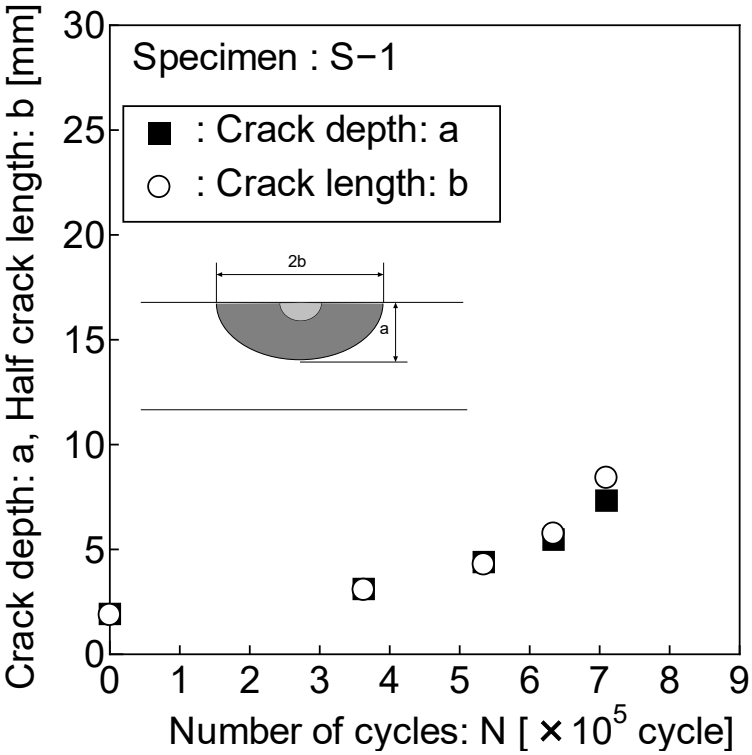
$2b_0$　：初期欠陥寸法

n　$=m_p/2+1$

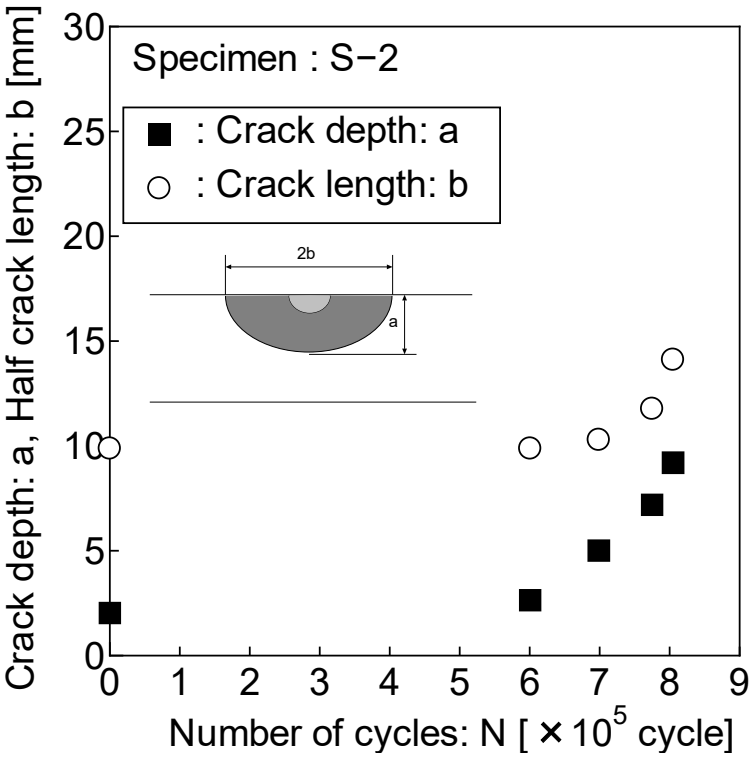
m_p　：Paris則の定数（m_p=3.346）[7)]

A　$= 0.98$（$0 \leq a/t \leq 0.46$）, 1.17（$0.46 \leq a/t \leq 1.0$）

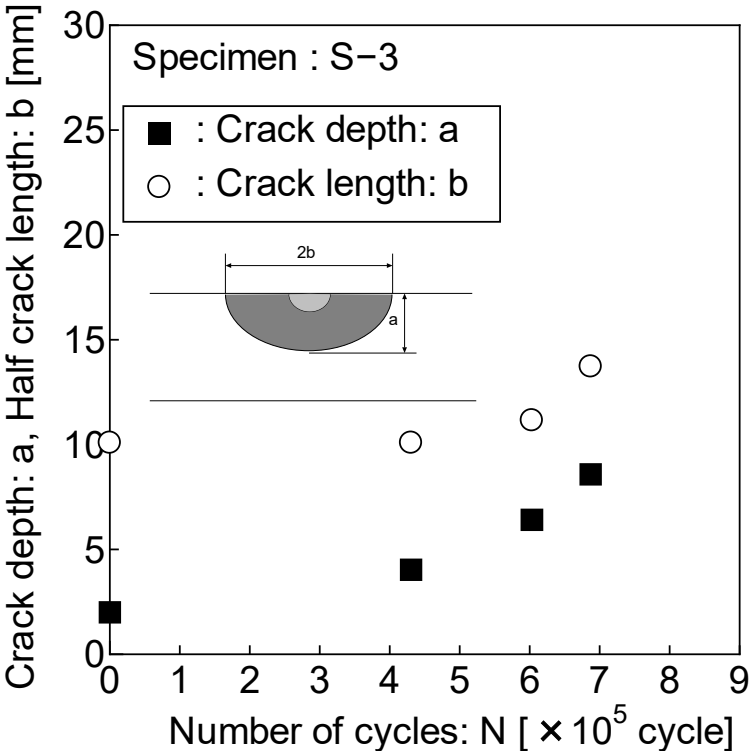
B　$= 0.06$（$0 \leq a/t \leq 0.46$）, 0.47（$0.46 \leq a/t \leq 1.0$）



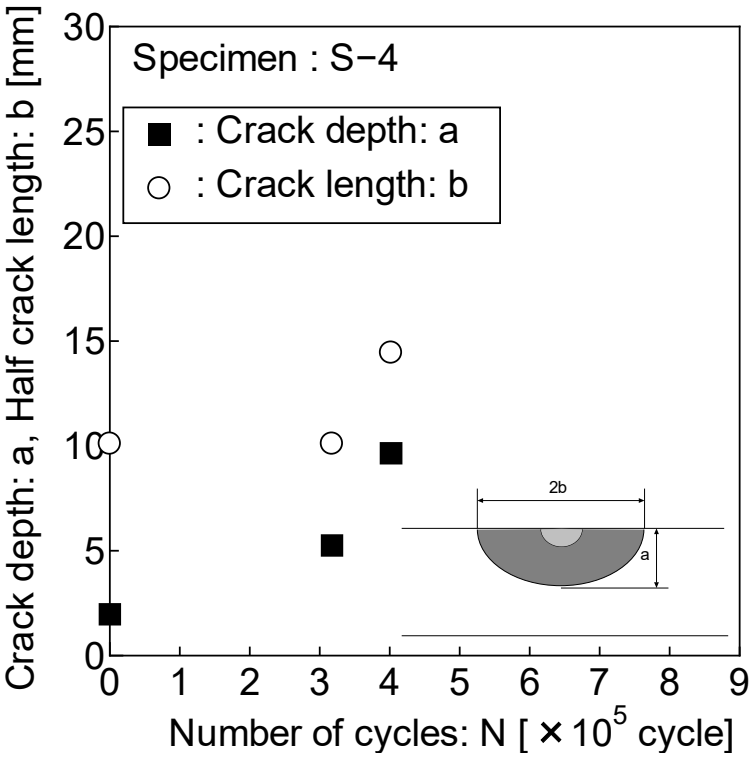
(a) Specimen S-1



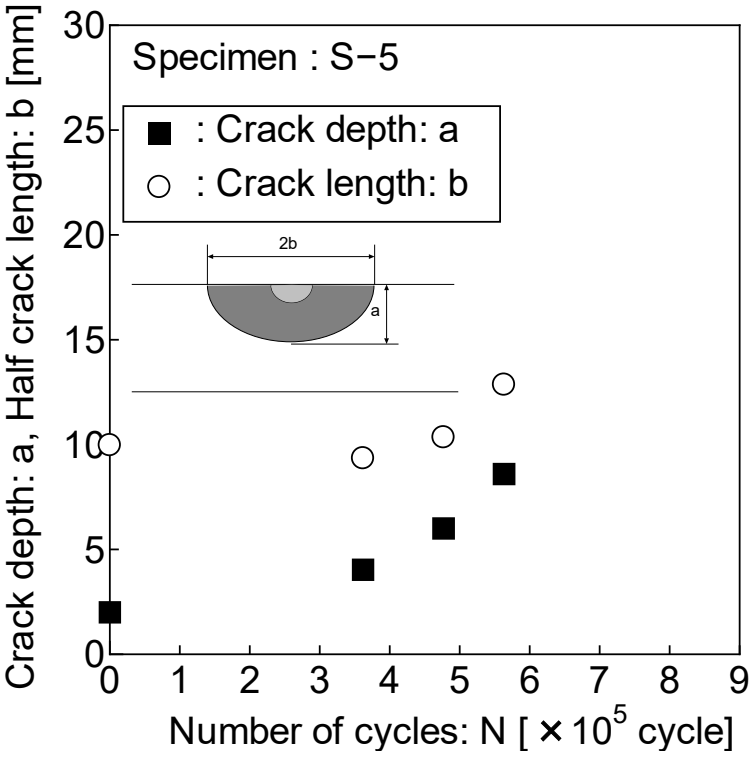
(b) Specimen S-2



(c) Specimen S-3



(d) Specimen S-4



(e) Specimen S-5

Fig.3.7 Measured fatigue crack growth histories of flat-cracked specimens.

3.3　疲労表面亀裂伝播履歴の推定

3.3.1　等価分布応力法

第 2 章で概説した疲労亀裂開閉口挙動を考慮する疲労亀裂伝播履歴推定に関する数値シミュレーション手法は，板厚貫通亀裂材かつ，評価対象物の K 値重み関数が陽な関数として予め与えられているか，十分な内挿推定精度を保証できる表形式で与えられている場合に適用可能である．一方，今回の評価対象は表面亀裂であるため，これを直接適用できない．このような問題に対する有効な手法として，Toyosada ら [2)]は等価分布応力法を提案している．この方法では，2 つの異なる応力場を有する亀裂材では，両者の K 値が等しければ亀裂先端近傍の応力/ひずみ場が合同であるとの考えに立脚し，任意形状を有する物体に内在する表面亀裂を無限板中に存在する板厚貫通亀裂に置換えて疲労亀裂伝播履歴を推定する．等価分布応力を与えるに際してこの応力分布を表現するための近似関数を設定するが，計算の簡便さから，応力勾配を考慮して等価分布応力を与える区間を適宜設定し，区間毎の等価分布応力を n 次多項式で表すことが検討されている．過去に定数関数（階段状の等価分布応力），1 次関数（折れ線状の等価分布応

力)，区間境界の応力勾配も連続とする 2 次関数を用いる手法が検討されたが，本研究では区間を細かく分割すれば応力集中場に存在する表面亀裂に適用した場合でも比較的安定した解が得られ，かつ同定過程も簡便な 1 次関数を用いる．なお，次章以降でも同様に 1 次関数による等価分布応力を採用した．

Fig.3.8 に示す無限板中の亀裂面に，双集中荷重が作用する場合の K 値は(3.3)式 [8]で与えられる．

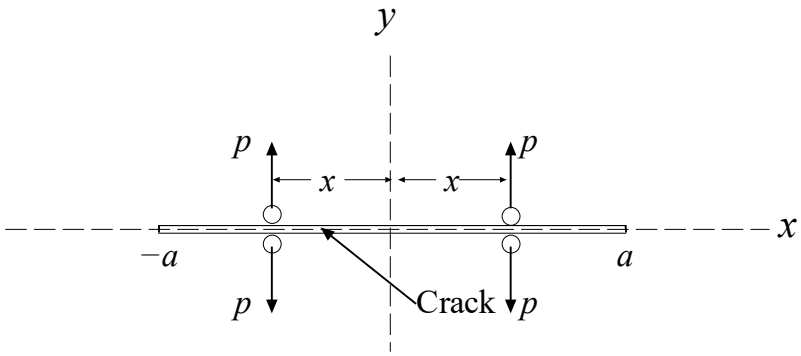


Fig.3.8 A crack subjected to a pair of concentrated force acted on crack surface infinity wide plate.

$$K=\frac{2P}{\sqrt{\pi a}}\frac{1}{\sqrt{1-(x/a)^2}} \tag{3.3}$$

亀裂面上の応力分布が $s(x)$ で与えられる場合の K 値は（3.4）式で与えられる．

$$K=\frac{2}{\sqrt{\pi a}}\int_0^a\frac{s(x)}{\sqrt{1-(x/a)^2}}dx \tag{3.4}$$

ここで，亀裂長さ a_i の時の K 値を K_i とする．長さ a_i の亀裂に作用する応力分布を，a_i を j 分割した区間$[a_{j-1}, a_j]$に作用する線形の応力分布 $\hat{s}_j(x)=b_{j,1}x+b_{j,2}$ で近似して表すと K_i は(3.5)式で与えられる．

$$K_i=\frac{2}{\sqrt{\pi a_i}}\sum_{j=1}^{i}\int_{a_{j-1}}^{a_j}\frac{b_{j,1}x+b_{j,2}}{\sqrt{1-(x/a_i)^2}}dx \tag{3.5}$$

亀裂長さが 0 の時, 任意形状の亀裂材で x=0 の位置に作用する応力と等価分布応力 $\hat{s}_1(0)$ が等しいとすると $b_{1,2}$ は定数であり，（3.5）式から K_1 は(3.6）式で与えられる．

$$K_1 = 2a_1\sqrt{\frac{a_1}{\pi}}\cdot b_{1,1} + \sqrt{\pi a}\cdot b_{1,2} = 2a_1\sqrt{\frac{a_1}{\pi}}\cdot b_{1,1} + \sqrt{\pi a}\cdot \hat{s}_1(0) \tag{3.6}$$

(3.6）式より, $b_{1,1}$ は次式で与えられ, 区間[0,a_1]の応力分布を同定できる. (3.7)式より, 実際には $\hat{s}_1(0)$ は任意の値でも $b_{1,1}$ が算出できるため，等価分布応力が滑らかな応力分布となるように本論文中では常に $\hat{s}_1(0)$ を 0 とする．

$$b_{1,1} = \frac{K_1 - \sqrt{\pi a}\cdot \hat{s}_1(0)}{2a_1\sqrt{a_1/\pi}} \tag{3.7}$$

区間[a_1,a_2]の時の等価分布応力 $\hat{s}_2(x)$ は以下のように求められる．つまり，(3.5）式より，亀裂長さ a_2 の時の K 値(K_2)は(3.8）式のように与えられる．

$$\begin{aligned} K_2 &= \frac{2}{\sqrt{\pi a_2}}\sum_{j=1}^{2}\int_{a_{j-1}}^{a_j}\frac{b_{j,1}x + b_{j,2}}{\sqrt{1-(x/a_2)^2}}dx \\ &= \frac{2}{\sqrt{\pi a_2}}\left\{\int_{a_0}^{a_1}\frac{b_{1,1}x + b_{1,2}}{\sqrt{1-(x/a_2)^2}}dx + \int_{a_1}^{a_2}\frac{b_{2,1}x + b_{2,2}}{\sqrt{1-(x/a_2)^2}}dx\right\} \end{aligned} \tag{3.8}$$

また，連続条件から $\hat{s}_1(a_1)$ と $\hat{s}_2(a_1)$ なので(3.9)式が導かれる．

$$\hat{s}_1(a_1) = b_{1,1}a_1 + b_{1,2} = b_{2,1}a_1 + b_{2,2} = \hat{s}_2(a_1) \tag{3.9}$$

$b_{1,1}$ と $b_{1,2}$ は既知であるので，(3.8)，(3.9）式から未知数 $b_{2,1}$, と $b_{2,2}$ が算出可能である．以降この手順を繰返し，必要な亀裂長さまでの等価分布応力を取得できる．この応力分布が作用する無限板中の板厚貫通亀裂に対する ΔK_{RPG} 疲労亀裂伝播シミュレーションを行うことで，任意形状中の表面亀裂の伝播挙動評価が可能となる．

3.3.2　二軸応力から等価な単軸応力への変換

Takahashi ら[3]や Gotoh ら[1]は平面応力状態を仮定し，フックの法則からポアソン効果を考慮して(3.10)式により二軸応力を形式上，等価な単軸応力へと変換した．

$$\sigma_x^0 = \frac{E}{1-\nu^2}\left(\varepsilon_x^0 + \nu\varepsilon_y^0\right) \tag{3.10}$$

ただし，

σ_x^0 ：　単軸状態へ置換えた作用応力(x: 亀裂面垂直方向)，

ε_x^0 ：　無亀裂状態の亀裂想定位置におけるx方向ひずみ，

ε_y^0 ：　無亀裂状態の亀裂想定位置におけるy方向ひずみ(y: 亀裂面平行方向)，

E :　ヤング率，

ν: :　ポアソン比．

ε_x^0，ε_y^0は，実測値あるいは FE 解析値が用いられている．一方ε_x^0，ε_y^0を与えることは比較的面倒であるため，より簡便な単軸応力への換算手法として次のように提案する．

十字型平板に内在する亀裂面垂直方向を x 軸，亀裂面平行方向を y 軸と定義する，また，亀裂面垂直方向で遠方に作用する応力を σ_x，亀裂面平行方向で遠方に作用する応力を σ_y とする．平面応力状態ではフックの法則から(3.11) 式を得る．

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \left(\sigma_x - \nu\sigma_y\right)/E \\ \varepsilon_y = \left(\sigma_y - \nu\sigma_x\right)/E \end{cases} \tag{3.11}$$

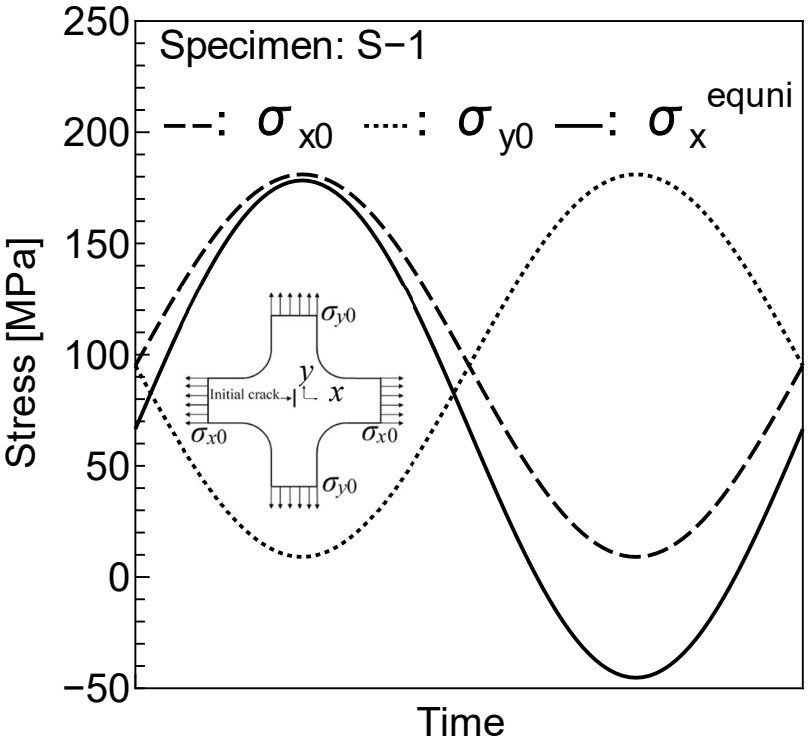
ここで，ε_xは亀裂面垂直方向，ε_yは亀裂面方向の作用ひずみである．　一方，亀裂面平行方向にのみ応力が作用した場合に亀裂面垂直方向に生じる付加的なひずみ$\varepsilon_x^{\sigma_y}$は(3.12) 式で与えることができ，亀裂面平行方向の応力の影響を亀裂面垂直方向の応力として換算する際に付与すべき仮想的な応力 $\sigma_x^{\sigma_y}$ は(3.13)式で表される．

$$\varepsilon_x^{\sigma_y} = -\left(\nu/E\right)\sigma_y \tag{3.12}$$

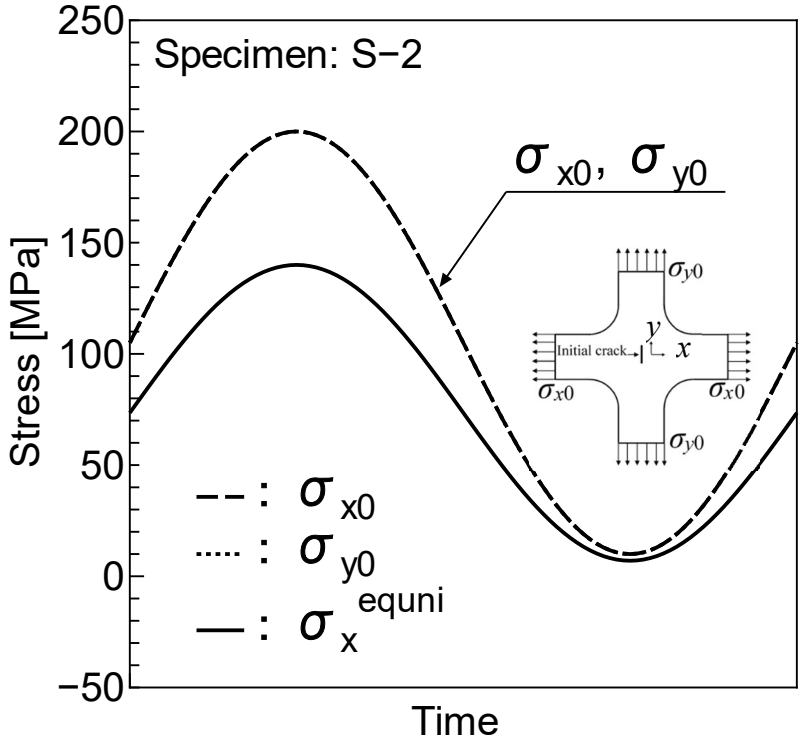
$$\sigma_x^{\sigma_y} = E\varepsilon_x^{\sigma_y} = -\nu\sigma_y \tag{3.13}$$

亀裂面垂直方向の作用応力と(3.13)式の応力を組み合わせることにより，(3.14)式により亀裂面平行方向応力を，亀裂面垂直方向の等価な応力 σ_x^{equni} へと変換した．等価な単軸応力波形への変換を行った結果を換算前の面内二軸応力波形と共に Fig.3.9 に示す.

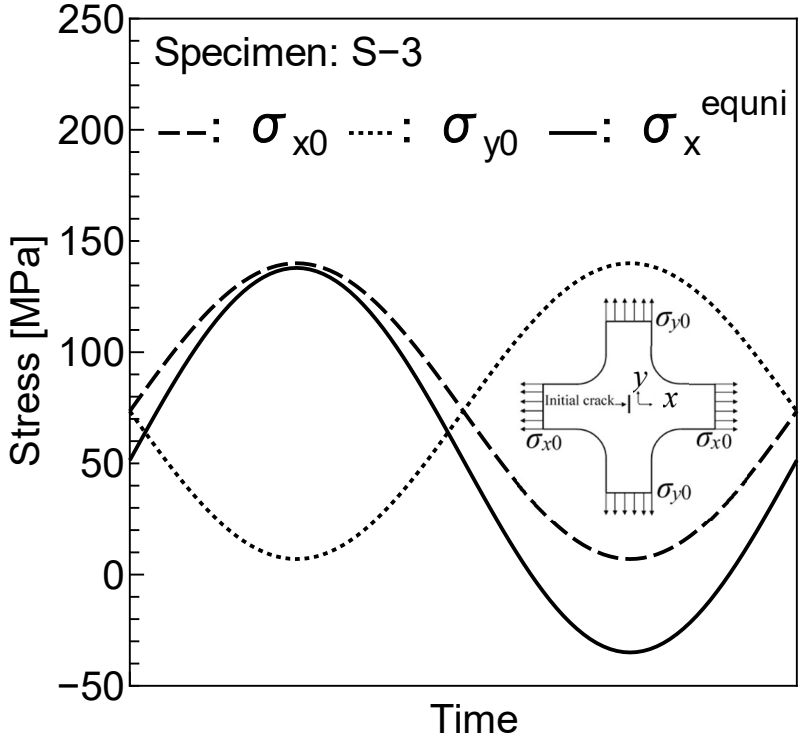
$$\sigma_x^{equni} = \sigma_x - \sigma_x^{\sigma_y} = \sigma_x - \nu\sigma_y \tag{3.14}$$



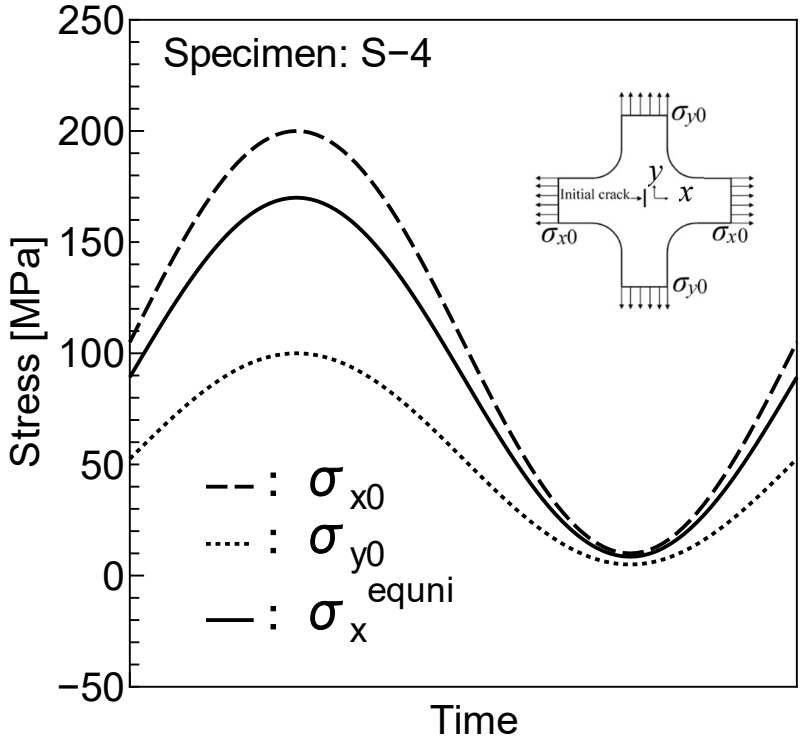
(a) Specimen S-1



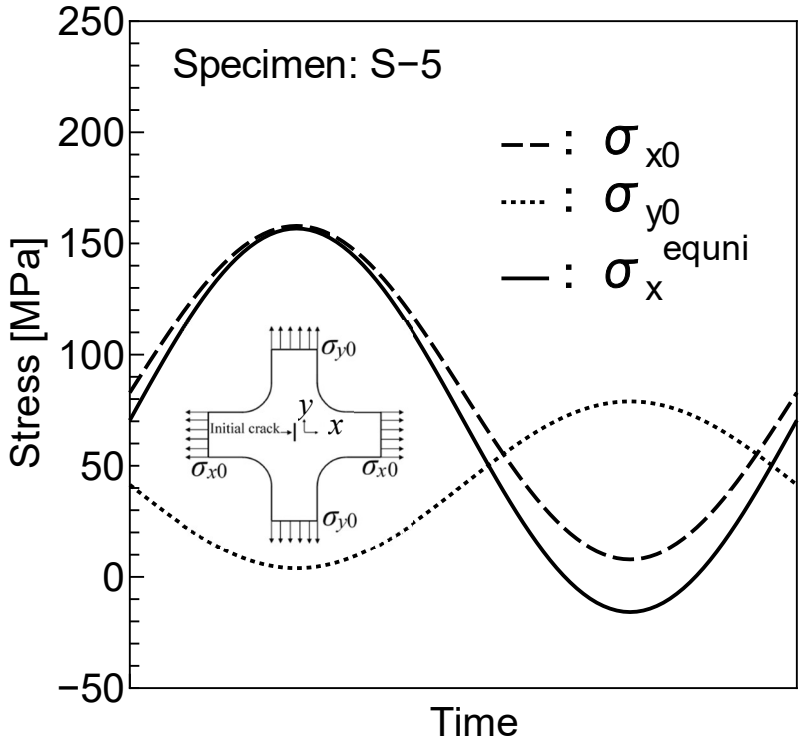
(b) Specimen S-2



(c) Specimen S-3



(d) Specimen S-4



(e) Specimen S-5

Fig.3.9 Applied biaxial stress and equivalent uniaxial stress waveform of flat-cracked specimens.

3.3.3　表面亀裂の応力拡大係数と等価分布応力

等価分布応力を与えるためには亀裂長さに対するK値を与える必要がある．しかし，本研究で採用した試験片中に表面亀裂が存在する場合の K 値についてはハンドブック等による計算式が与えられていないため，汎用FE解析コードMSC Marc2017[9]でJ積分法を適用し算出した．以降の章でも K 値算出の際には上述の解析コードと J 積分法を用いた．なお，先行研究[1]と同様に二軸負荷問題ではあるが，等価分布応力への換算に用いる K 値は，亀裂面垂直方向のみに単位応力を作用させ計算することで試験片形状影響を考慮したK値を与えた．また，3.2.3に示した結果より，疲労表面亀裂のアスペクト比変化履歴は二軸の作用応力の荷重比，位相差に関わらず，川原と栗原[6]により単軸負荷条件下に対して与えられる変化履歴推定(3.1)，(3.2) 式により与えられることを確認したので, Fig.3.6中の実線(均衡成長)と破線(非均衡成長)のアスペクト比変化に沿って *b-K* 関係（表面部亀裂半幅とK値の関係）を取得するために各々数体ずつFE解析モデルを作成した．Fig.3.10に表面亀裂のメッシュ分割の一例を示す．FE解析モデルは全て評価対象の1/4をモデル化した．また，数値シミュレーションによる疲労亀裂伝播履歴推定には仮想亀裂先端までの等価分布応力を与える必要があるため, 表面亀裂から板厚貫通亀裂へと遷移した後のK値も算出した. 板厚貫通後のFE解析モデルをFig.3.11に示す．　境界条件は，Fig.3.10の面 abcd, cdfe と Fig.3.11の辺 ij, jk には対称条件を設定し，Fig.3.10の面 efgh と Fig.3.11の辺 il には垂直方向に単位応力を負荷した．Table 3.5 と Table 3.6 にはそれぞれ表面亀裂と板厚貫通亀裂の FE 解析モデルで，モデルを作成する亀裂長さ間隔，最小メッシュ寸法，要素タイプ，要素数，節点数を示す．Fig.3.12には亀裂面垂直方向に単位応力を作用させたFE解析とJ積分法により得られたK値をスプライン補間した結果を示す．実線は均衡成長状態(試験片 S-1)，破線は非均衡成長状態(試験片 S-2 から S-5)に対する亀裂長さとK値の関係である．K値及び亀裂長さの単位はそれぞれ MPa $mm^{0.5}$, mm である．Fig.3.12に示したK値履歴を考慮して等価分布応力に関した結果をFig.3.13に示す. 実線と破線の区別はFig.3.12と同様である. Toyosadaらの疲労亀裂伝播シミュレーションに際して設定が必要な「塑性拘束係数」は，本来は亀裂形状や表面亀裂，板厚貫通亀裂等の亀裂の形態に応じて異なる値を採るが，本数値シミュレーションでは, 表面亀裂形態から板厚貫通亀裂まで一貫して亀裂伝播履歴を精度よく推定できることが示された値である1.21[10]と設定した．

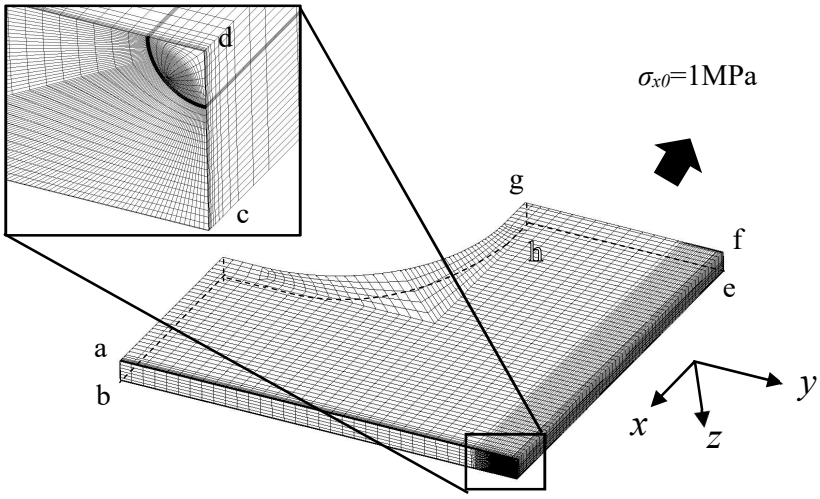


Fig.3.10 Example of FE mesh subdivision of a surface crack.

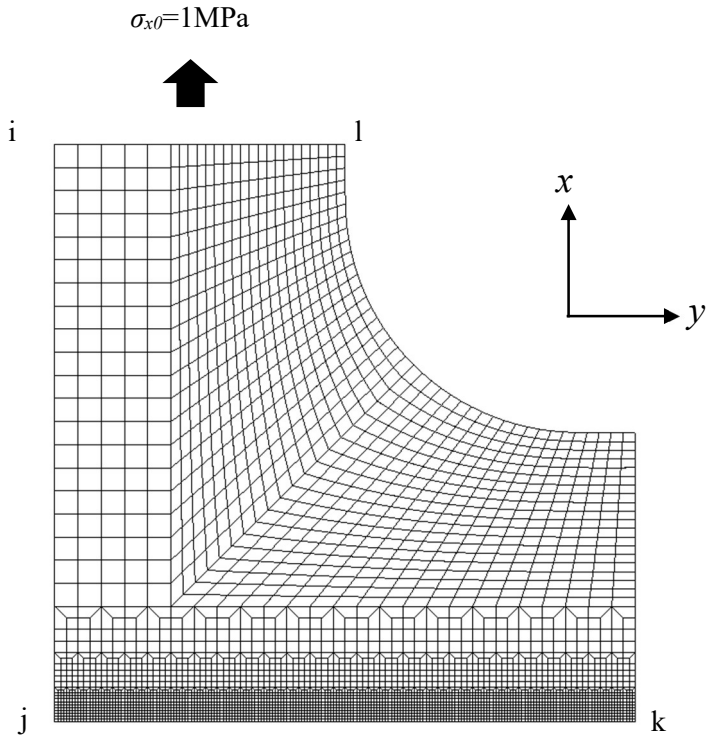


Fig.3.11 Example of FE mesh subdivision of a through thickness crack.

Table 3.5 FE analysis conditions for surface crack models.

Specimen ID	Interval of crack length [mm]	Min. mesh size [mm]	Element type	No. of elements	No. of nodes
S-1	3	0.02	8-node hexahedral element	203,566 - 224,298	213,691 - 234,855
S-2 – S-5				271,894 - 287,151	283,695 - 299,383

Table 3.6 FE analysis conditions for through thickness crack models.

Specimen ID	Interval of crack length [mm]	Min. mesh size [mm]	Element type	No. of elements	No. of nodes
S-1 – S-5	5	1	4-node quadrilateral element	3,925	4,098

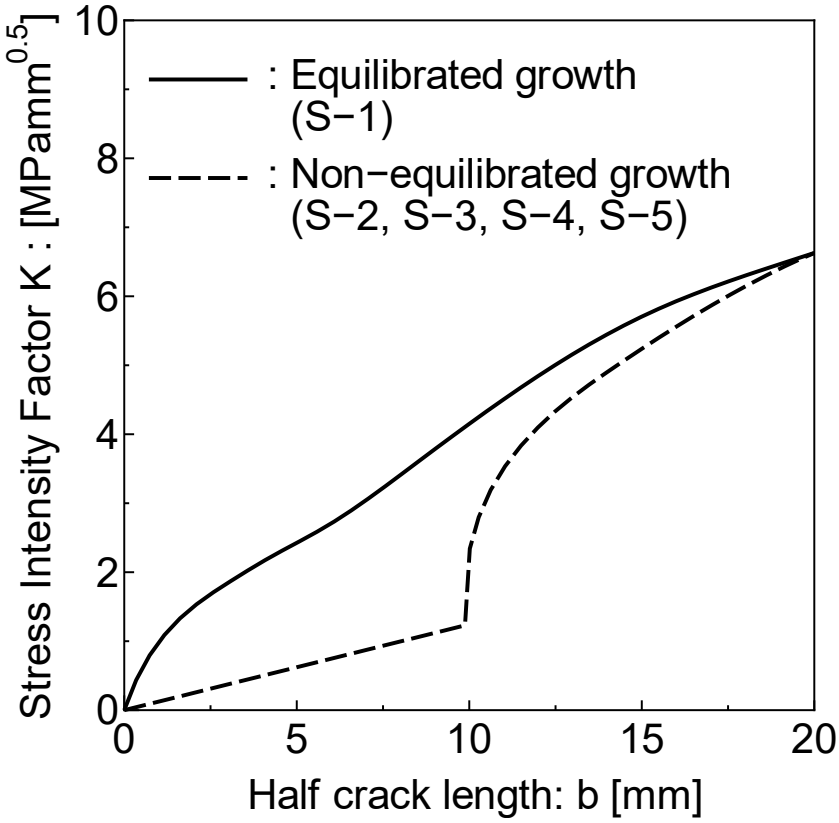


Fig.3.12 Stress intensity factors as function of crack length.

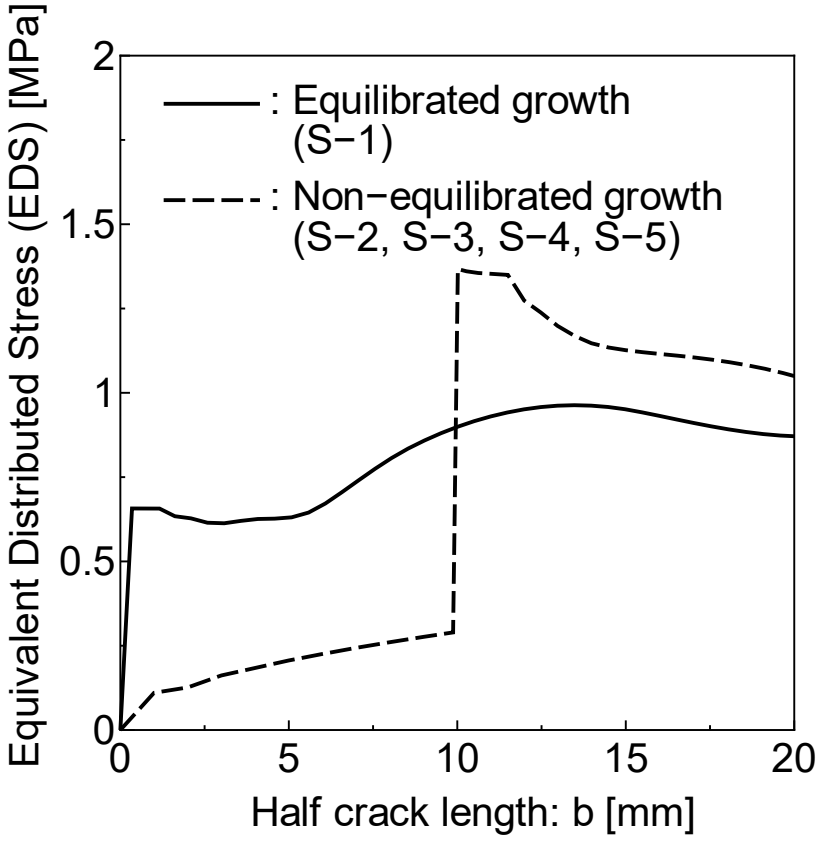
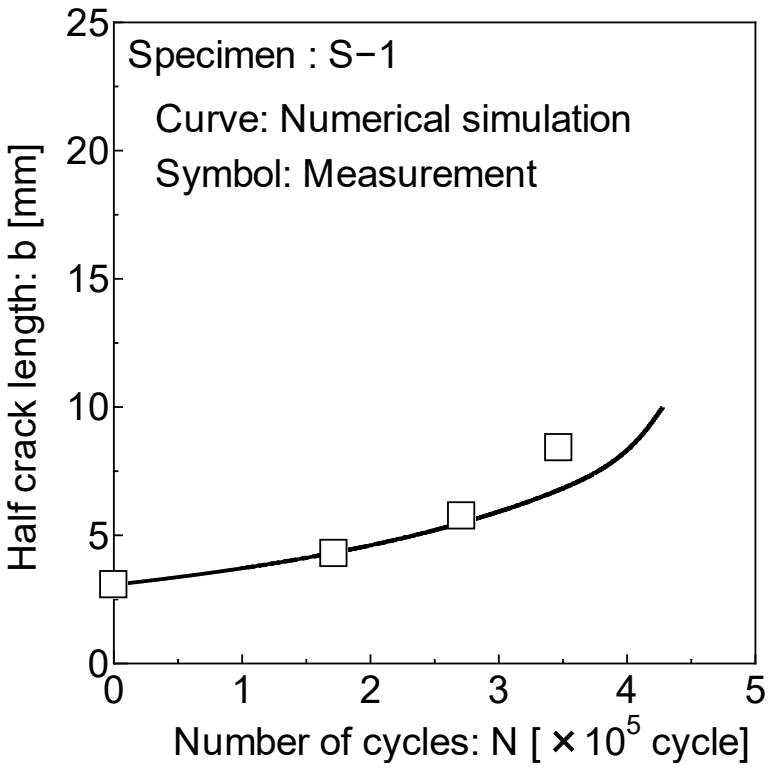


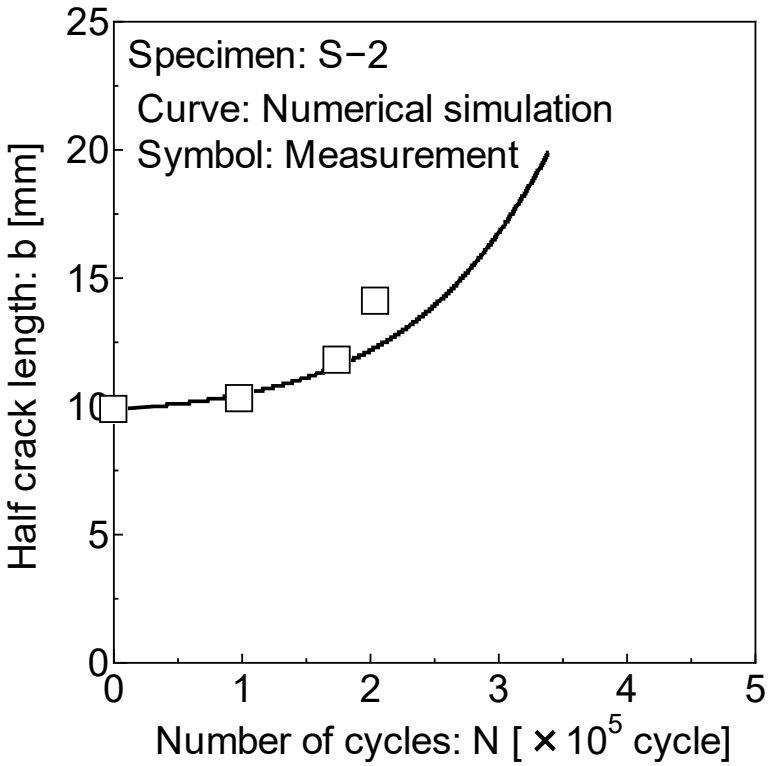
Fig.3.13 Equivalent distributed stresses by unit external loading.

3.3.4　疲労表面亀裂伝播予測結果

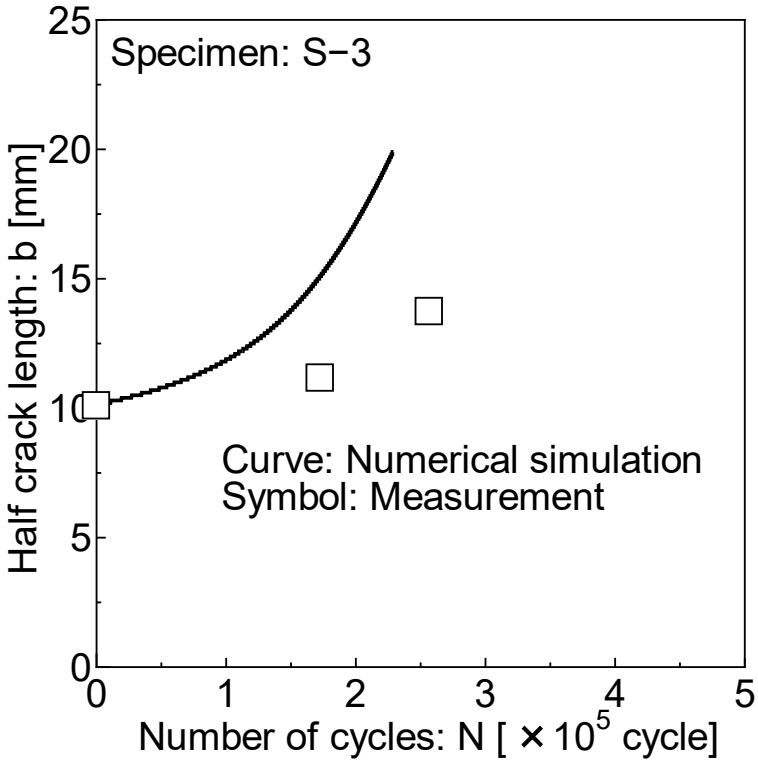
表面亀裂に面内二軸繰返し応力が作用する問題を，無限板中の板厚貫通亀裂に等価な単軸繰返し応力が作用する問題に置換え，疲労亀裂伝播シミュレーションを実施して亀裂長さの伝播履歴を推定し，実測結果と比較した結果を Fig.3.14 に示す．亀裂伝播解析では，観測できた最小のビーチマークを初期亀裂とみなし，以降の伝播量を比較した．試験片 S-5 は最小のビーチマークが板表面に達していなかったため，板表面に達していた二番目に小さいビーチマークを初期亀裂に設定した．S-3 では他と比較してやや安全側の推定結果となったが，全ての条件で比較的良好な亀裂伝播履歴推定を達成した．S-3 が安全側の推定結果となった要因の一つとして，放電加工の熱影響により初期亀裂先端の機械的な性質が変化していたことが亀裂の伝播に影響を及ぼしたと考えられるが，今後更なる検証のためには，同条件で複数体の試験の実施が必要になる可能性がある．



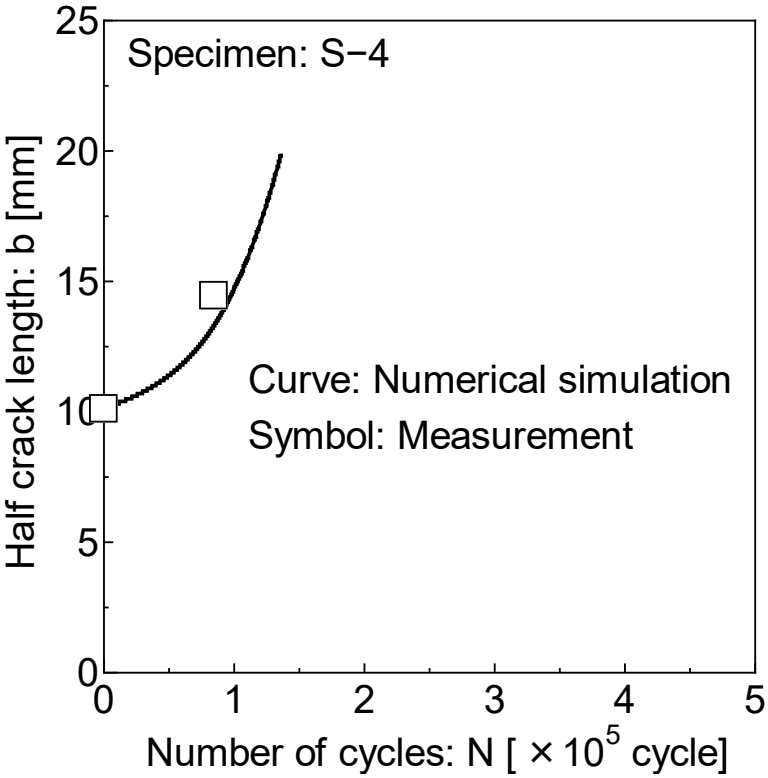
(a) Specimen S-1



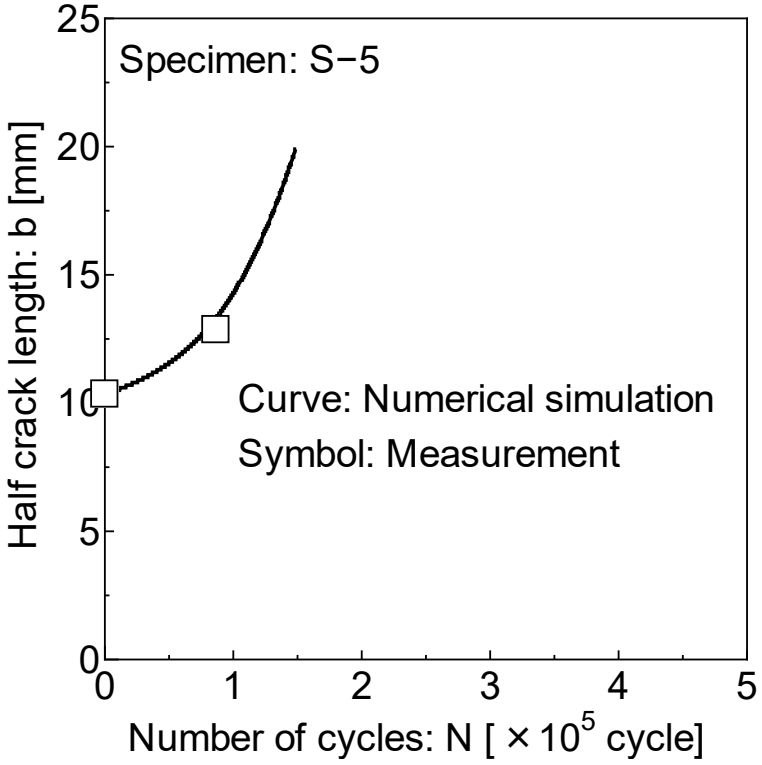
(b) Specimen S-2



(c) Specimen S-3



(d) Specimen S-4



(e) Specimen S-5

Fig.3.14 Numerical simulation results for surface fatigue crack growth of flat-cracked specimens under biaxial loads with phase difference.

3.3.5 数値シミュレーション手法の適用範囲について

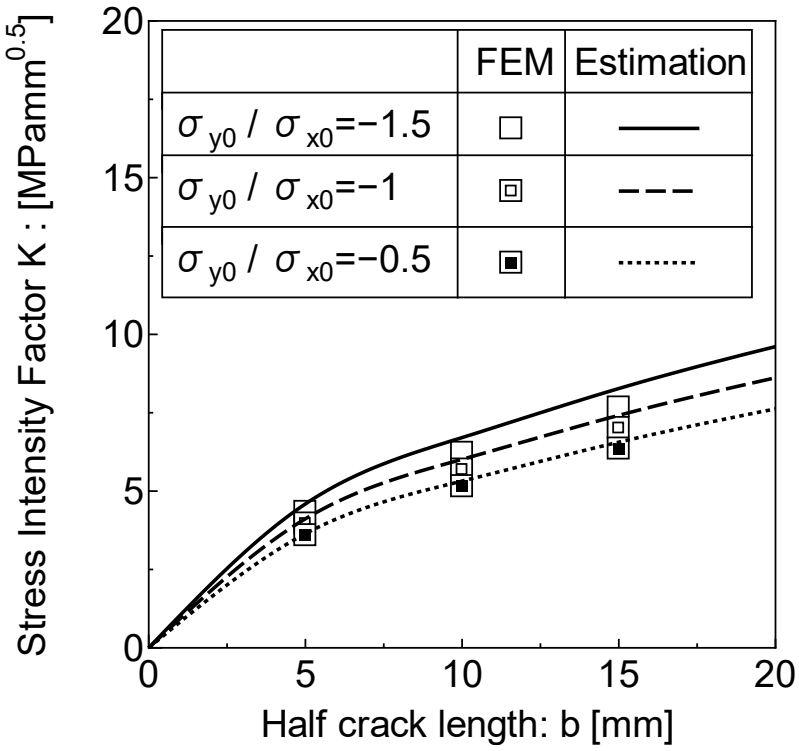
Fig.3.6 に示される表面亀裂形状成長履歴は全ての負荷条件において均衡成長, 非均衡成長それぞれ同程度の形状成長挙動であるが, S-1, S-4, S-5 は他の試験結果や川原ら [6] の表面亀裂形状推定式による推定結果と比較をすると同程度の亀裂深さでは, ややアスペクト比が高くなっている. 星出ら [11]の研究では点状の初期欠陥が単軸の繰返し負荷を受ける際, 表面亀裂の形状成長は表面部の亀裂長さが長くなる程, また, 負荷される作用応力が小さくなる程, より扁平な形状となる亀裂形状成長をすることが確認されている. ここで, 先行研究 [1]や本章での疲労亀裂伝播履歴推定結果が実測値を精度よく推定していることから妥当であると考えられる 3.3.2 の二軸から等価な単軸の応力に変換する手法を用いて変換した等価な単軸応力波形の応力振幅, 最大応力, 最小応力, 平均応力を Table 3.7 に示す. Table 3.7 を参考にすると S-1, S-4,の応力範囲と最大応力ともに S-2, S-3 の結果よりも高く, 応力範囲が等しい S-3 と S-5 の比較でも平均応力は S-5 の方が高いので, 本章の試験により得られた表面亀裂形状成長履歴は星出ら [11]の結果と同様の傾向にあると考えられる. 従って, 表面亀裂形状成長履歴の負荷条件ごとの微小な違いは二軸負荷の位相差や荷重比による影響ではないと考えるが, 本章で取得した亀裂形

状成長履歴は限られた負荷条件下の結果であるので，二軸負荷を受ける表面亀裂形状成長履歴の予測に川原ら[6]の推定式を用いるには適用範囲が存在する可能性があるが，本試験結果からは明らかではない．従って，本章で実施した負荷条件範囲外で，例えば亀裂面平行方向に，より大きな引張応力が作用する場合や圧縮応力が作用する場合等は今後さらなる検討を要する．

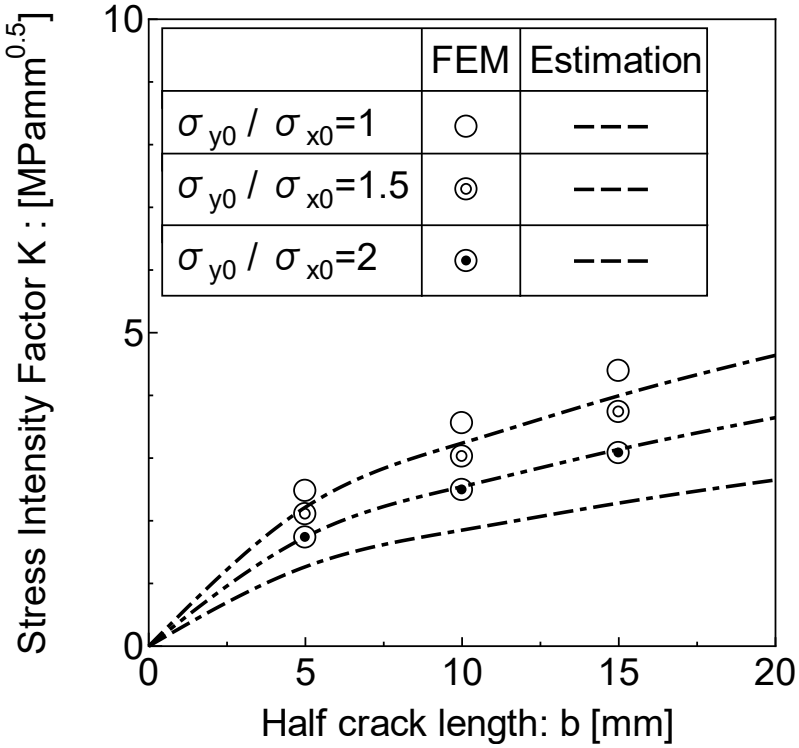
Table 3.7 Estimated equivalent uniaxial stress.

Specimen ID	$\Delta\sigma_x^{equni}$ [MPa]	Max. σ_x^{equni} [MPa]	Min. σ_x^{equni} [MPa]	Ave. σ_x^{equni} [MPa]
S-1	224	178	-45	67
S-2	133	140	7	74
S-3	173	138	-35	52
S-4	162	170	9	89
S-5	173	157	-16	71

次に 3.3.2 で述べた二軸の応力から等価な単軸応力への変換手法の適用範囲について検討する．Fig.3.11 の板厚貫通 FE 解析モデルを用いて，試験片中央近傍で FE 解析による応力拡大係数と，3.3.2, 3.3.3 と同様の手法により取得した推定結果との比較を Fig.3.15 示す．本章では，亀裂幅が小さな領域では表面亀裂形態であったが，ここでは比較検証の簡便化のため板厚貫通亀裂を対象とした．また 3.3.3 の応力拡大係数の算出時には亀裂面垂直方向のみの負荷であったが，ここでは亀裂面垂直方向に単位応力を作用させた際に，Fig.3.15 中に示される条件となるように亀裂面平行方向にも対応する応力を作用させた．Fig.3.15(a), (b)はそれぞれ亀裂面平行方向に圧縮の負荷応力となる場合と引張の負荷応力となる場合である．Table 3.8 には FE 解析結果に対する推定値の差を示す．Table 3.8 から亀裂面平行方向の応力が引張・圧縮の両者において負荷応力が大きくなるほど，推定誤差が大きくなることが確認された．また，亀裂面平行方向応力が引張では，FE 解析値に対して過小に推定し，圧縮側では，FE 解析値に対して過大に推定している．この推定誤差は，亀裂面平行方向に応力を作用させる際に試験片平行部と試験片中央部では，荷重軸に直交する向きに生じるひずみが異なるが，3.3.2 では両者で等しいと仮定していることによる試験片の形状影響により生じている．Fig.3.15(b)の $\sigma_{y0}/\sigma_{x0}=1$ は，本章の S-2 に対応しており，その亀裂伝播履歴推定結果が良好な推定精度であることから推定手法の妥当性は示されるが，$\sigma_{y0}/\sigma_{x0}>1$ や $\sigma_{y0}/\sigma_{x0}<0$ の条件に関しては，この負荷条件に対応する疲労亀裂伝播試験が未実施であるので，推定手法の妥当性は確認されていない．特に $\sigma_{y0}/\sigma_{x0}>1$ の場合は応力拡大係数を過小に推定することから危険側推定を与えることとなり，推定手法の適用範囲を定めることは重要であるが，適用範囲の検証には疲労亀裂伝播履歴の実測値と推定結果との比較を行う必要があるため，適用範囲の検証には今後新たな二軸負荷条件下における追加の疲労試験が必要となる．



(a) $\sigma_{y0} / \sigma_{x0} < 0$



(b) $\sigma_{y0} / \sigma_{x0} > 0$

Fig.3.15 Comparison between estimated stress intensity factors with FE analysis results under various biaxial loading conditions.

Table 3.8 Estimated errors with respect to FE analysis result.

σ_{y0}/σ_{x0}	Errors [%]
-1.5	7.23
-1	5.14
-0.5	2.62
1	-9.49
1.5	-16.4
2	-26.2

今後，数値シミュレーションの適用範囲を検証するための追加試験を実施する場合には，亀裂平行方向の負荷応力が垂直方向の負荷応力より過大になる試験条件では，放電加工による初期亀裂面ではなく応力集中部である十字型平板の湾曲部から亀裂が発生する可能性が考えられるため二軸負荷条件の選定には詳細な事前検討が必要であると考える．

3.4　結言

位相差を有する面内二軸繰返し負荷条件下における十字型平板中の疲労表面亀裂の伝播挙動を疲労亀裂伝播試験により取得した．その結果，本章で実施された二軸の負荷条件下においては亀裂形状（表面亀裂形状のアスペクト比変化）の成長履歴は単軸繰返し負荷条件下のそれと同じであることを確認した．

また，先行研究で用いられた十字型平板中の板厚貫通亀裂の伝播履歴予測手法を適用することで，平板中に存在する疲労表面亀裂の伝播履歴を比較的良好な精度で推定できることを確認した．

第 3 章　参考文献

1) Gotoh, K., Niwa, T. and Anai, Y.: Numerical simulation of fatigue crack propagation under biaxial tensile loadings with phase difference, Marine Structures, Vol.42, pp.53-70, 2015.
2) Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa, T.: Fatigue life assessment for welded structures without initial defects: an algorithm for predicting fatigue crack growth from a sound site, International Journal of Fatigue, Vol.26, No.9, pp.993-1002, 2004.
3) Takahashi, I., Ushijima, M., Takada, A., Akiyama, S., Maenaka, H.: Fatigue behavior of a box-welded joint under biaxial cyclic loads”, Fatigue & Fracture of Engineering Materials

& Structures, Vol.22, No.10, pp.869-877, 1999.

4) 日本海事協会：鋼船規則 K 編 材料，2019.

5) Anai, Y., Niwa, T., and Gotoh, K.: Practical formula of the shape evolution of a surface crack under fatigue loading, Proceedings of the 34th International Conference on Ocean and Arctic Engineering（OMAE2015）, 2015.

6) 川原正言，栗原正好 : 表面き裂の疲労による伝播成長過程に関する予備的考察,日本船舶海洋工学会論文集, Vol.137, pp.297-305, 1975.

7) Toyosada M, Niwa T, and Sakai J. : Physical meaning of ΔKRP and fatigue crack propagation in the residual stress distribution field. Int. J. Fatigue Vol.19, No.93, pp.161- 166, 1997.

8) Tada H, Paris PC, Irwin GR. : The Stress Analysis of Crack Handbook. 3rd Ed. New York: The American Society of Mechanical Engineers, 2000.

9) http://www.mscsoftware.com/ja/product/marc,（accessed on March 31, 2020）.

10) 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, pp.427-438, 1990.

11) 星出敏彦，田中啓介：表面欠陥からの疲労き裂伝ぱの弾塑性破壊力学的解析，日本機械学会論文集 A 編，Vol.48, No.433，pp.1102-1110, 1982.

第 4 章　面内二軸繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の溶接止端部で発生・成長する疲労表面亀裂の成長挙動評価

4.1　緒言

船舶等の大型の溶接鋼構造物では, 溶接止端部等の構造的応力集中部から発生した疲労表面亀裂が板厚を貫通した後, 貫通亀裂として板幅方向に伝播する形態の損傷が比較的多いが, 表面亀裂状態は全疲労寿命に占める割合が大きいため, 表面亀裂段階での疲労亀裂伝播挙動を正確に把握することは, 構造強度健全性評価の観点から極めて重要である.

本章では, 実構造物中で疲労亀裂の発生が比較的多いスティフナ角回し溶接部を模擬した面外ガセット溶接継手を対象に, 位相差を有する面内二軸繰返し負荷条件下の疲労表面亀裂伝播試験を実施し, 従来の疲労亀裂伝播挙動の推定手法が面外ガセット溶接継手にも適用可能であることの検証を目的とする.

4.2　面内二軸繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の疲労試験

4.2.1　試験片の材料・形状

試験に用いた試験片を Fig.4.1 に示す．第 3 章と同様に十字型平板の外形は Takahashi ら [1)]の試験片形状に倣い製作した．平板の中央部にガセット（100mm x 100mm x 10mm）を角回し溶接により取り付けた．ガセットと十字型平板の圧延方向は同一で，角回し溶接止端部で発生する疲労亀裂が圧延方向と直角である.

角回し溶接は JIS Z3312 [2)]で規定される YGW12 に種別されるソリッドワイヤ（直径 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に，角回し溶接部 4 箇所の内，3 箇所をグラインダ処理し，残りの 1 箇所を溶接ままとした.

試験片は第 3 章と同種の KA 鋼から製作した．今回も供試材料調達の都合上，試験片 G-1, G-2 と試験片 G-3,G-4 はそれぞれ別ロットの鋼材から製作した．試験片 G-1, G-2 の鋼材の化学的性質と機械的性質を Table 4.1 に試験片 G-3, G-4 の鋼材の機械的性質と化

学成分を Table 4.2 に示す.

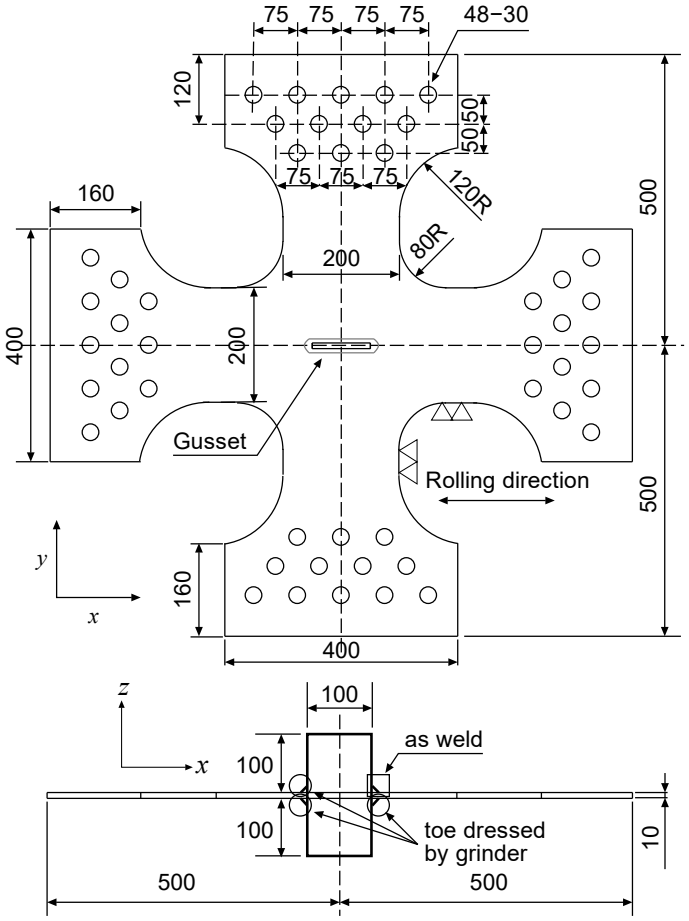


Fig.4.1 Configuration of the specimens used[1)] (unit in mm).

Table 4.1 Mechanical properties and Chemical composition of tested material applied to specimens G-1 and G-2 (ClassNK grade KA).

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

Table 4.2 Mechanical properties and Chemical composition of tested material applied to specimens G-3 and G-4 (ClassNK grade KA).

Mechanical properties				
Yield strength [MPa]		Tensile strength [MPa]		Elongation [%]
341		461		27
Chemical composition[wt%]				
C	Si	Mn	P	S
0.15	0.14	0.84	0.017	0.003

4.2.2 負荷条件

疲労亀裂伝播試験の様子を Fig.4.2 に示す. 試験機のシステムは第 3 章と同様である. 各試験片に作用する負荷条件を Table 4.3 に，その応力波形を Fig.4.3 に示す．G-2 と G-4 は同条件である.

Table 4.3 Biaxial loading conditions.

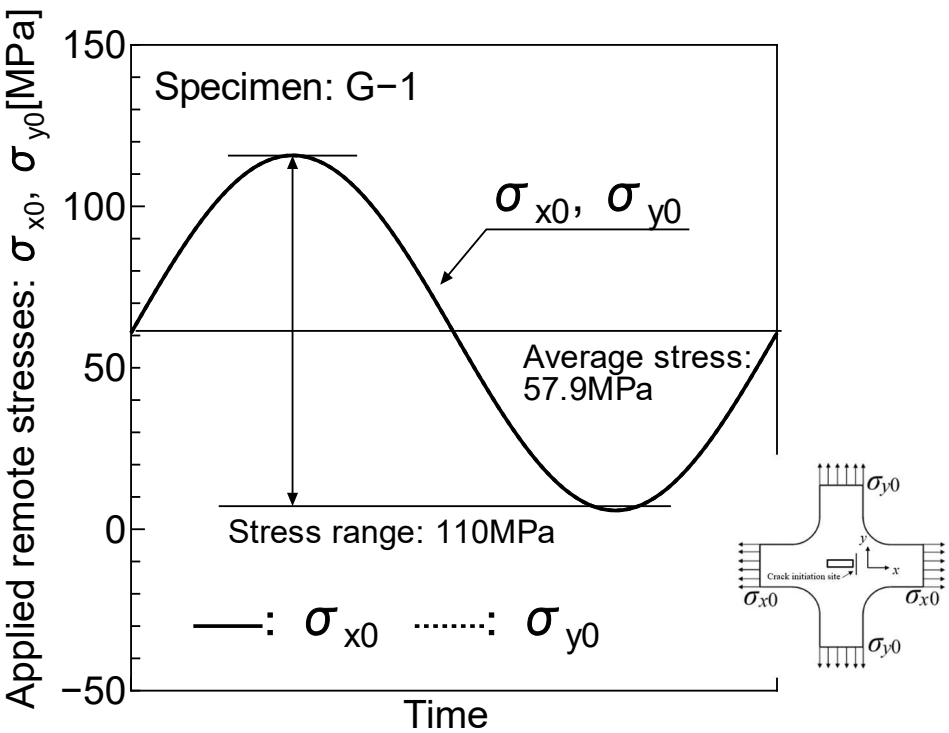
Specimen ID	Stress ratio: R	$\Delta\sigma_{x0}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{y0}$ [MPa]	Phase difference: Φ[rad]
G-1	0.05	110		0
G-2, G-4				π
G-3		130	65	π

(Notes)

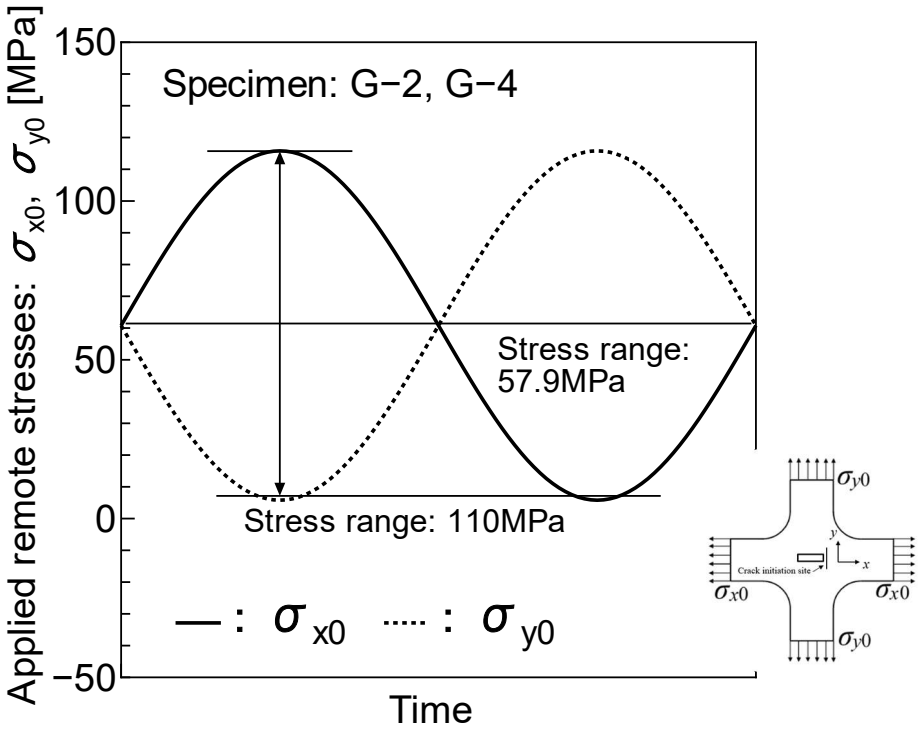
R means applied stress ratio defined by $\sigma_{x0}^{min}/\sigma_{x0}^{max}$ or $\sigma_{y0}^{min}/\sigma_{y0}^{max}$.

$\Delta\sigma_{x0}$ and $\Delta\sigma_{y0}$ are the applied stress range of x and y component, respectively.

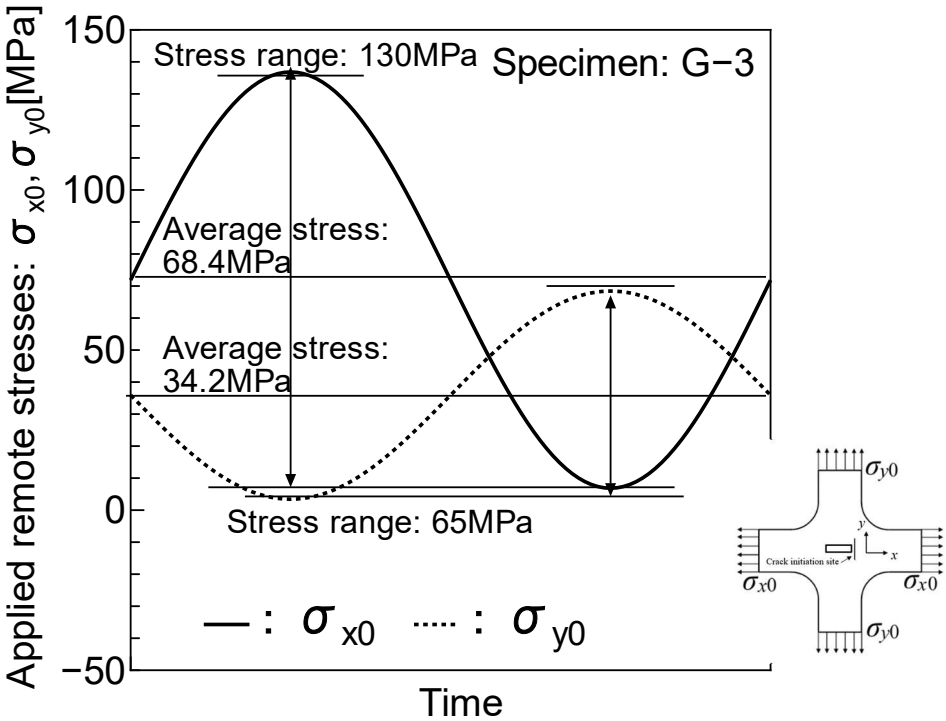
Fig.4.2 Set-up of fatigue crack propagation test under biaxial loading.



(a) Specimen G-1



(b) Specimens G-2 and G-4



(c) Specimen G-3

Fig.4.3 Applied biaxial loading waveform acting on out-of-plane gusset-welded joint specimens.

4.2.3　試験結果

疲労表面亀裂の形状成長履歴はビーチマーク法により測定した．ビーチマーク導入時の負荷条件は，亀裂面垂直方向及び亀裂面平行方向共に，Fig.4.4 に示すように通常負荷条件の最大荷重を保持しつつ，最小荷重を通常負荷条件の平均荷重とし，位相差は通常負荷時と同一とした．

Fig.4.5 に破面写真を示す．Fig.4.6 には測定した亀裂形状履歴について，アスペクト比 *a*/*b* を指標として示す．第 3 章と同様に，試験片の板厚は全て等しく板厚の影響はないため横軸は亀裂深さの板厚に対する無次元値として整理した．Fig.4.7 には疲労亀裂伝播履歴を示す．

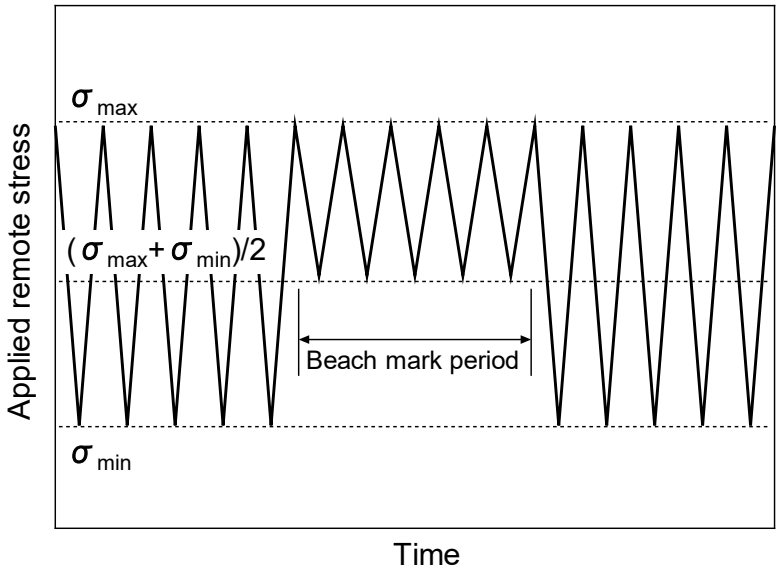
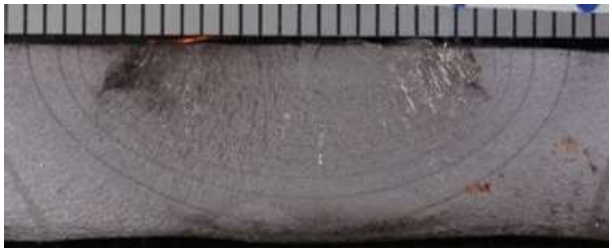


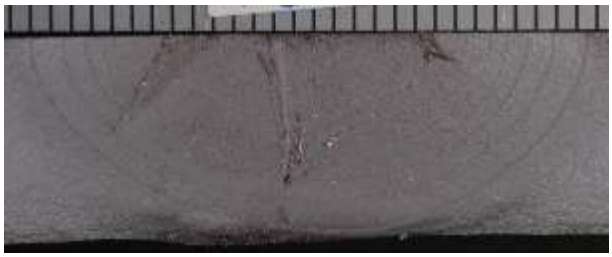
Fig.4.4 Applied cyclic loading during beach mark period.

(a) Specimen G-1

(b) Specimen G-2



(c) Specimen G-3



(d) Specimen G-4

Fig.4.5 Observed surface crack shape evolutions for out-of-plane gusset-welded joint specimens.

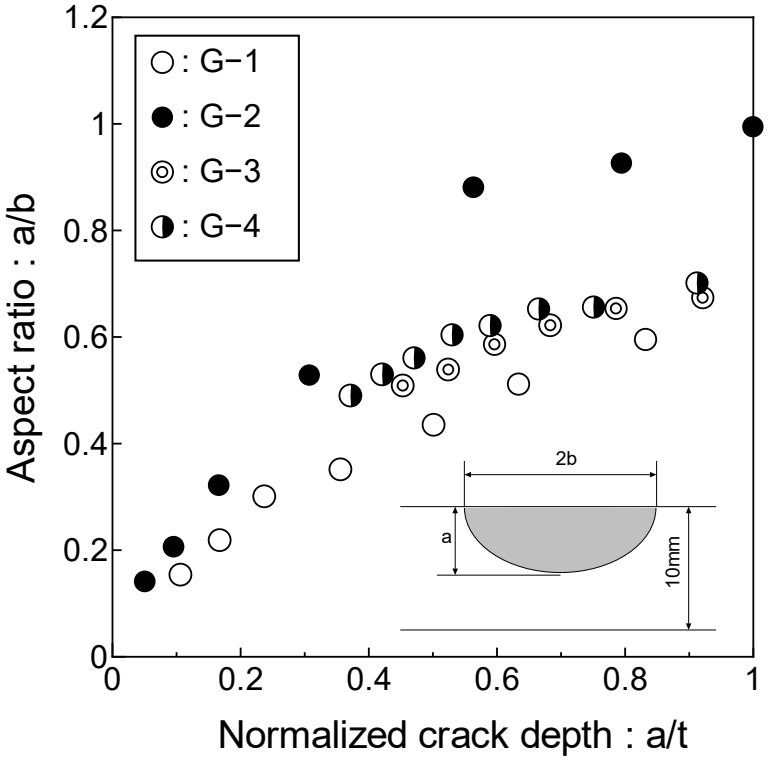
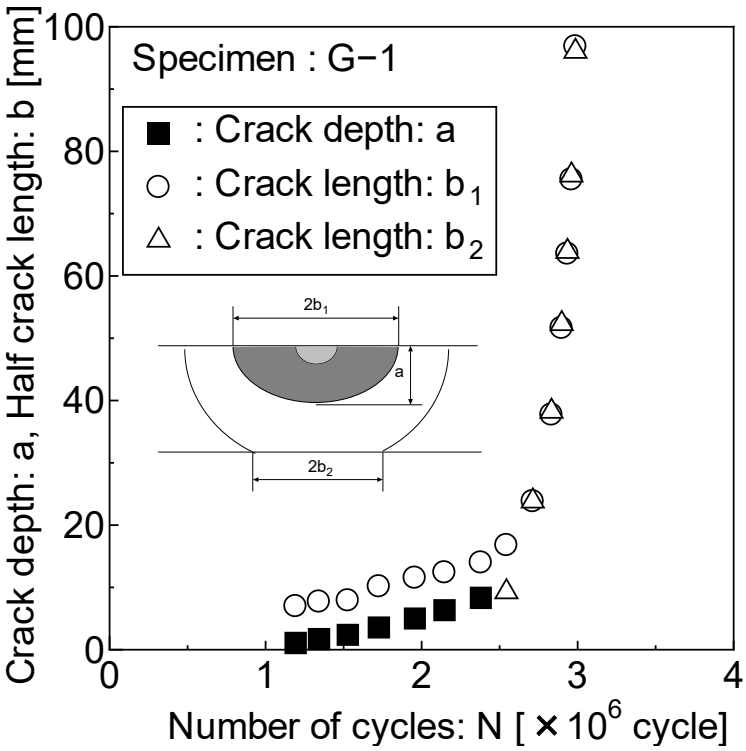


Fig.4.6 Evolution of surface crack aspect ratio (a/b) under biaxial loading conditions.

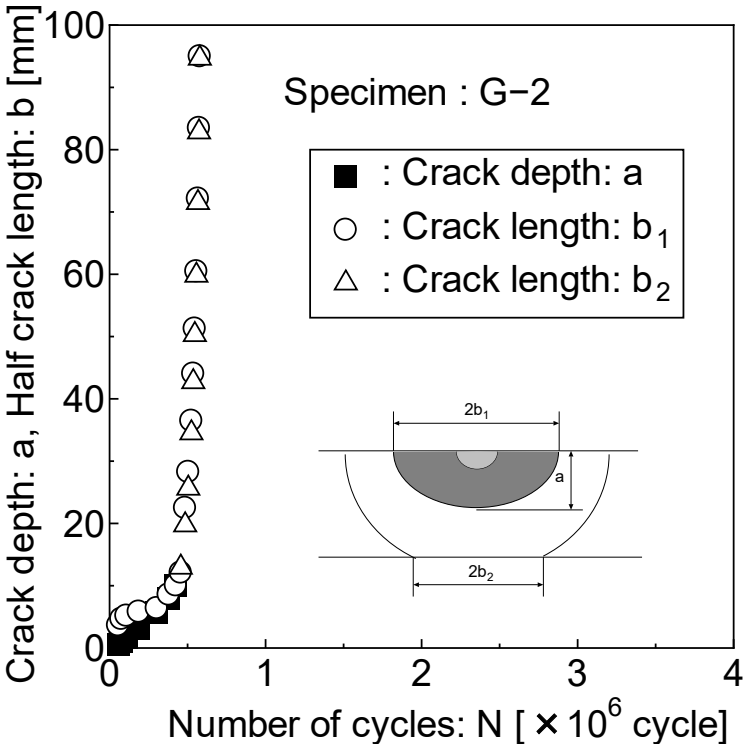
Fig.4.5(b)と Fig.4.6 から分かるように，試験片 G-2 の表面亀裂のみ半円形状（a/b= 1）に近づく亀裂形状成長を示した．G-2 と同条件の G-4 を含む他の条件では，若干の違いは見られるものの，ほぼ同程度の形状成長履歴であった．

平板に初期亀裂として表面亀裂を導入した第 3 章の疲労亀裂伝播試験結果において，二軸繰返し負荷の位相差は表面亀裂形状成長には影響を及ぼさないことが判明したことを考慮すれば，G-2 のみ異なる挙動を示したのは二軸負荷位相差による影響ではないと考えられる．Fig.4.5(b)の破面には他と比較すると複数の段差が確認されることから，ガセットの角回し溶接部から複数の微小表面亀裂が面外方向に合体しながら成長したことが示唆され，他のケースと亀裂発生及び成長段階が異なったパターンであったと推察される．加えて，溶接残留応力分布の違いも亀裂発生・合体・成長の過程に影響を及ぼした可能性も考えられる．

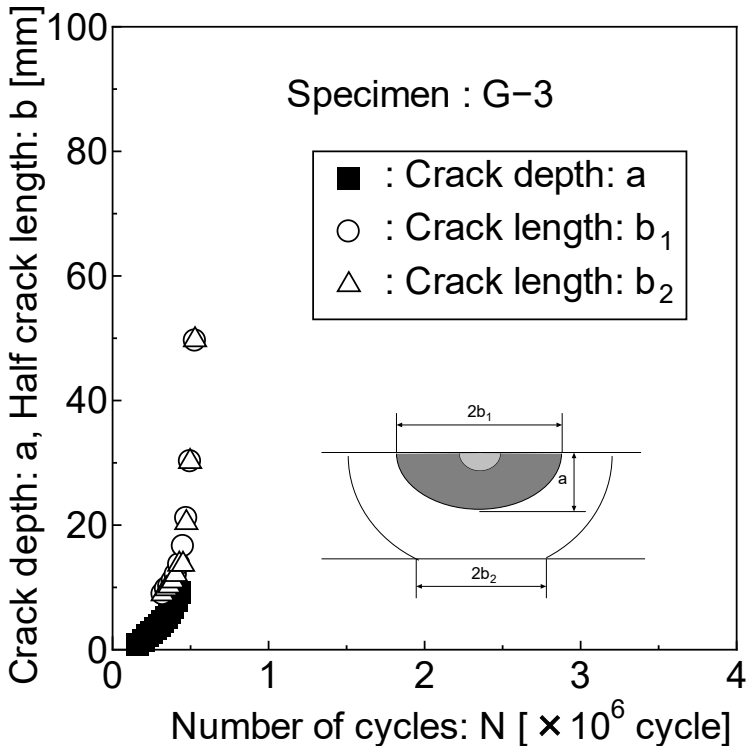
Fig.4.7(a), (d)から，G-1 よりも G-4 の方が亀裂伝播は速いことが確認できるが，板厚貫通亀裂の結果[3)]と同様に，二軸応力の応力振幅と平均応力が等しくても，二軸応力の位相差次第で疲労亀裂伝播挙動に影響が生じることを確認した．



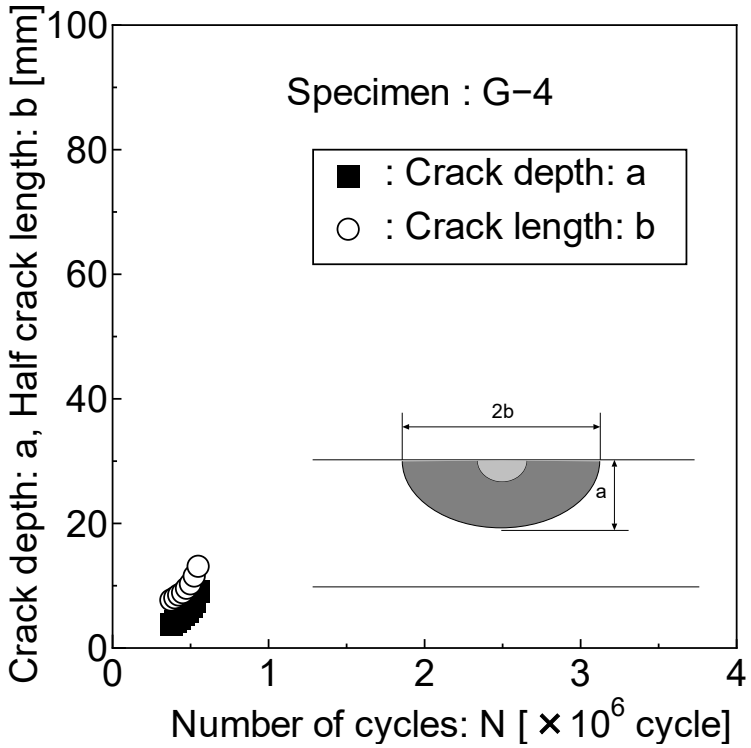
(a) Specimen G-1



(b) Specimen G-2



(c) Specimen G-3



(d) Specimen G-4

Fig.4.7 Measured fatigue crack growth histories of out-of-plane gusset-welded joint specimens.

4.3　疲労表面亀裂伝播履歴推定

4.3.1　外力による表面亀裂の応力拡大係数と等価分布応力

第 3 章と同様に表面亀裂の表面部の K 値は，汎用 FE 解析コード MSC Marc 2017[4)]とこれに標準実装されている J 積分法を用いて算出した．各試験片の FE 解析モデルの要素分割は，試験片断面のビーチ―マークから測定した表面亀裂形状を基に，形状成長に従って一定間隔でモデル化した．Fig.4.8 と Fig.4.9 には FE 解析モデルのメッシュ分割例を示す．Fig.4.8 と Fig.4.9 はそれぞれ，表面亀裂のモデルの一例と板厚貫通亀裂後のモデルである．第 3 章同様，FE 解析モデルは全て評価対象の 1/4 をモデル化した．境界条件は，Fig.4.8 の面 abopjimn, efghijkl には対称条件を設定し，Fig.4.8 の面 abcd には垂直方向に単位応力を負荷した．Fig. 4.9 の板厚貫通後の FE 解析モデルについても境界条件は表面亀裂モデルと同様である．Table 4.4 と Table 4.5 にはそれぞれ表面亀裂と板厚貫通亀裂の FE 解析モデルで，モデルを作成する亀裂長さ間隔，最小メッシュ寸法，要素タイプ，要素数，節点数を示す．K 値の計算結果を Fig.4.10 に示す．Fig.4.10 中の各線は，亀裂面垂直方向に単位応力を作用させた際の FE 解析結果と J 積分法により得られた結果である．実線は G-1，破線は G-2，一点鎖線は G-3，点線は G-4 にそれぞれ対応する．K 値，亀裂長さの単位はそれぞれ MPa $mm^{0.5}$, mm とする．

各試験片の Fig.4.10 に示した K 値履歴に対する等価分布応力を計算した結果を Fig.4.11 に示す．また，等価な単軸応力波形への変換を行った結果を，換算前の面内二軸応力波形と共に Fig.4.12 に示す.

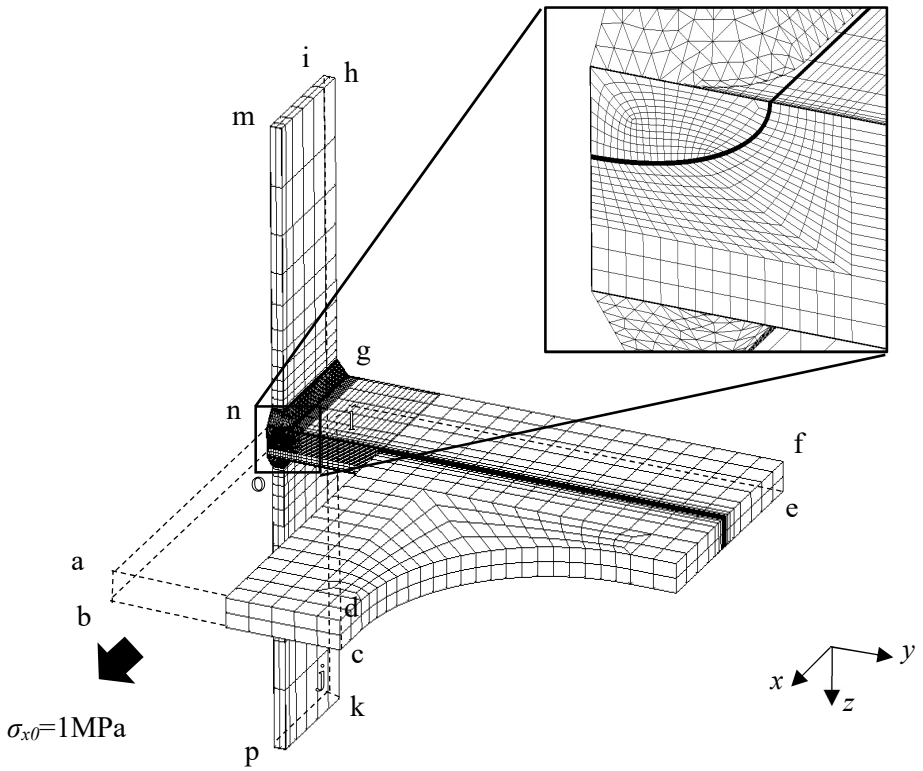


Fig.4.8 Example of FE mesh subdivision of a surface crack.

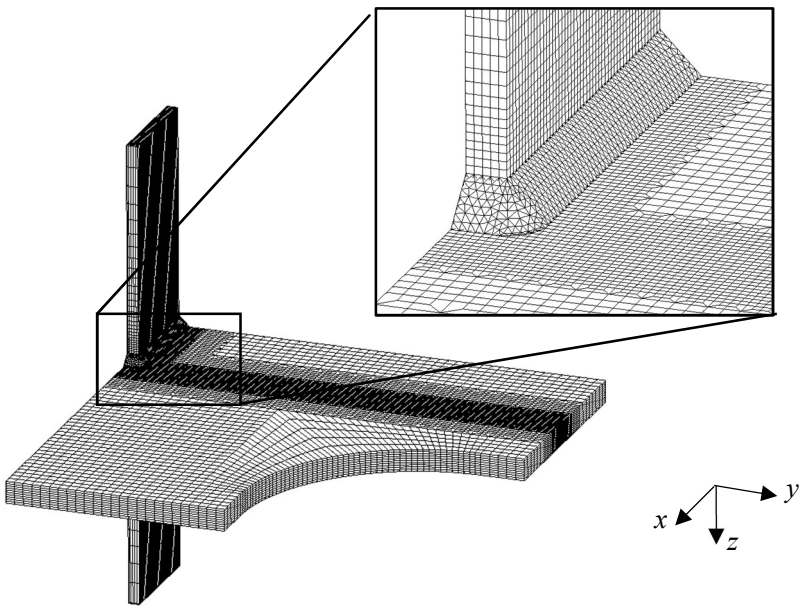


Fig.4.9 Example of FE mesh subdivision of a through thickness crack.

Table 4.4 FE analysis conditions for surface crack models.

Specimen ID	Interval of crack length [mm]	Min. mesh size [mm]	Element type	No. of elements	No. of nodes
G-1	3	0.1	8-node hexahedral element (Base metal) 4-node tetrahedral element (Weld bead)	76,606 - 170,821	77,323 - 174,394
G-2				77,321 - 152,121	77,950 - 154,672
G-3				89,366 – 104,271	89,806 – 105,481
G-4				89,366 - 104,271	89,806 - 105,481

Table 4.5 FE analysis conditions for through thickness crack models.

Specimen ID	Interval of crack length [mm]	Min. mesh size [mm]	Element type	No. of elements	No. of nodes
G-1 – G-5	5	1	8-node hexahedral element (Base metal) 4-node tetrahedral element (Weld bead)	108,950	114,698

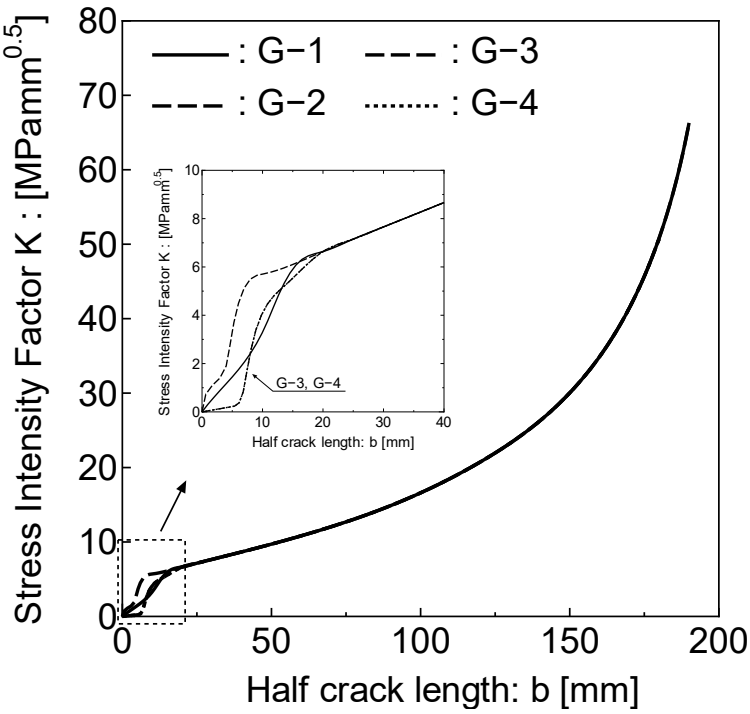


Fig.4.10 Stress intensity factors as function of crack length.

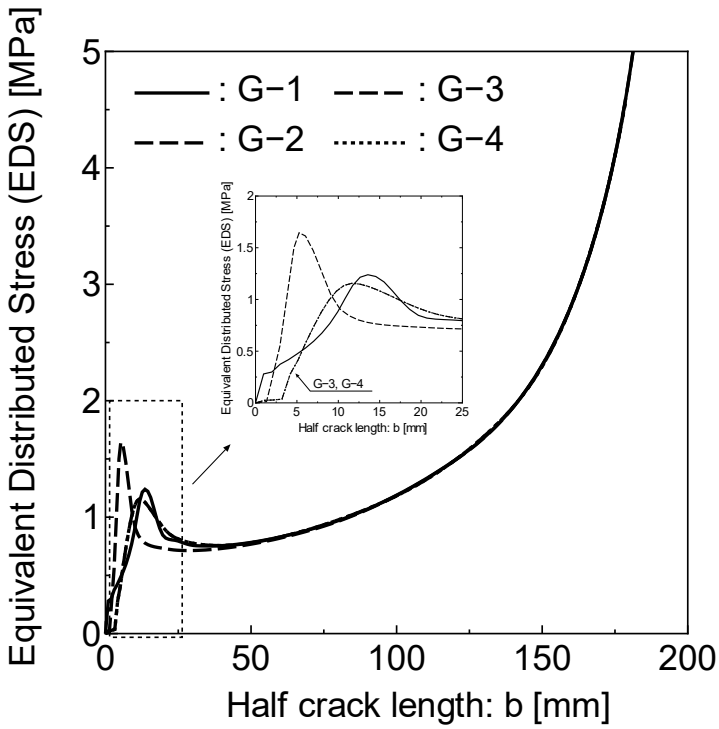
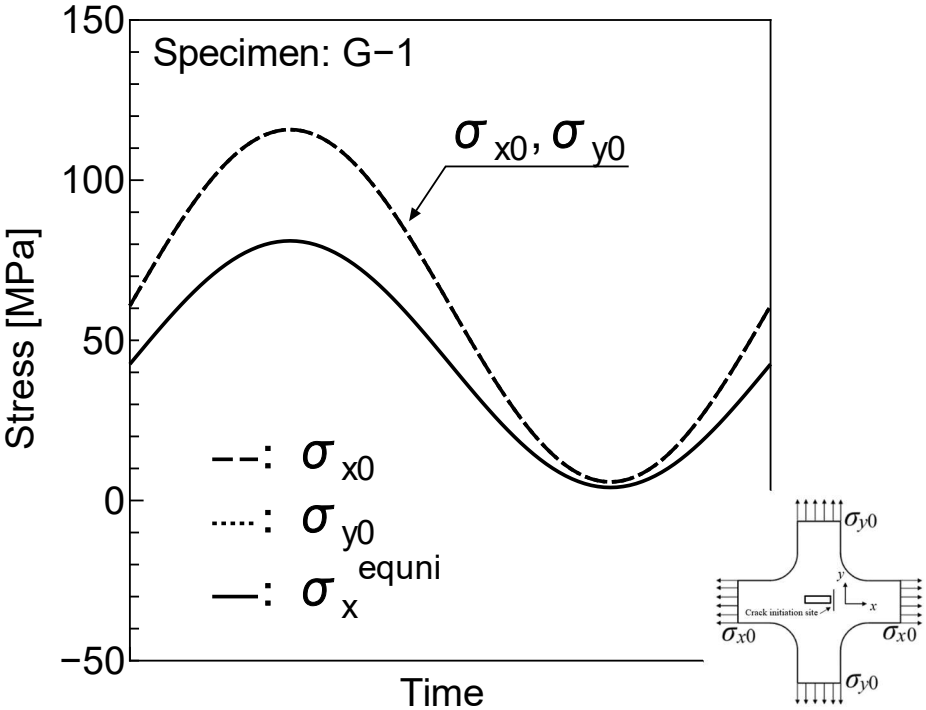
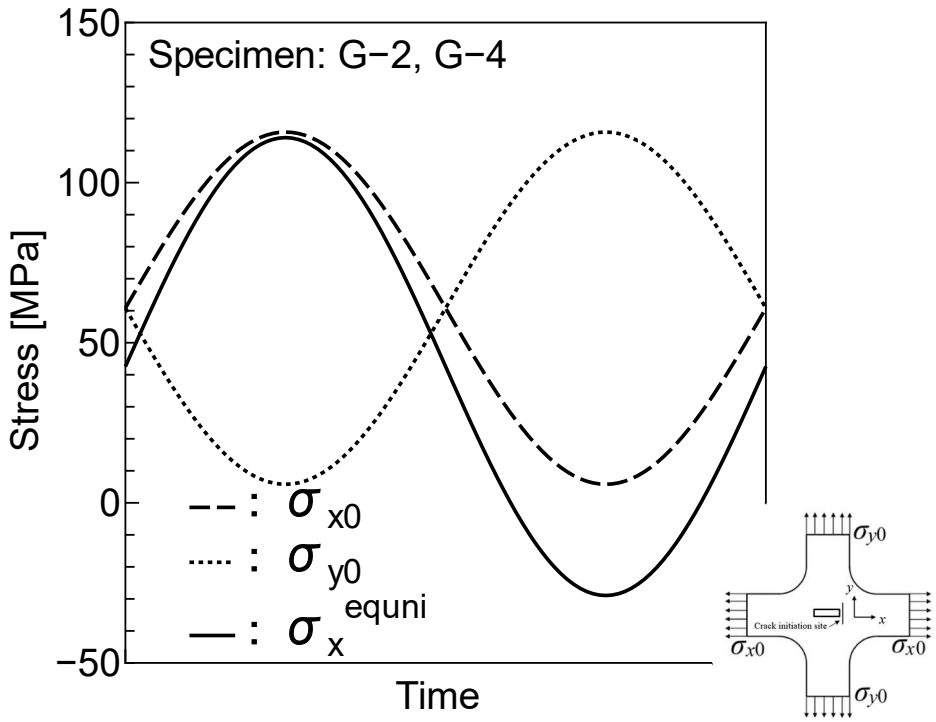


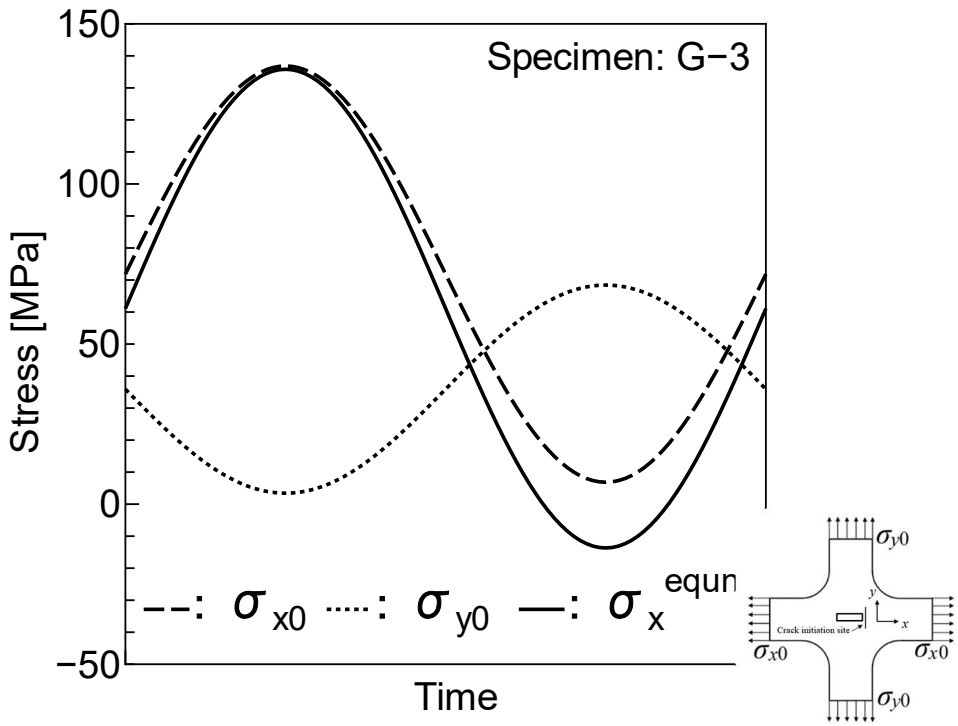
Fig.4.11 Equivalent distributed stresses by unit external loading.



(a) Specimen G-1



(b) Specimens G-2 and G-4



(c) Specimen G-3

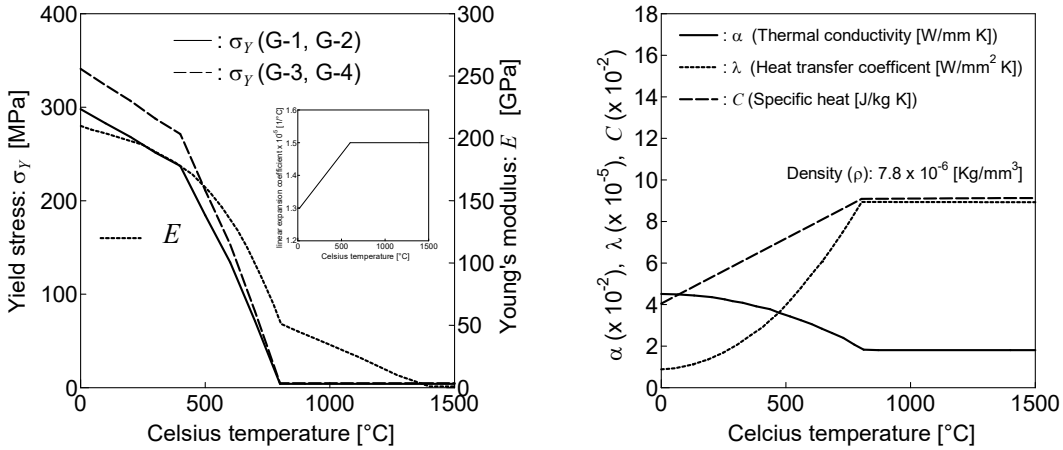
Fig.4.12 Applied biaxial stress and equivalent uniaxial stress waveform of out-of-plane gusset-welded joint specimens.

4.3.2 溶接残留応力分布の推定

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し，取得した残留応力分布を亀裂面に作用させ J 積分法を適用することで，残留応力に起因する K 値を算出した．熱弾塑性 FE 解析に用いた要素分割は Fig.4.9 の FE 解析モデルと同じである．温度依存性を示す物性値は Fig.4.13 に示す．各物性値は種々の関連する文献を基に決定した．試験体製作時の溶接条件（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）より与えられる単位長さ当たりの溶接入熱量は 67.5 J/mm であり，角回し溶接時には溶接速度を若干低下させざるを得ないが，大差ないものと考え，角回し部を含む溶接線全線でこの入熱量として解析を行った．また，最初に表側の溶接ビードに上記入熱量を与え，十分空冷させた後に裏側の溶接ビードにも同様の入熱量を与え，十分に空冷した後に生じる最終状態における残留応力を求めた．

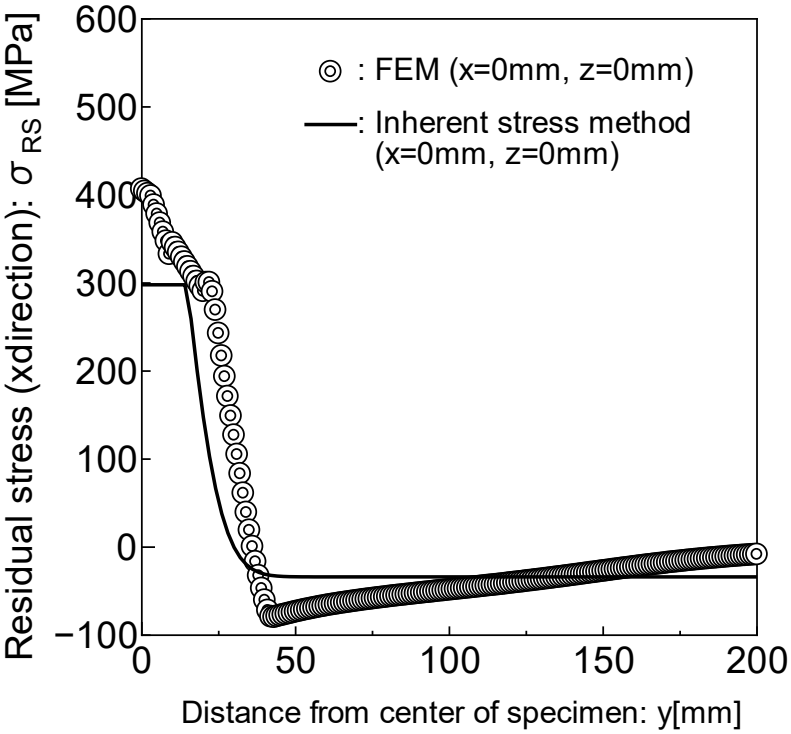
取得した角回し溶接止端部近傍の残留応力分布を Fig.4.14 中の記号で示す．Fig.4.14 の(a), (b)はそれぞれ亀裂長さ方向（y 方向）に分布する残留応力の亀裂面垂直方向（x 方向）成分の G-1, G-2 と G-3, G-4 の結果を示す．Fig.4.14 には，固有応力法[5)]により推定された残留応力も実線で示す．Fig.4.14 中の x と z はそれぞれ角回し溶接止端部からの距離及び，板表面からの距離を表す．FE 解析結果と固有応力法による推定値は残留応力の分布形状が概ね一致していることから，FE 解析により取得した残留応力分布は妥当であると判断し，この残留応力分布を用いて K 値を算出した．

応力拡大係数算出の際に使用する FE 解析モデルは，板厚貫通亀裂モデルでは前述の通り，残留応力を算出した FE 解析モデルと同様である．表面亀裂モデルではメッシュ分割が異なるが，亀裂面に沿った残留応力分布を補間し表面亀裂モデルへ適用した．

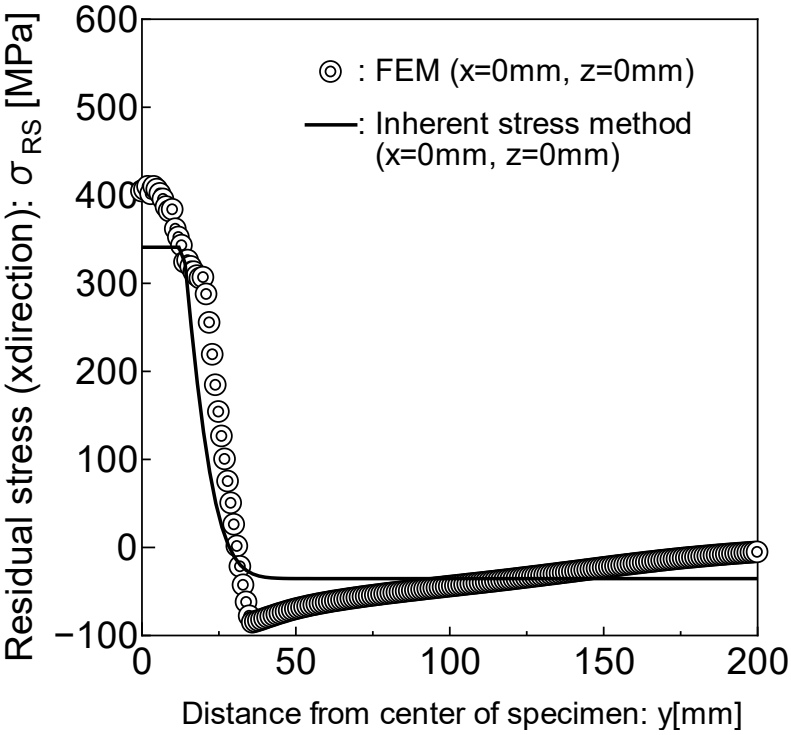


(a) Mechanical properties　　(b) Thermo-physical properties

Fig.4.13 Temperature-dependent material properties.



(a) Residual stress distribution of G-1 and G-2



(b) Residual stress distribution of G-3 and G-4

Fig.4.14 Residual stress distributions close to fatigue crack initiation site.

4.3.3　溶接残留応力による表面亀裂の応力拡大係数と等価分布応力

得られた残留応力を Fig.4.8 と Fig.4.9 の FE 解析モデルの亀裂面に作用させ, J 積分法により残留応力による K 値を算出した．計算結果を Fig.4.15 に示す．実線は G-1 を，破線は G-2 を，一点鎖線は G-3 を，点線は G-4 を示す．K 値，亀裂長さの単位はそれぞれ MPa $mm^{0.5}$, mm とする．各試験片の K 値履歴に対する等価分布応力を計算した結果を Fig.4.16 に示す. Toyosada らの疲労亀裂伝播シミュレーションに際して設定が必要な「塑性拘束係数」は第 3 章同様，彼らに倣って 1.21[6)]と設定した.

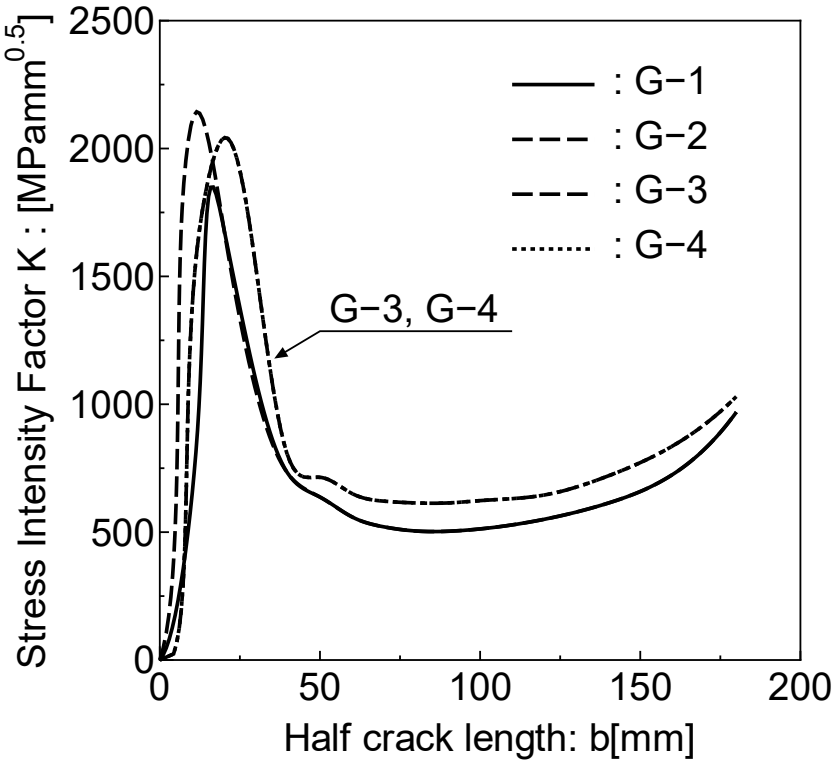


Fig.4.15　Relationship between half crack length and stress intensity factor by residual stress based on elastic-plastic FE analysis

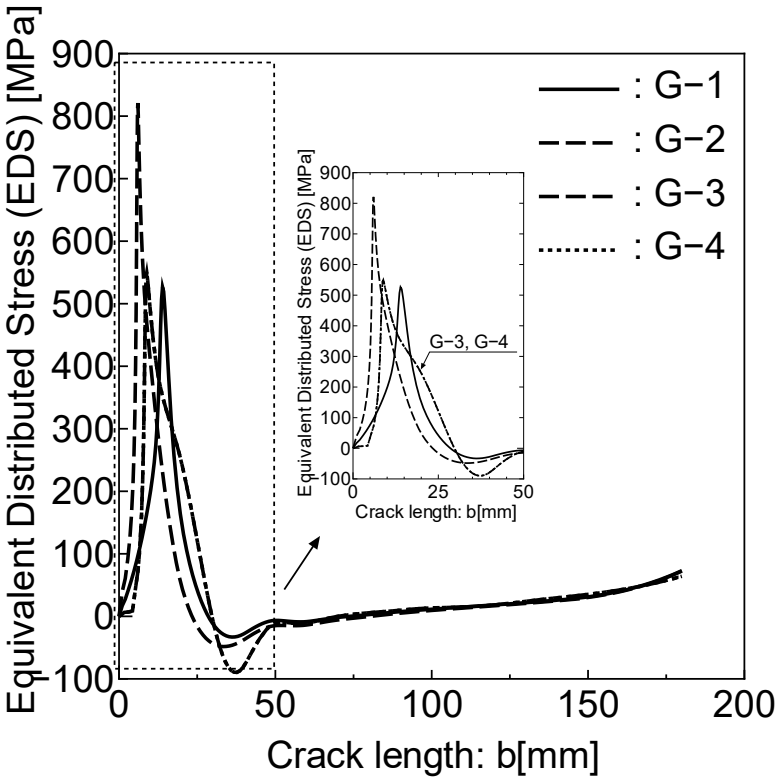


Fig.4.16 Equivalent distributed stresses by weld residual stress.

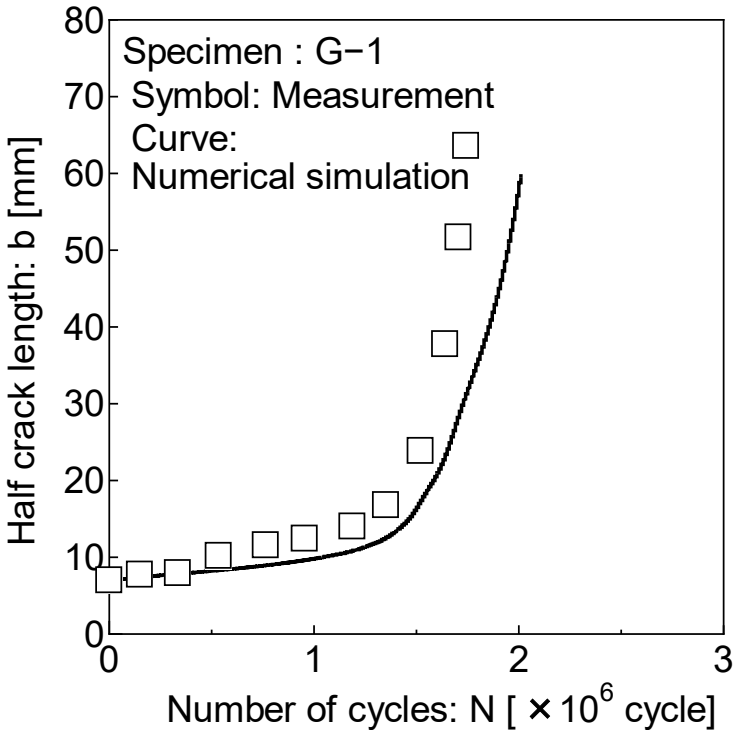
4.3.4　疲労表面亀裂の伝播履歴推定

Fig.4.17 に第 3 章と同様の手法により推定した疲労亀裂伝播履歴の実測結果との比較を示す．表面亀裂状態から板厚貫通亀裂へと遷移する過程も連続して計算するために，本解析においても表面亀裂状態ではその表面部を対象として亀裂長さを指標とした．

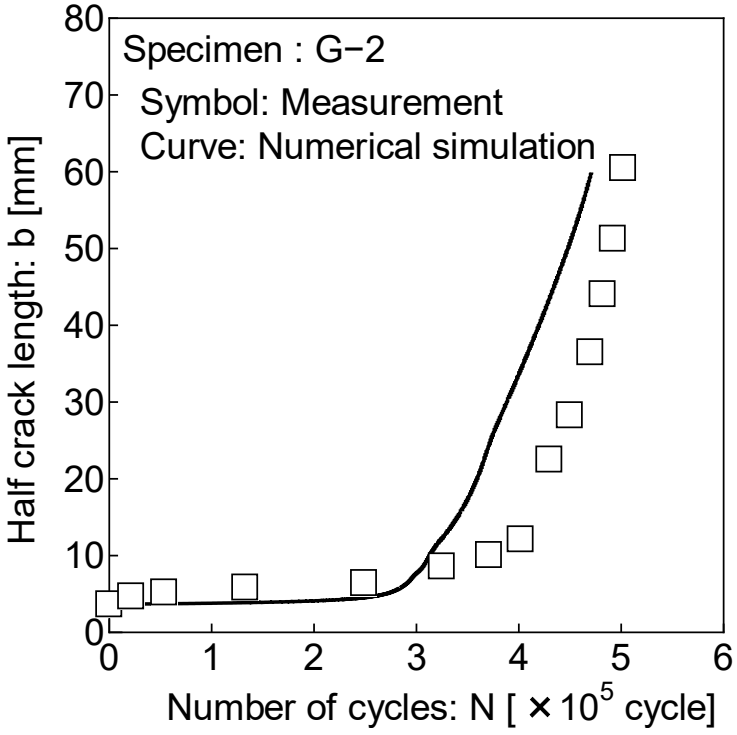
疲労破面で観測された最小のビーチ―マーク測定値を初期欠陥亀裂とし，以降の伝播量を比較した．G-3 は他と比較しやや安全側であったが，全ての条件で比較的良好に疲労亀裂伝播履歴が推定できていることが確認できる．本シミュレーションでは，溶接残留応力算出の際の熱源を瞬間熱源で与えていることや，J 積分法による残留応力による応力拡大係数算出の際に亀裂面に作用する表面力の表面積分項を考慮できていないといった種々の推定誤差を生み出す要因がある．G-3 に関しては，上述の残留応力の推定精度の影響が現れている可能性があるが，疲労寿命が対数目盛でなく線形目盛で示されていること，及び安全側の推定であることを勘案し，推定誤差としては許容範囲であると考えた．

Fig.4.17 より，試験結果と推定結果共に位相差 π の G-2, G-4 の方が，位相差 0 の G-1 より亀裂伝播速度が速いことが確認された．これは Fig.4.18 に示すように G-2, G-4 の等

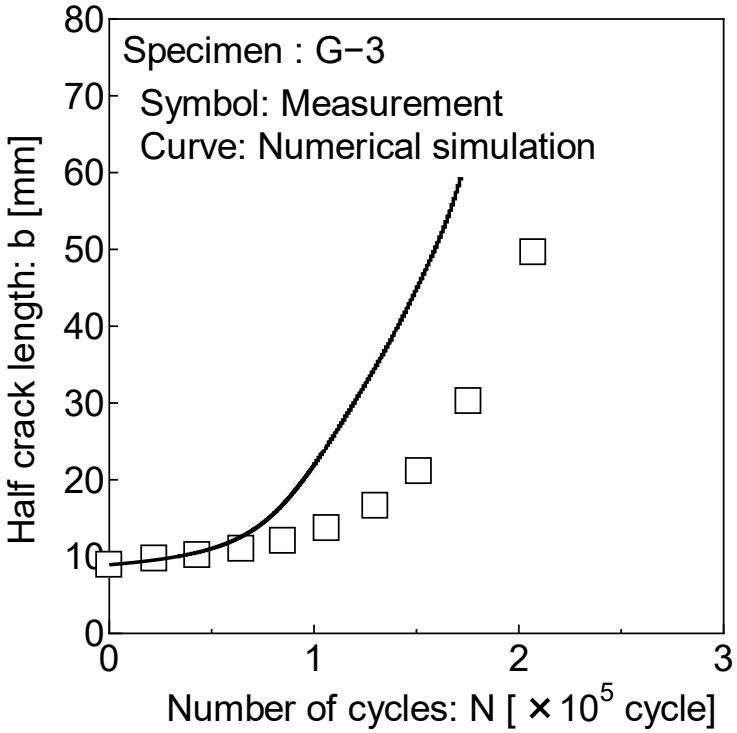
価な単軸応力波形の応力振幅が G-1 より大きくなることが要因であると考えられる.



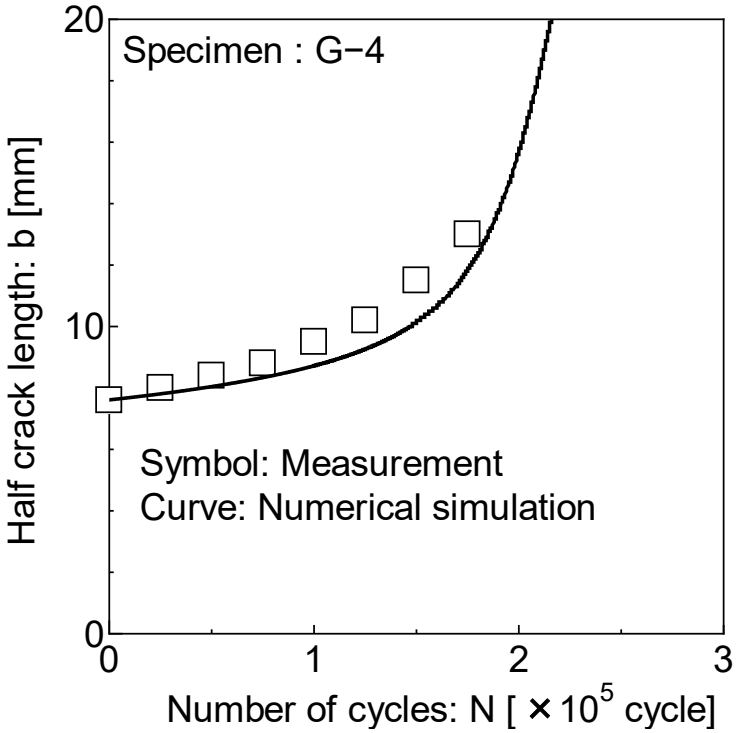
(a) Specimen G-1



(b) Specimen G-2



(c) Specimen G-3



(d) Specimen G-4

Fig.4.17 Numerical simulation results for surface fatigue crack growth of out-of-plane gusset-welded joint specimens under biaxial loads with phase difference.

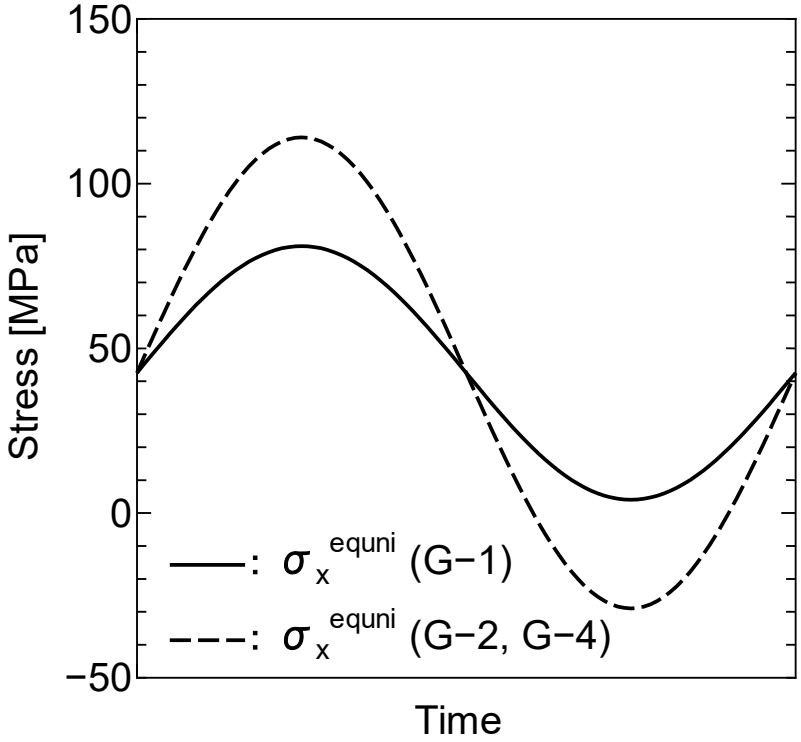


Fig.4.18 Effect of phase difference on stress histories.

4.4　結言

面内二軸繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の角回し溶接止端部から発生する疲労表面亀裂の伝播履歴について，二軸負荷の荷重比，位相差が伝播履歴に及ぼす影響を調査し，先行研究と同様，表面亀裂においても位相差の影響を受けることを確認した．また，十字型平板中の板厚貫通亀裂と表面亀裂において適用される数値シミュレーション手法を面外ガセット溶接継手にも適用し，十分な推定精度を有することを確認した．ただし，溶接残留応力及び，溶接残留応力による K 値には推定誤差が含まれており，それが最終的な疲労亀裂伝播履歴推定に影響を及ぼしている可能性がある．本研究においては汎用 FE ソフトウェアに実装されている標準的な解析手法を適用しているため，更なる推定精度向上のためには今後より詳細な検討が必要である．第 3 章の結論も踏まえて，本章で実施された二軸の負荷条件下においては表面亀裂形状成長履歴に及ぼす位相差や荷重比の影響はなく異なる亀裂形状成長をした 1 体に関しては，角回し溶接止端部で発生した無数の微小な疲労表面亀裂が面外方向に段差を有しながら合体成長した過程が影響していると判断した．

第 4 章　参考文献

1) Takahashi, I., Ushijima, M., Takada, A., Akiyama, S., Maenaka, H.: Fatigue behavior of a box-welded joint under biaxial cyclic loads", Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.22, No.10, pp.869-877, 1999.
2) 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.
3) 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.
4) http://www.mscsoftware.com/ja/product/marc,（accessed on March 31, 2020）.
5) 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, pp.753-761, 1996.
6) 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, pp.427-438, 1990.

第 5 章　高周波成分を含む面内二軸繰返し応力を受ける十字型平板に内在する板厚貫通亀裂の成長挙動評価

5.1　緒言

近年の船体の大型化に伴い実海域を航行中の船体に作用する whipping や springing 等に起因する弾性振動を引き起こす高周波の応力波が低周波の応力波に重畳する複雑な応力波形が疲労亀裂伝播に及ぼす影響が着目されている．本章ではそのような複雑な重畳応力波形が亀裂面に対し垂直方向と平行方向の面内二軸方向に位相差を有しながら繰返し負荷される際の疲労亀裂伝播挙動を調査する．また，Matsuda ら [1]により構築された，重畳波の内，疲労亀裂伝播に有効に寄与する波形のみを選択するアルゴリズムを実装した，ΔK_{RPG} 基準の疲労亀裂伝播シミュレーションに本研究の二軸応力を等価な単軸応力に変換する手法及び等価分布応力法を用いて二軸重畳応力作用下の疲労亀裂伝播シミュレーションを実施し，推定手法の精度を検証することを目的とする．

5.2　面内二軸繰返し重畳応力を受ける十字型平板の疲労試験

5.2.1　試験片の材料・形状

試験片形状を Fig.5.1 に示す．十字型平板の外形は第 3, 4 章の十字型平板と同様に Takahashi ら [2]の試験片形状に倣い製作した．　先行研究 [3]で用いた試験片と同様に試験片中央部に予亀裂として亀裂半長が 15mm の人工スリットを導入し，疲労亀裂を発生させた．試験片は第 3, 4 章の供試材と同種の KA 鋼から製作した．試験片 SU-1, SU-2 の鋼材の機械的性質と化学成分を Table 5.1 に示す．

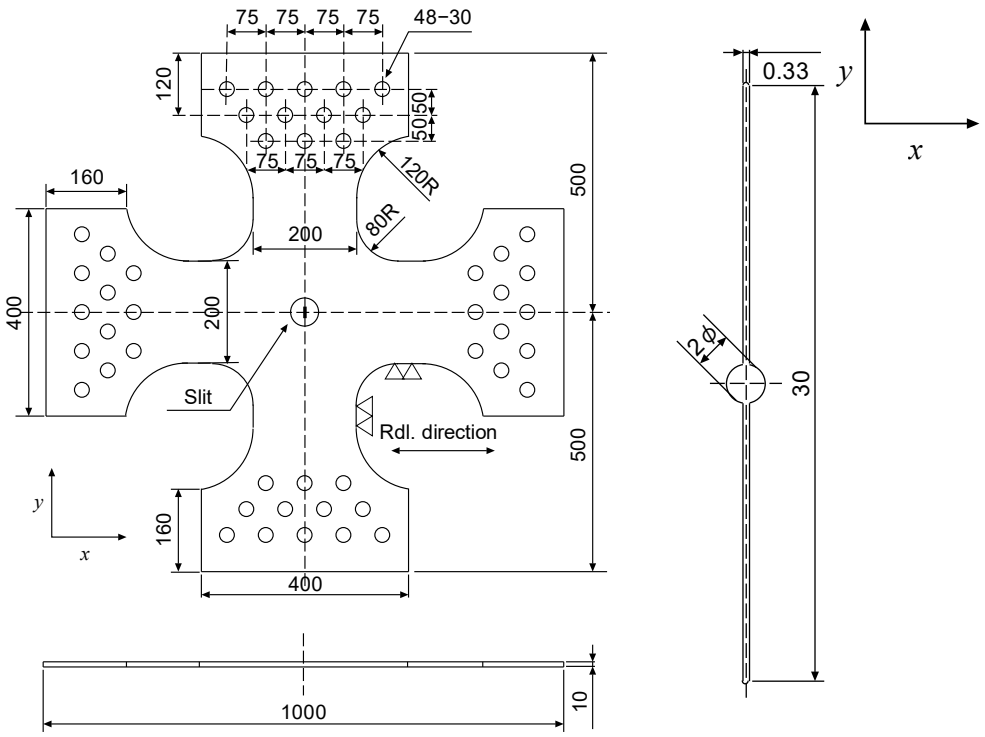


Fig.5.1 Configuration of the specimens used[2)] (unit in mm).

Table 5.1 Mechanical properties and Chemical composition of tested material applied to specimen SU-1 and SU-2 (ClassNK grade KA).

Mechanical properties				
Yield strength [MPa]		Tensile strength [MPa]		Elongation [%]
343		451		25
Chemical composition [wt%]				
C	Si	Mn	P	S
0.12	0.15	0.96	0.021	0.002

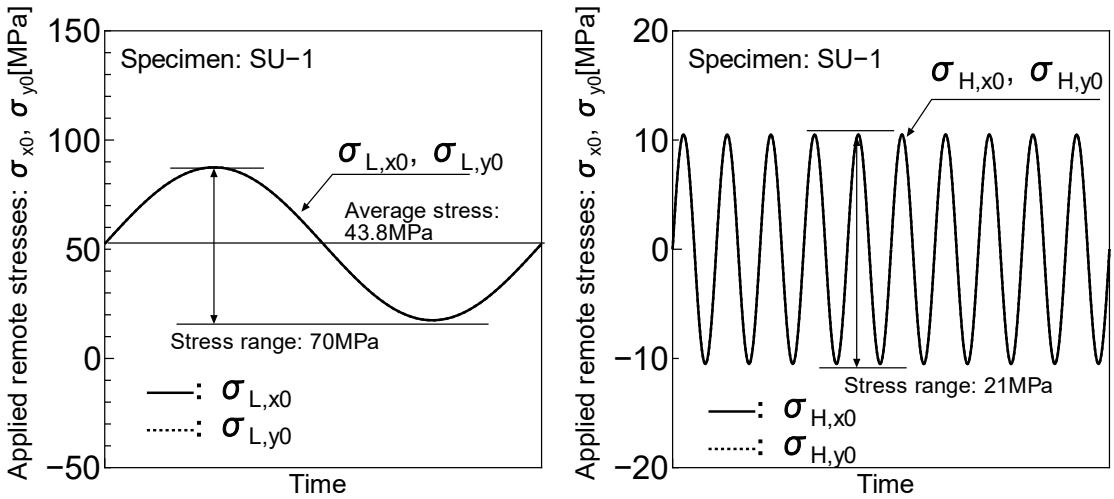
5.2.2 負荷条件

疲労亀裂伝播試験の試験機のシステムは第 3 章及び第 4 章と同様である．各試験片に作用する負荷条件を Table 5.2 に，その応力波形を Fig.5.2 と Fig.5.3 に示す．Fig.5.2(a)と Fig.5.3(a)には低周波応力波形, Fig.5.2(b)と Fig.5.3(b)には高周波応力波形, Fig.5.2(c)と Fig.5.3(c)には低周波と高周波の重畳応力波形を示す．低周波の応力範囲は先行研究[3)]の負荷条件と同等であり，そこに高周波の応力波を重畳させた．高周波の応力波形は試験機の仕様の範囲で負荷可能なできるだけ大きな値とした．先行研究[3)]では低周波成

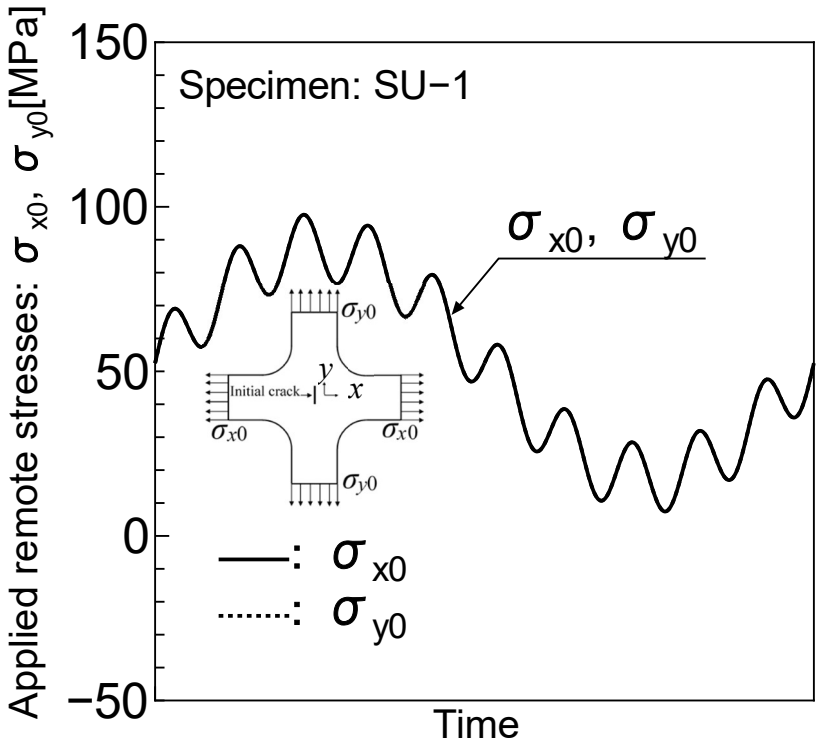
分に相当する繰返し負荷の応力比 R は 0.05 であったが，本試験では最小荷重時に負荷応力が 0 付近の応力波形再現精度の問題から応力比 R は 0.2 に変更し，平均応力を若干増加させた．二軸応力の位相差に関しては低周波成分では位相差 0, π とし高周波成分では位相差 0 とした．

Table 5.2 Biaxial loading conditions.

Specimen ID		SU-1	SU-2
Stress ratio: R	Low	0.2	
	High	-1	
$\Delta\sigma_{x0}$ [MPa]	Low	70	
	High	21	
$\Delta\sigma_{y0}$ [MPa]	Low	70	
	High	21	
Phase difference: Φ [rad]	Low	0	π
	High	0	
Frequency [Hz]	Low	0.5	
	High	5	

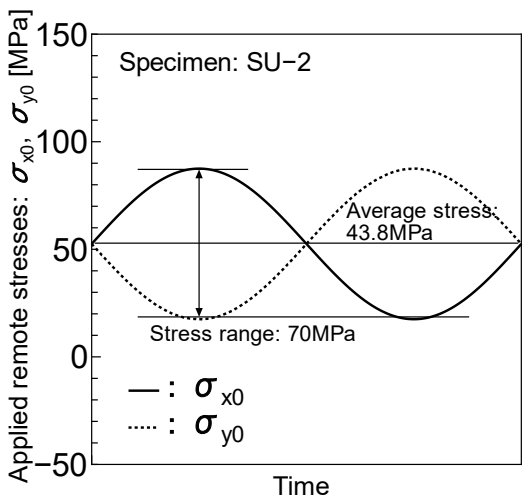


(a) Low frequency component　　(b) High frequency component

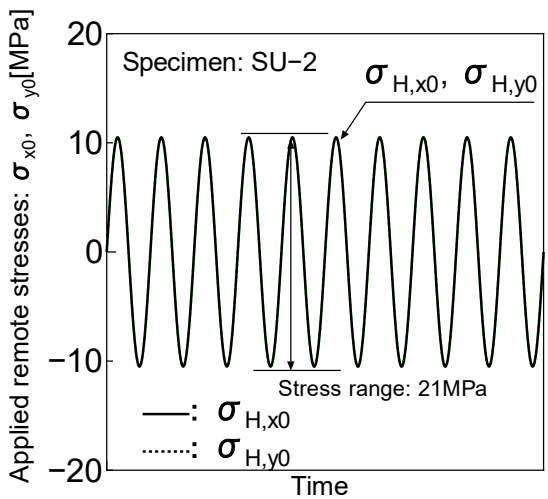


(c) Superimposed wave of low frequency wave and high frequency wave

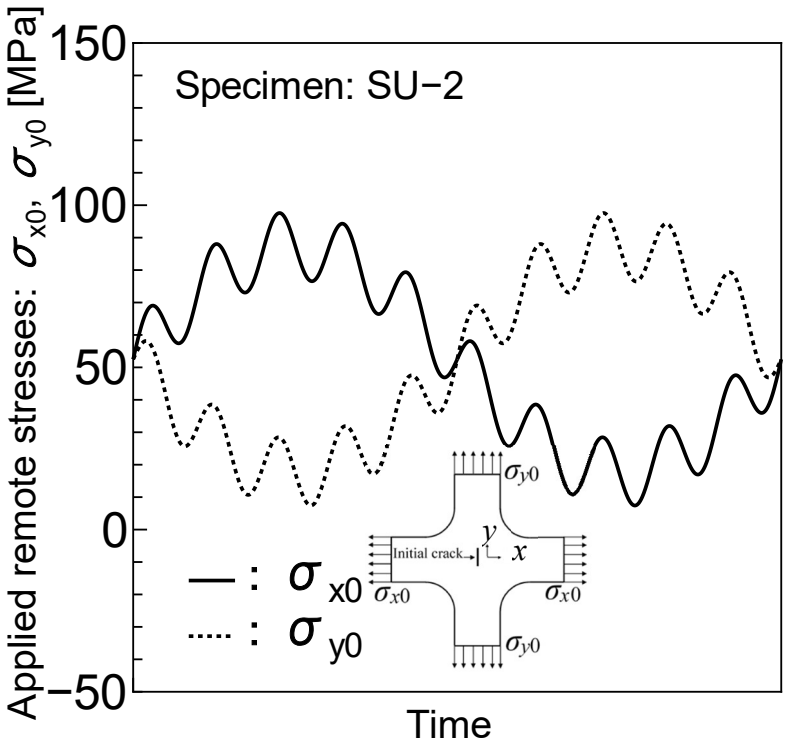
Fig.5.2 Applied biaxial loading waveform acting on flat-cracked specimen S-1.



(a) Low frequency component



(b) High frequency component



(c) Superimposed wave of low frequency wave and high frequency wave

Fig.5.3 Applied biaxial loading waveform acting on flat-cracked specimen S-2.

5.2.3 試験結果

Fig.5.4 に SU-1 と SU-2 の疲労亀裂伝播履歴を一番初めに計測された亀裂長さからの繰返し数との関係を示す．ここではサイクル数は低周波の応力波形でカウントする．Fig.5.4 から位相差の影響を受けて，位相差 π の SU-2 の方が SU-1 より亀裂伝播が速くなることを確認した．この傾向は第 4 章で示した面外ガセット溶接継手における疲労亀裂伝播と同様である． Fig.5.4 には，先行研究[3)] により取得した疲労亀裂伝播曲線も合わせて示す．図中 C-1，C-2 はそれぞれ二軸応力の応力振幅が 70MPa で応力比が 0.05，位相差が 0, π である．応力比はやや異なるものの，本章の低周波成分のみを負荷した場合とほぼ等しい試験の結果である．Fig.5.4 から SU-1 と SU-2 はそれぞれ C-1 と C-2 より亀裂伝播速度は速くなっていることが確認できる．この理由は高周波成分の存在により，実質的に負荷応力範囲は C-1 と C-2 より増大されたためである．一方，「SU-2 と C-2」と比較すると「SU-1 と C-1」の間では，大幅な伝播速度の増大が確認された．以上より特に SU-1 に関しては，単純に高周波成分の重畳による平均応力の上昇や応力振幅が増大したことによる亀裂伝播速度の加速以外にも，重畳応力波形が亀裂伝播挙動に影

響を及ぼしている可能性が考えられる．

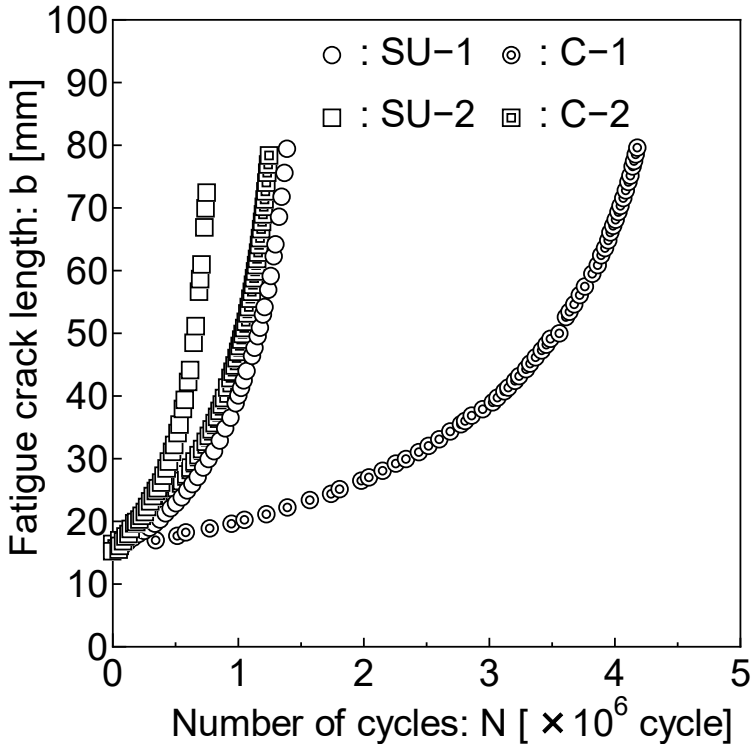


Fig.5.4　Measured fatigue crack growth histories of flat-cracked specimens.

5.3　疲労亀裂伝播履歴の推定

5.3.1　外力による板厚貫通亀裂の応力拡大係数と等価分布応力

第 3 章および第 4 章同様に，K 値は, 汎用 FE 解析コード MSC Marc 2017[4)]を用いて，これに標準実装されている J 積分法を用いて算出した．用いた FE 解析モデルは第 3 章の Fig.3.11 と同様で Fig.5.5 に示す．第 3 章同様，FE 解析モデルは評価対象の 1/4 をモデル化した．境界条件は，Fig.5.5 の辺 ab, bc には対称条件を設定し，辺 ad には垂直方向に単位応力を負荷した．Table 5.3 には FE 解析モデルに関して，モデルを作成する亀裂長さ間隔，最小メッシュ寸法，要素タイプ，要素数，節点数を示す．Fig.5.6 に示される亀裂長さと K 値の関係は，亀裂面垂直方向に単位応力を作用させた際の FE 解析結果と J 積分法により得られた結果である．K 値，亀裂長さの単位はそれぞれ MPa $mm^{0.5}$, mm とする．Fig.5.6 に示した K 値履歴に対する等価分布応力を計算した結果を Fig.5.7 に示す.

次に第 3 章で説明した手法により等価な単軸応力波形への変換を行った結果を, 換算

前の面内二軸応力波形と共に Fig.5.8 に示す．疲労亀裂伝播履歴予測には，Matsuda ら [1] により考案された，複数周波数が重畳する負荷履歴の中から疲労亀裂伝播に有効に寄与する波形のみを選択するアルゴリズムを実装させた，ΔK_{RPG} 基準の疲労亀裂伝播シミュレーションを用いた．両振塑性域内における塑性仕事に相当する値である有効応力抽出基準値の閾値 [1] ξ_{limit} は 0.3 に設定した． Toyosada らの疲労亀裂伝播シミュレーションに際して設定が必要な「塑性拘束係数」は第 3 章・第 4 章同様，彼らに倣って 1.21[5] と設定した．

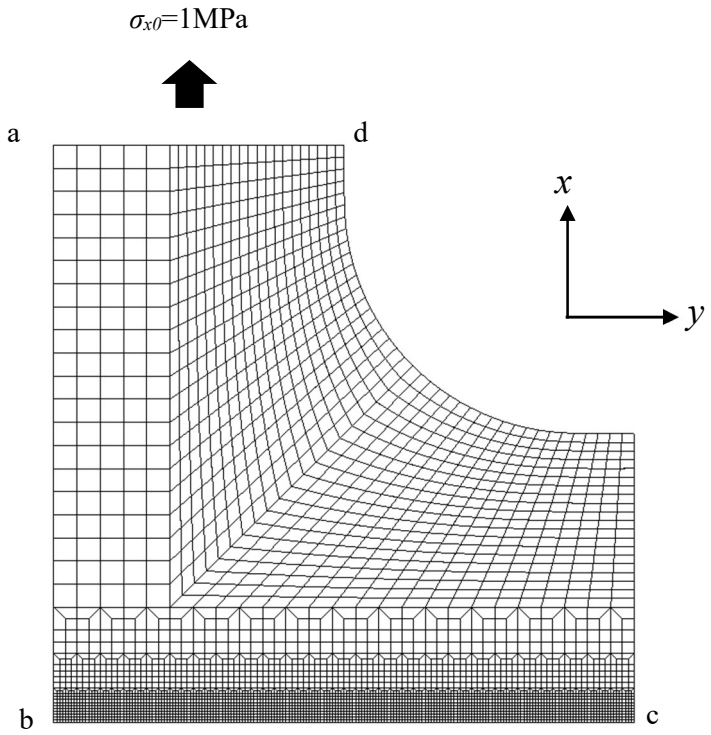


Fig.5.5 Example of FE mesh subdivision of a through thickness crack.

Table 5.3 FE analysis conditions for through thickness crack models.

Specimen ID	Interval of crack length [mm]	Min. mesh size [mm]	Element type	No. of elements	No. of nodes
SU-1, SU-2	5	1	4-node quadrilateral element	3,925	4,098

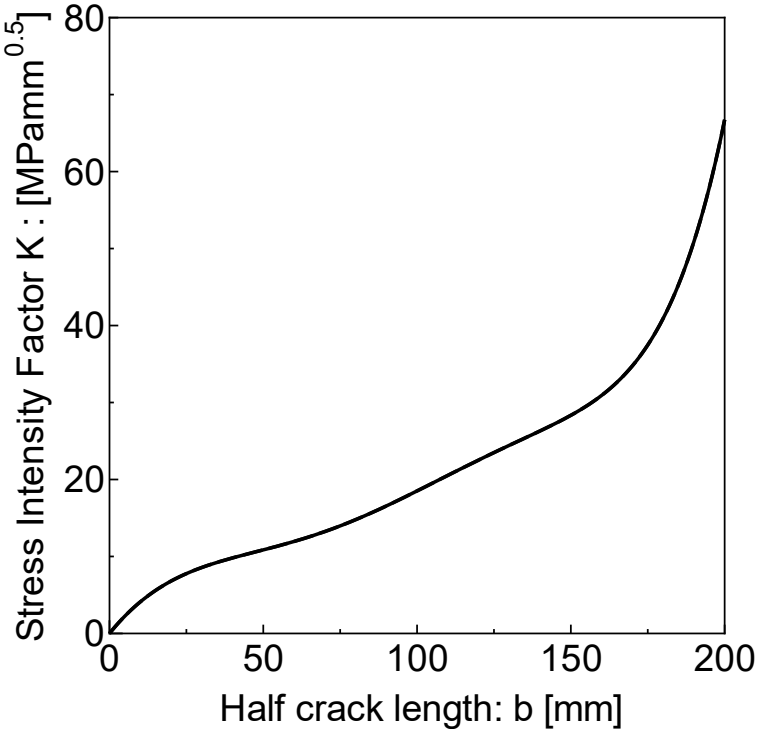


Fig.5.6 Stress intensity factors as function of crack length.

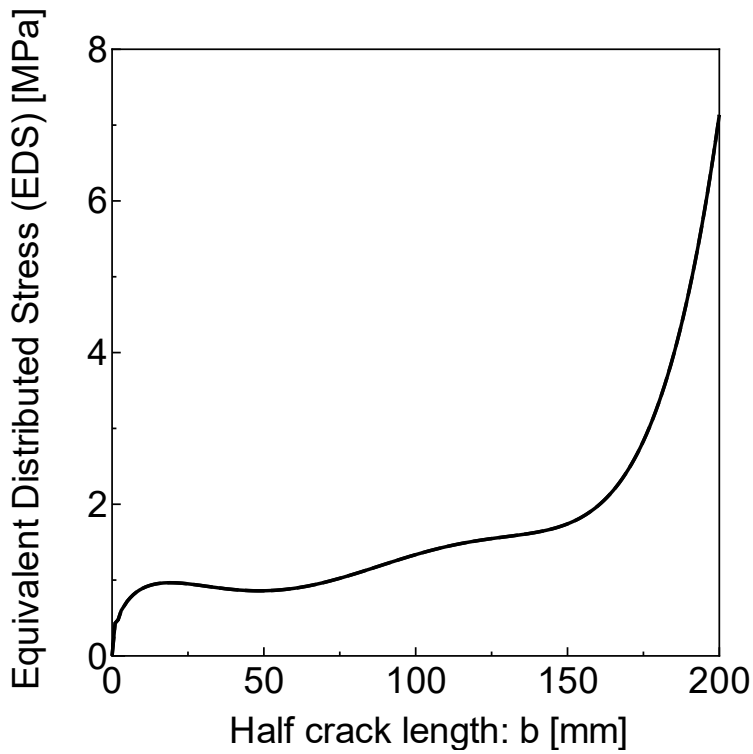
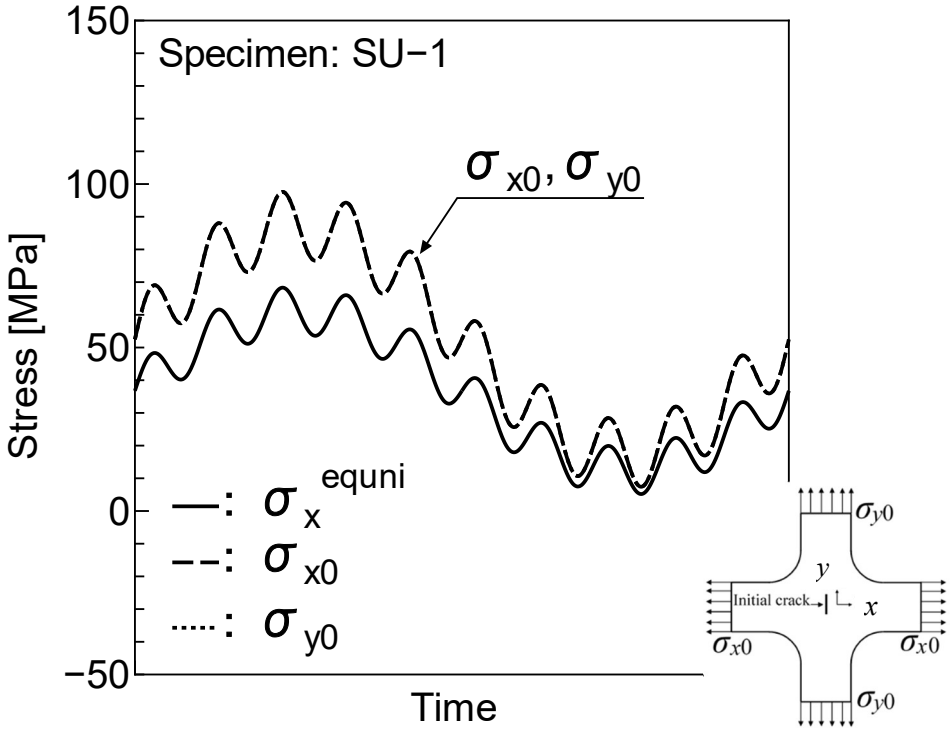
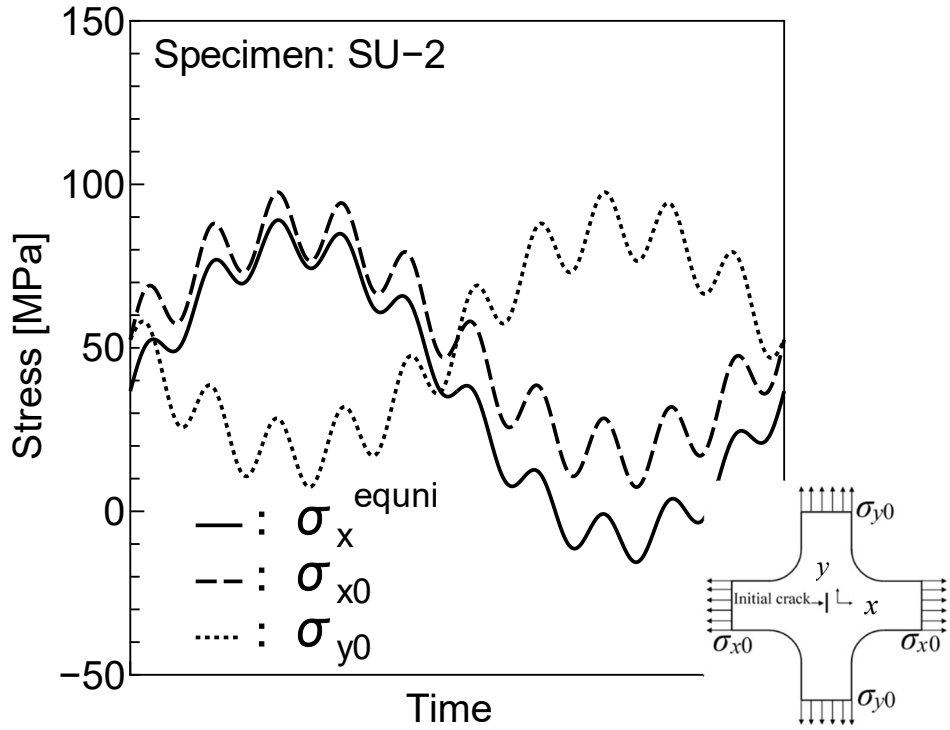


Fig.5.7 Equivalent distributed stresses by unit external loading.



(a) Specimen SU-1



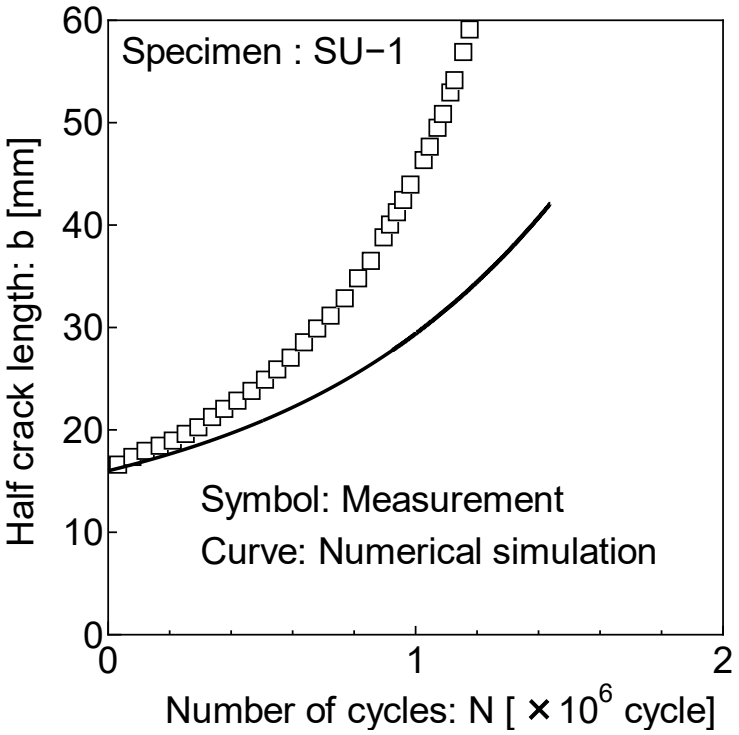
(b) Specimens SU-2

Fig.5.8 Applied biaxial stress and equivalent uniaxial stress waveform of flat-cracked specimens.

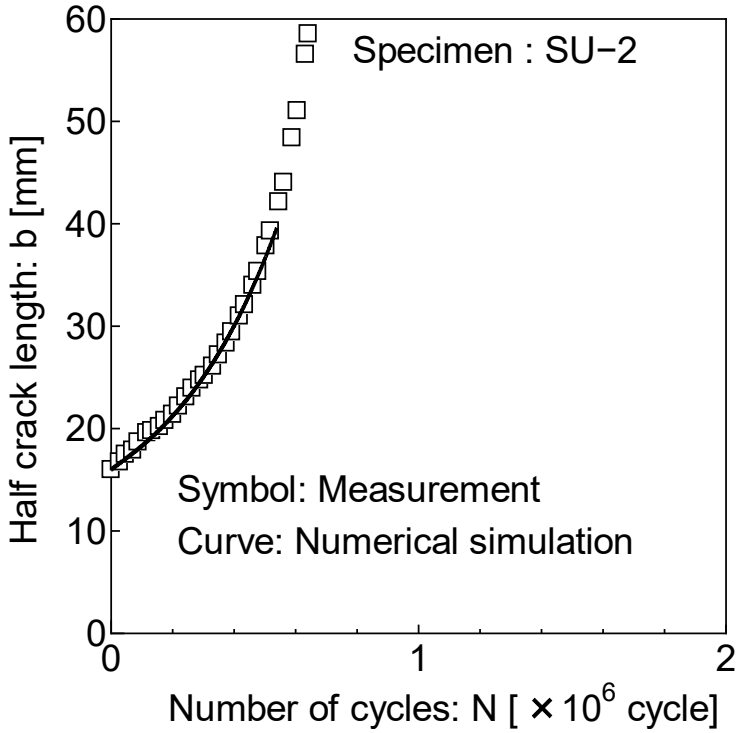
5.3.2　疲労亀裂の伝播履歴推定

Fig.5.9 に第 3 章と同様の手法により推定した疲労亀裂伝播履歴の実測結果との比較を示す．また人工スリットによる初期欠陥の影響を排除するため，疲労亀裂が 1mm 伝播した亀裂長さ 16mm 以降の伝播量を比較した．SU-1 は大きく危険側の推定結果となり，SU-2 に関しては実測値と良好な一致を示した．

数値シミュレーション結果より低周波 1 波形中に存在する高周波成分は疲労亀裂の伝播には有効に寄与しないことを確認した．すなわち Fig.5.9 で示される疲労亀裂伝播履歴予測は Fig.5.10 に示されるような各負荷応力波形の最小値と最大値を結んだ包絡波による予測結果と同等である．SU-1 が危険側の推定結果となった要因として，面内二軸方向から作用する高周波成分が疲労亀裂伝播履歴に影響を及ぼしている可能性があるが, 数値シミュレーションでは二軸負荷を等価な単軸負荷に近似的に置換えて計算しているため, 多軸応力影響や多軸応力下の重畳応力履歴による影響を適切に取り扱えていないと推察されるが明確な要因は定かではない.

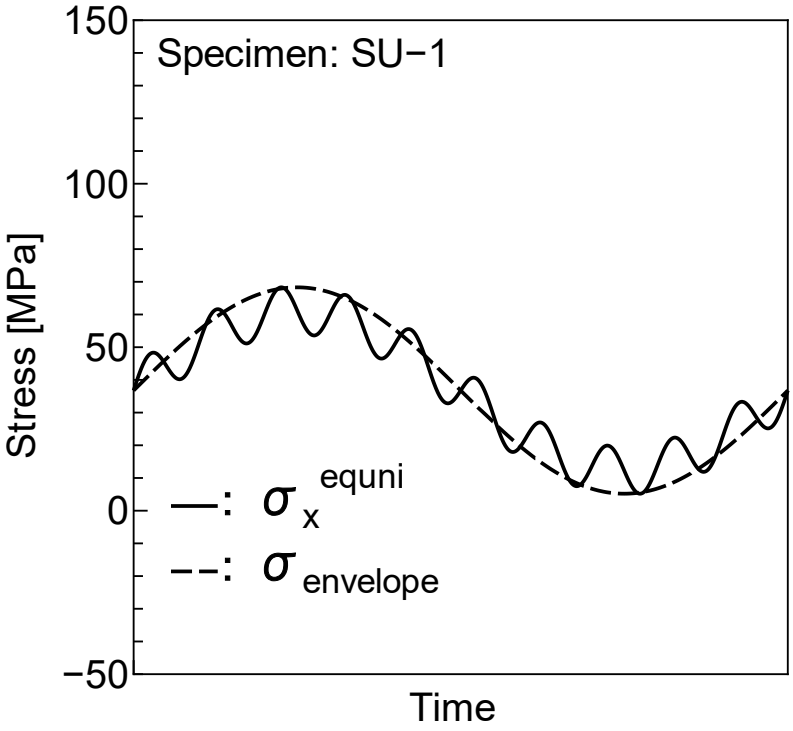


(a) Specimen SU-1

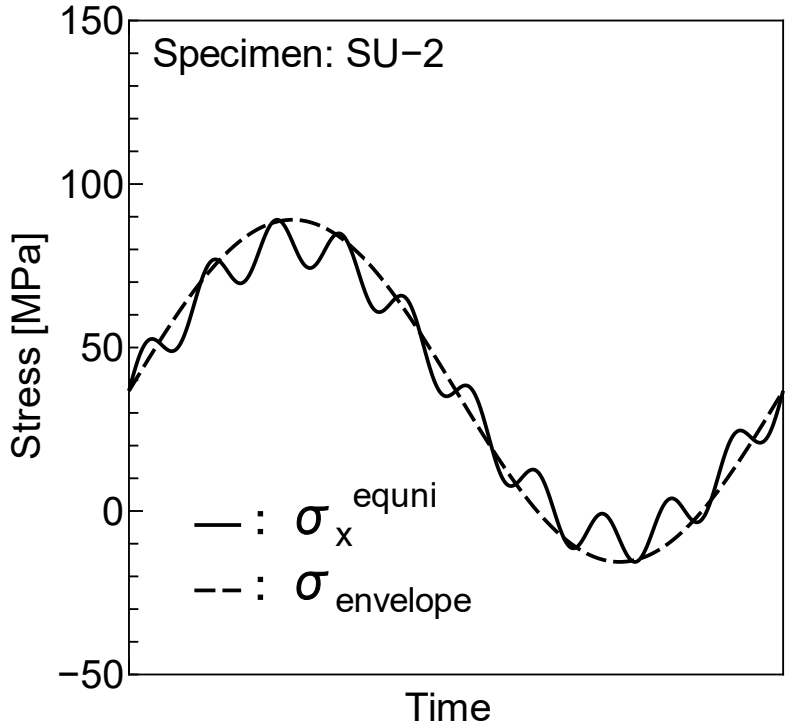


(b) Specimen SU-2

Fig.5.9 Numerical simulation results for through thickness fatigue crack growth of flat-cracked specimens under biaxial loads with phase difference.



(a) Specimen SU-1



(b) Specimen SU-2

Fig.5.10 Equivalent uniaxial stress and its envelope waveform of flat-cracked specimen.

5.4　結言

低周波の応力波形に高周波成分が重畳するような複雑な応力波形が面内二軸方向に繰返し負荷される条件下で十字型平板中の板厚貫通亀裂の伝播履歴を取得し，高周波成分や二軸負荷の位相差が伝播履歴に及ぼす影響を調査した．先行研究同様，亀裂伝播挙動に及ぼす二軸応力の位相差の影響を確認した．また，従来の数値シミュレーション手法を適用し，SU-2 の条件に関しては，十分な推定精度を有することを確認した．一方，SU-1 の条件では試験結果と比較し，危険側の推定結果となった．数値シミュレーションでは，多軸応力下の重畳応力履歴の影響を適切に考慮できていない可能性があるが，現時点では明確な要因を特定できていない．また，実施した試験体数が少なく明確には確認されていないが，同等の高周波成分を重畳させた SU-1 と SU-2 の結果を比較する限りでは，低周波の位相差の違いにより重畳応力履歴による影響の現れ方が異なると推察される．

第 5 章　参考文献

1) Matsuda, K., Gotoh, K.: Numerical simulation of fatigue crack propagation under superimposed stress histories containing different frequency components with several mean stress conditions, Marine Structures, Vol.41, pp.77-95, 2015.
2) Takahashi, I., Ushijima, M., Takada, A., Akiyama, S., Maenaka, H.: Fatigue behavior of a box-welded joint under biaxial cyclic loads”, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.22, No.10, pp.869-877, 1999.
3) 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.
4) http://www.mscsoftware.com/ja/product/marc,（accessed on March 31, 2020）.
5) 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, pp.427-438, 1990.

第 6 章　結論

本研究では，二軸応力を等価な単軸応力へと変換する手法と任意形状を有する亀裂材を無限板中の板厚貫通亀裂へと置換える等価分布応力法を用いて，ΔK_{RPG} 基準の疲労亀裂伝播シミュレーションを実施した．位相差を有する面内二軸繰返し負荷条件下の疲労亀裂伝播試験を種々の形状の試験片により実施し，推定結果との比較により，過去に二軸応力作用下の板厚貫通亀裂や単軸応力作用下の種々の溶接継手形状に適用された従来手法を本研究の二軸応力作用下の表面亀裂問題や二軸重畳応力作用下の板厚貫通亀裂問題へと適用する妥当性を検証した．以下に結論を述べる．

- 初期欠陥形状の異なる表面亀裂を有する十字型平板の面内二軸方向に位相差や荷重比の異なる繰返し負荷を与えた際の表面亀裂形状成長履歴は単軸の繰返し負荷時のそれと等しく，本研究で実施した二軸負荷条件下においては表面亀裂形状成長履歴には二軸応力の位相差や荷重比は影響しないことを確認した．
- 異なる初期欠陥形状を有する十字型平板の疲労亀裂伝播シミュレーションでは，様々な負荷条件で，精度よく試験結果を推定することができた．一部，試験結果と比較しやや安全側の結果となったが，初期欠陥導入時の放電加工による熱影響により初期亀裂先端の材質が変質したことが亀裂伝播挙動に影響を及ぼしたことが考えられるため，推定手法自体は妥当であると判断した．
- 位相差を有する面内二軸繰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発生・成長する疲労表面亀裂の形状成長履歴を取得し，二軸負荷の位相差，荷重比影響を検討した．唯一，一体の試験体のみが他と異なるような形状成長履歴となったが，その他全ての試験で同じような形状成長履歴を示した．平板中の表面亀裂の結果と合わせて，本研究で実施した二軸負荷条件下においては面外ガセットでも表面亀裂形状成長への二軸応力の影響は無く，異なる形状成長をした一体に関しては残留応力分布の違いや，溶接止端部で無数に発生した微小な疲労亀裂が面外方向に合体し，段差を有しながら成長したことが要因であると考えられる．また，面外ガセット溶接継手の疲労試験では，明確に二軸の位相差が疲労亀裂伝播速度に影響することを確認した．
- 面外ガセット溶接継手の疲労亀裂伝播シミュレーションに関しては，残留応力及び残留応力による応力拡大係数の推定精度が，最終的な疲労亀裂伝播履歴予測の推定誤差に影響を与える可能性があるが，本研究で実施した数値シミュレーションでは

少なくとも安全側の結果となっており，シミュレーション手法自体の妥当性は保証されると判断した．

- 低周波の応力波形に高周波成分が重畳するような複雑な応力波形が位相差を有しながら面内二軸方向から繰返し作用する場合の板厚貫通亀裂の亀裂伝播履歴を取得し，二軸の位相差が亀裂伝播速度に影響することを確認した．
- 重畳応力波形が面内二軸方向に作用する際の板厚貫通亀裂の疲労亀裂伝播シミュレーションでは，特定の条件では推定精度が著しく低下することが判明した．多軸応力作用下の重畳応力履歴の影響を数値シミュレーションでは適切に考慮できていない可能性があるが，現時点では明確な要因を特定できていない．

以上の結果から，本研究により検証された，二軸の応力を等価な単軸の応力へと変換する手法と等価分布応力法により従来の ΔK_{RPG} 基準の疲労亀裂伝播シミュレーションを適用することで，様々な位相差や荷重比を有する面内二軸繰返し負荷条件下の疲労表面亀裂伝播履歴を精度よく推定することができた．二軸重畳応力作用下の疲労亀裂伝播挙動に関しては，そのメカニズムを十分に解明できていない点もあるが，このメカニズムの解明は今後の課題とする．

本研究では Takahashi らによる先行研究において示された，面内二軸繰返し負荷を等価な単軸負荷に置き換えることで同一継手による単軸疲労試験結果と統一的に評価できるという研究成果を支持する結果を得た．また，本研究は Takahashi らによる先行研究の成果の理論的背景を検証し，先行研究では明らかではなかった表面亀裂状態から板厚貫通亀裂に至るまでの疲労亀裂伝播挙動を定量的に評価する点において一定の成果を得られた．試験片形状や亀裂の形態は異なるが，Takahashi らの研究成果と本研究及び本研究に関連する板厚貫通亀裂を対象とした先行研究を含めた疲労試験で実施された二軸の負荷条件を合わせ，上述のように一定振幅の面内二軸繰返し負荷を等価な単軸負荷に変換することにより単軸疲労試験結果と統一的に評価できる範囲を参考として Table 6.1 に示す．Table 6.1 には，二軸負荷応力波形の平均応力，応力範囲はそれぞれ異なるものの，試験実施範囲の二軸負荷の位相差と荷重比の関係を示す．Takahashi らによる疲労試験は一部，亀裂平行方向の作用応力が圧縮となる負荷条件を含んでいる．
なお，本研究全体を通して亀裂伝播のパラメータとして K 値を用いている点において評価対象となる亀裂材は，小規模降伏条件が成立する範囲である必要がある．また，板厚貫通亀裂や表面亀裂でも結晶粒径に対して十分大きく成長した後は破壊力学パラメータとして K 値を用い，材料の機械的性質により疲労亀裂伝播挙動を評価することが

一般的であるが, 微小亀裂に対しては結晶粒径や介在物等の材料依存性がより顕著に現れることは知られている．本研究では微小亀裂は対象としておらず K 値による線形破壊力学の適用範囲において他の材料でも同様の結果が得られることが予想される．

Table 6.1 Application range to apply equivalent uniaxial stress method.

Phase difference: Φ [rad]	Load ratio (σ_{x0}^{max} / ｜ σ_{y0}^{max} ｜)
0	0.86 – 1.53※, 1 - 2
π/2	1
3π/2	1
π	0.68 – 2

(Notes)

σ_{x0} and σ_{y0} are the applied stress of x and y component, respectively.

※ Applied stress of y component is negative.

本研究成果の設計現場へのフィードバックの一つとして, 例えば実海域を航行中の船体で作用する多軸応力を実測し，等価な単軸繰返し負荷の応力範囲へと変換し，疲労強度評価に用いる S-N 曲線の応力範囲として採用することで，多軸応力影響を考慮した疲労強度評価手法の確立が挙げられる．

その他, 今後はせん断応力作用下で疲労亀裂が傾斜しながら伝播するような問題やより複雑な重畳波が多軸方向から作用する疲労亀裂伝播挙動の解明等が挙げられる．

付録A　十字型平板試験片に内在する表面亀裂のK値の簡便な推定手法

A1　緒言

第3章では十字型平板試験片に内在する表面亀裂のK値はその表面亀裂形状毎にFE解析モデルを作成し算出した．モデル作成には労力を要する上に，亀裂先端は非常に小さなメッシュ分割をするため，それなりの計算時間を要する．一方，第3章においては限られた数の初期欠陥形状，二軸の**負荷**条件下のみの結果であったため，今後さらなる検証のための試験が実施される場合には表面亀裂の簡便な K 値推定手法が望まれる．本章では Newman による平滑材中の表面亀裂の K 値に対して十字型平板試験片の形状補正をすることで，十字型平板試験片中の表面亀裂の K 値を簡易的に算出する手法に関して述べる．

A2　簡便なK値推定手法

以下に述べる手順に沿って，評価対象のK値を推定する．

(1) Newman と Raju による表面亀裂が一様引張応力を受ける場合の K 値計算式[1)]を適用する．第 3 章の Fig.3.1 に示す試験片形状の中央部寸法(幅 200mm, 板厚 10mm)を参照し，これと同一寸法を有する平滑材中に表面亀裂が存在する場合に，単軸の単位引張応力が作用する場合の表面亀裂表面部のK値を算出する．

(2) (A.1)式の比例関係が成立すると仮定し，上記(1)で与えられた K 値(K_{sur}^{uni})，同一外形を有する十字型平板試験片に内在する亀裂長さが表面亀裂の亀裂全幅と等しい板厚貫通亀裂に面内二軸負荷が与えられる場合のK値(K_{thr}^{bi})，及びFig.3.1に示す試験片形状の中央部寸法(幅200mm, 板厚10mm)と同一寸法を有する平板に内在する亀裂長さが表面亀裂の亀裂全幅と等しい板厚貫通亀裂に対する K 値(K_{thr}^{uni})を代入することで，必要なK値を算出する．

$$K_{sur}^{bi} \Big/ K_{sur}^{uni} = K_{thr}^{bi} \Big/ K_{thr}^{uni} \qquad \text{(A.1)}$$

ここで,

K_{sur}^{bi}：　二軸負荷を受ける表面亀裂のK値,

K_{sur}^{uni}：　単軸負荷を受ける表面亀裂のK値,

K_{thr}^{bi}：　二軸負荷を受ける板厚貫通亀裂のK値,

K_{thr}^{uni}：　単軸負荷を受ける板厚貫通亀裂のK値.

K_{thr}^{bi}は別途 FE 解析により算出するが，板厚貫通亀裂であるのでモデル化には 2D シェル要素を用いた．FE 解析モデルは第 3 章の Fig.3.11 と第 5 章の Fig.5.5 と同様であり，境界条件についても第 3 章，第 5 章と同様である．亀裂形状の変化に合わせてその都度モデルを作成する必要がないため, モデル作成に要する労力は表面亀裂のモデル化と比較すると大幅に削減される．第 3, 4, 5 章同様に汎用 FE 解析コード MSC Marc 2017 [2] と J 積分法により算出した K 値の結果を Fig.A.1 に示す. K 値と亀裂長さの単位は MPa mm$^{0.5}$, mm である.

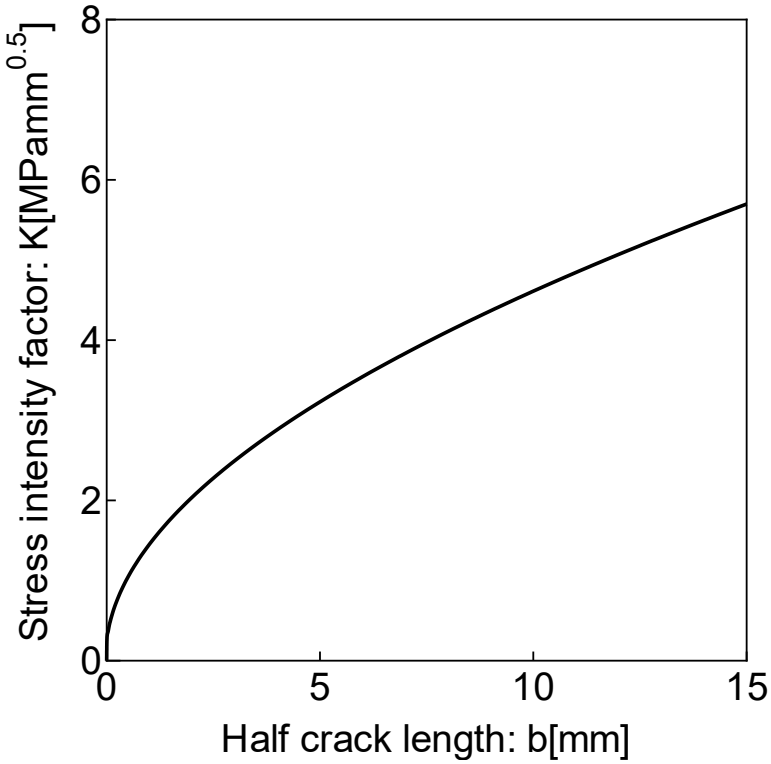


Fig.A.1 Stress intensity factors of through thickness crack as function of crack length.

本章で提案する K 値の推定結果と FE 解析による値を比較する．Fig.A.2 に提案手法

による値(実線)と FE 解析値(記号)の比較結果を示すが，提案手法により良好に K 値を推定できることが確認された．

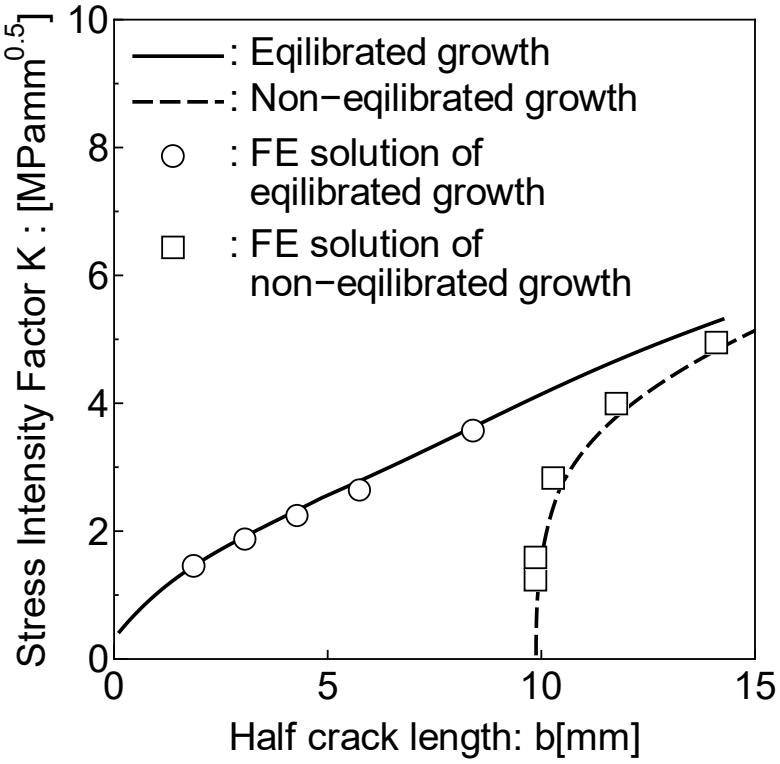


Fig.A.2 Comparison between estimated stress intensity factors with FE analysis results.

A3　結言

Newman による平滑材中の表面亀裂の K 値推定式を基本として，十字型平板の形状補正を加えることで，十字型平板中の表面亀裂の簡便な推定手法を提案した．これにより，表面亀裂形状が変化する毎に FE 解析モデルを作成し K 値を算出していた計算コストを大幅に削減することができる．

付録　参考文献

1) 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, pp185-192, 1981.
2) http://www.mscsoftware.com/ja/product/marc,（accessed on March 31, 2020）.

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 博士の御指導の下に行われたものである．研究を遂行するにあたって，終始懇切丁寧な御指導と御鞭撻を頂きましたことに心より感謝申し上げます.

本論文の審査にあたり，有益な御助言を頂きました，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，社会基盤部門教授 園田佳巨 博士，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.

九州大学大学院工学府建設システム工学専攻技術専門職員 村上幸治 氏には研究室配属時から研究・生活両面で多くの相談に乗っていただきました．厚く御礼申し上げます.

国立研究開発法人海上技術安全研究所 丹羽敏夫 博士, 穴井陽佑 博士, 津村秀一　博士には本研究の全ての疲労亀裂伝播試験を実施していただき，また，数値シミュレーションに関しても多大なるご助言をいただき大変感謝申し上げます.

本試験で用いた試験片供試材は，JFE スチール株式会社のご厚意によりご提供頂きました．厚く御礼申し上げます.

本研究の遂行にあたっては, 九州大学工学部地球環境工学科船舶海洋システム工学教室生産システム工学研究室の卒業生・修了生ならびに在学生の皆様には日頃から多大な協力を頂きました．　特に，平成 25 年 3 月修士課程修了（現日本製鉄株式会社）の大森徹也 氏，平成 27 年 3 月博士後期課程修了（現日本製鉄株式会社）の松田和貴 博士，平成 29 年 3 月修士課程修了（現本田技研工業株式会社）の清水啓司 氏は本研究を実施するに際して貴重な情報をご提供いただきました．令和 2 年 3 月博士後期課程修了（現 JFE スチール株式会社）高木芳史 博士には研究・生活面で多くのご支援いただきました．謹んで御礼申し上げます.

最後に，私の学生生活を温かく見守ってくれた家族に心より感謝申し上げます.