

亀裂進展に基づく疲労寿命予測モデル^{*1}

(S45C 炭素鋼の荷重履歴と平均応力の影響評価)

Fatigue Life Prediction Model According to Crack Growth Concept (Fatigue Life Corrections for Loading History and Mean Stress Effects of S45C Carbon steel)

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya)^{*2}

要約 疲労劣化の本質が亀裂の発生と進展であり、疲労寿命は亀裂進展によって予測できるという考え方を「亀裂進展に基づく疲労寿命」(fatigue Life Determined by Cracking: LDC)として位置づけ S45C 炭素鋼の疲労寿命の整理を行った。微小亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数として導かれた近似式は疲労寿命と良い相関を示した。さらに、種々の平均応力を負荷した場合の疲労寿命および疲労限度が有効ひずみ範囲とよい相関を示すことを示した。炭素鋼の荷重履歴効果に対する LDC モデルの適用性を示すために、過大圧縮ひずみを一定繰返し数毎に付与するオーバーロード試験を実施した。また、疲労限度と亀裂停留の関係を調べるために、未破断試験片上の停留亀裂を観察した。オーバーロード負荷によって疲労寿命は低下し、寿命低下の下限は、有効ひずみ範囲と疲労寿命の関係により予測できた。つまり、疲労寿命の低下は、過大負荷による亀裂開口の促進によってもたらされていると推測された。そして、繰返し応力・ひずみ曲線より平均応力効果と荷重履歴効果による疲労寿命低下を保守的に予測する手順を示した。最後に、LDC モデルを適用することで、機器設計で考慮される疲労寿命に及ぼす平均応力、荷重履歴、寸法、表面粗さ、炉水環境の効果、およびそれらの相乗効果を合理的に考慮できることを示した。

キーワード 疲労寿命, 亀裂進展, 荷重履歴効果, 平均応力効果, S45C 炭素鋼, 構造設計

Abstract It has been shown that fatigue damage is brought about by crack initiation and growth and fatigue life can be predicted by crack growth analysis. This study approximated the fatigue life of S45C carbon steel and its change due to the mean stress and loading history effects according to the proposed LDC model (fatigue Life Determined by Cracking model). The equation for the fatigue life approximation was derived assuming the fatigue life was equivalent to the number of cycles for a small crack to grow to a critical size for specimen failure. According to the LDC model, it was shown that the fatigue life and fatigue limit for various mean stresses could be predicted using the effective strain range, which accounted for the crack mouth closure. To confirm the applicability of the LDC model to the loading history effect of carbon steel, the overload fatigue tests were conducted, in which cyclic compressive over strains were applied. Also, non-propagating cracks were observed to investigate the correlation between the fatigue limit and crack arrest phenomenon. It was shown that the fatigue life was reduced by applying the cyclic overloads and the magnitude of the reduction could be predicted using the effective strain range. A procedure was shown to predict reduction of the fatigue life due to mean stress and loading history conservatively. Finally, it was shown that the LDC model was useful to deal with effects of various factors such as mean stress, loading history, specimen size, surface finish and environment in a unified way.

Keywords fatigue life, crack growth, loading history effect, mean stress effect, S45C carbon steel, component design

1. 緒言

村上ら⁽¹⁾は、S45C炭素鋼を用いた試験により、疲労寿命に至る過程のほとんどが亀裂の進展に費やされており、疲

勞亀裂そのものが疲労損傷であるという結論を導いている。同様の結論がS20CとS15Cを用いた試験により小茂鳥と清水⁽²⁾によって示されている。また、菊川ら⁽³⁾や西谷と森田⁽⁴⁾は、炭素鋼の疲労試験中に表面研磨により亀裂を除

^{*1} 日本機械学会論文集, Vol.87, No.901 (2021) (DOI: 10.1299/transjsme.21-00196) より転載

^{*2} (株) 原子力安全システム研究所 技術システム研究所

去すると、寿命が回復することを示している。著者ら⁽⁵⁾も、SUS316鋼を用いて試験途中で表面を切削除去することで寿命が回復することを確認した。さらに、フィルムレプリカを用いた観察では、微小な亀裂は比較的早い段階で発生しており、疲労寿命の大半は亀裂の進展に費やされることを示した⁽⁶⁾。いわゆる超低サイクル疲労を例外として⁽⁷⁻¹⁰⁾、上記の事実は一般的な金属材料において同様であると推測される。つまり、疲労損傷の実態は亀裂の発生と進展であり、亀裂発生までの潜伏期間の寿命に対する割合は小さい。そして、繰返し負荷によって生じる欠陥の蓄積や、硬化や軟化などの材料特性の変化が疲労寿命に及ぼす影響は大きくない。この考え方を論じるとき、亀裂発生の定義が重要になる。これまでの報告から、表面長さにおいて20 μm から数十マイクロメートル、または数結晶粒程度の亀裂は寿命の10%程度までの比較的初期に出現している⁽¹¹⁻¹⁵⁾。一方、例えば、1 mm程度の亀裂の出現を発生と定義した場合は、寿命の大半は亀裂発生までの潜伏期間となり、疲労寿命が亀裂発生寿命に相当すると解釈される。本報では、寿命の初期に確認できる亀裂を微小亀裂とよび、微小亀裂の出現を亀裂発生と定義する。

亀裂発生までの潜伏期間が十分小さければ、疲労寿命は「微小亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数」に相当する。したがって、疲労寿命は微小亀裂からの進展予測により推定でき⁽¹⁶⁻¹⁸⁾、疲労寿命と亀裂進展の駆動力は同じになるはずである。疲労寿命の駆動力として提案されている指標⁽¹⁹⁾には、疲労損傷を材料劣化として解釈している指標も多く、疲労損傷の実態が亀裂の発生と進展であるという認識は必ずしも共有されているとは言えない。炭素鋼、低合金鋼およびステンレス鋼の疲労寿命はひずみ範囲とよい相関を有することが示されており^(20,21)、原子力発電プラントや圧力容器の機器設計における疲労評価ではひずみ範囲が駆動力として想定されている。疲労寿命の近似式として用いられるCoffin-Manson則（以下、C-M則）⁽²²⁾は、塑性ひずみ範囲を駆動力としている。一方、亀裂進展の駆動力指標としては応力拡大係数範囲やJ積分範囲がよく用いられる。そして、亀裂進展試験の際には、塑性ひずみの影響を極力排除するように配慮される⁽²³⁾。さらに、亀裂進展試験では亀裂開口に注意が払われるが、疲労寿命を取得するための疲労試験は両振りの負荷が基本となる。駆動力や亀裂開口に対する取り扱いが異なるが、疲労試験と亀裂進展試験の結果を適用する対象が異なるわけではない。実機を対象にした評価では、同一部位の同一荷重に対して亀裂の有無により使い分けられる。

本報では、疲労損傷の実態が亀裂の発生と進展であり、

疲労寿命は（亀裂発生までの潜伏期間を無視した）亀裂進展によって予測できるという考え方を「亀裂進展に基づく疲労寿命」(fatigue Life Determined by Cracking: LDC)として位置づける。そして、LDCの考え方（LDCモデル）により、疲労寿命の整理を試みる。とくに、疲労寿命に及ぼす平均応力の影響や荷重履歴効果（以下、履歴効果）に着目した。履歴効果については、S45C炭素鋼を用いた試験も行った。著者らは、これまでLDCモデルに則した考え方により、ステンレス鋼の平均応力効果と履歴効果による疲労寿命変化を考察するとともに、補正方法を提案してきた⁽²⁴⁻²⁶⁾。そして、その考え方をS45C炭素鋼の平均応力効果にも適用した⁽²⁷⁾。本報では、これまで適用してきた考え方をLDCモデルとしてまとめるとともに、S45C炭素鋼の履歴効果への適用を試みる。2章では、LDCモデルを示すとともに、LDCモデルによりS45C炭素鋼の疲労寿命が整理できることを示す。3章では、S45C炭素鋼の履歴効果を調べるために、オーバーロード試験を実施する。また、疲労限度と亀裂進展の関係を考察するために、亀裂進展の下限界となる応力拡大係数範囲を実験的に調べる。4章では、履歴効果により疲労寿命が変化する要因と、疲労限度の物理的な意味についてLDCモデルに基づいた考察を行う。また、亀裂開口変化の影響を最大限に考慮する補正方法（non-closureモデル）を適用し、履歴効果と平均応力効果の影響を保守的に予測できることを示す。そして、6章では、LDCモデルの工学的意味について考察する。本報では以上の議論を、機器設計における疲労評価を対象に進める。

2. 亀裂進展に基づく疲労寿命(LDCモデル)の考え方と適用

2.1 基本的な考え方

緒言で示した過去の知見、および著者らのステンレス鋼と炭素鋼(S45C)を用いた研究から、疲労寿命と亀裂進展について以下の想定が成立すると考えられる。そして、以下の想定を前提にした疲労寿命の整理方法をLDCモデルとする。

[想定1] 疲労損傷の実態は亀裂発生と進展であり、繰返し荷重により導入される欠陥や材料特性の変化が疲労寿命に及ぼす影響は無視できる。

[想定2] 亀裂発生までの潜伏期間は、疲労寿命に比べて無視できる程度に短い。

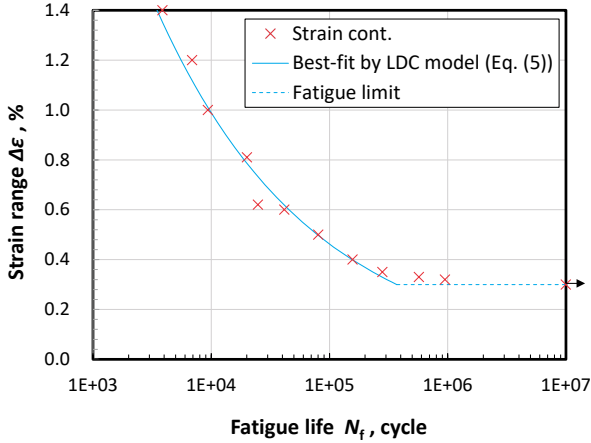


Fig. 1 Fatigue life obtained by strain-controlled fatigue tests using S45C carbon steel⁽²⁷⁾. The fatigue life correlated well with the strain range and could be approximated by Eq. (5).

[想定 3] 疲労寿命は深さ数十マイクロメートル程度の微小な亀裂が試験片の破断を引き起こす寸法に成長するまでに必要な繰返し数に相当する。

[想定 4] 疲労寿命と亀裂進展の駆動力は亀裂閉口を考慮した有効ひずみ範囲である。

想定 1 については、緒言で述べたように過去の多くの研究により示されてきた実験事実であり、LDC モデルの基本となる。想定 2 と想定 3 については、試験片上の亀裂の発生と進展挙動をレプリカ観察により同定することなどの手段により経験的に示されている。微小亀裂は寿命の 10% 程度、またはそれ以内の繰返し数で発生すると考えられる。ステンレス鋼において試験片破断を引き起こした主亀裂は、微視組織的なばらつきを有するものの、停留もなく連続的に成長していた⁽²⁴⁾。桜井ら⁽²⁸⁾も、高温の疲労において、主亀裂の潜伏期間は短く、連続的に成長することを示している。[想定 4]については、次節以降で考察する。

2.2 炭素鋼の疲労寿命と繰返し数の関係

LDC モデルに基づき疲労寿命とひずみ範囲の関係を表す近似式を導出する。これまでステンレス鋼や炭素鋼の亀裂進展速度 (da/dN) がひずみ拡大係数範囲 (ΔK_e) と以下の相関を有することが示されている^(6,29-32)。

$$\frac{da}{dN} = D_p (\Delta K_e)^m \quad (1)$$

$$\Delta K_e = f \Delta \varepsilon \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

$\Delta \varepsilon$ と a はそれぞれ公称のひずみ範囲と亀裂深さを示す。 f は形状係数で、応力拡大係数範囲と同じ値を用いることができる⁽³³⁾。 D_p と m は試験によって経験的に決定される材料定数となる。想定 2 と想定 3 にしたがうと、 a_i から a_f に成長するまでの繰返し数として算出される次式の N_f が疲労寿命に相当する。

$$N_f = \left\{ \frac{1}{D_p f^m \pi^{\frac{m}{2}}} \left(\frac{2}{2-m} \right) \left(a_f^{1-\frac{m}{2}} - a_i^{1-\frac{m}{2}} \right) \right\} \Delta \varepsilon^{-m} \quad (3)$$

ここで、 f は亀裂深さによらず一定であると仮定している。この式の右边を置き換えることで、疲労寿命は次式のように比較的単純な式で表すことができる。

$$N_f = A \Delta \varepsilon^{-m} \quad (4)$$

図 1 に示す S45C の炭素鋼の室温大気中のひずみ制御試験の結果⁽²⁷⁾を式 (4) で近似した。疲労寿命とひずみ範囲の関係を最適近似したが、高サイクル側の疲労寿命は式 (4) から逸脱する傾向にあった。そこで、ひずみ範囲 0.35% 以上の試験結果のみを用いることで、大きな決定係数 R^2 の回帰式を次式のように得ることができた。

$$N_f = 9663 \Delta \varepsilon^{-3.03} \quad (5)$$

10^7 サイクルにおいても試験片が破断しなかったひずみ範囲 0.3% を疲労限度とした。式 (5) と疲労限度により、疲労寿命とひずみ範囲の関係が良好に近似できている。

本材料の亀裂進展速度とひずみ拡大係数範囲の関係は平板試験片を用いた試験により得られている⁽³⁴⁾。大きなひずみ範囲を得るために、端部をクランプ固定した状態で、完全両振り荷重により試験が実施された。有効ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{e(\text{eff})}$ (単位: $\text{m}^{0.5}$) と亀裂進展速度 (単位: m/cycle) の関係として下の近似式が得られた⁽³⁴⁾。

$$\frac{da}{dN} = 1.93 \times 10^3 \left(\Delta K_{e(\text{eff})} \right)^{3.09} \quad (6)$$

除荷弾性コンプライアンス法を用いて亀裂開口点を推定することで、有効ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{\text{eff}}$ を同定した。そして、式 (2) において、 $\Delta \varepsilon$ の代わりに $\Delta \varepsilon_{\text{eff}}$ を用いて $\Delta K_{e(\text{eff})}$ を算出した。式 (1) と (4) の指数係数 m に相当する値はそれぞれ 3.09 と 3.03 となった。

以上のように、LDC モデルを前提に疲労寿命とひずみ範囲の関係を近似できた。LDC 概念に基づけば、疲労寿

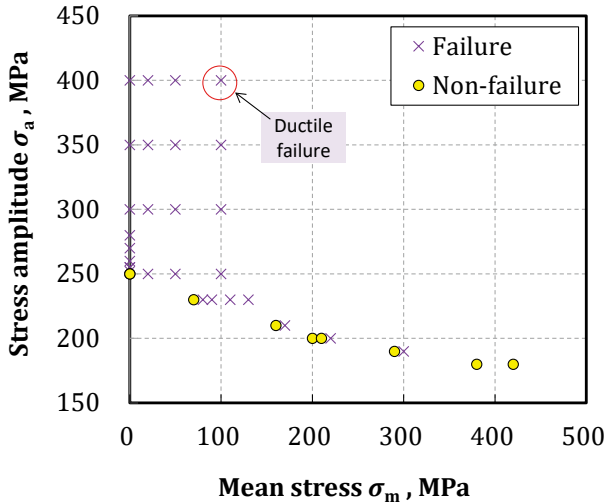


Fig. 2 Test conditions for stress-controlled fatigue tests using S45C carbon steel conducted in previous study⁽²⁷⁾. Changes in fatigue life and fatigue limit due to applying mean stress were investigated.

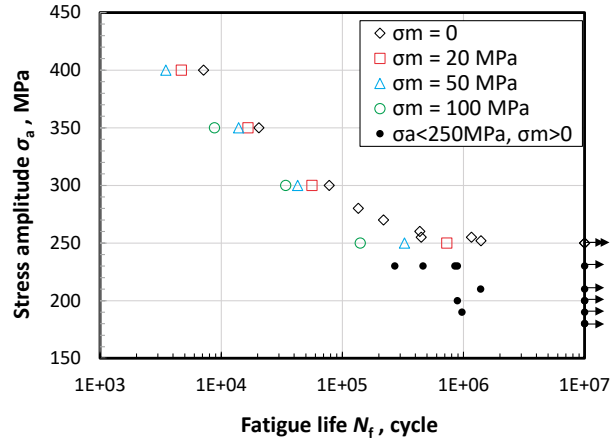
命の駆動力として、 $\Delta\epsilon$ ではなく $\Delta\epsilon_{\text{eff}}$ を用いるべきとの考えに至る。

2.3 炭素鋼における平均応力効果

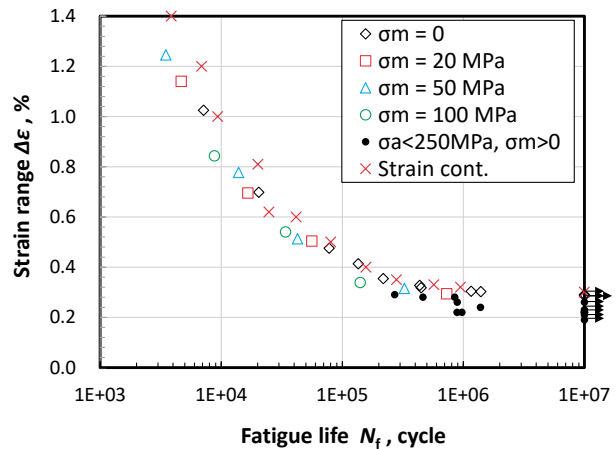
前節と同じ炭素鋼を用いて、室温大気中にて荷重制御試験が実施されている⁽²⁷⁾。試験は、図 2 に示す応力振幅と平均応力の組み合わせに対して実施された。本材料の荷重制御試験により同定された疲労限度は 250 MPa であったが、平均応力を付与することによる疲労限度の変化が調べられた。また、応力振幅 250, 300, 350, 400 MPa の疲労寿命に対する平均応力の影響も調べられた。応力振幅 400 MPa, 平均応力 100 MPa の試験では試験片が延性破壊したので、以後のデータ整理にはこの結果は含めていない。

疲労寿命と応力振幅の関係を図 3(a) に示す。平均応力を負荷すると寿命が短くなり、疲労限度が低下している。機器設計ではこの変化を予測するために修正 Goodman や SWT パラメータによる補正が行われている^(35,36)。図 3(b) では縦軸をひずみ範囲とした。ひずみ範囲は、寿命のおおよそ 2 分の 1 の時点の繰返し数における実測値を用いた。ばらつきはあるものの、平均応力を負荷した場合を含めて疲労寿命と比較的よい相関を示している。

一般に亀裂進展に対する平均応力の影響は、亀裂開口に及ぼす影響と解釈される。そして、有効応力範囲、または有効ひずみ範囲を用いることで、平均応力の影響が補正される。LDC モデルに従えば、平均応力による疲労寿命の変化も有効ひずみ範囲を用いることで補正できると考



(a) For stress amplitude



(b) For strain range

Fig. 3 Fatigue life obtained by stress-controlled fatigue tests with or without applying mean stress⁽²⁷⁾. The fatigue life and fatigue limit correlated better with strain range than with stress amplitude.

えられる。疲労試験中の亀裂の開口ひずみを測定することは容易でない。そこで、図 4 に示すように、圧縮応力から引張応力に切り替わる時点を亀裂開口点と仮定して次式により公称有効ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{\text{eff(nom)}}$ を算出した。

$$\begin{aligned} \Delta\epsilon_{\text{eff(nom)}} &= \Delta\epsilon + \frac{\sigma_{\min}}{E} \quad \text{when } \sigma_{\min} \leq 0 \\ &= \Delta\epsilon \quad \text{when } \sigma_{\min} > 0 \end{aligned} \quad (7)$$

ここで、 σ_{\min} は最小ピーク時の応力となる。平均応力を負荷すると σ_{\min} は増加する。 $\sigma_{\min} > 0$ になると最小ピーク時においても亀裂は閉口しないと仮定する。図 5 に示すように、 $\Delta\epsilon$ よりも $\Delta\epsilon_{\text{eff(nom)}}$ を用いた方が、疲労寿命のばらつきが小さいように見える。とくに、疲労限度を含む高サイクル域の疲労寿命は $\Delta\epsilon_{\text{eff(nom)}}$ と良い相関を示した。前報⁽²⁷⁾で

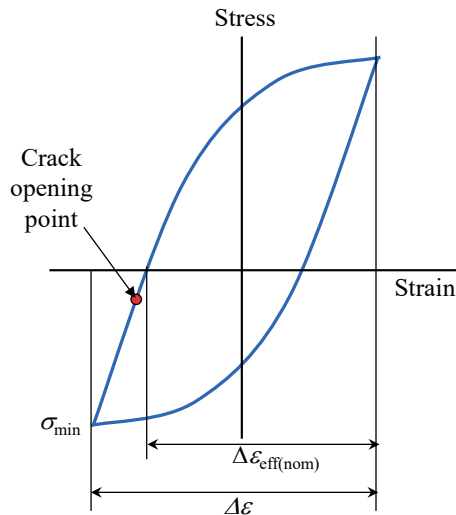


Fig. 4 Definition of nominal effective strain range $\Delta\varepsilon_{\text{eff(nom)}}$. The crack mouth is assumed to open when stress changes from negative to positive.

は、この相関から疲労限度が亀裂発生の有無ではなく、亀裂停留の有無に依存していると考察した。低サイクル域においてひずみ制御と荷重制御の試験で寿命の差異が大きくなるのは、荷重制御の試験中に観察されるラチェット変形の影響によると考察されている⁽²⁵⁾。

2.4 本報のねらい

緒言でも述べたように、著者らはLDCモデルに則した考え方により、ステンレス鋼の平均応力と履歴効果による疲労寿命の変化を考察するとともに、補正方法を提案してきた。また、図5に示すように、炭素鋼の平均応力試験の結果が有効ひずみ範囲とよい相関を有することを示した。

本報では、これまで適用してきた考え方を、2.1節においてLDCモデルとしてまとめた。そして、2.2節においてLDCモデルに基づくS-N曲線のフィッティング方法を示すとともに、S45C炭素鋼の試験結果を用いてその有効性を示した。本報では、さらに炭素鋼の履歴効果についてLDCモデルの有効性を示す。LDCモデルにおいて履歴効果は、塑性誘起閉口（開口）効果による亀裂開口点の変化と解釈できる。履歴効果を調べるための荷重変動のパターンは種々報告されている。ステンレス鋼を用いたひずみ制御試験では、2段2重、2段多重、繰り返しのオーバーロードなどの負荷パターンの中で、圧縮のオーバーロードが相対的に大きな寿命低下をもたらすことが示されている^(25,37)。El-Zeghayarら⁽³⁸⁾は、圧縮のオーバーロードは亀裂開口を促進し、オーバーロードを付与する頻度を多くするこ

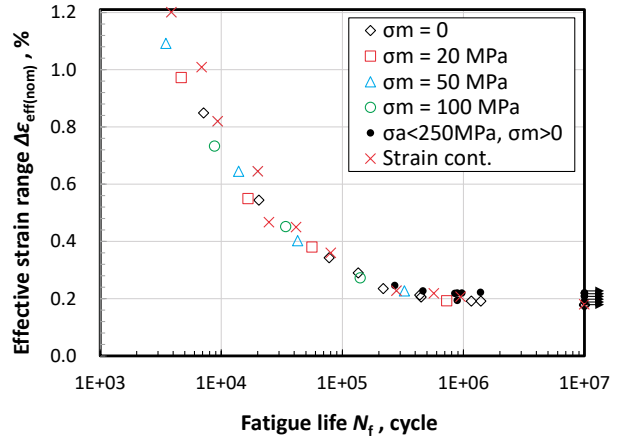


Fig. 5 Relationship between nominal effective strain range $\Delta\varepsilon_{\text{eff(nom)}}$ and fatigue life obtained by stress-controlled fatigue tests with and without applying mean stress⁽²⁷⁾. The fatigue life and fatigue limit showed excellent correlation with the nominal effective strain range.

とで、最小ピーク負荷時においても亀裂が閉口しない状態（以後、完全開口状態とよぶ）での疲労寿命が得られることを示している。LDCモデルに基づけば、履歴効果による疲労寿命低下は完全開口状態において最大になると考えられる。本報では、完全開口状態を炭素鋼で模擬し、疲労寿命の変化を調べる。

LDCモデルを適用する上で整理しておきたい課題として、疲労限度がある。疲労限度は、亀裂が発生するか否かの境界で、亀裂進展が関与しない可能性がある。一方、図5からは、疲労限度が亀裂停留によってもたらされていることが示唆された。本報では、亀裂進展試験において進展が停留する限界のひずみ拡大係数範囲を同定する。併せて、EBSD測定や試験片上の停留亀裂の観察により、疲労限度の物理的意味について考察する。

3. 試験方法

3.1 供試材

2節で引用した試験と同じヒートのS45C炭素鋼を用いた。材料の化学組成と引張試験により同定した機械的性質を表1と表2にそれぞれ示す。素材は直径34mmの棒材で、その中心から軸方向の試験片を切り出した。

この素材の微視組織をEBSDにて観察した結果を図6に示す。軸方向に垂直な面（N面）と平行な面（C面）の観察を行った。等方的な均質な組織が観察されている。図6を含めてそれぞれ4回の測定を行い、切断法によって同定された平均結晶粒径はN面が8.27~10.2 μm、C面が

Table 1 Chemical element content (mass %) of test material (S45C carbon steel).

| Fe | C | Si | Mn | P | S | Ni | Cr | Cu |
|------|------|------|------|-------|-------|------|------|------|
| Bal. | 0.44 | 0.17 | 0.74 | 0.014 | 0.026 | 0.05 | 0.14 | 0.11 |

Table 2 Mechanical properties of test material (at R.T.).

| Yield strength | Tensile strength | Young's modulus | Elongation | Reduction of area |
|----------------|------------------|-----------------|------------|-------------------|
| 412 MPa | 701 MPa | 227 GPa | 0.218 | 0.476 |

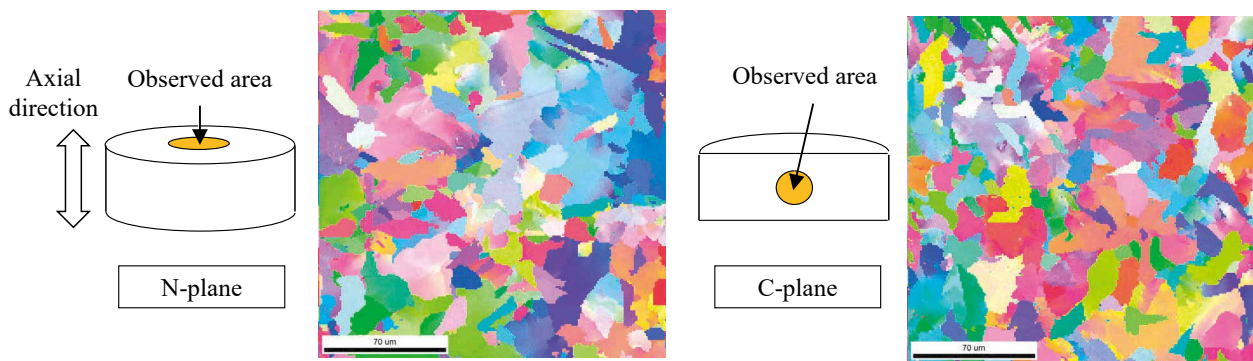


Fig. 6 Microstructure of test material S45C carbon steel obtained by EBSD measurement.

The mean grain sizes were 9.17 μm and 8.40 μm for N-plane and C-plane observations, respectively.

7.55~8.98 μm であり、その平均値は N 面と C 面でそれぞれ 9.17 μm と 8.40 μm であった。

3.2 オーバーロード試験

一定ひずみ範囲の繰返し負荷中に定期的に圧縮の過大ひずみを付与するオーバーロード試験を実施した。直径 10 mm、平行部長さ 20 mm、バフ仕上げの平滑丸棒試験片を用いて、室温大気中で試験を行った。標点間距離 12.5 mm の伸び計を用いてひずみ制御の試験を実施した。図 7 に示すように、定常ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{CA}$ 、オーバーロードひずみ ϵ_{OL} およびオーバーロード負荷の間のインターバル繰返し数 n_{CA} を用いて負荷パターンを定義する。試験条件の一覧を表 3 に示す。0.33~1.0%の定常ひずみ範囲に対して、-1.0%または-0.5%の圧縮のオーバーロードを負荷した。インターバル繰返し数は 25 サイクルから最大 4,000 サイクルとした。亀裂の開口効果が維持されるように短い周期でオーバーロードを負荷するとともに、オーバーロードによる寿命低下が顕著にならないインターバル繰返し数を目指した。試験速度は 0.5~1.0Hz とした。

Table 3 Test conditions of overload fatigue tests

| $\Delta\epsilon_{CA}$ (%) | ϵ_{OL} (%) | n_{CA} (cycles) | | | | |
|------------------------------|------------------------|-------------------|----|-----|------|------|
| | | 25 | 50 | 100 | 1000 | 4000 |
| 0.5 | -1.0 | ○ | ○ | ○ | ○ | |
| 1.0 | | | ○ | ○ | | |
| 0.7 | | ○ | ○ | ○ | | |
| 0.4 | | ○ | ○ | ○ | | |
| 0.35 | | ○ | | | | |
| 0.33 | | ○ | | | | |
| 0.5 | -0.5 | | | ○ | ○ | ○ |

定常ひずみ負荷時の応力振幅が、寿命の 2 分の 1 の繰返し数における振幅の 75%以下に低下した場合、または伸び計の評点間外で破断した場合は、破断した時点の繰返し数を疲労寿命と定義した。

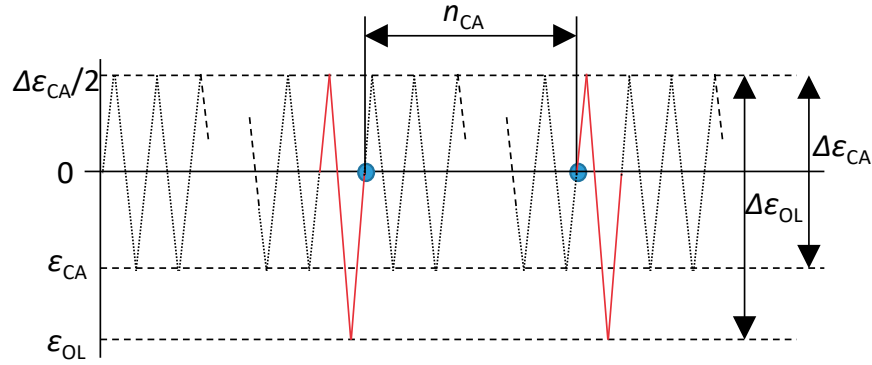


Fig. 7 Definition of loading pattern for overload fatigue tests.

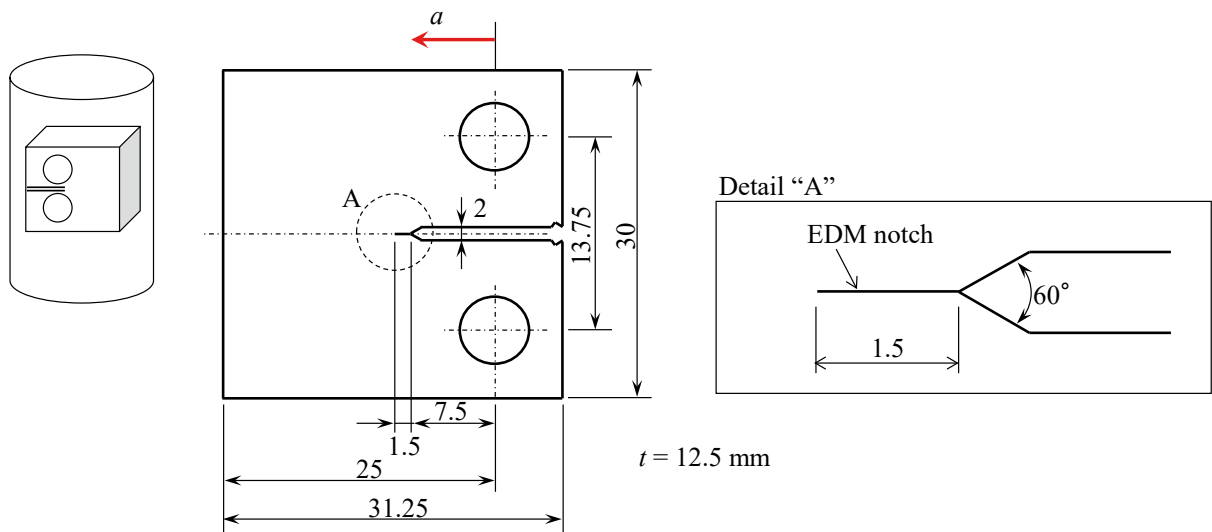


Fig. 8 Geometry of compact tension specimens used for crack growth tests (unit: mm).

3.3 亀裂進展試験

亀裂進展の下限界となるひずみ拡大係数範囲（応力拡大係数範囲）を試験的に同定するための亀裂進展試験を実施した。素材の丸棒から図 8 に示す破壊力学試験片（CT 試験片）を、軸直角方向に亀裂が進展するように切り出した。符号 CT-1, CT-2, CT-3 の 3 個の試験片を用い、応力比 0.2 の荷重漸減試験を実施した。初期の応力拡大係数範囲はそれぞれ 10, 12 および 25 MPa m^{0.5} とした。亀裂進展速度が小さくなるまで試験を実施し、最終的に収束した応力拡大係数範囲は 7.1, 7.0 および 12.8 MPa m^{0.5} であった。機械ノッチ先端に相当する亀裂長さ $a = 9$ mm から試験を開始し、亀裂長さが 11~18 mm の間の進展速度を試験結果として用いた。

4. 試験結果

4.1 オーバーロード試験

疲労寿命到達までに定常ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{CA}$ を負荷した繰返し数 $N_{f(CA)}$ (Σn_{ca} に相当) を図 9 に示す。インターバル繰返し数 n_{CA} が小さくなるほど寿命が低下する傾向を示した。オーバーロード負荷が疲労寿命に及ぼす影響を補正するため、次式の線形累積損傷則を仮定する。

$$\frac{N_{f(CA)}}{N'_f(\Delta \epsilon_{CA})} + \frac{N_{f(OL)}}{N'_f(\Delta \epsilon_{OL})} = 1 \quad (8)$$

ここで、 $N_{f(OL)}$ はオーバーロードを負荷した回数、 $N'_f(\Delta \epsilon_i)$ はひずみ範囲 $\Delta \epsilon_i$ を繰り返し負荷したときに式 (5) から予測

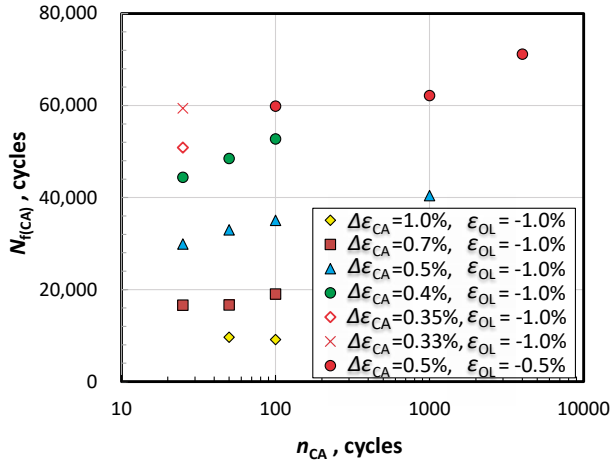


Fig. 9 Sum of number of cycles for constant strain range of $\Delta\epsilon_{CA}$, denoted as $N_{f(CA)}$, applied until specimen failure. $N_{f(CA)}$ increased as the interval cycles n_{ca} increased.

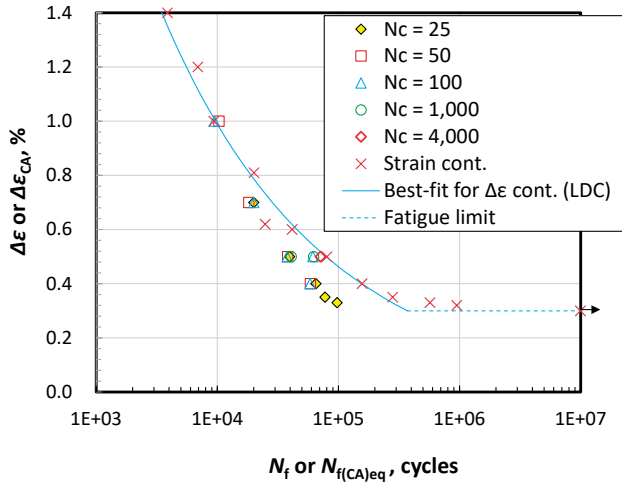
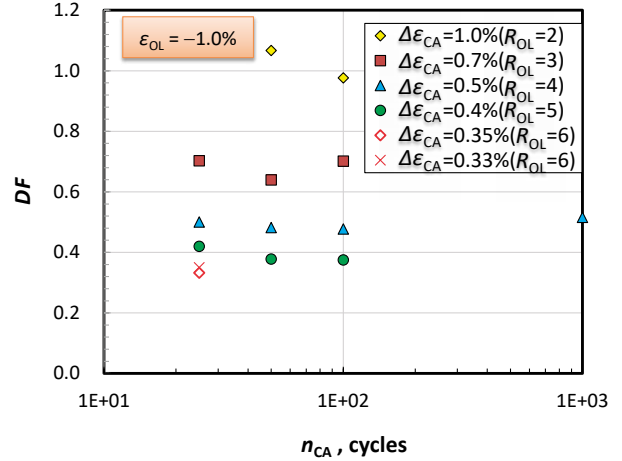


Fig. 10 Relationship between the equivalent fatigue life $N_{f(CA)eq}$ calculated by Eq. (9) and constant strain range $\Delta\epsilon_{CA}$. The application of cyclic overload reduced the fatigue life.

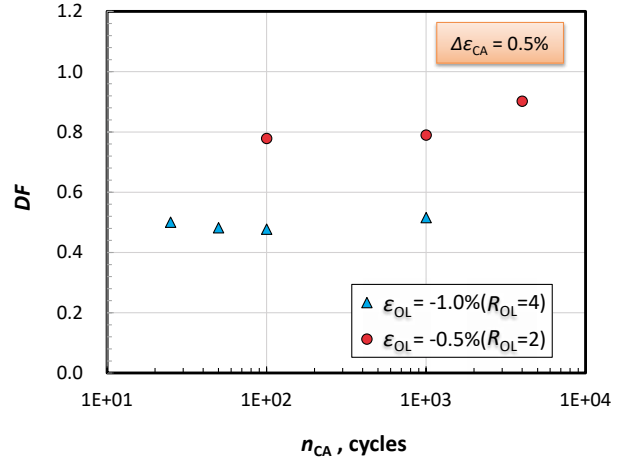
される疲労寿命となる。オーバーロード時のひずみ範囲は $\Delta\epsilon_{OL} = 0.5\Delta\epsilon_{CA} + \epsilon_{OL}$ となる。ここで、式 (8) が成立する場合に $N_{f(CA)eq}/N_f(\Delta\epsilon_{CA}) = 1$ となるような等価繰返し数 $N_{f(CA)eq}$ を次式により定義した。

$$N_{f(CA)eq} = \frac{N_{f(CA)}}{1 - \frac{N_{f(OL)}}{N_f'(\Delta\epsilon_{OL})}} \quad (9)$$

図 10 に $N_{f(CA)eq}$ と $\Delta\epsilon_{CA}$ の関係を示す。履歴効果がない場合、オーバーロード試験の疲労寿命は式 (5) に近くなる。試験では、 $\Delta\epsilon_{CA} = 1.0\%$ の場合など、一部の条件を除き、オーバーロード負荷によって寿命は明らかに低下している。



(a) For $\epsilon_{OL} = -1.0\%$



(b) For $\epsilon_{OL} = -0.5\%$

Fig. 11 Change in normalized fatigue life DF with interval cycle n_{ca} . Reduction in the fatigue life was more significant for the larger overload ratio R_{OL} and smaller interval cycle n_{ca} .

オーバーロード負荷による寿命低下の程度を次式の正規化寿命 DF を用いて定量化した。

$$DF = \frac{N_{f(CA)eq}}{N_f'(\Delta\epsilon_{CA})} \quad (10)$$

$\epsilon_{OL} = -1.0\%$ の試験で得られた DF を図 11(a) に示す。 $\Delta\epsilon_{CA} = 1.0\%$ の場合の DF が 1 近傍となったが、 $\Delta\epsilon_{CA}$ が 0.7% 以下の場合の DF は 1 以下となった。つまり、オーバーロードを負荷することで寿命が低下した。そして、寿命低下の程度は、定常ひずみが小さくなるほど顕著となり、 $\Delta\epsilon_{CA} = 0.5\%$ では DF が 0.5 近くまで低下した。図 11(b) は $\Delta\epsilon_{CA} = 0.5\%$ の条件の結果を示すが、比較的小さい $\epsilon_{OL} = -0.5\%$ で

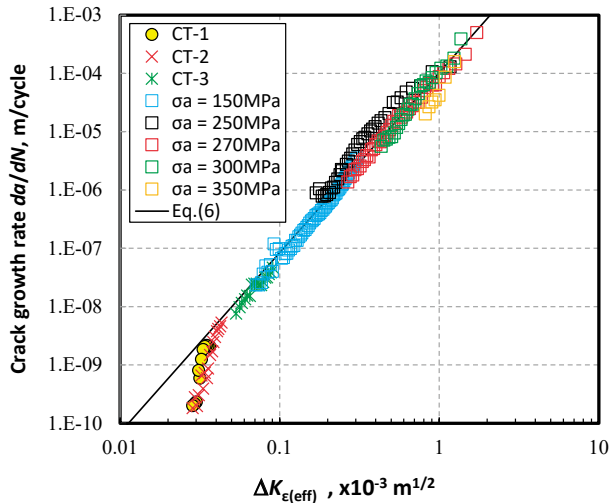


Fig. 12 Crack growth rate observed by crack growth tests using the CT specimens. The results obtained using plate specimens⁽³⁴⁾ were also shown. The growth rate correlated well with effective strain intensity factor range.

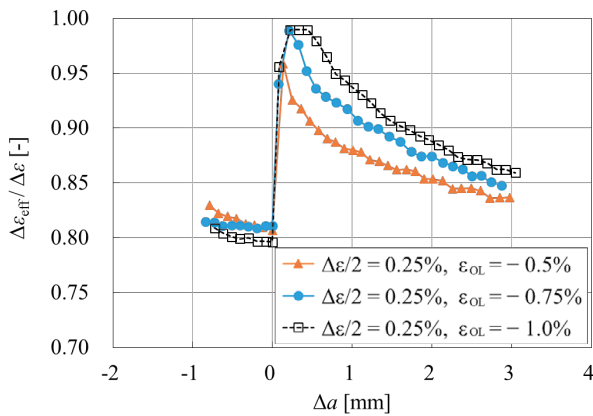


Fig. 13 Change in normalized effective strain range after compressive overstrain obtained for SUS316 plate specimens⁽³⁷⁾. Single compressive overload was applied when $\Delta a = 0$. The application of overload enhanced crack mouth opening.

は DF の低下は相対的に小さかった。オーバーロード負荷の大きさを次式のひずみ比 R_{OL} で表す。

$$R_{OL} = -\frac{\varepsilon_{OL}}{0.5\Delta\varepsilon_{CA}} \quad (11)$$

$\varepsilon_{OL} = -0.5\%$ の条件では $R_{OL} = 2$ となる。同じ $R_{OL} = 2$ であった $\Delta\varepsilon_{CA} = 1.0\%$ でも DF の低下は小さかった。 R_{OL} が大きくなるほど、寿命低下が大きくなったが、 $R_{OL} = 5$ 程度で飽和しているように見える。

インターバル繰返し数が 1000 回以上の場合 DF が増加する傾向が見られるが、それ未満の場合の DF に明確な変化は見られなかった。

4.2 亀裂進展試験

有効ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{\varepsilon(\text{eff})}$ と亀裂進展速度の関係を図 12 に示す。 $\Delta K_{\varepsilon(\text{eff})}$ は次式により有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{(\text{eff})}$ から変換した。

$$\Delta K_{\varepsilon(\text{eff})} = \frac{1-\nu^2}{E} \Delta K_{(\text{eff})} \quad (12)$$

ヤング率 E は表 2 の値を、ポアソン比は 0.3 を用いた。最小ピーク荷重時において亀裂は閉口していないと仮定して $\Delta K_{(\text{eff})}$ を算出している。同じヒートの S45C の平板試験片を用いた完全両振りの荷重制御試験の結果⁽³⁴⁾ およびその最適近似線である式 (6) も示している。平板試験では亀裂から離れた位置での公称ひずみ範囲を測定するとともに、弾性除荷コンプライアンス法により同定した有効ひずみ範囲を用いている。両振り荷重を負荷する平板試験では 0.5 mm/cycle を超える亀裂進展速度も取得できた。 $\Delta K_{\varepsilon(\text{eff})}$ が亀裂先端の降伏規模に関係なく亀裂進展の駆動力指標として有効であることがわかる。CT 試験片により得られた $\Delta K_{\varepsilon(\text{eff})}$ と亀裂進展速度の関係が、平板試験による関係と一致している。降伏規模の小さい荷重においては、式 (12) により $\Delta K_{\varepsilon(\text{eff})}$ が推定できることを示している。 $\Delta K_{\varepsilon(\text{eff})}$ が小さくなると亀裂進展速度は式 (6) から逸脱した。ASTM E1681⁽³⁹⁾ の手順にしたがい同定された下限界応力拡大係数範囲は $6.82 \text{ MPa m}^{0.5}$ で、式 (12) により変換された下限界有効ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{\varepsilon(\text{eff})\text{th}}$ は $2.73 \times 10^{-5} \text{ m}^{0.5}$ となった。

5. 考察

5.1 オーバーロード負荷による疲労寿命の変化

先にも述べたように、オーバーロードを負荷することにより疲労寿命が低下することは過去にも報告されている。とくに、引張よりも圧縮のオーバーロード負荷の方が大きな疲労寿命低下をもたらす。同様に、疲労亀裂進展によっても圧縮のオーバーロード負荷によって亀裂進展が加速することが報告されている。山口ら⁽⁴⁰⁾ は STPT410 および SUS316 を用いて圧縮のオーバーロードにより亀裂進展が加速することを示している。また、三好ら⁽³⁷⁾ も SUS316 の平板試験片を用いた両振りのひずみ制御試験により、圧縮のオーバーロードが亀裂進展を加速することを示している。引張のオーバーロードにより亀裂進展が遅く

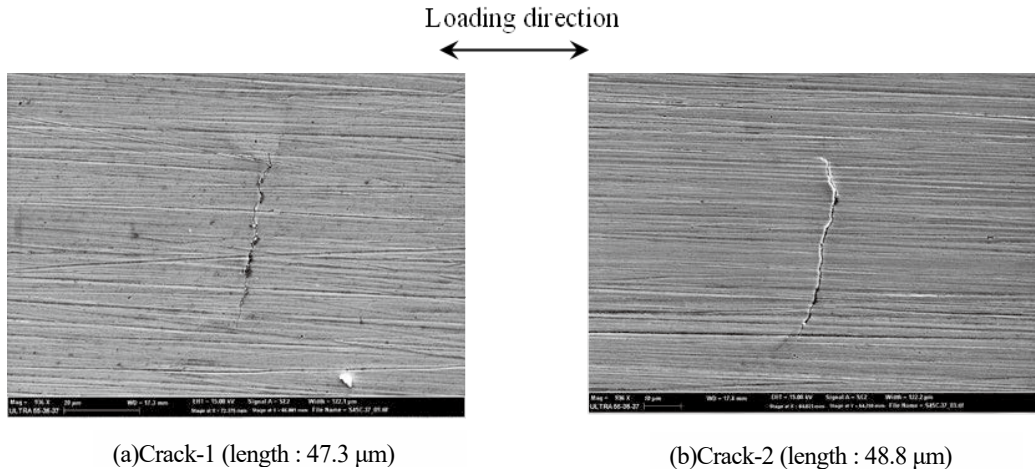


Fig. 14 Non-propagating cracks observed on the unfailed specimen subjected to stress amplitude of 230 MPa, mean stress of 70 MPa.

なることも多くの報告があるが⁽⁴¹⁻⁴⁵⁾, これらの試験が片振りの荷重制御で実施されていることに注意されたい. 三好ら⁽³⁷⁾の試験では, オーバーロード負荷時の正規化有効ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ が図 13 のように変化することを示している. 図において, 横軸 $\Delta a = 0$ 時に圧縮のオーバーロードを負荷している. その直後に亀裂開口点が移動し, $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ が増加した. $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ の大きさはオーバーロードの大きさにも依存し, $R_{\text{OL}} = 4$ (図中の $\epsilon_{\text{OL}} = -1.0\%$) で完全開口状態に相当する $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon = 1$ に近いのに対し, $R_{\text{OL}} = 2$ ($\epsilon_{\text{OL}} = -0.50\%$) では $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ は 0.95 程度であった. また, オーバーロード負荷後の $\Delta\epsilon_{\text{eff}}/\Delta\epsilon$ の減少傾向も R_{OL} に依存した. $R_{\text{OL}} = 4$ では, 0.5 mm 程度亀裂が進展するまでは完全開口状態が維持された.

炭素鋼とステンレス鋼の違いはあるものの, 本試験でも同様の効果により亀裂開口が促進され疲労寿命が短くなったと考えられる. その影響は R_{OL} に依存し, R_{OL} が 4 を超えるような条件では, オーバーロード負荷の影響は飽和していたと考えられる. また, 本試験では, インターバル繰返し数が 1,000 回程度で DF の低下が飽和していたが, インターバル繰返し間, オーバーロード負荷の効果が維持されていたと考えられる.

5.2 疲労限度と亀裂進展の関係

炭素鋼の疲労限度が亀裂の発生の有無ではなく, 亀裂進展の停滞に対応することが指摘されている⁽⁴⁶⁻⁴⁸⁾. そこで, 荷重制御試験において, 10^7 サイクルで破断しなかった試験片 (応力振幅 230 MPa, 平均応力 70 MPa) について停滞亀裂の有無を調べた. 走査型電子顕微鏡を用いて 20 μm の亀裂を確認することを目標に倍率 200 倍で観察した. 専

用の回転ステージを用いて直径 10 mm, 長さ 20 mm の平行部表面全体を走査した結果, 図 14 に示す長さおおよそ 50 μm の亀裂が 2 本観察された. 亀裂形態と図 6 の組織を併せて考えると, これらの亀裂は数結晶粒進展した後の状態と推測される. 亀裂が停滞していた場合の下限界ひずみ拡大係数範囲 $\Delta K_{\text{eff}(\text{th})}$ は $1.09 \times 10^{-5} \text{ m}^{0.5}$ で, 式 (10) から換算される下限界応力拡大係数範囲は $2.71 \text{ MPa m}^{0.5}$ となった. 計算では, 亀裂の深さが長さの 0.5 倍⁽⁴⁹⁾, 形状係数を $f = 0.612$ ⁽²⁴⁾ とし, 実測値から算出した $\Delta\epsilon_{\text{eff}(\text{nom})} = 0.19\%$ を用いた. 亀裂形状の想定に曖昧さが残るものの⁽⁵⁰⁾, 停滞亀裂から推定される下限界値は CT 試験片により同定された値のおおよそ 0.40 倍となった. 微小亀裂の下限界応力拡大係数範囲が, 貫通亀裂に対するそれよりも小さいことが指摘されている⁽⁵¹⁾. これらのことから, 本材料の疲労限度は発生した亀裂の停滞に対応していると推測される. 過去の報告では亀裂停滞の要因として, 微小亀裂における亀裂閉口挙動の特異性に着目されることが多かった. しかし, 図 3 の結果は, 微小亀裂の進展駆動力 (停滞限界) が巨視的な亀裂と同じ公称有効ひずみ範囲であることを示している. おおよそ 10 μm の平均結晶粒径に対する長さ 50 μm の亀裂においては, 微視組織的な不均一性 (ばらつき) の影響は小さいと推定される⁽⁵²⁾.

5.3 亀裂進展と疲労寿命の関係

疲労寿命が微小な亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数に相当し, 平均応力やオーバーロードを負荷したことによる疲労寿命の変化は, 亀裂進展速度の変化に起因していると考えられた. また, 速度の変化は亀裂の開口点の変化によってもたらされ, 亀裂開口点の変

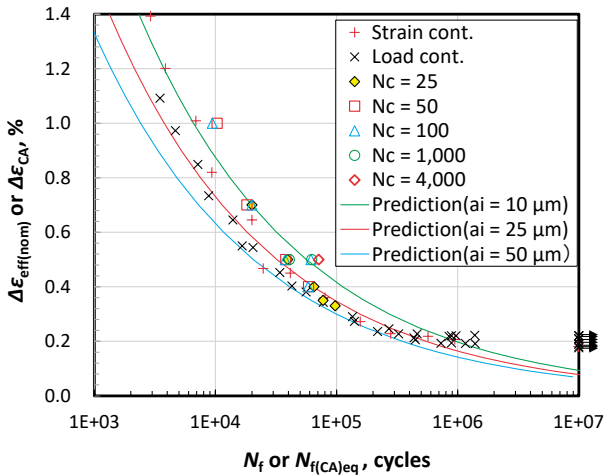


Fig. 15 Comparison of fatigue life observed by overload and mean stress tests. Reduction in the fatigue life due to compressive overload was similar to that caused by applying mean stress.

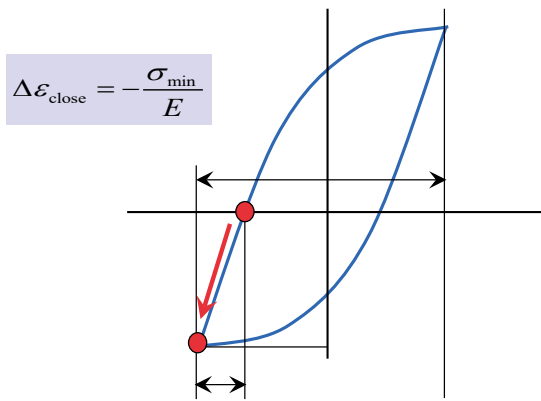


Fig. 16 Definition of strain range $\Delta\epsilon_{close}$, which corresponds to the strain range during crack mouth closing.

化を考慮した（見かけ上の）有効ひずみ範囲を用いれば、平均応力による疲労寿命の変化が補正できた（図 3）。繰返しりのオーバーロード負荷による疲労寿命の低下の程度は、ひずみ比 R_{OL} が大きく、インターバル繰返し数が十分小さい場合に飽和していた。つまり、十分な頻度と大きさのオーバーロードを負荷することで、定常ひずみ範囲を負荷している間も完全開口状態となり、ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{CA}$ は実質的には有効ひずみ範囲に等しくなると考えられる。そこで、図 10 に示した $\Delta\epsilon_{CA}$ と疲労寿命の関係と、図 5 に示した $\Delta\epsilon_{eff(nom)}$ と疲労寿命の関係を、図 15 で比較した。オーバーロード試験によって得られる下限の繰返し数が $\Delta\epsilon_{eff(nom)}$ と疲労寿命の関係に近いことが確認できる。

LDC モデルを前提に考えると、有効ひずみ範囲と疲労寿命の関係は、有効ひずみ拡大係数範囲を用いた亀裂進展予測により推定できる。図 12 に示したように、有効ひずみ拡大係数範囲を用いた式 (6) は、0.5 mm/cycle を超える速い速度から停留速度近傍までの広範囲の亀裂進展を近似している。微視組織的な影響を受けるとされる微小亀裂も、試験片破断を引き起こす主亀裂に限れば、巨視亀裂と同じひずみ拡大係数範囲との相関式を用いて予測できることが示されている⁽⁶⁾。そこで、直径 10 mm の丸棒試験片を想定し、初期深さ a_i の亀裂が 3 mm の深さに到達するまでに必要な繰返し数を式 (6) により予測することで、「微小亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数」を算出した。このとき、形状係数は（深さ／長さ）を 0.5 と仮定して算出した⁽⁵³⁾。図 15 に示すように、 a_i を 10 μm 、25 μm または 50 μm とした場合に予測される疲労寿命は、試験結果とよく対応していた。とくに、停留亀裂相当の深さである $a_i=25 \mu\text{m}$ とした場合の結果がよく一致した。有効ひずみ範囲が小さくなると、予測が短寿命側となっている。先にも述べたように、疲労限度については、亀裂停留に対応するしきい値を設定する必要がある。

5.4 履歴効果の補正方法

オーバーロードや平均応力を負荷することによる亀裂進展の加速は、亀裂開口点の変化による有効ひずみ範囲の増加によってもたらされると考察された。履歴効果による有効ひずみ範囲の変化は負荷パターンに依存する。機器設計において想定される負荷は多様で、これらの組み合わせに対する履歴効果を定量化することは容易でない。平均応力についても、溶接部における残留応力など設計段階で定量化することは難しい。さらに、不規則な負荷変動では、履歴効果と平均応力効果が混在する状態となる。したがって、機器設計においては、履歴効果と平均応力効果を安全側に最大限考慮することが現実的な選択肢となる。

オーバーロードを負荷したときの亀裂開口点の変化を図 16 に模式的に示す。オーバーロードを負荷しない場合の亀裂開口点は、公称有効ひずみ範囲算出時に仮定した荷重が圧縮から引張に切り替わる点に近いと考えられる。オーバーロードを負荷することによって、亀裂開口が促進されると、亀裂の開口する点（図中の赤実丸）が左側にシフトし、有効ひずみ範囲が増加する。平均応力を負荷した場合も、同様に荷重が圧縮から引張に切り替わるひずみが左側に移動する。完全開口状態になると、有効ひずみ範囲はひずみ範囲に一致し、それ以上増加しない飽和状態になる。このため、オーバーロード試験では DF の低下が飽和した

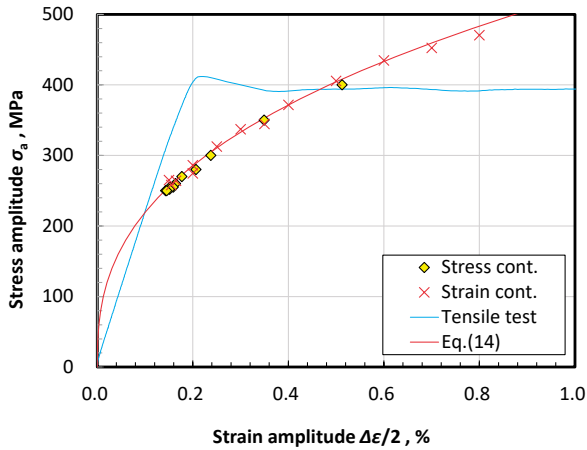


Fig. 17 Cyclic stress-strain relation obtained by stress and strain controlled fatigue tests. The curve was approximated well by Eq. (14).

と考えられる。したがって、オーバーロード負荷（荷重履歴）や平均応力による駆動力の増加の最大値は、図 16 で示す $\Delta\epsilon_{close}$ となる。ここで、 $\Delta\epsilon_{close}$ は、一定ひずみ範囲試験において得られるひずみ範囲と公称有効ひずみ範囲の差と定義される。予め $\Delta\epsilon_{close}$ 相当のひずみを割り増したひずみ範囲を用いることで、履歴効果や平均応力効果による有効ひずみ範囲の増加を安全側に考慮できる。この予測方法を、Non-closure モデルとよび、ステンレス鋼の平均応力効果⁽²⁵⁾と履歴効果⁽²⁶⁾、そして炭素鋼 (S45C) の平均応力効果⁽²⁷⁾に対して、妥当性を示してきた。本報では、Non-closure モデルの炭素鋼の履歴効果への適用性を確認するとともに、機器設計に適用する際の手順について考察する。

Non-closure モデルでは、ひずみ範囲の大きさに応じた $\Delta\epsilon_{close}$ を推定する必要がある。一定ひずみ範囲の試験において実測された最小ピーク応力 σ_{min} を用いて次式で推定できる。

$$\Delta\epsilon_{close} = -\frac{\sigma_{min}}{E} \quad (\sigma_{min} < 0) \quad (13)$$

しかし、機器設計の段階で σ_{min} が得られるとは限らない。そこで、 σ_{min} を繰返し応力・ひずみ曲線から推定することを考える。本材料を用いたひずみ制御および荷重制御の一定振幅試験において得られる寿命の 2 分の 1 の繰返し数における応力振幅 σ_a とひずみ振幅 $\Delta\epsilon/2$ の関係、つまり繰返し応力・ひずみ関係は図 17 のようになる。ひずみ制御と荷重制御の試験結果はほぼ同一の傾向を示していることから、両試験データをまとめて最適近似式として次式を得た。

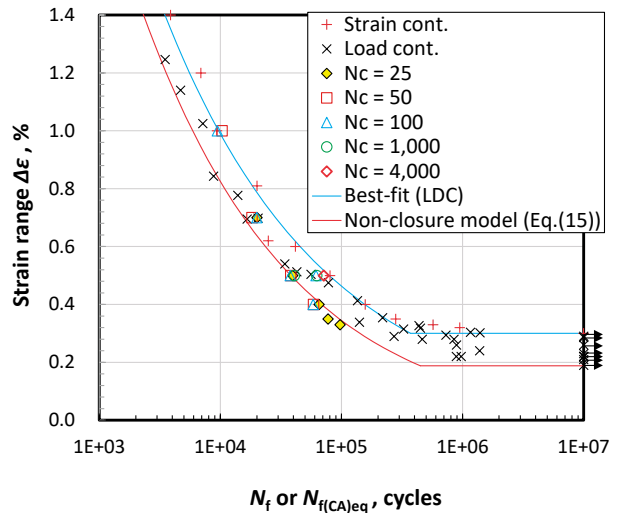


Fig. 18 Predicted fatigue life by the “non-closure model”. The reduction in the fatigue life due to overloading and mean stress could be predicted conservatively.

$$\sigma'_a = 523 \left(\frac{\Delta\epsilon}{2} [\%] \right)^{0.380} \quad (14)$$

σ'_a のダッシュ記号は実測値ではなく予測値であることを示している。ひずみ範囲を一定に制御した試験における平均応力は零と見なすことができるので、最小ピーク応力は $\sigma_{min} = -\sigma'_a$ と置くことができ、 $\Delta\epsilon_{close}$ が求まる。平均応力や履歴効果による亀裂開口の促進により最大 $\Delta\epsilon_{close}$ の駆動力の増加が発生し、疲労寿命が低下する。この駆動力増加を考慮した疲労寿命は、式 (5) と式 (13) から以下のように表すことができる。

$$N_f = 9663 \left(\Delta\epsilon + \frac{\sigma'_a}{E} \right)^{-3.03} \begin{cases} \left(\text{when } \Delta\epsilon > \Delta\epsilon_w - \frac{\sigma'_a}{E} \right) \\ > 10^7 \quad \left(\text{when } \Delta\epsilon \leq \Delta\epsilon_w - \frac{\sigma'_a}{E} \right) \end{cases} \quad (15)$$

$\Delta\epsilon_w$ は疲労限度で、本材料の場合は 0.3% となる。疲労限度に対しても $\Delta\epsilon_{close}$ に相当する低下を考慮する。式 (15) による予測寿命を図 18 の赤実線で示す。履歴効果と平均応力効果による疲労寿命の低下がほぼ安全側に予測できている。また、疲労限度の低下も予測できている。本報では、疲労寿命や繰返し応力・ひずみ曲線の近似に最適近似を適用していることから、全ての結果が必ずしも安全側の予測とはならない。

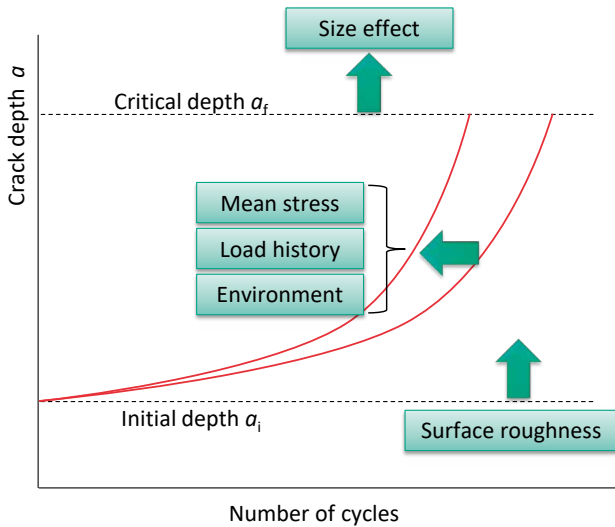


Fig. 19 Schematic drawing representing the change in fatigue life due to various factors according to LDC model.

6. LDCモデルを適用することの工学的な意味

6.1 C-M則およびSWTパラメータとの関係

疲労寿命の近似や推定方法として一般的に用いられている C-M 則はひずみ範囲ではなく塑性ひずみ範囲を駆動力としている。C-M 則が塑性ひずみ範囲を駆動力とする亀裂進展予測に対応しているという指摘もあるが^(21,13)、弾性ひずみを駆動力から除外する理由や亀裂閉口の影響は考察されていない。LDC モデルを前提に考えると、塑性ひずみ範囲がひずみ範囲と公称有効ひずみ範囲の平均に相当することに意味があるように思われる。

SWT パラメータ⁽⁵⁴⁾は、疲労寿命の整理ばかりでなく、平均応力補正の方法としても用いられている⁽³⁶⁾。そして、機器設計用の疲労寿命曲線の平均応力の補正にも適用されている⁽⁵⁵⁾。最大応力とひずみ範囲の積をとるエネルギーの次元を有する指標であり、応力の影響を考慮しない LDC モデルとは整合しない。しかし、前報⁽²⁷⁾において、SWT パラメータと有効ひずみ範囲にはよい相関のあることが経験的に確認されている。現在用いられている駆動力指標が疲労寿命と相関を有することは、長年の取り組みの中で妥当性が示されてきた事実である。C-M 則や SWT パラメータが LDC モデルと矛盾しないことは、機器設計に対する考え方を一貫させるためには重要な知見となる。

6.2 疲労損傷量の見える化

原子力発電プラントでは、運転開始後のプラントが対象であっても、解析によって推測された応力（ひずみ）を用いて、実物を観察することなく疲労損傷量が推定される。検査などにより測定（推定）された値が実評価に用いられることはない。疲労損傷の実態の認識があいまいな現状では、疲労損傷量として何を測定すべきかが明確でない。亀裂の発生・進展を疲労損傷の実態と考える LDC モデルによれば、亀裂寸法を同定することで疲労損傷量を実測することができるようになる⁽⁵⁶⁾。また、亀裂が検出できなかった場合でも、適用した検査の亀裂検出能力より、潜在的な亀裂の存在を仮定することで余寿命が予測できる⁽⁵⁷⁾。

6.3 疲労寿命予測に対する影響因子の補正のあり方

LDC モデルの考え方を適用することで、疲労寿命に及ぼす各種影響因子の補正の考え方を明確にできる利点がある。機器設計における疲労評価には、平均応力、寸法、表面粗さ、荷重履歴の影響などが考慮される^(21,58,59)。原子力発電プラント機器に対しては、さらに炉水環境による寿命低下が考慮される場合がある。設計規格においてこれらの因子の影響は、疲労試験の結果に基づいて経験的に補正されている。たとえば、平均応力の補正には修正 Goodman 線図が一般的に用いられてきた。しかし、この補正方法に対して表面粗さの影響がどのように重畳するかを説明するのは難しい。これに対し、LDC モデルにおいて各因子は図 19 に示すように物理的なイメージをもって解釈できる。平均応力や履歴効果は進展速度の変化を引き起こす。また、原子炉水環境中での疲労寿命の低下も亀裂進展の加速に起因していることが示されている⁽⁴⁹⁾。一方、表面粗さは亀裂の発生寸法 a_i の変化をもたらすと考えられる。そして、その影響は、図 15 に示したように、 a_i の疲労寿命に影響を及ぼす影響として予測できる。寸法の影響は最終亀裂深さ a_f を変化させることにより補正できると考えられる。複数の因子が重畳する場合は、個々の因子の影響のみでなくそれらの相乗効果にも注意を払う必要がある。経験的な補正では、複数の因子網羅した試験マトリックスを組むことで相乗効果の影響を調べることになる。一方、LDC モデルの考え方によれば、表面粗さ、寸法の影響は進展速度に影響を及ぼさない。つまり、進展速度の変化を引き起こす平均応力と履歴効果および環境効果は、表面粗さや寸法効果との相互作用を考慮する必要はないと推測

される。ステンレス鋼における平均応力効果が炉水環境の影響を受けないことが示されている⁽⁶⁰⁾。また、本報では履歴効果と平均応力効果は亀裂開口点の変化という同じ要因によってもたらされており、non-closure モデルにより両者を区別せずに補正できることが示された。

7. 結言

本報では、疲労損傷の実態が亀裂の発生と進展であり、疲労寿命は亀裂進展によって予測できるという考え方をLDC モデルという概念としてまとめた。そして、S45C 炭素鋼を用いて、オーバーロード試験による履歴効果の疲労寿命に及ぼす影響、ならびに疲労進展の停留と疲労限度の関係を考察した。さらに、平均応力効果と履歴効果の影響の補正方法について検討した。最後に、LDC モデルを適用することの工学的な意味について考察した。得られた結果は以下のように要約できる。

- (1) 「微小亀裂が試験片を破断させる寸法に成長するまでの繰返し数」として導かれた式 (4) により、S45C 炭素鋼の疲労寿命が近似できた。さらに、疲労寿命の駆動力として、有効ひずみ範囲を用いるべきことが示された。
- (2) 過大圧縮ひずみを一定繰返し数毎に付与するオーバーロード試験によって、疲労寿命が低下することを示した。また、その下限は、有効ひずみ範囲と疲労寿命の関係により予測できた。
- (3) 疲労限度は亀裂の停留に対応していることが推測された。停留亀裂の駆動力は、巨視亀裂と同様に、有効ひずみ範囲であることが示された。停留亀裂から推定される下限界応力拡大係数範囲（ひずみ拡大係数範囲）は、CT 試験片から同定されたその 0.40 倍程度であった。
- (4) S45C 炭素鋼の荷重履歴と平均応力による疲労寿命および疲労限度の減少は、繰返し応力・ひずみ曲線を用いて保守的に予測できた。
- (5) LDC モデルを適用することの工学的な利点を示した。機器設計で考慮される疲労寿命に及ぼす平均応力、荷重履歴、寸法、表面粗さ、炉水環境の効果、およびそれらの相乗効果を合理的に考慮できることを考察した。

引用文献

- (1) 村上敬宜, 原田昭治, 谷石彦文, 福島良博, 遠藤達雄, 微小き裂の伝ば則, 低サイクル疲労法則およびマイナー則成立の相互関係について, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 49, No. 447 (1983), pp.1411-1419.
- (2) 小茂鳥潤, 清水真佐男, 破断延性と低サイクル疲労寿命の関連について, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 53, No. 496 (1987), pp.2288-2292.
- (3) 菊川真, 大路清嗣, 大久保尚義, 横井玉雄, 森川隆, 低繰返し数領域における疲れ損傷とその回復, 日本機械学会論文集, Vol. 38 (1972), pp.8-15.
- (4) 西谷弘信, 森田尚文, 炭素鋼の低サイクル疲れにおける疲れ被害, 日本機械学会論文集, Vol. 39 (1973), pp.1711-1719.
- (5) 川久保政洋, 釜谷昌幸, 変動荷重下における 316 ステンレス鋼の疲労寿命予測 (寿命の支配因子と 2 段階 2 重試験における損傷評価), 材料, Vol. 60, No. 10 (2011), pp.871-878.
- (6) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Strain-based modeling of fatigue crack growth – An experimental approach for stainless steel, International Journal of Fatigue, Vol. 44 (2012) pp.131-140.
- (7) 大谷信雄, 阿部隆, 清水真佐男, 国尾武, 低炭素鋼の低サイクル疲労における残留破断延性変化と微視破壊挙動との関連について, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 45, No. 399 (1979), pp.1304-1311.
- (8) 小茂鳥潤, 清水真佐男, 極低サイクル疲労における延性低下挙動とその支配要因について, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 57, No.544 (1991), pp.2879-2883.
- (9) Kamaya, M., Fatigue properties of 316 stainless steel and its failure due to internal cracks in low-cycle and extremely low-cycle fatigue regimes, International Journal of Fatigue, Vol. 32 (2010) pp.1081-1089.
- (10) 釜谷昌幸, 川久保政洋, 316 ステンレス鋼の低サイクル疲労損傷 (変動荷重下での疲労寿命と内部き裂発生の影響), 日本機械学会論文集A編, Vol. 76, No. 768 (2010) pp.1048-1058.
- (11) 越智保雄, 石井明, 山本康義, 佐々木茂美, 平滑丸棒材における表面疲労き裂の発生・成長挙動, 材料, Vol. 32, No. 363 (1983), pp.1363-1369.
- (12) 戸梶恵郎, 小川武史, 亀山宜克, 加藤容三, 純チタンの微小疲労き裂成長挙動とその確率特性, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 56, No.523 (1990), pp.543-551.

- (13) Murakami, Y. and Miller, K. J., What is fatigue damage? A view point from the observation of low cycle fatigue process, *International Journal of Fatigue*, Vol. 27 (2005), pp.991-1005.
- (14) Xue, Y., Modeling fatigue small-crack growth with confidence – A multistage approach, *International Journal of Fatigue*, Vol. 32 (2010), pp.1210-1219.
- (15) 蓮沼将太, 宮田陽平, 小川武史, 坂上賢一, オーステナイト系ステンレス鋼 SUS316NG の低サイクル疲労強度に及ぼす予ひずみの影響, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 77, No.777 (2011), pp.843-851.
- (16) Carpinteri, A. and Paggi, M., A unified interpretation of the power laws in fatigue and the analytical correlations between cyclic properties of engineering materials, *International Journal of Fatigue*, Vol.31 (2009), pp.1524-1531.
- (17) Maurel, V., Rémy, L., Dahmen, F. and Haddar, N., An engineering model for low cycle fatigue life based on a partition of energy and micro-crack growth, *International Journal of Fatigue*, Vol. 31 (2009), pp.952-961.
- (18) Ranganathan, N., Aldroe, H., Lacroix, F., Chalon, F., Leroy, R. and Tougui, A., Fatigue crack initiation at a notch, *International Journal of Fatigue*, Vol. 33 (2011), pp.492-499.
- (19) Fatemi, A. and Yang, L., Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogeneous materials, *International Journal of Fatigue*, Vol. 20 (1998), pp.9-34.
- (20) Jaske, C. E. and O'Donnell, W. J., Fatigue design criteria for pressure vessel alloys, *ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 99 (1977), pp.584-592.
- (21) Chopra, O. C. and Stevens, G. L., Effect of LWR coolant environments on the fatigue life of reactor materials, *NUREG/CR-6909*, Rev. 1, USA (2018).
- (22) Manson, S. S., Behavior of materials under conditions of thermal stress, *NACE Report 1170*, (1953).
- (23) ASTM International, Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, *ASTM E647-2015* (2015).
- (24) 釜谷昌幸, 川久保政洋, き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (成長予測モデルの構築とその適用例), *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 78, No. 795 (2012), pp.1518-1533.
- (25) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Mean stress effect on fatigue strength of stainless steel, *International Journal of Fatigue*, Vol. 74 (2015a) pp.20-29.
- (26) Kamaya, M. and Kawakubo, M., Loading sequence effect on fatigue life of Type 316 stainless steel, *International Journal of Fatigue*, Vol. 81 (2015b) pp.10-20.
- (27) Kamaya, M., Mean stress correction of S45C carbon steel based on crack growth concept, *Proceedings of ASME PVP2019* (2020), Paper no. PVP2020-21822.
- (28) 桜井茂雄, 宇佐美三郎, 梅沢貞夫, 宮田寛, SUS316 鋼平滑材のクリーブ疲労下における微小き裂の分布と進展挙動に基づく余寿命評価法, *材料*, Vol. 35, No. 389 (1986), pp.170-175.
- (29) Haigh, J. R. and Skelton, R. P., A strain intensity approach to high temperature fatigue crack growth and failure, *Materials Science and Engineering*, Vol.36 (1978), pp.133-137.
- (30) Kitagawa, H., Takahashi, S., Suh, C. M. and Miyashita, S., Quantitative analysis of fatigue process - microcracks and slip lines under cyclic strains, *ASTM STP 675* (1979), pp.420-449.
- (31) 今井康文, 真武友一, 平滑試験片の引圧疲労における表面き裂の進展, *材料*, Vol.32, No. 361 (1983), pp.1157-1161.
- (32) 幡中憲治, 藤満達朗, 渡辺秀明, 機械構造用鋼の低サイクル疲労におけるき裂進展特性, *日本機械学会論文集 A 編*, Vol.52, No.475 (1986), pp.579-586.
- (33) Kamaya, M., Low-cycle fatigue crack growth prediction by strain intensity factor, *International Journal of Fatigue*, Vol. 72 (2015) pp.80-89.
- (34) Kamaya, M., Elastic-plastic fracture resistance of carbon steel for cyclic load (prediction of J-R curve assuming fatigue crack growth), *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 204 (2018), pp.306-318.
- (35) Dowling, N. E., Mean stress effects in strain-life fatigue, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 32 (2009), pp.1004-1019.
- (36) Ince, A. and Glinka, G., A modification of Morrow and Smith-Watson-Topper mean stress correction models, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol.34 (2011), pp.854-867.
- (37) 三好弘二, 釜谷昌幸, 地震荷重下の配管に対する疲労評価手法の提案 (有効ひずみ範囲を用いた荷重履歴効果の考慮), *日本機械学会論文集*, Vol. 87, No. 897 (2021), DOI:10.1299/transjsme.21-00025.

- (38) El-Zeghayar, M., Topper, T. H. and Soudki, K. A., A model of crack opening stresses in variable amplitude loading using smooth specimen fatigue test data for three steels. *International Journal of Fatigue*, Vol. 33 (2011), pp.1337–1350.
- (39) ASTM International, Standard Test Method for Determining Threshold Stress Intensity Factor for Environment-Assisted Cracking of Metallic Materials 1, ASTM E1681-2020 (2020).
- (40) 山口 義仁, 李 銀生, 杉野英治, 勝山 仁哉, 鬼沢 邦雄, 過大な圧縮荷重がき裂進展挙動に及ぼす影響, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 78, No. 789 (2012), pp. 613-617.
- (41) Ward-Close, C. M., Blom, A. F. and Ritchie, R. O., Mechanisms associated with transient fatigue crack growth under variable-amplitude loading: an experimental and numerical study, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 32, No. 4 (1989), pp.613–638.
- (42) Shin, C. S. and Hsu, S. H., On the mechanisms and behaviour of overload retardation in AISI 304 stainless steel, *International Journal of Fatigue*, Vol. 15 (1993), pp.181–192.
- (43) Skorupa, M., Schijve, J., Skorupa, A. and Machniewicz, T., Fatigue crack growth in a structural steel under single and multiple periodic overload cycles, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures Fatigue*, Vol. 22 (1999) pp.879–887.
- (44) Kalnaus, S., Fan, F., Jiang, Y. and Vasudevan, A. K., An experimental investigation of fatigue crack growth of stainless steel 304L, *International Journal of Fatigue*, Vol. 31 (2009), pp.840–849.
- (45) Sugeta, A. and Uematsu, Y., Review on “retardation of fatigue crack propagation under plane strain condition due to a single overload”, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 70, No. 3 (2021), pp.206-213.
- (46) 小林英男, 川田幸男, 中沢一, 耐久限度に関連した第1段階き裂のフラクトグラフィ的研究, *材料*, Vol. 25, No. 276 (1975), pp.881-887.
- (47) 田村優, 山田邦博, 清水眞佐男, 國尾武, パーライト・フェライト鋼の耐久限度と停留き裂挙動について, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 49, No. 447 (1983), pp. 1378-1387.
- (48) 金敏健, 山田邦博, 国尾武, 炭素鋼平滑材の疲労き裂停留条件について, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 51, No. 461 (1985), pp. 10-16.
- (49) Kamaya, M., Environmental effect on fatigue strength of stainless steel in PWR primary water – Role of crack growth acceleration in fatigue life reduction, *International Journal of Fatigue*, Vol. 55 (2013) pp.102-111.
- (50) 田中啓介, 中井善一, 前川治, 低炭素鋼平滑材における疲労き裂の発生と初期成長に関する微視的研究, *材料*, Vol. 31, No. 343 (1982), pp.376-382.
- (51) 李宗炯, 小林英男, 炭素鋼平滑および予き裂材の疲労限度と停留き裂, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 52, No. 477 (1986), pp. 1209-1214.
- (52) Kamaya, M. and Kitamura, T., Stress intensity factors of microstructurally small crack, *International Journal of Fracture*, Vol. 124 (2003) pp.201-213.
- (53) 釜谷昌幸, き裂成長予測による低サイクル疲労の損傷評価 (繰返し熱応力下での疲労寿命), *日本機械学会論文集A編*, Vol. 79, No. 806 (2013) pp.1530-1544.
- (54) Smith, K. N., Watson, P. and Topper, T. H., A stress-strain function for the fatigue of metals, *Journal of Materials, ASTM*, Vol. 5 (1970), pp.767-778.
- (55) Asada, S., Ogawa, T., Higuchi, M., Kanasaki, H. and Takada, Y., Study on mean stress effects for design fatigue curves, *Proceedings of ASME 2016 Pressure Vessels and Piping Conference (2016)*, PVP2016-63796.
- (56) Kamaya, M. and Nakamura, T., Fatigue damage management based on postulated crack growth curve, *E-Journal of Advanced Maintenance Vol.7-1 (2015)*, pp. 43-49.
- (57) Kamaya, M., Performance based maintenance concept to optimize inspection schedule, *E-Journal of Advanced Maintenance Vol. 9-2 (2017)*, pp. 118-125.
- (58) BSI, Unfired pressure vessels part 3, BS EN 13445-3:2014+A8:2019 (2019), BSI Standards.
- (59) Asada, S., Zhang, S., Takanashi, M. and Nomura, Y., Study on Incorporation of a New Design Fatigue Curve Into the JSME Environmental Fatigue Evaluation Method, *Proceedings of ASME 2019 Pressure Vessels and Piping Conference (2019)*, PVP2019-93273.
- (60) Kamaya, M., Mean stress effect on fatigue properties of Type 316 stainless steel in PWR primary water environment, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 141 (2019), no.51402.