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

一般溶接用鋼における大ひずみ領域での繰返し真応力真ひずみ関係

松田，和貴
九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門

下岡，司
九州大学大学院工学府船舶海洋工学専攻

村上，幸治
九州大学工学部技術部

内村，友哉
九州大学工学部技術部

他

https://hdl.handle.net/2324/6794871

出版情報：Quarterly Journal of The Japan Welding Society. 41 (3), pp.217-224, 2023-07-31. Japan Welding Society
バージョン：
権利関係：© 2023 by JAPAN WELDING SOCIETY

KYUSHU UNIVERSITY

［溶接学会論文集　第 41 巻　第 3 号　p. 217-224（2023）　DOI: 10.2207/qjjws.41.217］

一般溶接用鋼における大ひずみ領域での繰返し真応力真ひずみ関係*

松田　和貴**，下岡　　司***，村上　幸治****，内村　友哉****，後藤　浩二**

Cyclic true stress true strain relation in the large strain region of common steel for welded structures*

by MATSUDA Kazuki**, SHIMOKA Tsukasa***, MURAKAMI Koji****,
UCHIMURA Tomoya**** and GOTOH Koji**

Cyclic true stress - true strain curves were obtained using general-purpose shipbuilding steel in the large strain region. Test methods are incremental step test and static tensile test after cyclic loading. The stress-strain curves for static and cyclic loading were compared to investigate the cause of the difference between each other. A simple method for estimating the cyclic stress-strain curves was proposed. The diameter and curvature of the smallest cross-section of the specimen were measured using telecentric measurement device, and the true stress - true strain curve was obtained using the Bridgman correction method. Using the measurement method, cyclic stress-strain diagrams were obtained in the region where the true strain exceeded 1% by performing cyclic tensile tests using the incremental step method and static tensile tests after cyclic loading. The influence of the test method and maximum displacement conditions on the cyclic stress-strain curve was small within the scope of this study. There was little difference in the elongation between the static tensile test and the static tensile test after cyclic loading. The difference in yield stress between static and cyclic loading was discussed in terms of macro-yield mechanisms at intergranular and transgranular. A simple method for estimating cyclic stress-strain curves from a static stress-strain curve was proposed. The specimens used in this study are general-purpose shipbuilding steels, and the results should be applicable to similar steels for welding and structures.

Key Words: Cyclic stress strain curve, Incremental step method, Static tensile test after cyclic loading, Yield stress, Common steel for welded structures, Ship Building steel, Telecentric measurement

1. 緒　　言

材料に繰返し変形あるいは繰返し応力を載荷することで，疲労亀裂が発生し，いずれ破断に至る．疲労亀裂は材料の降伏点未満の応力載荷によっても生じ，延性破壊や脆性破壊と比べその防止は困難であることが知られている．疲労現象の複雑さの一端として，繰返し引張時には静的引張時と比べて，応力ひずみ線図が変化することが知られている．Toyosada ら[1] は疲労亀裂先端に生じる再引張塑性域生成（Re-tensile Plastic zone Generated: RPG）荷重をパラメータとした疲労亀裂伝播則を提案した．著者らはさらに亀裂先端に生じる引張と圧縮の塑性変形域が重なった領域である両振り塑性域の寸法をパラメータとした疲労亀裂シミュレーションを開発した[2]．これらシミュレーションには対象とする材料の応力ひずみ関係を入力する必要がある．簡易的には静的引張試験において得られる降伏点を用いる方が便利であるが，疲労亀裂進展が繰返し載荷の下で生じる現象である以上，応力ひずみ関係は繰返し荷重下で得られたデータを用いることが望ましい．しかしながら，繰返し応力ひずみ線図を取得するのは静的載荷の応力ひずみ線図のそれと比べ，試験負荷が高い[3]．一般に，繰返し応力ひずみ線図は，複数の試験片を用いて一定振幅の繰返し荷重を載荷し，ヒステリシスループが安定して定常状態になった段階での各振幅におけるループの頂点を滑らかに繋ぐことで得ることができる．Ma ら[4] は，静的引張試験と二水準の繰返し載荷試験で繰返し応力ひずみ線図を推定可能な手法を提案した．しかし，静的載荷の応力ひずみ線図がひとつの試験片のみから得られることを鑑みると，依然として試験負荷は高い．Landgraf ら[5] は，一体の試験片で繰返し応力ひずみ線図を取得することができるインクリメンタルステップ法と呼ばれる手法を提案した．本試験手順については後述するが，本手法により繰返し応力ひずみ線図を取得する試験負荷は大幅に低減させることができる．また，測定の困難さから，大ひずみ領域における繰返し真応力真ひずみ線図は殆ど報告されていないが，近年では計測機器の進歩で測定が比較的容易になった．

繰返し応力ひずみ線図を測定せずに推定により得る試みは過去に多く報告されている．Lopez ら[6] は，種々の鋼材の静的載荷時と繰返し載荷時の応力ひずみ関係を整理し，引張強さとブリネル硬度を用いて，繰返し応力ひずみ特性の推定式を提案した．また，Zhang ら[7] は，降伏応力，引張強さ，破断伸びを用いた推定式を提案した．その他，多くの繰返

*受付日　2023年2月22日　受理日　2023年6月26日
**正　員　九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門
Member, Department of Marine Systems Engineering, Faculty of Engineering, Kyushu University
***　九州大学大学院工学府船舶海洋工学専攻　Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Graduate School of Engineering, Kyushu University
****　九州大学工学部技術部　Technical Division, School of Engineering, Kyushu University

し応力ひずみ関係を推定する手法[8-11]が提案されているが，それらの多くには材料工学的な見地に基づく考察は付随していない．

本研究では，一般溶接用鋼を供試材とし，大ひずみ領域での繰返し真応力真ひずみ線図を取得した結果について報告する．また，静的載荷と繰返し載荷における応力ひずみ線図を比較することで両者の差異の原因を考察し，材料工学的見地に基づき簡易的に繰返し応力ひずみ線図を推定する手法を検討した結果についても併せて報告する．

2. 試　　験

供試材は汎用の造船用鋼として広く用いられているKD36鋼(NK)で板厚は17 mmである．供試材の機械的性質をTable 1に示す．供試材からFig. 1に示す最小断面径10 mmの砂時計型丸棒試験片を採取した．

2.1 引張試験条件

本研究では，Fig. 1に示した試験片を用いて，Landgrafらの提案したインクリメンタルステップ法による繰返し引張圧縮試験，及び，インクリメンタルステップ法による繰返し載荷を所定の回数負荷した後に静的引張試験を実施した．以後，前者を繰返し引張圧縮試験，後者を繰返し載荷後，静的引張試験と称する．また，応力ひずみ線図を比較するため，クロスヘッド変位速度0.2 mm/minで，静的引張試験を実施した．いずれの引張試験においても㈱島津製作所製の50 kN油圧サーボ式疲労試験機を用いた．静的引張試験では，最小断面部にゲージ長6 mmのひずみゲージを貼付し，試験中の軸方向のひずみを測定した．

インクリメンタルステップ法における1ブロックの載荷波形の一例をFig. 2に示す．本手法では，Fig. 2に示すように荷重の極大，極小値が漸増，漸減するような荷重波形を載荷し，ヒステリシスループ（応力とひずみの関係）を取得する．その後，各ループの頂点を結ぶことで，1体の試験片から繰返し応力ひずみ線図を得ることができる．試験条件はNishikawaら[12]の試験条件を参考にし，変位制御で平均応力は0（応力比R = -1）とし，条件ごとに最大変位を設定し，1ブロック25サイクルでブロックの中央で最大変位となるように直線状に1サイクルごとの極大･極小変位を設定した．載荷はクロスヘッド変位速度を一定とし，試験ごとの変位速度は最大変位 [mm] × 0.0385 [/s] とした．例えば，最大変位1.3 mm条件では変位速度は0.05 mm/sとなる．繰返し引張圧縮試験において設定した各条件の最大変位をTable 2に示す．試験は試験片が破断するまで実施した．

Table 1　Mechanical properties of material used.

Yield Stress	Tensile Strength	Elongation	Young's modulus
[MPa]	[MPa]	[%]	[GPa]
403	515	24	206

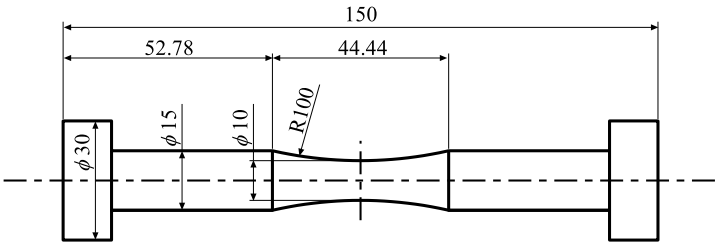

Fig. 1　Geometry of the specimen.

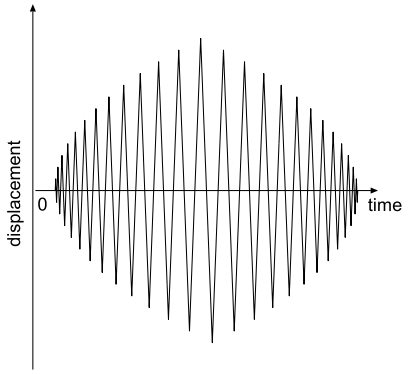

Fig. 2　Schematics of a block shape of incremental step.

Table 2　Lists of maximum displacement conditions.

Maximum Displacement
[mm]
±0.75
±0.85
±0.95
±1.0
±1.3

インクリメンタルステップ法による繰返し載荷後の静的引張試験における条件は，Table 2 に示したそれぞれの最大変位で破断に至るまでの負荷ブロック数の半分（最大変位 ± 0.75 mm 条件は加えて，破断ブロック数の 3/4, 及び 1/4）のブロック数の繰返し載荷を実施した後，クロスヘッド変位速度 0.2 mm/min で静的引張試験を実施した．

2.2　真応力・真ひずみの算出方法

引張試験時の真ひずみ ε_t と真応力 σ_t は，キーエンス社製のインライン投影画像測定器 TM-X5040 により試験片最小断面部の直径と曲率を測定し，Bridgman による補正方法[13]を用いて次式のように導出した．

$$\varepsilon_t = 2 \cdot \ln\left(\frac{r_0}{r}\right) \tag{1}$$

$$\sigma_t = \frac{P}{\pi r^2 \left(1 + 2\frac{R}{r}\right) \log\left(1 + \frac{1}{2}\frac{r}{R}\right)} \tag{2}$$

ただし，R　：くびれ部の曲率半径 [mm]
r　：最小断面における断面半径 [mm]
r_0　：最小断面における初期断面半径 [mm]
P　：試験荷重 [N]

本手法は大変形時の補正精度に問題ありとの報告[14]があり，村田ら[15]の検討によると Bridgman 補正は大変形時に実際の挙動よりも応力値を過大評価するとの結果がある．しかし，より高精度とされる補正手法は適用が簡便でない，かつ広範な材料での検証がなされていない場合が多いことから，本研究ではこれら先行研究の結果に留意しつつ Bridgman 補正を用いることとした．なお，本導出方法との比較のため，静的引張試験においては，前述のように最小断面部にひずみゲージを貼付し，ひずみを測定した．

2.3　断面観察

試験片加工に供していない供試材の板厚の 1/4 位置付近において，断面観察試料を採取し，ナイタール腐食を施し，光学顕微鏡を用いてミクロ組織を観察した．

3.　結　　果

3.1　静的引張試験

静的引張試験で得られた真応力～真ひずみ線図を Fig. 3 に示す．なお，(a) ～ (c) は縦軸（真応力）と横軸（真ひずみ）の値が異なるだけで全て同一のグラフである．Fig. 3 にはひずみゲージと投影画像測定器でそれぞれ求めた応力，ひずみ関係をプロットした．(b) より，降伏後の流動応力を比較すると，ひずみゲージと投影画像測定のそれぞれから求めた応力ひずみ線図はほぼ一致していることが分かる．真ひずみが約 0.02 を超える範囲では，ひずみゲージでは計測が出来ていない．これはゲージが試験片から剥離したためである．ゲージ仕様ではひずみの測定限界は 0.05 であるため，本試験では貼付の不具合などによりやや早期にゲージの剥

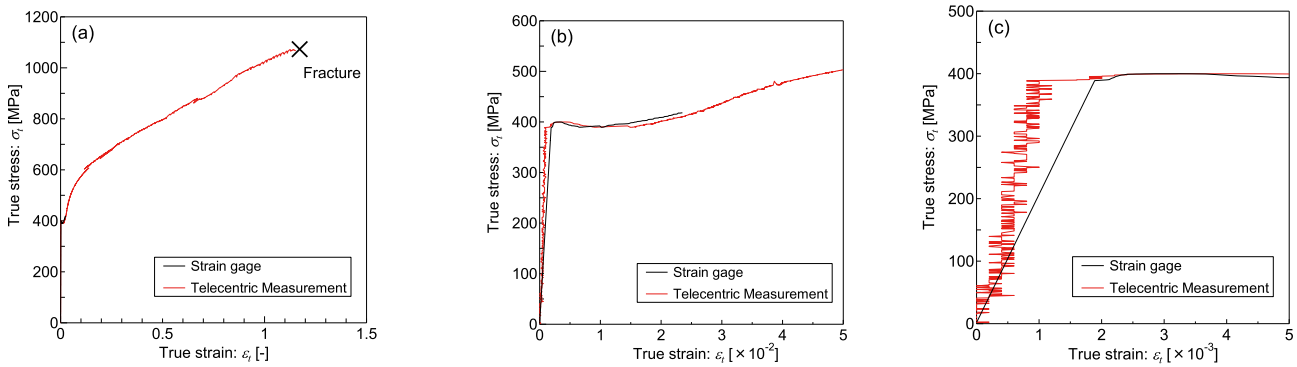

Fig. 3　True stress-true strain curves obtained in monotonic static tensile test. (a) true strain to 1.5, (b) to 0.05, (c) to 0.005

Table 3　Lists of number of loading blocks to failure for each condition.

Maximum Displacement	Number of loading blocks to failure
[mm]	[blocks]
±0.75	37
±0.85	22
±0.95	13
±1.0	12
±1.3	6

離が生じたと考えられる．一方，(c) より，弾性域と考えられる真ひずみ 0.002 未満の範囲では，投影画像測定によるプロットのばらつきが大きい．これは，弾性域は応力の増加に対してひずみの変化が小さいことの他，体積一定の仮定のもとにひずみを導出したことが一因と考えられる．以上より，投影画像測定器により測定し導出した真応力真ひずみ関係は，弾塑性範囲では従来のひずみゲージによる計測法と同等の精度を有し，かつひずみゲージでは計測できない大ひずみ域でも計測が可能であることが分かった．

3.2　繰返し引張圧縮試験

インクリメンタルステップ法による繰返し引張圧縮試験において最大変位条件ごとの破断までに載荷した負荷ブロック数の一覧を Table 3 に示す．Table 3 に示した破断までのブロック数の半分のブロック時点で得られた真応力真ひずみ関係（ヒステリシスループ）と，各ヒステリシスにおける極大値，極小値を結ぶことで得られた繰返し応力ひずみ線図を Fig. 4 に示す．なお，最大変位 ± 1.0 mm，及び ± 1.3 mm では，圧縮荷重作用時に座屈の発生が確認されたため，結果から除外した．得られた繰返し応力ひずみ線図の比較については後述する．

3.3　繰返し載荷後，静的引張試験

インクリメンタルステップ法による繰返し載荷後に，静的引張試験を実施した結果得られた真応力真ひずみ線図を Fig. 5 に示す．なお，Fig. 5 には比較のため，静的載荷時の応力ひずみ線図も併せて描画した．(a) はいずれも負荷ブロック数は破断ブロック数の半分で，かつ最大変位の異なる条件の比較，(b) はいずれも最大変位は ± 0.75 mm で，かつ負荷ブロック数は破断までの 1/4, 半分，3/4 時点での比較である．また，破断ひずみに関して静的載荷時の応力ひずみ線図と比較すると，繰返し載荷後であっても破断ひずみは殆ど低下しないことが分かる．

3.4　ミクロ組織観察

ナイタール腐食した断面試料の組織観察写真を Fig. 6 に示す．Fig. 6 より，供試材はフェライトとパーライトの混在した組織となっていることが分かる．切断法（JIS G 0551: 2020）より，フェライトの平均結晶粒径は 9.60 μm で，標準偏差は 2.29 μm であった．

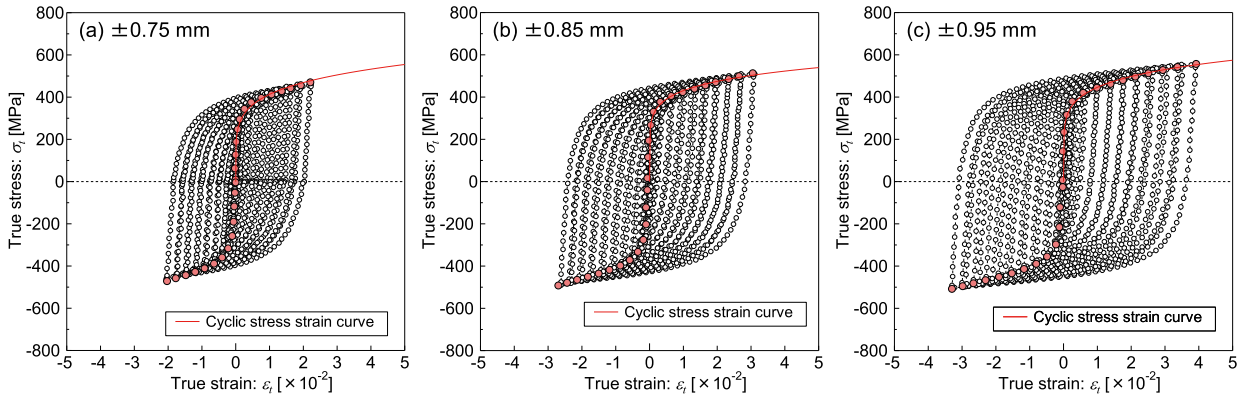

Fig. 4　Hysteresis loops and cyclic true stress-true strain curves obtained by incremental step test.

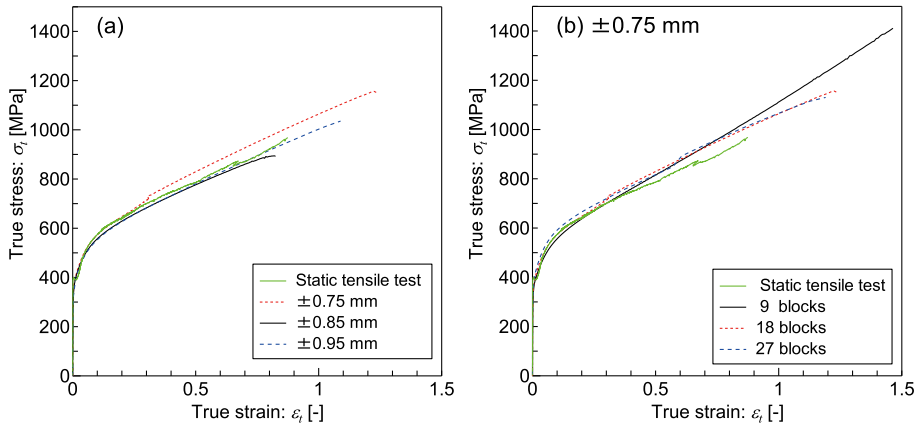

Fig. 5　True stress–true strain curves obtained from static tensile tests after cyclic tensile loading. (a) Difference in maximum displacement, (b) Difference in number of loading blocks.

4. 考　　察

各試験で得られた真応力真ひずみ線図の差異について比較する．続いて，静的引張試験で得られる応力ひずみ線図から繰返し応力ひずみ線図を推定する手法について検討する．

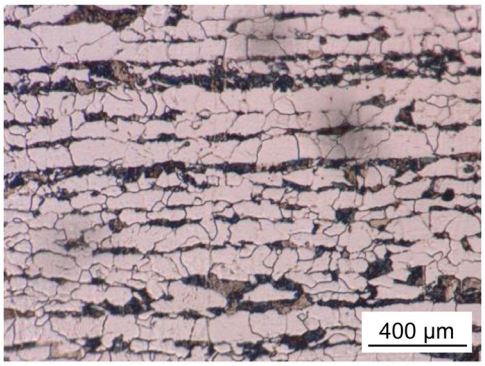

Fig. 6　Microstructure of the specimen observed by optical microscopy.

4.1　応力ひずみ線図の比較

繰返し引張圧縮試験において得られた最大変位の異なる条件ごとの繰返し真応力真ひずみ線図の比較を Fig. 7 に示す．Fig. 7 より，最大変位の差異は繰返し応力ひずみ線図に殆ど影響しないことが分かる．続いて，繰返し載荷後静的引張試験の結果の比較は Fig. 5 に示した通り，最大変位と負荷ブロック数は応力ひずみ線図に殆ど影響しないことが分かる．負荷ブロック数の影響に関しては Polák ら[16] も同様の結果を報告した．続いて，繰返し引張圧縮試験と繰返し載荷後静的引張試験で得られたそれぞれの応力ひずみ線図の比較を Fig. 8 に示す．Fig. 8 は最大変位±0.75, ±0.85, ±0.95 mm で得られた応力ひずみ線図である．Fig. 8 より，両試験手法による応力ひずみ線図の差異は小さい．以上より，本研究で実施した範囲では，インクリメンタルステップ法によって得られた繰返し応力ひずみ線図と繰返し載荷後の静的引張載荷により得られた線図の差異，及び最大変位条件が応力ひずみ線図に及ぼす影響は小さいことが分かる．

続いて，静的引張試験と繰返し引張圧縮試験で得られた

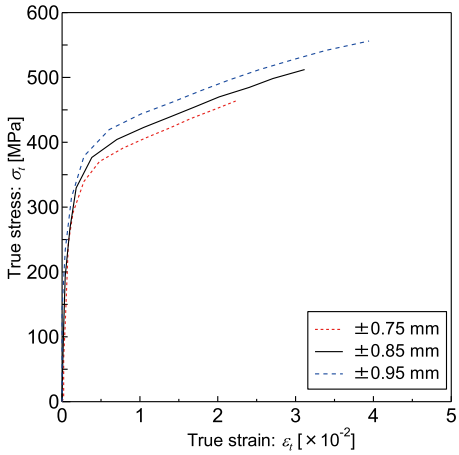

Fig. 7　Comparison of cyclic stress-strain diagrams with different maximum displacements.

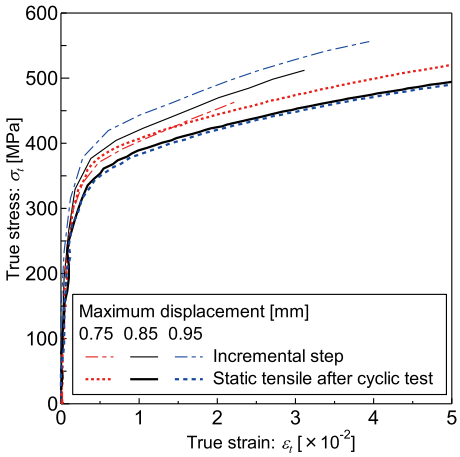

Fig. 8　Comparison of cyclic stress-strain diagrams for different test methods.

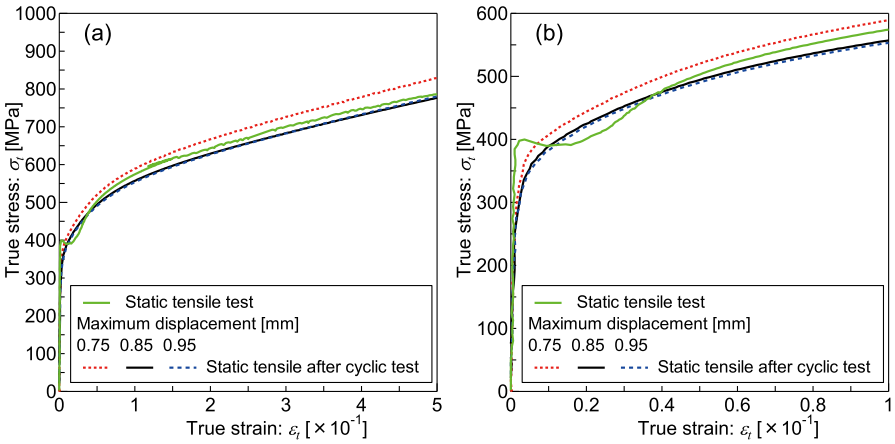

Fig. 9　Comparison of stress-strain diagrams for static and cyclic loading. (a) True strain to 0.5, (b) True strain to 0.1

応力ひずみ線図の比較を Fig.9 に示す．Fig.9 より，静的引張試験の応力ひずみ線図は降伏応力まで応力が線形に増加した後，応力が低下するのに対し，繰返し引張圧縮試験で得られた応力ひずみ線図は静的引張の線図よりも低い応力値でなだらかに湾曲し塑性変形に遷移することが分かる．その後，静的引張時では降伏伸びと思われる領域では応力はほぼ一定となる．その後応力は増加し，繰返し引張圧縮試験の応力ひずみ線図と概ね一致することが分かる．静的載荷と繰返し載荷での応力ひずみ線図の差異，すなわち繰返し硬化，軟化挙動は材料によって様々であることが報告されている．例えば，焼入れ焼き戻し鋼では繰返し軟化が生じる場合があり[17]，また，焼き戻し温度が高いほど繰返し軟化挙動が大きい[5]．一方，SUS304 鋼などのオーステナイト系合金では加工誘起マルテンサイト変態による繰返し硬化挙動が大きい[18]ことが報告されている．本研究における供試材では，降伏後の流動応力は静的引張載荷と繰返し載荷で大差ないことが分かる．

4.2　繰返し応力ひずみ線図の推定

背景にて述べたように，繰返し応力ひずみ線図の取得は静的な応力ひずみ線図と比べ煩雑である．本研究にて実施したように少数の試験片で繰返し応力ひずみ線図を取得する手法はあるものの，繰返し載荷が可能な試験装置が必要であること等，依然として静的引張試験と比べて実施のハードルは高い．そのため，静的引張試験の結果から繰返し応力ひずみ線図を推定する手法があれば，その有用性は高いと考えられる．

繰返し載荷での特徴として，静的載荷と比べ降伏点が低下する点が挙げられる．静的載荷で得られる高い降伏点の一因は固溶した C が転位に固着した Cottrell 雰囲気によるものと理解されている[19]．しかし，本試験では，Fig.9 (b) より，静的載荷においても明瞭な上降伏点は見られないことや，真ひずみが約 0.1 までの範囲で静的載荷よりも繰返し載荷の方が常に応力が低いことから，これ以外の降伏点低下の原因があると推測される．ところで，鋼板製造時に調質圧延を施すと，降伏応力が低下し，降伏伸びが消失することが知られている[20]．この現象は繰返し載荷ではないものの，加工により静的載荷での下降伏点未満まで降伏点が低下すること等，本研究での試験結果と類似点が多い．高木[21]は，材料のマクロ的な降伏を決定する二つの機構を提案し，この現象を説明した．一般的な多結晶材料の降伏とは，結晶粒界に堆積した転位が応力集中を生じ，二次転位を生み出して粒界を抜けてすべりが生じることと考えられている．そのため，降伏応力は結晶粒径に依存するとの Hall-Petch の式が広く知られており，低炭素フェライト鋼においては以下の関係が報告されている[22]．

$$\sigma_{int} = \sigma_0 + 6 \times 10^{-4}/\sqrt{d} \tag{3}$$

ただし，σ_{int}　: 粒界転位降伏応力 [GPa]

d　: 結晶粒径 [m]

σ_0　: 摩擦力（= 0.1）[GPa]

ここで，摩擦力 σ_0 は合金成分，温度，及びひずみ速度等に依存する値であり，文献では 0.1 GPa との値が提案されているが，本研究での決定手法は後述する．粒界での転位放出によって起こるこの降伏を粒界転位降伏と称する．これに対して，転位が粒内の固溶元素などによって固着されており，転位の固着を外すために必要な応力が粒界転位降伏を生じる応力よりも高い場合には，マクロな降伏応力は粒内で転位の固着を外す応力となる．これを粒内転位降伏と称する．このように，粒内と粒界の転位降伏は競合し，一般にはより高い方がマクロな降伏現象を支配する．ここで，高木によると調質圧延後のように適量の可動転位が基地組織中に存在している場合には，それらを転位源とした粒内降伏が起こり，それに必要な応力が負荷された時点でマクロな降伏が生じる．これと同様に，繰返し載荷時にも基地組織中の転位によって粒内転位降伏にマクロな降伏が支配されている可能性が挙げられる．すなわち，静的引張載荷時には，粒界転位降伏によりマクロな降伏が生じ，繰返し載荷時には，粒内転位降伏によりマクロな降伏が生じていると推測される．

粒内転位降伏時の降伏応力を推定する手法を検討する．粒内転位降伏に影響する固溶元素等の影響は (3) 式の摩擦力 σ_0 に内包されると考えられる．さらに，粒内の転位強化量 $\Delta\sigma$ [GPa] を推定する式として，次式[23]が提案されている．

$$\Delta\sigma \cong 1.8 \times 10^{-8}\sqrt{\rho} \tag{4}$$

ただし，ρ : 転位密度 [$/m^2$]

Tanaka ら[24]は結晶粒径 d と真ひずみ ε_t から導入されるべき転位量を求めた．さらに実測値との関係を修正したものが (5) 式である．

$$\rho = 2.92 \times 10^{12}\sqrt{\varepsilon_t/d} \tag{5}$$

(5) 式を (4) 式に代入し，さらに摩擦力 σ_0 を加えたものが，粒内転位降伏における降伏応力 σ_{trans} となる．

$$\sigma_{trans} = \sigma_0 + \Delta\sigma = \sigma_0 + 0.0307 \times \sqrt[4]{\varepsilon_t/d} \tag{6}$$

以上の式を用いて，繰返し応力ひずみ線図の簡易推定法について説明する．まず，静的引張試験より降伏応力 σ_{int}，その時の真ひずみ ε_t，及び供試材の組織観察より平均結晶粒径 d を取得する．続いて，(3) 式より摩擦力 σ_0 を求め，(6) 式を用いて繰返し降伏応力 σ_{trans} を推定する．応力ひずみ線図の推定式には簡単のため，べき乗の硬化則を用いることとする．繰返し降伏応力 σ_{trans} に至るまでは弾性変形であることを考慮して降伏応力 σ_{trans} に対応するひずみとして σ_{trans}/E を代入すると，べき乗硬化則の係数 K は次式で求められる．

$$K = \frac{E^n}{{\sigma_{trans}}^{n-1}} \tag{7}$$

ただし，E: ヤング率 $[MPa]$，n：加工硬化指数

Fig. 9 より．静的載荷と繰返し載荷の応力ひずみ線図は，降伏直後の降伏伸びから一様な塑性伸びが生じるまでの過渡領域を除くとほぼ同一であることを勘案し，この過渡領域以降の応力ひずみデータから，(7) 式を考慮した上で加工硬化指数 n を最小二乗法にて求める．

以上の方法により推定した繰返し応力ひずみ線図を Fig. 10 に示す．なお，比較のため，Fig. 10 にはこれまでに示した静的載荷応力ひずみ線図，各最大変位における繰返し応力ひずみ線図，繰返し載荷後の静的載荷応力ひずみ線図を併せて描画した．Fig. 10 より，本手法により求めた繰返し応力ひずみ線図は試験で得られた繰返し応力ひずみ線図と良好な一致を示すことが分かる．本研究の供試材は汎用的な造船用鋼材であり，類似の溶接用，構造用鋼では本結果が適用できるものと考えられる．

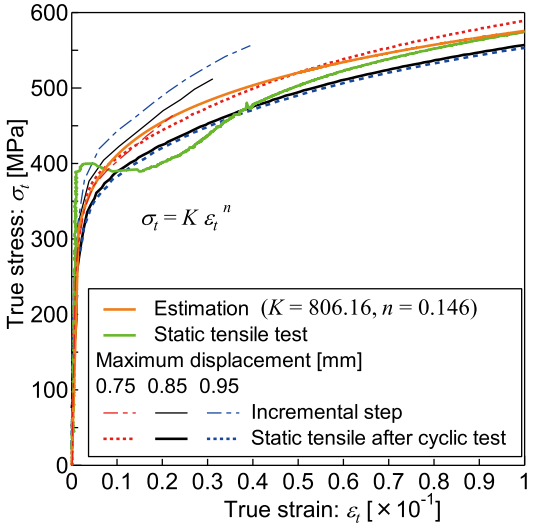

Fig. 10　Comparison of stress-strain diagrams for static and cyclic loading.

参考までに，(3) 式，及び (6) 式により算出される静的載荷時，及び繰返し載荷時の降伏応力に対する結晶粒径と真ひずみ値の依存性を Fig. 11 に示す．なお，(a) では真ひずみ ε_t は 0.002，(b) では結晶粒径 d は Fig. 6 での観察結果より，9.6 μm を用いた．(a) より，結晶粒径が大きくなるに伴って静的載荷時降伏応力に対する繰返し応力の比は大きくなる．これは，(3) 式より静的載荷では結晶粒径の − 1/2 乗，(6) 式より繰返し載荷では − 1/4 乗にそれぞれ降伏応力が依存するため，両者の比は結晶粒径と正の相関を示すためである．(b) より，真ひずみは繰返し載荷時の降伏応力 σ_{trans} のみに影響するため，(b) における変化挙動は σ_{trans} のそれに等しい．真ひずみ値の増加に伴い降伏応力比は増加するものの，ε_t が 1% に達しても繰返し載荷時の降伏応力は静的載荷時のそれ未満であることが分かる．これらの傾向はいずれも数式から得られたものであり，試験による検証は今後の課題としたい．

5. 結　　言

本研究では，汎用の造船用鋼を用いて大ひずみ領域での繰返し真応力真ひずみ線図の取得を試みた．また，静的載荷と繰返し載荷における応力ひずみ線図を比較することで両者の差異の原因を考察し，簡易的に繰返し応力ひずみ線図を推定する手法を検討した．得られた結果を以下に述べる．

- インライン投影画像測定器により試験片最小断面部の直径と曲率を測定し，Bridgman による補正方法を用いて，真応力真ひずみ線図を取得した．
- 上記の測定方法を用いて，インクリメンタルステップ法による繰返し引張圧縮試験，及び繰返し載荷後に静的引張試験を実施することで，真ひずみが 1% を超える領域での繰返し応力ひずみ線図を取得できた．
- インクリメンタルステップ法における最大変位の差異は，繰返し応力ひずみ線図の挙動に殆ど影響を及ぼさ

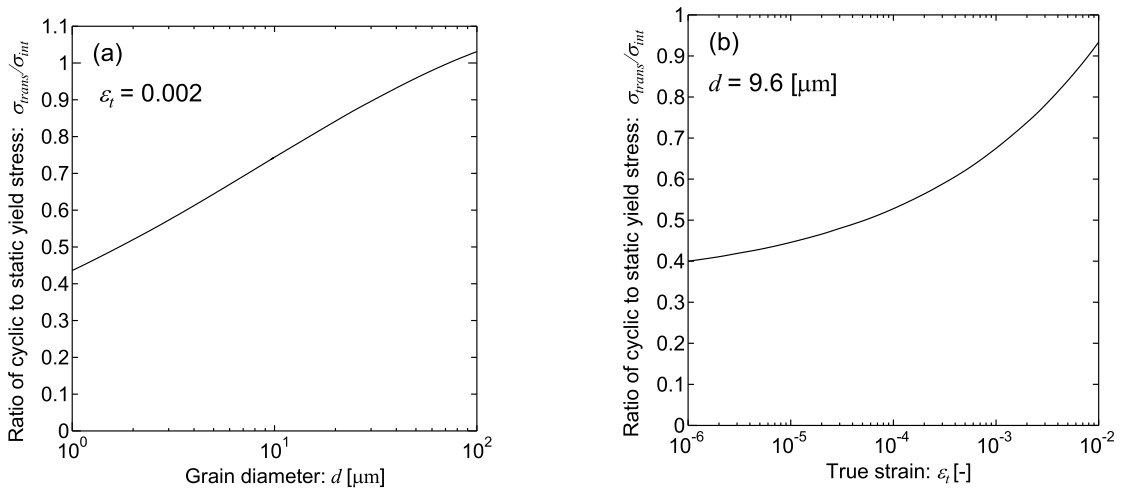

Fig. 11　Dependence that ratio of cyclic to static yield stress by various parameter. (a) Grain diameter, (b) True strain

なかった．また，インクリメンタルステップ法，及び繰返し載荷後の静的引張試験で得られた応力ひずみ線図の差異は小さかった．これらより，本研究で実施した範囲では，インクリメンタルステップ法によって得られた繰返し応力ひずみ線図と繰返し載荷後の静的引張載荷により得られた線図の差異，及び最大変位条件が応力ひずみ線図に及ぼす影響は小さかった．また，静的引張試験と繰返し載荷後の静的引張試験での破断ひずみに差異は殆ど無かった．

- 静的載荷時と繰返し載荷時における降伏応力の差異に関して，結晶粒界と結晶粒内におけるマクロ降伏機構の観点から考察し，静的載荷時の応力ひずみ関係から，繰返し載荷時の応力ひずみ線図を簡易的に推定する手法を提案した．

謝　　辞

本研究はJSPS科研費JP20K21048の助成を受けたものである．

参 考 文 献

1) M Toyosada, K Gotoh, T Niwa: Fatigue crack propagation for a through thickness crack: a crack propagation law considering cyclic plasticity near the crack tip, Int J Fatigue, 26-9 (2004), 983-992.
2) K Yamaguchi, K Gotoh: Numerical Simulation of Fatigue Crack Propagation Considering the Alternating Plastic Behavior that Occurs Near the Crack Tip Using Elastic-Plastic Finite Element Analysis, Conf Proc Jpn Soc Nav Archit Ocean Eng, 32 (2021), 417-422. (in Japanese)
3) S Tsutsumi, K Murakami, K Gotoh, M Toyosada: Cyclic stress-strain relation under high cycle fatigue process -Elastoplastic constitutive model incorporating cyclic damage-, Int J Nav Archit Ocean Eng, 7 (2008), 243-250.
4) Z Ma, H Zhao, C Liu: Prediction Method of Low Cyclic Stress-Strain Curve of Structural Materials, Mater Trans, 56-7 (2015), 1067-1071.
5) R W Landgraf, J D Morrow, T Endo: Determination of the Cyclic Stress-Strain Curve, J Mater, 4-1 (1969), 176-188.
6) Z Lopez, A Fatemi: A method of predicting cyclic stress strain curve from tensile properties for steels, Mater Sci Eng A, 556 (2012), 540-550.
7) Z Zhang, Y Qiao, Q Sun, C Li, J Li: Theoretical Estimation to the Cyclic Strength Coefficient and the Cyclic Strain-Hardening Exponent for Metallic Materials: Preliminary Study, J Mater Eng Perform,18 (2009), 245–254.
8) G Zonfrillo: New Correlations Between Monotonic and Cyclic Properties of Metallic Materials, J Mater Eng Perform, 26 (2017), 1569-1580.
9) R Ghajar, N Naserifar, H Sadati, J Alizadeh K: A neural network approach for predicting steel properties characterizing cyclic Ramberg–Osgood equation, 34-7 (2011), 534-544.
10) T Marohnić, R Basan, M Franulović: Evaluation of the Possibility of Estimating Cyclic Stress-strain Parameters and Curves from Monotonic Properties of Steels, Procedia Eng, 101 (2015), 277-284.
11) J Li, Z Zhang, C Li: An improved method for estimation of Ramberg–Osgood curves of steels from monotonic tensile properties, Fatigue Fract Engng Mater Struct, 39-4 (2016), 412– 426
12) H Nishikawa, Y Furuya: Cyclic Yield Characterization for Low-Carbon Steel with HAZ Microstructures, Mater Trans, 60-2 (2019), 207-212.
13) P W Bridgman: Studies in Large Plastic Flow and Fracture, McGRAW-HILL BOOK CAMPANY INC (1952).
14) G L Rosa, A Risitano, G Mirone: Postnecking elastoplastic characterization: Degree of approximation in the bridgman method and properties of the flow-stress/true-stress ratio, Metall Mater Trans A, 34 (2003), 615-624.
15) M Murata, T Nishiwaki, Y Yoshida: Stress Correction Method for Flow Stress Identification by Tensile Test using Notched Round Bar, J Jpn Soc Technol Plast, 57-669 (2016), 977-982. (in Japanese)
16) J.Polák, M.Hájek: Cyclic stress-strain curve evaluation using incremental step test procedure, Int J Fatigue, 13-3 (1991), 216-222.
17) K Tanaka, S Nishijima, S Matsuoka, T Abe, et al.: LOW- AND HIGH-CYCLE FATIGUE PROPERTIES OF VARIOUS STEELS SPECIFIED IN JIS FOR MACHINE STRUCTURAL USE, Fatigue Fract Eng Mater Struct, 4-1 (1981), 97-108.
18) K Hatanaka: Cyclic Stress-Strain Response and Low Cycle Fatigue Life in Metallic Materials, Jpn Soc Mech Eng Int J Ser A, 50-453 (1984), 831-838. (in Japanese)
19) H Furukawa: “塑性工学（I）-ミクロからみた塑性-”, J Jpn Soc Precis Eng, 38-454 (1972), 976-985. (in Japanese)
20) A J K Honeyman: Sheet Metal Ind, 34 (1957), 51-65.
21) S Takaki: Yielding and Deformation Behavior in Polycrystalline Ferritic Steel, J Jpn Inst Met Mater, 83-4 (2019), 107-118. (in Japanese)
22) M Etou, S Fukushima, T Sasaki, Y Haraguchi, et al: Super Short Interval Multi-pass Rolling Process for Ultrafine-grained Hot Strip, ISIJ Int, 48-8 (2008), 1142-1147.
23) D Akama, T Tsuchiyama, S Takaki: Evaluation of Dislocation Density in Cold-Worked Iron as Measured Via X-Ray Diffractometry, J Soc Mater Sci Jpn, 66-7 (2017), 522-527. (in Japanese)
24) Y Tanaka, S Takaki, T Tsuchiyama, R Uemori: Effect of Grain Size on the Yield Stress of Cold Worked Iron, ISIJ Int, 58-10 (2018), 1927-1933.