一大変形繰返し負荷を受ける鋼構造部材の脆性破壊限界評価に関する研究
 (第2報) -

正員	大	畑		充*	正員	南			吉*
	藤	田	周	亮 **	正員	島	貫	広	志 ***
正員	豊	田	政	男 *					

Brittle Fracture Controlling Parameter of Structural Steels after Large Crack Growth by Cyclic Loading - Brittle Fracture Evaluation of Steel Components Subjected to Large Scale Cyclic Loading (Part 2) -

> by Mitsuru Ohata, *Member* Fumiyoshi Minami, *Member* Syusuke Fujita Hiroshi Shimanuki, *Member* Masao Toyoda, *Member*

Summary

Brittle fracture properties after crack extension for structural steels under large scale cyclic loading is discussed. Fracture tests are conducted with a shallow-notched 4-point bend specimen for two structural steels, which are largely differ in work hardening properties. Loading history applied are monotonic, repetitive and incremental cyclic loading. Test results are evaluated with a 90% skeleton CTOD, $\delta_{wPi_{ij}, skeletom}$, which was defined in Part I of this study. It is shown that the 90% skeleton CTOD is applicable to evaluate the ductile crack growth resistance curve, irrespective of loading history and work hardening properties. However, a further investigation is necessary to use the 90% skeleton CTOD as a brittle fracture controlling parameter preceded by crack growth in cyclic loading. A discussion should be focused on the effect of cyclic prestrain near the crack-tip on the embrittlement of notched components.

1. 緒言

地震負荷などの大変形繰返し負荷により,建築鉄骨構 造物に期待する構造性能が途中で打ちきられるという被 害事例が報告されている^{1,2)}。これは,繰返し負荷によっ て,構造的な不連続部やき裂状欠陥などの応力・歪集中部 から延性き裂が発生・進展し,それが不安定脆性破壊を引 き起こすことが原因している。このような被害事例を教 訓として,建築鉄骨構造物の破壊防止設計³⁾の重要性が認 識され,あわせて性能評価手法の確立が待たれている。

従来から,き裂材の単調負荷による脆性破壊特性は,破 壊力学パラメータである CTOD などで評価されている。 しかし,き裂先端近傍で小規模降伏状態が満足されない ような大きな塑性変形を伴う場合には,その限界値は塑 性拘束の影響を受け,一般にき裂寸法が大きいほど小さ

* 大阪大学大学院工学研究科生産科学専攻

原稿受理 平成13年1月10日 春季講演会において講演 平成13年5月17,18日 くなる⁴⁸⁾。すなわち,構造部材が繰返し負荷を受ける場合には,特に部材寸法に比べてき裂進展量が大きくなると,その後の負荷による脆性破壊限界は進展き裂長さの影響を大きく受ける可能がある。そのため,このような構造部材の破壊性能を評価する際には,き裂進展特性が負荷履歴によってどのような影響を受けるか,またそのような特性を評価する簡便な指標の確立が重要であると考えられる。

本研究の第1報⁹では,建築構造用鋼を対象として,き 裂材の繰返し荷重下での進展き裂先端近傍の力学特性を 明らかにするための基礎的実験を実施し,延性き裂進展 挙動とその特性評価指標についてCTOD - R曲線(疲労 き裂先端開口変位と延性き裂進展長さの関係)を基本に 検討を行った。これにより,繰返し負荷による延性き裂の 発生・進展は,載荷履歴によらずき裂先端近傍の塑性歪が ほぼ一定条件のもとで起こっていること,また,き裂進展 量が同じであれば繰返し載荷履歴によらずき裂先端近傍 の塑性歪分布はほぼ同じで,それは単調載荷のものとほ ぼ相違無いことがわかった。これらの結果を基に,繰返し 負荷によるき裂先端近傍の塑性歪分布,すなわち総き裂 進展量が単調載荷のそれと一義的な関係を有する等価な

^{**} 大阪大学大学院工学研究科(現,住友金属工業(株))

^{***} 新日本製鐵(株)技術開発本部

368

CTODとして、90%スケルトンCTOD、 $\delta_{90\% skeleton}$ を提案した($\delta_{90\% skeleton}$ は、各サイクルでの新たな延性き裂進展が 前サイクルの最大荷重の約90%の荷重レベルから開始していることから、前サイクルの最大荷重の90%を越える 荷重範囲で生じたCTODの累積値として定義)。90%スケ ルトンCTODを適用すると、負荷履歴によらず延性き裂 進展特性(Δa - CTOD関係)を統一的に評価でき、 Δa -CTOD関係は単調載荷のものと等価になることがわかった。従って、き裂材に様々な履歴の繰返し載荷が作用する 場合においても90%スケルトンCTODが正確に定まれば 単調載荷試験による延性き裂進展特性(Δa - CTOD関係) からそのき裂進展量を予測することが可能であり、その 後の負荷による脆性破壊限界特性に影響を及ぼすと考え られるき裂進展量を与える有効な指標となることがわ かった。

一方,90%スケルトン CTOD がき裂先端近傍の力学場 すなわち歪場を一義的に支配するという結果は、本パラ メータで評価した不安定脆性破壊限界値も負荷履歴に依 存しない材料特性値となり得ることを示唆するものでも ある。

そこで、本研究の第2報では、90%スケルトンCTODが 負荷履歴に依存しない単調載荷と同じ脆性破壊限界を与 える指標となる可能性に着目し、第1報と同じき裂を有 する四点曲げ試験片の単調載荷および繰返し載荷による 破壊試験を実施してその適用性についての検討を行う。 なお、き裂先端近傍の塑性歪分布が異なる場合への適用 性の検討をねらいとして、歪分布特性に影響を及ぼすと 考えられる加工硬化特性が異なる2種類の鋼材を用いて 実験、考察を行う。

2. 供試材および試験方法

2.1 供試材

前報と同じ溶接構造用圧延鋼材, SM490A 鋼とSM400B 鋼を用い, SM490A 鋼については約12%の均一引張歪を 付与して意図的に加工硬化特性を大きく変化させた(以

降これを予歪材とよぶ)。Fig.1に SM490A 予歪材と SM400B 鋼の丸 棒引張試験で得られた室温におけ る公称応力-公称歪曲線を示し, 比較のために SM490A 鋼素材の特 性も示している。また, Table1に 両材の化学組成と機械的特性を整 理する。SM490A 予歪材の加工硬 化能は SM400B 鋼に比べてかなり 小さく,降伏比で約40%程度の差 をもつ。

まず, 両鋼材の破壊靭性レベル を把握するために実施した予備試 験の結果を Fig. 2, Fig. 3 に示す。 Fig. 2はシャルピー衝撃試験による吸収エネルギーの温度 依存性を, Fig. 3はBS7448¹⁰⁾に準拠した標準三点曲げ破壊 靭性試験片で得られた破壊限界 CTOD 値の温度依存性を 示している。図中の記号 δ_c , δ_u は, 脆性破壊に先立つ延性 き裂進展量 Δa によって区別した限界 CTOD 値 (δ_c : $\Delta a \leq$ 0.2mm, δ_u : $\Delta a > 0.2$)を示しており, δ_m は最大荷重を伴 う延性破壊を呈した試験片の最大荷重時における CTOD である。SM490A予歪材とSM400B鋼の延性-脆性遷移特 性はシャルピー試験においても三点曲げ試験においても ほぼ同じであり, また, SM490A予歪材の靭性レベルは予 歪付与前の素材に比べてエネルギー遷移温度で約30℃程 度低くなっている。

このように、本実験に供試したSM490A予歪材と SM400B鋼は、両材で加工硬化能が大きく異なることに加 え、延性-脆性遷移挙動はほぼ同じであるがSM490A予 歪材は既に予歪により大きく靭性レベルが低下したもの であるという特徴を有するものである。

2.2 試験片と実験条件。方法

破壊試験には、Fig.4に示す前報と同じ形状・寸法の浅いき裂 $a_0/W=0.1$ (a_0 :初期き裂長さ、W:試験片幅)をもつ四点曲げ試験片を採用した。き裂は、繰返し載荷試験に



Fig. 1 Nominal stress - nominal strain curves for steels used.

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of steels used.

	Chemical composition (mass%)					Mechanical properties					
	С	Si	Mn	Р	S	σ _γ (MPa)	σ _τ (MPa)	YR (%)	е _т (%)	v ^E 0 (J)	v ^T rs (°C)
SM490A (t=15mm)	0.15	0.35	1.36	0.016	0.003	374	538	70	27.6	282	-40
SM490A Pre-strained (t=15mm)						565	572	99	6.7	181	-8
SM400B (t=16mm)	0.16	0.18	0.66	0.024	0.006	273	448	61	17.7	149	-10

 σ_{Y} : Yield stress (0.2% proof stress), σ_{T} : Tensile strength,

YR : Yield to tensile ratio (σ_Y/σ_T), ϵ_T : Uniform elongation,

vE0 : Charpy absorbed energy at 0°C, vTrs : Ductile-brittle transition temperature



Fig. 2 Charpy energy transition curves for steels used.



Fig. 3 Ductile - brittle transition curves obtained by 3-point bend fracture toughness tests for steels used.

おいて圧縮負荷時にき裂先端近傍での圧縮塑性歪場の形 成を容易にすることをねらいとして,前報と同様にき裂 全体が疲労き裂のみとなるように仕上げた。

四点曲げ試験による破壊試験の載荷条件をFig.5に示 す。負荷履歴の影響をみるために、単調載荷、一方向繰返 し載荷および正負交番繰返し載荷の3種類の履歴で実験 を行った。繰返し載荷試験では、各荷重サイクルでの歪増 分量 ε_i (Fig.4に示す試験片 back surface での歪)が一定と なるようにし、破壊が発生するまで繰返し載荷を行った。 また、SM400B鋼に関しては、歪増分量 $\varepsilon_i \varepsilon 2$ レベルに変 化させた。



Fig. 4 Configuration of 4-point bend specimen.

破壊試験は、単調載荷試験において比較的大きな延性 き裂進展を伴って脆性破壊する温度域を設定し、Fig.3に 示した三点曲げCTOD試験結果を参考に、SM490A予歪



Fig. 5 Pattern of loading history of fracture test.

材およびSM400B鋼ともに同一温度の一40℃で行った。試 験は冷却バスを用いてドライアイスを投与したメタノー ル中で行った。試験片の温度はき裂先端近傍に添付した 熱電対によって測定し,目標試験温度の±2℃となるよう に温度を管理した。なお,試験は所定の温度に到達してか ら約20分保持した後に開始した。

試験中は、荷重 P- back surface 歪 ε 関係、および荷重 P-切欠き末端開口変位 Vg 関係を自動記録した。なお、 開口変位 Vgはクリップゲージにてナイフエッジを取り付 けた切欠きの両側で測定し、その平均値を記録した。試験 後、板厚方向の3個所(B/4, 2B/4, 3B/4の位置、B:試験 片厚さ)の位置での延性き裂長さと、板厚内の最大延性き 裂長さ Δa_{max} を測定した。

3. 繰返し荷重下でのき裂材の変形。破壊挙動

SM490A 予歪材と SM400B 鋼の一方向繰返し載荷によ る破壊試験で得られた荷重-back surface 歪関係,および 荷重-Vg 関係をそれぞれ Fig. 6, Fig. 7 に示す。SM400B 鋼に関しては back surface での歪増分量, $\epsilon_i = 1\%$ および $\epsilon_i = 2\%$ のものの一例を示した。 $P - \epsilon$ 関係および P - Vg関係のいずれも,一方向繰返し試験の履歴は負荷歪増分 量 ϵ_i によらず複数本 (SM490A 予歪材は 4 本, SM400B 鋼 は3本)の単調載荷試験の履歴のばらつき範囲内にあり、 これは両材とも同じである。一方、同じback surface 歪の ときのクリップゲージ変位は、SM400B 鋼に比べて SM490A予歪材は小さくなる傾向にあり、これらの変形挙 動に両材の加工硬化特性の差が表れている。

これらすべての試験片は、初期き裂先端から延性き裂 が発生・進展後に脆性破壊を呈するものであり、いずれも 脆性破壊の起点は板厚中央部付近であることが確認され た。また、一方向繰返し載荷試験による破壊時の back surface 歪とクリップゲージ変位には、歪増分量 ε_i による 有意差はほとんど見られなかった。

Fig. 8, Fig. 9は, それぞれ正負交番繰返し負荷による破壊試験で得られた SM490A 予歪材と SM400B 鋼の破壊に至るまでの変形挙動を示しており,荷重はき裂を開口させる方向を正にとっている。SM400B 鋼に関しては各サイクルでの歪増分量 ε_i が±1%および±2%のものをそれぞれ一例づつ示している。両材ともに,荷重サイクルの第2サイクル目以降は,バウシンガー効果により1サイクル目に比べて正荷重側の弾性荷重範囲が小さくなっており,その傾向は SM400B 鋼においてより顕著に見られる。

破壊時の荷重は、破壊サイクルの直前のサイクルの最 大荷重よりも小さいものと大きいものがあり、いずれの











Fig. 8 Deformation behavior obtained by incremental cyclic 4-point bend tests for SM490A pre-strained steel.



Fig. 9 Deformation behavior obtained by incremental cyclic 4-point bend tests for SM400B steel.

鋼材においてもすべて板厚中央部付近において延性き裂の発生・進展後に脆性的に破壊が生じていた。

4. 繰返し荷重下での脆性破壊限界指標と 鋼材特性の影響の考察

単調載荷および繰返し載荷試験による延性き裂の発生・ 進展後の不安定脆性破壊限界を,前報で定義した90%ス ケルトン CTOD で評価し,負荷履歴に依存しない脆性破 壊限界指標としての有効性について検討を行う。90%ス ケルトン CTOD がそのような力学的パラメータとなるた めには,少なくとも延性き裂の進展特性が負荷履歴によ らず統一的に評価できることが前提となる。

そこでまず、本実験で用いた加工硬化特性が大きく異 なる鋼材について、90%スケルトンCTODが延性き裂進 展特性の評価パラメータとして有効かどうかについて検 討する。

4.1 90% スケルトン CTOD の延性き裂進展特性 評価指標としての適用性の検討

SM490A 予歪材と SM400B 鋼のすべての試験片を対象 に,破壊までに発生・進展した最大延性き裂長さ Δ*a_{max}*と 90%スケルトン CTOD の関係を検討した。 単調載荷試験による CTOD は,前報で四点曲げ試験に ついてもほぼ適用可能であると確認された BS7448¹⁰⁾の CTOD算出法に準拠して算出した。また,一方向繰返し載 荷に対しては,Fig.6および Fig.7で示したように変形挙 動が単調載荷と大差ないことから,最終サイクルまでの 合計塑性開口変位 V_Pと最終サイクルでの荷重 P_{final}から CTOD を算出することにした。正負交番繰返し試験片に は90%スケルトン CTOD を適用するが,これは前報で定 義したように前サイクルの最大荷重の90%を越える荷重 範囲で生じた CTODの累積値で,次式により算出される。

$$\delta_{90\% \ skeleton} = \frac{K_{\max}^2 (1 - v^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{r_p (W - a_0)}{r_p (W - a_0) + a_0 + z} (V_p)_{90\% \ skeleton}$$

$$K_{\max} = \frac{Y P_{\max}}{B \sqrt{W}}$$

ここで、 $(V_p)_{90\% \ skeleton}$ は前サイクルの最大荷重の90%を上 まわる荷重範囲で生じたクリップゲージ塑性変位の合計 量で、 P_{max} には全サイクルのき裂開口方向の荷重の最大 値を採用した。なお、K:応力拡大係数、v:ポアソン比、 σ_Y :試験温度 (-40°) での降伏応力、E:縦弾性係数、 W:試験片幅, B:試験片厚さ, a_0 :初期き裂長さ, z: $+ 77 \pm y$ ジの高さ, Y:応力拡大係数の補正係数 (a_0 /Wの 関数¹⁰⁾), r_P :回転因子 (浅いき裂を設けた本試験片では $r_P=2a_0/W^{10)}$)である。Fig. 10 に,一例として SM490A 予 歪材の破壊試験で得られたP-Vg履歴から決定した90% スケルトン曲線を示す。

このようにして算定されるCTODを用いて,SM490A予 歪材およびSM400B 鋼のすべての試験片の延性き裂進展 特性(Δa_{max} - CTOD関係)を評価した結果をFig. 11に示 す。なおこれらは破壊時の値で評価したものである。両鋼 材とも単調載荷と一方向繰返し載荷試験の Δa_{max} - CTOD 関係はほぼ等しく,90%スケルトン CTOD を用いて評価 した正負交番繰返し試験片の Δa_{max} - CTOD関係はほぼこ れと同一曲線上にあることがわかる。

このような結果から,加工硬化特性が大きく異なる場合に対しても,90%スケルトン CTOD が延性き裂の進展特性を負荷履歴によらず一義的に評価できる力学的パラメータであることがわかった。すなわち,これら両材においても単調載荷の CTOD 値と正負交番繰返し載荷試験片の90%スケルトン CTOD 値が同じ時には,両試験片の進

展き裂先端近傍の塑性歪分布はほぼ等しくなるものと推 察される。

2 脆性破壞限界に及ぼす負荷履歴の影響と鋼材 依存性の考察

90% スケルトン CTOD が繰返し載荷試験片のき裂先端 近傍の力学場すなわち歪場をほぼ一義的に支配すること から,正負交番繰返し載荷試験片の破壊限界CTOD (90%) スケルトン CTOD の限界値)を単調載荷および一方向繰 返し載荷試験片の限界 CTOD 値と比較したものを Fig. 12 に示す。SM490A予歪材では、一方向繰返し載荷試験と単 調載荷試験の限界 CTOD はほぼ同じであり、正負交番繰 返し載荷試験の限界90%スケルトンCTOD値はこれらよ りもやや高いがほぼ同レベルとなっている。このように、 SM490A予歪材では繰返し荷重による破壊試験結果を90 %スケルトンCTODで評価すると、少なくとも実験を 行った-40℃においては負荷履歴によらず脆性破壊限界 を統一的に評価し得ることがわかった。一方, SM400B鋼 では、一方向繰返し載荷試験の破壊限界は単調載荷のも のとほぼ同じであるが、正負交番繰返し載荷ではそれら よりもかなり小さな限界値を呈するものも見られた。







Fig. 11 Crack extension properties in monotonic, repetitive and cyclic fracture tests.



(a) SM490A pre-strained steel

(b) SM400B steel

Fig. 12 Effect of loading history on critical CTOD evaluated with effective CTOD, $(\delta_{eff})_{cr}$

Fig. 13 は, 正負交番繰返し試験で得られた全試験片の各 荷重サイクルごとの90%スケルトン V_p とその累積値を示 したものであるが, これより低限界 CTOD 値の出現は繰 返し負荷による歪増分量 ε_i の差に起因するものではない と考えられる。すなわち,単調載荷試験で SM490A 予歪 材とほぼ同じ破壊挙動を呈する温度(-40°C(Fig. 3 参 照))で実施した SM400B 鋼では,90%スケルトン CTOD は必ずしも負荷履歴に依存しない単調載荷と同じ脆性破 壊限界を与える指標にはならないことが明らかにされた。

SM400B鋼の正負交番繰返し載荷試験において低い限界 値を呈したもの(Fig. 13の試験片 No. 1)は、2サイクル 目にほとんど延性き裂進展を伴わずに破壊していること, また、一方向の繰返し載荷試験ではそのような低い限界 値を呈するものは見られなかったことを考えると、低限 界値をもたらす原因は1サイクル目のき裂閉口方向の負 荷による圧縮歪の影響を受けた結果であると考えられる。 一般に鋼材の破壊靭性は一様な単調引張、圧縮あるいは 繰返し予歪の影響により低下することから^{3,11-18)},き裂材 の繰返し載荷試験による破壊限界も、破壊サイクルまで の繰返し載荷により蓄積される歪(特に圧縮歪)を靭性劣 化をもたらす繰返し予歪として取扱った評価が必要にな るものと考えられる。本実験の SM400B 鋼は SM490A 予 歪材に比べて極端に加工硬化能が大きいことから, き裂 先端近傍の塑性域は大きくなり⁶,これが予歪による靭性 劣化領域を拡大させることが SM400B 鋼において低い限 界値を呈するものが見られた要因の一つであると考えら れる。しかし、Fig. 12(b)に示したようにすべてが低限界値 を呈するわけではなく,また,これまで報告されている一 様予歪材の靭性劣化特性3.11-18)と比較して特徴的な特性を 示すことなど、靭性特性を評価するために検討すべき課 題が残る。大変形の繰返し負荷を受ける鋼構造物の脆性 破壊性能を評価するためには、き裂材特有の大きな勾配



Fig. 13 Effect of cyclic loading on $(V_p)_{90\% \ skeleton}$ at each cycle of loading for SM400B steel.

をもった繰返し予歪の影響の取扱い方の検討が重要であり, 次報においてこれらの結果を報告する。

5. 結言

大変形繰返し荷重下での延性き裂進展を伴う脆性破壊 限界の評価指標として,第1報で提案した90%スケルト ン CTOD が適用可能かについて実験・考察を行い,以下 のようなことが明らかとなった。

(1)き裂材の延性き裂の進展特性は、材料の加工硬化特性によらず90%スケルトンCTODによって統一的に評価できることが示された。この結果は、90%スケルトン CTODを適用することによって、進展き裂先端近傍の塑 性歪分布が単調載荷の場合と等価に評価できることを示唆するものである。

(2)90%スケルトンCTODで評価したき裂材の脆性破壊 限界は,必ずしも載荷履歴に依存しない材料特性値には 374

ならず,加工硬化能が大きい鋼材では正負交番繰返し載 荷試験による限界値が単調載荷のものよりもかなり小さ い値を呈するものも見られた。これより,正負交番繰返し 載荷によるき裂材の脆性破壊限界の評価には,破壊サイ クルまでに受ける繰返し載荷によりき裂先端近傍に蓄積 される歪(特に圧縮歪)を靭性劣化をもたらす繰返し予歪 として取扱う必要があることが示唆された。

謝辞

本研究は,(社)日本溶接協会 鉄鋼部会技術委員会 APD委員会(委員長:高梨晃一 千葉大教授)での共同研 究の一部として行ったものである。関係者各位に謝意を 表する。

参考文献

- 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会:1995年兵庫
 県南部地震鉄骨造建物被害調査報告書,1995.5.
- 岡下,大南,道場、山本,富松,丹治,三木:兵 庫県南部地震における神戸港港湾幹線道路P75橋 脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討,土 木学会論文集,I-42,(1998), No.591, pp.243-261.
- 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会, APDII委員会 調査研究報告書, (2000).
- 4) 大塚,宮田,西村,大橋,柏木:鋼の破壊様式の
 遷移とCOD仮説について,日本造船学会論文集, 第135号,(1974), pp.307-317.
- R.H. Dodds, Jr., T.L. Anderson and M.T. Kirk : A Framework to Correlate a/W Ratio Effects on Elastic-Plastic fracture Toughness (J_c), International Journal of Fracture, (1991), pp.1-22.
- 6) 豊田,南,藤田,萩原,井上,島貫:脆性破壊抵抗に及ぼす加工硬化特性の影響,溶接学会論文集,第11巻,第4号,(1993), pp.570-575.
- 南, C. Ruggieri, 大畑, 豊田: ローカルアプロー チの適用による脆性破壊発生限界に及ぼす試験片 形状・寸法の影響の評価, 材料, 第45巻, 第5号, (1996), pp.544-551.
- 半田,久保,天野,中野:静的単調大変形を受け る鋼材の延性破壊から脆性破壊への遷移挙動,鉄

と鋼, Vol. 85, No. 10, (1999), pp.758-763.

- 9) 大畑,南,藤田,橋本,豊田:繰返し荷重下にお ける構造用綱の延性き裂進展特性-大変形繰返し負 荷を受ける鋼構造部材の脆性破壊限界評価に関す る研究(第1報)-,日本造船学会論文集,第188 号,(2000), pp.679-689.
- British Standard BS7448 (Part 1) : 1991, Fracture Mechanics Toughness Tests, Part 1. Method for Determination of K_{IC}, Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials, (1991).
- 井上,前中,佐久間: 圧縮予歪が破壊靭性に及ぼ す影響,日本造船学会論文集,第160号,(1986), pp.450-460.
- 12) 青木,中込:塑性歪を受けた構造用鋼材の力学的 性能に関する実験的研究,日本建築学会構造工学 論文集, Vol. 38 B (1992).
- 13) 田川,伊藤,宮田:予ひずみによる鋼材の破壊靭
 性低下量の定量的予測と降伏比の影響,溶接学会
 論文集,第14巻,第2号,(1996), pp.429-434.
- 14) J. D. Landes and T.R. Leax : Load History Effects on the Fracture Toughness of a Modified 4340 Steel, Fracture Mechanics : Eighteenth Symposium, ASTM STP 833, (1984), pp.436-448.
- P. K. Liaw and J.D. Landes : Influence of Prestrain History on Fracture Toughness Properties of Steels, Metallurgical Transactions A, Vol. 17A, (1986), pp.473-489.
- 16) P. K. Liaw and J. D. Landes : Effects of Monotonic and Cyclic Prestrain on Fracture Toughness : A Summary, Fracture Mechanics : Eighteenth Symposium, ASTM STP 945, (1988), pp.622-646.
- 17) 中込,日高,大林:繰返し塑性歪を受けるSM490A 鋼の溶接・接合部の破壊性状と材質劣化に関する 実験的検討,日本建築学会大会梗概集,C1, (1993), pp.333-336.
- 18) 中込:鉄骨造溶接接合部の破壊と力学的特性 その12 繰返し塑性ひずみをうけた鋼材の靭性劣化について,鉄鋼技術,(1996), pp.79-83.