

# 一様伸び限界以降を含む応力・ひずみ曲線の取得方法 (ステンレス鋼に対する実験法 (IFD 法) と 簡易推定法 (K-fit 法) の適用性)

Procedures for obtaining stress-strain curve including post-necking strain  
(Applicability of testing method (IFD method) and estimation method (K-fit method)  
for stainless steels)

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya) \*1

**要約** 弾塑性有限要素解析によって原子力発電プラント構造物の耐荷重を算出する際に用いるステンレス鋼の応力・ひずみ曲線の取得方法ならびに推定方法について検討した。まず、316ステンレス鋼の引張試験によって応力・ひずみ曲線を取得するとともに、その加工度や試験速度依存性を調べた。その結果、試験速度が速くなると伸びが小さくなり、引張強さが低下する傾向を示した。また、デジタル画像相関法を用いて測定した試験片表面のひずみ分布は、試験片がくびれる前(一様伸び限界以前)であっても均一でなく、試験片中央部で局所的にひずみが大きくなっていた。その大きさは、全体が均一に変形した場合の公称ひずみに対して1.2倍程度になっていた。次に、既報で提案されたIFD法を用いて一様伸び限界を超える範囲の応力・ひずみ曲線を取得した。従来のIFD法では砂時計型試験片を用いていたが、本報では引張試験に用いた平行部を有する平滑試験片を用いる方法に改良した。また、筆者によって提案された0.2%耐力と引張強さから応力・ひずみ曲線を推定する方法(K-fit法)が、一様伸び限界を超える範囲の応力・ひずみ曲線の推定に適用できることを確認した。最後に、切欠きを有する平板試験片を用いた引張試験を実施した。改良IFD法およびK-fit法から得た応力・ひずみ曲線を用いた弾塑性有限要素解析は、試験片の変形やひずみ分布を模擬することができ、算出された耐荷重(最大荷重)は実験結果とほぼ一致することを確認した。ただし、応力・ひずみ曲線のひずみ速度依存性の影響などにより、解析より得られた降伏荷重は実験結果より大きくなった。

**キーワード** 応力・ひずみ曲線, ステンレス鋼, 有限要素解析, デジタル画像相関法, ひずみ速度, 耐荷重

**Abstract** Testing and estimation procedures for obtaining true stress-strain curves of stainless steels were discussed in order to calculate load carrying capacity of nuclear power plant components by elastic-plastic finite element analyses. Type 316 stainless steel specimens of various degrees of cold working were subjected to tensile tests with different test speeds. It was shown that faster test speed reduced elongation and ultimate strength of the specimens. The strain on the specimen surface measured by the digital image correlation (DIC) technique exhibited an inhomogeneous strain distribution even when the strain was less than the uniform elongation (necking strain). The strain was elevated locally at the center of the specimen and its magnitude was about 1.2 times the nominal strain measured by an extensometer. A testing method (IFD method) has been developed to obtain the true stress-strain curve including post-necking strain by using an hourglass type specimen. In this study, the IFD method was improved so that it was applicable to the round-bar smooth specimens used for the tensile tests. Then, the stress-strain curves were estimated from the 0.2% proof and ultimate strengths by the K-fit method, which has been proposed by the current author. It was shown that K-fit method could estimate the stress-strain curves including the post-necking strain. Finally, a tensile test was carried out using a plate specimen with round notches. Elastic-plastic finite element analyses using the stress-strain curves estimated by the improved IFD method and K-fit method could simulate the deformation and strain distribution. The load carrying capacity obtained by the finite element analyses were almost equivalent to that obtained by the tensile test. However, the

\*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

yielding load obtained by the finite element analyses were slightly higher than that obtained by the test due to the strain rate dependency of the stress-strain curve.

**Keywords** stress-strain curve, stainless steel, finite element analysis, digital image correlation technique, strain rate, load carrying capacity

## 1. 緒言

原子力発電プラントの機器設計においては、許容荷重（耐荷重）の算出に弾塑性有限要素解析が適用される場合がある<sup>(1),(2)</sup>。このとき、弾完全塑性の変形挙動を模擬した2直線から成る弾完全塑性モデルが、応力・ひずみ曲線として用いられる。き裂材を対象にした維持規格<sup>(3)</sup>においても、弾完全塑性モデルを用いた耐荷重評価（極限荷重評価）が適用されている。しかし、加工硬化の顕著なステンレス鋼の変形挙動を、弾完全塑性モデルを用いて模擬することは困難で<sup>(4)</sup>、維持規格にしたがって算出された極限荷重が実際の耐荷重を大きく下回る場合も報告されている<sup>(5),(6)</sup>。弾完全塑性モデルではなく、実際の応力・ひずみ曲線を用いることが、正確な耐荷重を算出するための一つの選択肢となる。

実際の応力・ひずみ曲線を、機器設計や維持規格評価における耐荷重評価に用いるためには以下の二つの問題を解決する必要がある。一つ目の問題は、応力・ひずみ曲線取得のための実験方法である。一般に、応力・ひずみ曲線は引張試験により取得されるが、得られる曲線の応力の上限は引張強さ、ひずみの上限は一樣伸びとなる。引張試験では、これらの上限（以後、一樣伸び限界とよぶ）を超えると試験片にくびれが発生し、正確な応力とひずみを同定することが困難になる<sup>(7)-(10)</sup>。一樣伸び限界を超えても、試験片が破断する破断ひずみに到達するまで加工硬化は継続し、真応力は真ひずみに対して単調増加となる。実構造物では、切欠き底やき裂先端近傍などのひずみが集中する箇所において一樣伸び限界を超えるひずみが生じる可能性がある。このような部位での変形を有限要素解析により模擬するためには、一樣伸び限界を超える範囲の応力・ひずみ曲線が必要となる。筆者らは、砂時計型試験片を用いた引張試験において、最小径部のひずみをデジタル画像相関法（Digital Image Correlation technique, 以後DIC法）によって測定するとともに、繰り返しの有限要素解析によって応力を同定することで一樣伸び限界を超える範囲の応力・ひずみ曲線を

得る実験手順（Iteration Finite element analyses procedure based on DIC measurement, 以後IFD法）を開発し、炭素鋼の応力・ひずみ曲線を取得した<sup>(11)</sup>。一方、ステンレス鋼に対しては、IFD法の同定精度が必ずしも良くないという問題も指摘された<sup>(12),(13)</sup>。

応力・ひずみ曲線の入手の困難さが二つ目の問題点となる。試験により一樣伸び限界を超える範囲の応力・ひずみ曲線を同定できても、すべての材料に対して試験が実施できるわけではない。とくに、設計時や実機を対象とした評価を行う場合は、当該材料の試験片を入手することは容易でない。また、一般に、材料の応力・ひずみ曲線は規格値として与えられていない。この問題に対し、筆者は0.2%耐力と引張強さからステンレス鋼の応力・ひずみ曲線を推定する方法（K-fit法）を提案した<sup>(14)</sup>。しかし、一樣伸び限界を超える範囲の応力・ひずみ曲線の推定に対するK-fit法の適用性は確認されていない。

本報では、最初に、ステンレス鋼の一樣伸び限界以降の応力・ひずみ曲線をIDF法によって取得する。ここでは、精度向上とひずみ速度依存性を考察するため、従来の砂時計型試験片ではなく、平行部を有する平滑試験片を用いた改良法を提案する。次に、0.2%耐力と引張強さを用いて、一樣伸び限界を超える範囲を含む応力・ひずみ曲線の推定を試みる。ここでは、API-579-1/ASME FFS-1規格に適用されているMPCモデルと、K-fit法の適用性を確認する。そして、得られた応力・ひずみ曲線の妥当性を確認するため、切欠きを有する平板の引張試験を実施し、弾塑性有限要素解析による変形挙動の再現と耐荷重評価を試みる。

## 2. 引張試験

### 2.1 試験方法

供試材には316ステンレス鋼の板材を用いた。ミルシートによる化学組成を表1に示す。地震荷重や溶接変形などによる塑性変形を模擬するため、ロー

Table 1 Chemical content of test material (mass %).

Fe	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
Bal.	0.06	0.84	0.84	0.028	0.001	10.10	16.16	2.14

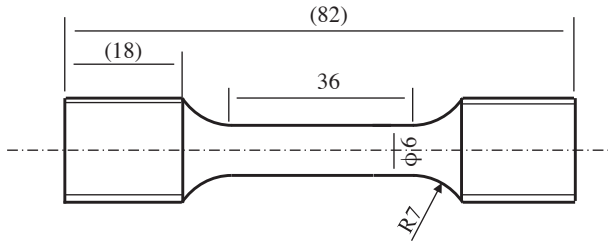


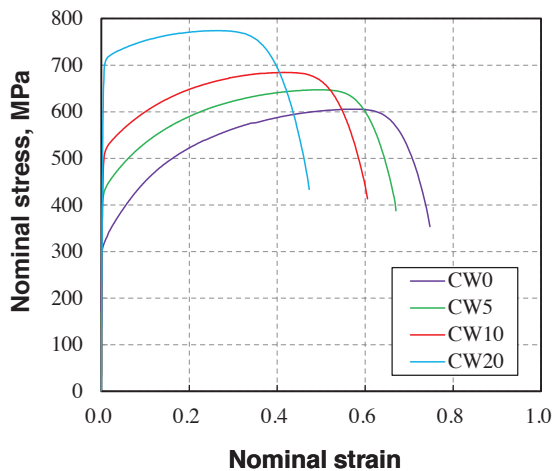
Fig.1 Geometry of smooth bar type specimen for tensile tests (unit: mm) .

ル圧延にて冷間加工を導入した材料も用いた。板厚減少率で定義した冷間加工度は0%, 5%, 10%および20%とし、それぞれCW0, CW5, CW10およびCW20と表記した。試験片は圧延方向に平行に採取し、図1に示す平行部長さ36 mm, 直径6 mmの丸棒試験片に加工した。

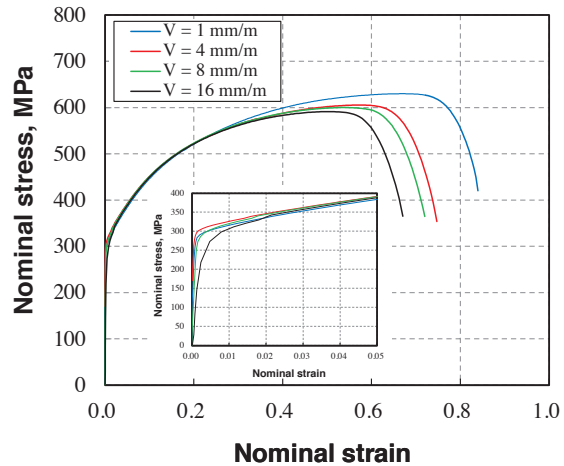
試験は室温大気中において、試験速度(クロスヘッドの移動速度)  $V$ が4 mm/mとなるよう引張荷重を負荷した。また、CW0の試験片に対しては、 $V=1, 8$ および16 mm/mの条件でも試験を行い、試験速度の影響を調べた。試験中の試験片平行部の変形を、3次元のDIC装置 (VIC-3D) を用いて測定した。伸びやくびれによって径方向 (奥行き方向) の変形が生じると、画像上は試験片が小さく変形したように見える。2台のCCDカメラによる3次元測定を行うことにより、奥行き方向の変位も考慮した変位場(ひずみ場)を測定することが可能となる。

## 2.2 試験結果

引張試験で得られた公称応力・ひずみ曲線を図2, 同定された0.2%耐力と引張強さ, ヤング率, 一様伸び, そして構成式 (3.3節で詳説) で近似した場合の定数を表2に示す。試験片平行部の60% (36 mm



(a) Cold worked specimens



(b) Effect of test speed  
( $V$ : cross-head speed)

Fig.2 Nominal stress-strain curves of Type 316 stainless steel obtained using smooth bar type specimen in room temperature.

Table 2 Summary of tensile test results and constants obtained by regressions for Ramberg-Osgood and Swift types constitutive equations.

Material	Test speed $V$ (mm/m)	0.2% Proof strength (MPa)	Ultimate strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Uniform elongation (%)	Ramberg-Osgood type		Swift type	
						$\alpha$	$n$	$A$	$\epsilon_0$
CW0	4	310	605	205	56.2	9.52	3.04	1255	0.077
CW5	4	417	647	197	48.4	7.57	3.68	1296	0.122
CW10	4	480	685	193	41.2	5.72	4.26	1261	0.196
CW20	4	693	774	191	25.9	5.20	5.97	1248	0.357
CW0	1	298	630	205	66.3				
CW0	8	297	600	205	52.6				
CW0	16	236	591	205	49.6				

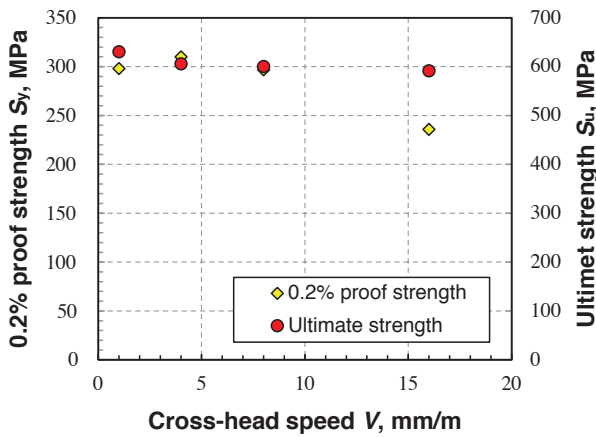


Fig. 3 0.2% proof and ultimate strengths obtained by tensile tests for various cross-head speeds using CW0 specimens.

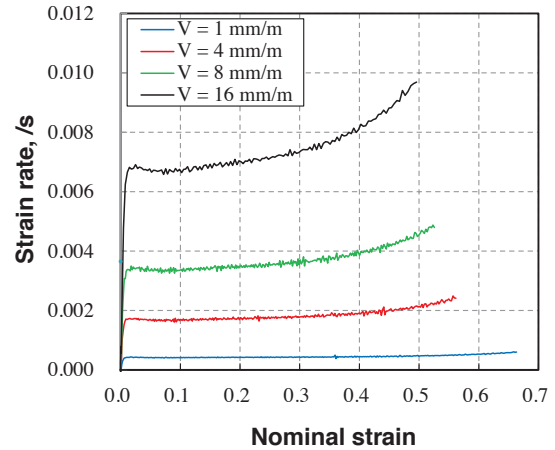


Fig. 4 Change in strain rate during tensile test of various cross-head speeds obtained for Type 316 stainless steel in room temperature.

× 0.6) のゲージ長さに対応する2点間の変位をDIC法によって同定し、図2のひずみを算出した。以後、このひずみを伸び計によるひずみとよび、DIC法で測定される局所的なひずみと区別する。図2(a)より、冷間加工によって0.2%耐力と引張強さが増加し、伸びが減少していることがわかる。また、図2(b)では、試験速度が速くなると、伸びが減少する傾向が見られた。試験速度に対する0.2%耐力と引張強さの変化を図3に示す。試験速度に対して引張強さは単調減少となったが、0.2%耐力はV = 16 mm/mで小さくなるものの、試験速度に対して単調減少とはならなかった。図4には試験中のひずみ速度の変化を示す。ひずみ速度はひずみとともに増加したが、顕著な変化ではなかった。その大きさは、V = 16 mm/mにおいても0.01 s<sup>-1</sup>を超えることはなかった。ステンレス鋼の応力・ひずみ曲線は試験速度によって変化し、ひずみ速度が1 s<sup>-1</sup>を超えるような速い試験速度では、0.2%耐力が増加するという報告もある<sup>(15)</sup>。

### 2.3 試験片のひずみ分布

CW0をV = 4 mm/mで試験した際の試験中の荷重方向のひずみ分布を図5に示す。DIC法で同定された公称ひずみを伸び計によるひずみ  $\epsilon_n$  で正規化している。また、ひずみ分布の等高線図に試験片の表面画像に重ねて表示している。DIC測定では変形前後の2枚の画像の変化より変位の空間分布を同定するが、同定処理を容易にするため、ランダムな模様を付与している。試験片の変形とともにひずみの

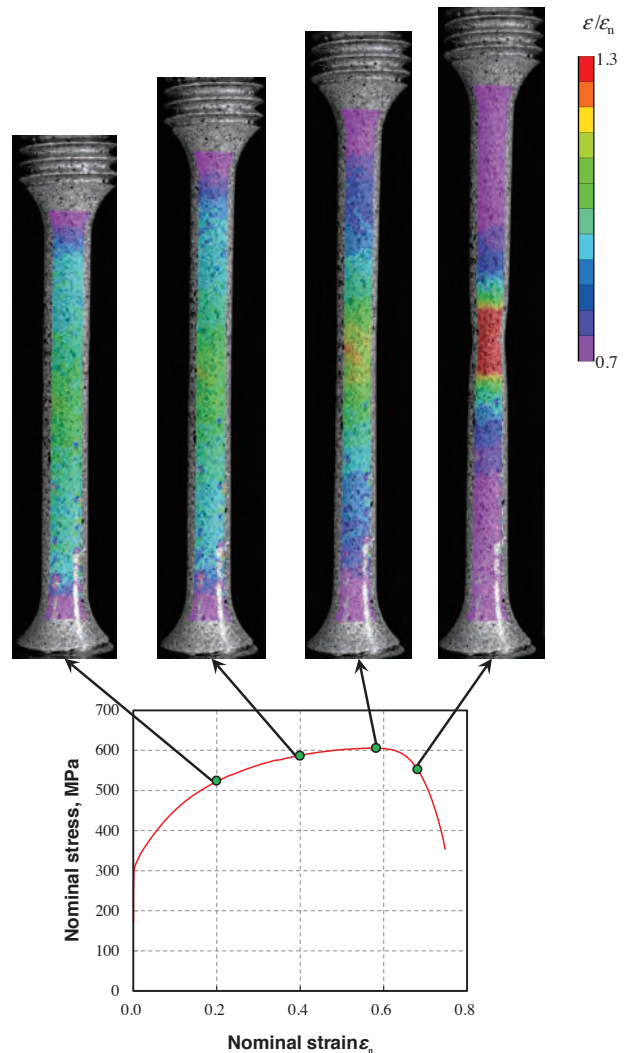


Fig. 5 Change in nominal axial strain identified by DIC technique during tensile test of V = 4 mm/m using CW0 specimen.

増加している様子や、平行部端ではひずみが相対的に小さくなるなど、DIC法によってひずみ分布の変化が観察できる。一様伸び限界を超えると、試験片中央部でくびれが発生し、くびれ部でのひずみが相対的に大きくなった。さらに、一様伸び限界に到達する以前においても、試験片の長手方向中心でひずみが相対的に大きくなっている。

図6は、図5の中心線に沿ったひずみ分布を示した。伸び計による公称ひずみ $\epsilon_n$ が0.2の時点において、中央部近傍でのひずみは $\epsilon_n$ の1.05倍程度となっており、一様伸び限界到達時は1.2倍近くに増加した。一般に、引張試験においては、一様伸び限界に到達するまではゲージ長さの範囲の変形は一様であると仮定して公称ひずみを算出するが、図6の結果はその仮定が必ずしも正しくないことを示している。同様の傾向は、加工度の異なる試験片や、試験速度を変化させた場合にも見られた。

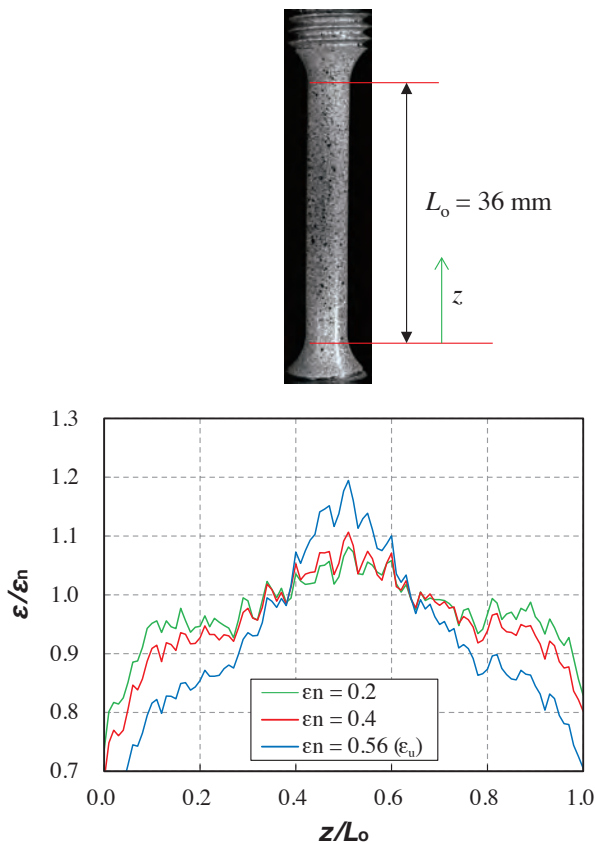


Fig. 6 Inhomogeneous strain distribution of axial strain. The strain was not uniform even if nominal strain  $\epsilon_n$  was less than that corresponding to ultimate strength  $\epsilon_u$ .

### 3. 一様伸び限界以降の応力・ひずみ曲線の同定

#### 3.1 同定手順（改良IFD法の提案）

既報のIFD法<sup>(13)</sup>では砂時計型試験片を用いていたが、本報では、引張試験に用いた平行部を有する平滑試験片をそのまま用いる。これにより、通常の引張試験と同様に、一様伸び限界までの応力・ひずみ曲線は伸び計によるひずみと公称応力を用いて同定することができる。一様伸び限界以降の応力・ひずみ曲線は図7のフローにしたがい同定する。試験ではくびれ部の局所的なひずみ $\epsilon_L$ をDIC法により測定する。一方、ロードセルの出力からくびれ部における多軸応力状態を考慮した相当応力を算出することはできない。そこで、有限要素解析により $\epsilon_L$ に対応する相当応力を図8の手順にしたがい逆解析により推定する。

一様伸び限界以降の $\epsilon_L$ を図7左図に示すように $N$ 点に分割する。そして、1番目のひずみ $\epsilon_L^{(1)}$ に対する仮の応力 $\sigma_t^{(1)}$ を設定する。そして、多直線近似した応力・ひずみ曲線の最終点として $\sigma_t^{(1)}$ と $\epsilon_L^{(1)}$ を用い、有限要素解析を実施する。このとき $\epsilon_L^{(1)}$ より小さい範囲（一様伸び限界までの範囲）に対しては、伸び計によるひずみと公称応力から得た応力・ひずみ曲線を用いる。有限要素解析コードABAQUSにより、試験片を模擬した図9の軸対象モデルを用いた大変形解析（NLGEOMオプション）を行った。解析における局所ひずみが $\epsilon_L^{(1)}$ に到達した際の公称応力 $\sigma_n(\text{FEM})^{(1)}$ を、実験における公称応力 $\sigma_n(\text{exp})^{(1)}$ と比較する。そして、 $\sigma_n(\text{FEM})^{(1)} = \sigma_n(\text{exp})^{(1)}$ となる $\sigma_t^{(1)}$ を繰り返しの収束計算によって得る。次に、2番目のひずみ $\epsilon_L^{(2)}$ に対する応力 $\sigma_t^{(2)}$ を同様の手順で求める。このとき、 $\epsilon_L^{(1)}$ 以下の応力・ひずみ曲線は既に同定された関係を用いる。この操作を $N$ 点まで実施し、最終的に得られた $\epsilon_L^{(i)}$ と $\sigma_t^{(i)}$ の関係が、多直線近似した一様伸び限界以降の応力・ひずみ曲線となる。

#### 3.2 同定された応力・ひずみ曲線

同定された真応力・ひずみ曲線を図10に示す。図の各点が多直線近似した際の節点に相当する。一様伸びは真ひずみで0.5を超えることは無かったが、改良IFD法を用いることで、1.0を超えるひずみまで同定できている。図5にも示したように、一様伸

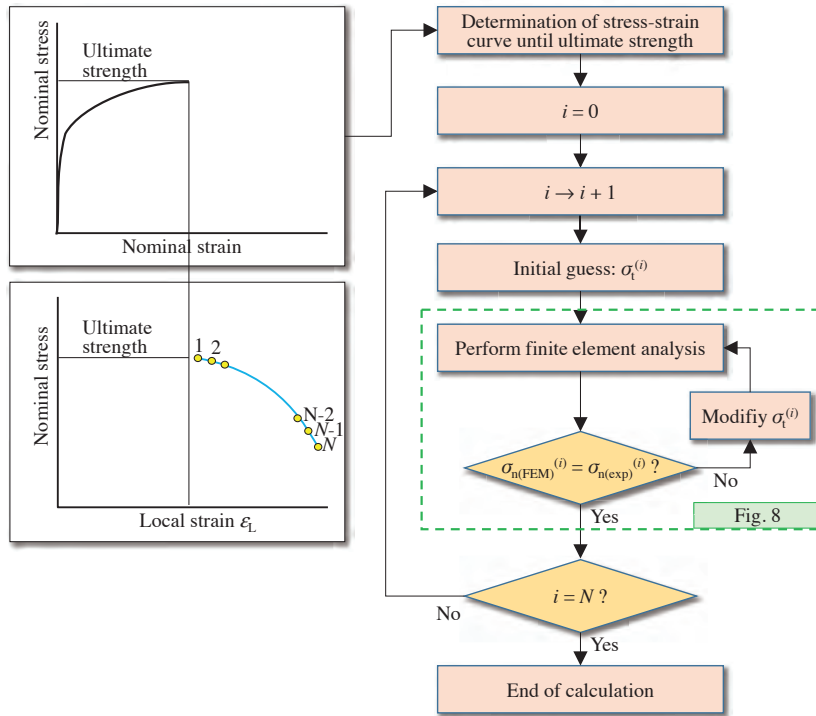


Fig. 7 The analysis procedure for determining stress-strain curve over uniform elongation (modified IFD method).

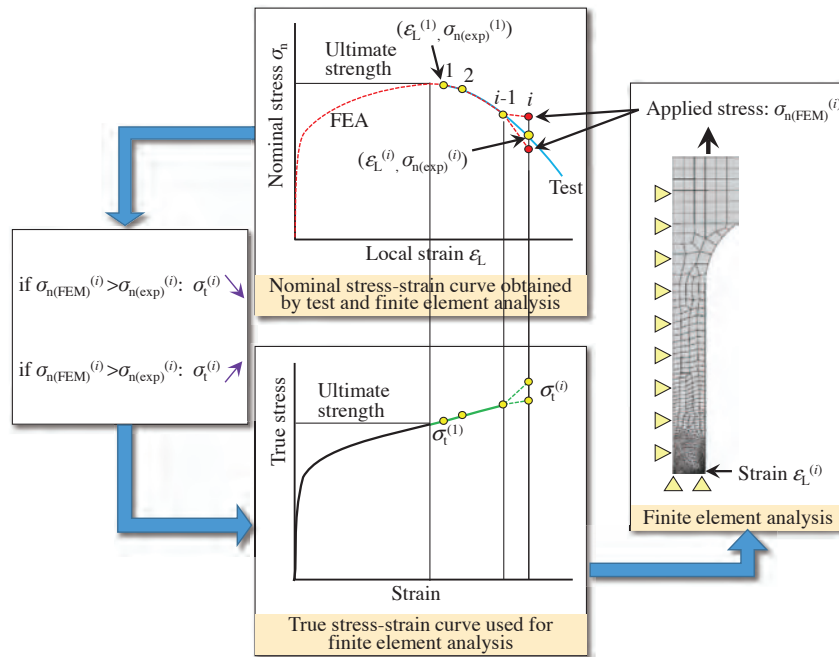


Fig. 8 Detailed procedure of iteration loop for determining true stress  $\sigma_t^{(i)}$  corresponding the local strain  $\epsilon_L^{(i)}$  measured by DIC technique.

び限界以下のひずみであっても平行部内で不均一な伸びが観察された。図10では、一様伸び限界までは伸び計によるひずみを、一様伸び限界以降はくびれの発生する部位での最大ひずみ(局所ひずみ)を用いていることから、図中に“+”で記した一様伸び限界の次の点 ( $\epsilon_L^{(1)}$  に相当) においてひずみが不

連続に増加している。材料の応力・ひずみ挙動を厳密に再現するためには、一様伸び限界以前のひずみに対しても局所ひずみを用いることも考えられるが、一般的な有限要素解析では、一様伸び限界以前は一様な変形を想定する。そこで、本報では、一様伸び限界以前は伸び計によるひずみ、一様伸び限界

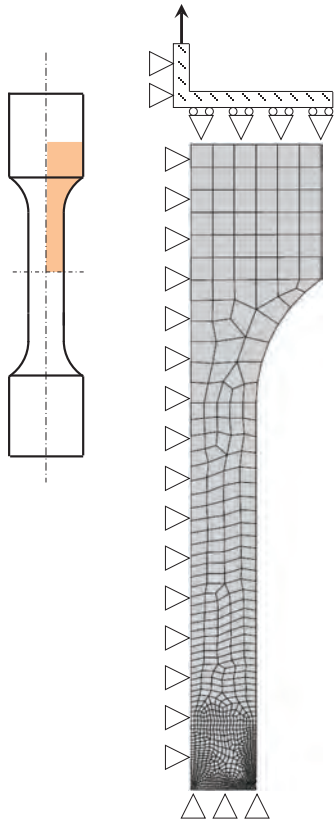
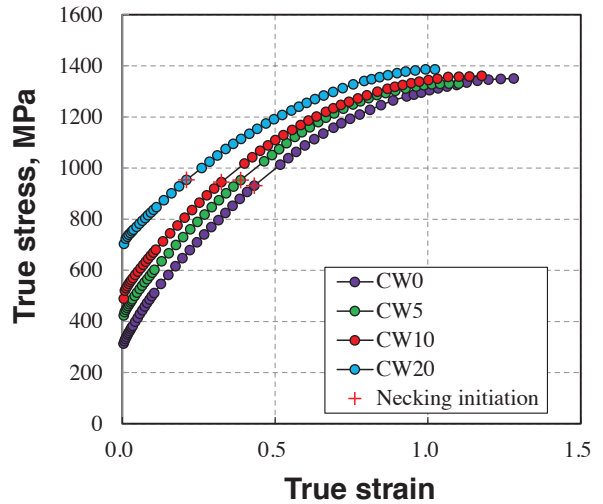


Fig. 9 Finite element meshes and boundary conditions applied for simulating the tensile test using smooth bar specimen.

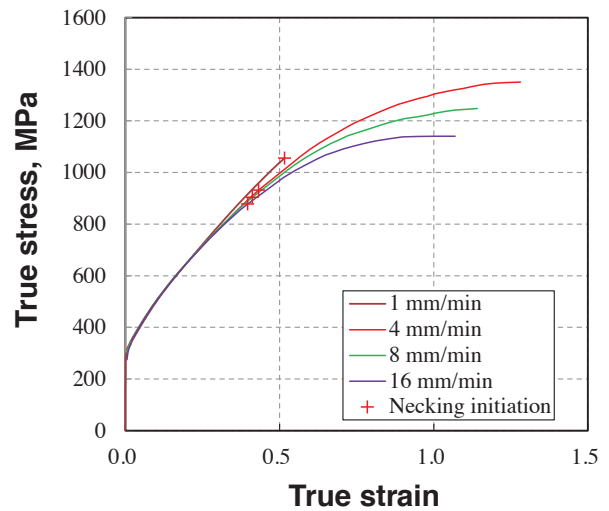
以降はくびれ部の局所ひずみ  $\epsilon_L$  を用いた。図10で、応力・ひずみ曲線は一樣伸び限界前後で連続的に変化している。

図10 (b) は、試験速度を変化させた場合の結果を示すが、図2(b)と同様に試験速度が速くなるとひずみが相対的に大きくなった。なお、試験速度が1 mm/mの場合、試験時間が長くなったため、ランダムな模様を付与した塗料が乾燥により剥離しやすくなり、変形の大きなくびれ底のひずみを測定することができなかった。

図11は得られた応力・ひずみ曲線を用いて再現される公称応力と公称ひずみの関係を示す。これらは、実験で得られた公称応力・ひずみ関係とよく対応している。つまり、改良IFD法によって、実験における試験片の巨視的な変形を再現できる応力・ひずみ曲線が同定できたと解釈できる。既報の砂時計型試験片を用いた方法では、図11の関係において試験と計算に大きな差異が生じていた<sup>(12)</sup>。これは、図2でも考察したように応力・ひずみ曲線のひずみ速度依存性によると考えられる。砂時計型試験片では一樣伸び限界以前であっても最小径部近傍のひず



(a) Cold worked specimens



(b) Effect of test speed (V: cross-head speed)

Fig. 10 True stress-strain curves obtained by the modified IFD method.

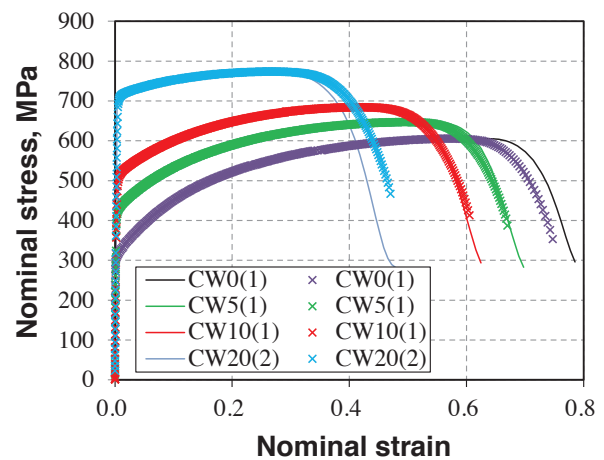


Fig. 11 Comparison of tests and finite element analyses for nominal stress and strain relation including post necking behavior.

み速度は部位によって異なる。しかし、同定される応力・ひずみ曲線にはひずみ速度の違いが考慮されないため、試験片の変形を正確に再現できなかったと考えられる。平行試験片を用いた場合も、試験片平行部の端部近傍やくびれ部の周囲ではひずみ速度が一樣でなくなるが、その影響は限定的であったと推測される。

### 3.3 応力・ひずみ曲線の近似式

次式のRamberg-Osgood (R-O) タイプの構成式と<sup>(16)</sup>とSwiftタイプの構成式<sup>(17)(18)</sup>を用いて真応力 $\sigma_t$ と真ひずみ $\varepsilon_t$ の関係を近似した。

$$\frac{E\varepsilon_t}{S_y} = \frac{\sigma_t}{S_y} + \alpha \left( \frac{\sigma_t}{S_y} \right)^n \quad (\text{R-Oタイプ}) \quad (1)$$

$$\sigma_t = A(\varepsilon_t + \varepsilon_0)^{0.5} \quad (\text{Swiftタイプ}) \quad (2)$$

ここで、 $S_y$ と $E$ は0.2%耐力とヤング率、 $\alpha$ と $n$ 、 $A$ と $\varepsilon_0$ は定数で、最小自乗法により同定された値を表2に示している。図12より、R-Oタイプの構成式は、本供試材の真応力・ひずみ曲線を近似することが困難であることがわかる。R-Oタイプの構成式は、J積分値の解が数多く報告されている<sup>(19)-(23)</sup>ことから、ステンレス鋼に対してもよく用いられてきた<sup>(24),(25)</sup>が、必ずしもよい近似を与えないことはこれまでも指摘されている<sup>(16),(26)</sup>。一方、図13はSwiftタイプの構成式で近似した結果を示すが、比較的よく一致している。Swiftタイプの構成式がス

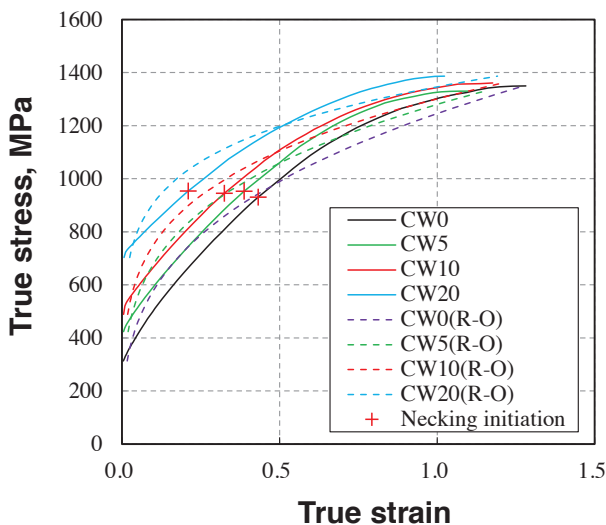


Fig. 12 Regressions of true stress-strain curves by Ramberg-Osgood type equation.

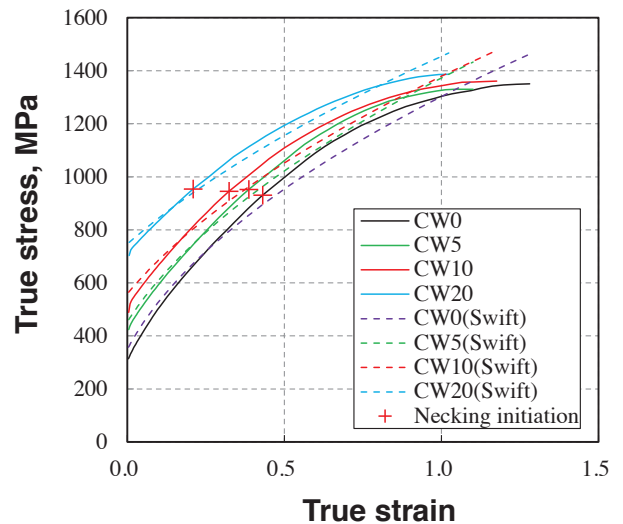


Fig. 13 Regressions of true stress-strain curves by Swift type equation.

テンレス鋼の真応力・ひずみ曲線に対してよい近似を与えることは知られている<sup>(14),(17),(18)</sup>。また、近年Swiftタイプの構成式に対応したJ積分値の解も報告されている<sup>(27)</sup>。ただし、図13では近似線と実験結果には若干の差が生じていた。一樣伸び限界以降を含めて最小自乗近似した場合は、Swiftタイプの構成式を用いた場合でも、近似誤差が比較的大きくなるようである。

### 4. 0.2%耐力と引張強さからの応力・ひずみ曲線の推定

規格上の材料特性を用いる機器設計時や、試験片の採取が困難な実機の評価を行う場合は、試験により応力・ひずみ曲線を得ることはできない。そこで、0.2%耐力と引張強さから一樣伸び限界以降を含む応力・ひずみ曲線を推定することを検討する。0.2%耐力と引張強さは、機器設計時の材料特性として材料規格<sup>(28)</sup>に規定されているほか、ミルシートから実機使用材の値を推定することができる。ここでは、非原子力の圧力容器の維持規格に相当するAPI-579-1/ASME FFS-1規格<sup>(29)</sup>に規定されている応力・ひずみ曲線推定式(以後、MPCモデルとよぶ)とK-fit法の適用性を調べる。

MPCモデルにおいて、真応力と真塑性ひずみ $\varepsilon_{pt}$ の関係(以後、単に真応力・ひずみ曲線とよぶ)は次式で与えられる。

$$\varepsilon_{pt} = \gamma_1 + \gamma_2 \quad (3)$$



$\gamma_1$ と $\gamma_2$ は付録1に記載した式によって算出されるが、そこで用いられる材料定数は0.2%耐力と引張強さのみとなっている。表2の値を用いて推定された結果と実験結果の比較を図14に示す。MPCモデルは、一様伸び限界以前の応力・ひずみに対しては比較的よい近似を与えるが、一様伸び限界以降は実験の応力を大きく下回っている。とくに、CW20に対しては実験結果から大きく逸脱した。

K-fit法によって得た真応力・ひずみ曲線を図15に示す。K-fit法では0.2%耐力 $S_y$ と引張強さ $S_u$ から次式の真応力・ひずみ関係を得る。

$$\epsilon_{pt} = \frac{\sigma_t^2 - S_y^2}{(2.5S_u - 0.6S_y)^2} \quad (4)$$

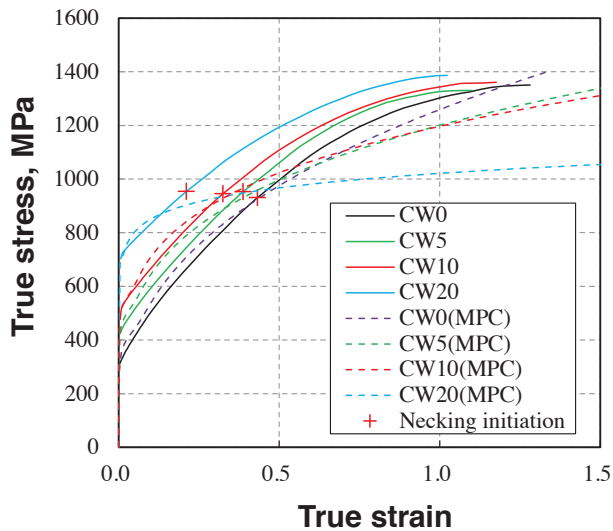


Fig. 14 True stress-strain curve estimation by MPC model.

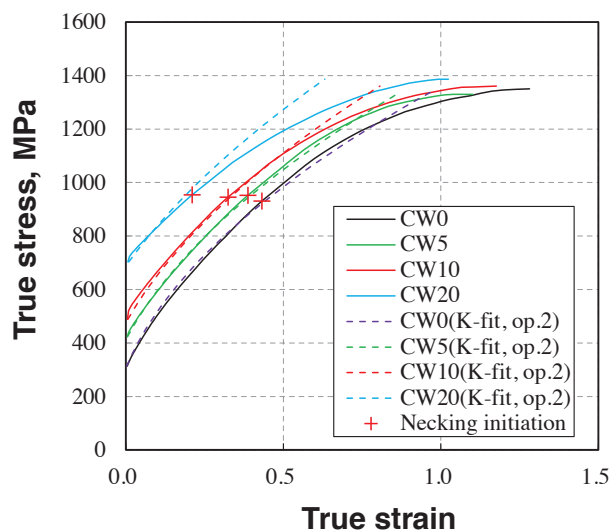


Fig. 15 True stress-strain curve estimation by K-fit method.

この式は、ステンレス鋼の真応力・ひずみ曲線が(2)式のSwiftタイプの構成式で近似できることを前提に、0.2%耐力で塑性ひずみが零となり、引張強さで公称応力・ひずみ関係が最大となる条件から定数 $A$ と $\epsilon_0$ を近似的に求めたものとなる(詳細は付録2を参照されたい)。したがって、0.2%耐力と引張強さにおいては実験結果とほぼ一致する。図15では、一様伸び限界以前の応力・ひずみ関係は実験結果とよく対応している。また、一様伸び限界以降も、真応力で1200 MPaまでは実験結果とほぼ一致した。ただし、CW20に対しては、誤差が相対的に大きくなっている。いずれの加工度においても、MPCモデルと比較してK-fit法は相対的によい近似を与えた。

## 5. 切欠き材の引張試験と有限要素解析

### 5.1 試験方法

供試材には2章で実施した引張試験に使用したのと同じ316ステンレス鋼(CW0)を用いた。試験片は、引張試験と同様に圧延方向に平行に採取し、図16に示す形状に平板加工した。試験片の平行部は $24 \times 6 \text{ mm}^2$ の矩形断面を有し、長さは72 mmとした。平滑試験片と切欠き試験片の2種類を用い、切欠き試験片はR3の半円形状の切欠きを左右対称に導入した。

試験は室温大気中において実施し、試験速度 $V$ を

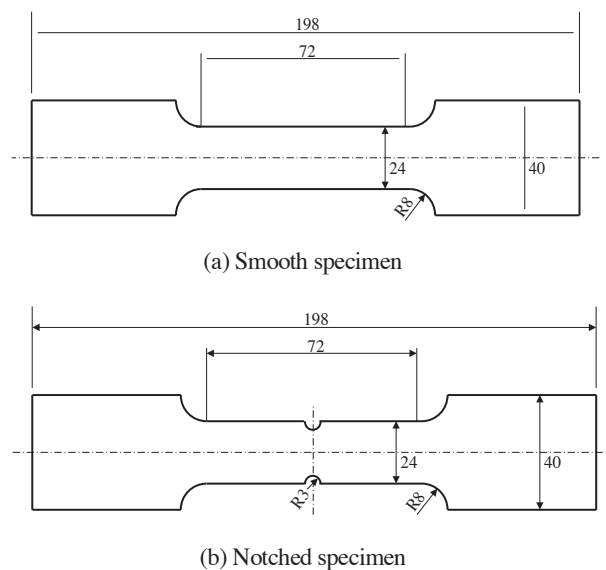


Fig. 16 Geometry of plate specimens (unit: mm, thickness 6 mm).

2 mm/mの一定速度で引張荷重を負荷した。試験中の試験片平行部の変形は、3次元のDIC装置 (VIC-3D) を用いて測定した。

### 5.2 試験結果

試験で得られた公称応力と公称ひずみの関係を図17に示す。公称応力は平行部の試験片断面積 (24 × 6 mm<sup>2</sup>) で正規化した荷重を、公称ひずみはDICで同定したGL30 mmの2点間の変位から算出したひずみ (伸び計によるひずみ) を用いた。図には図2(b)の引張試験の結果も示している。試験片の平行部長さは、図1に示した丸棒試験片の2倍の72 mmとなっている。したがって、平滑試験片の試験速度は、丸棒試験片の1 mm/mに相当しており、両者は比較的よい対応を示している。それに対し、切欠き試験片は最大応力、ひずみとも丸棒試験片より小さくなった。

図18は切欠き試験片の試験片表面の各時間断面の公称ひずみを、伸び計による公称ひずみ  $\epsilon_n$  で正規化した値を示す。ひずみは切欠き底で大きくなっており、その程度は変形が大きくなるにしたがって増加した。図19は、図18に示した各時間断面における切欠き底部の中心線に沿ったひずみを示す。ひず

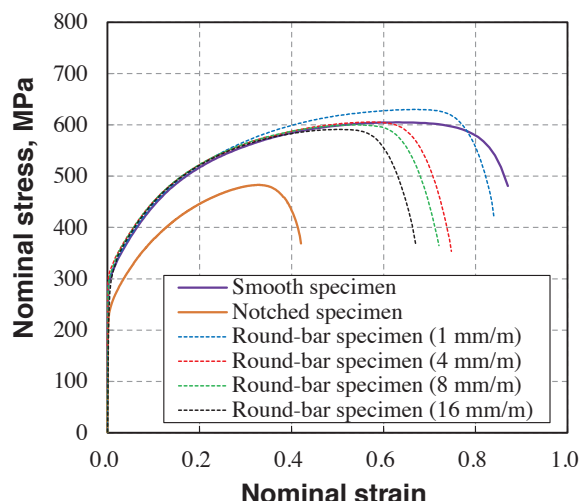


Fig. 17 Change in nominal stress and strain during tensile test using smooth and notched plate specimen together with results obtained using round-bar specimen for various test speeds.

みは切欠き底で大きくなっており、 $\epsilon_n$ とともに増加している様子が確認できる。最大荷重時に相当する  $\epsilon_n = 0.31$ におけるひずみの最大値は公称ひずみで1.0程度となり、一様伸び限界を超えていた。

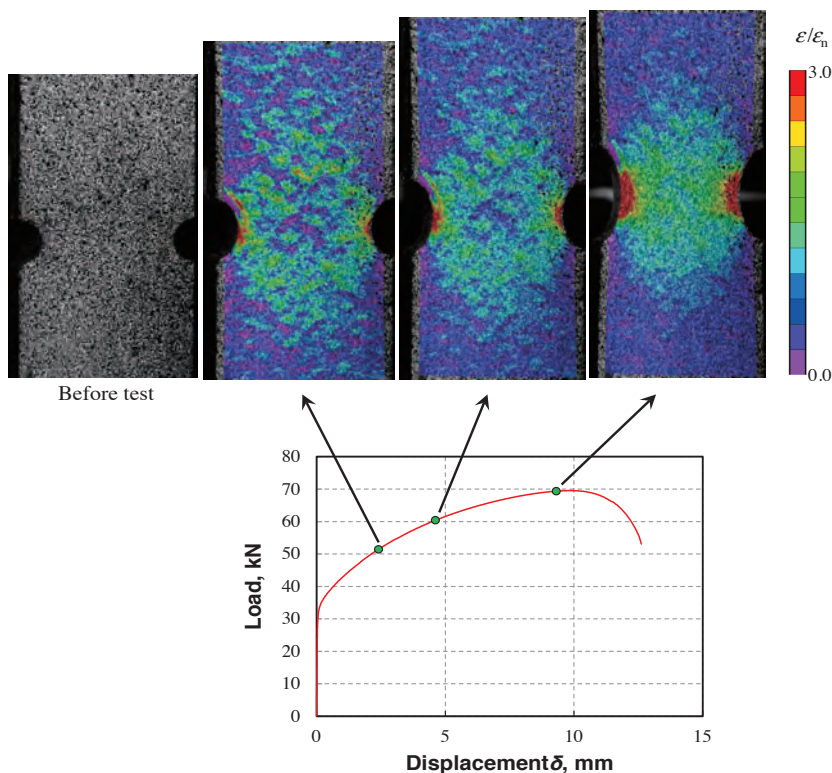


Fig. 18 Strain distribution normalized by nominal strain  $\epsilon_n$ .

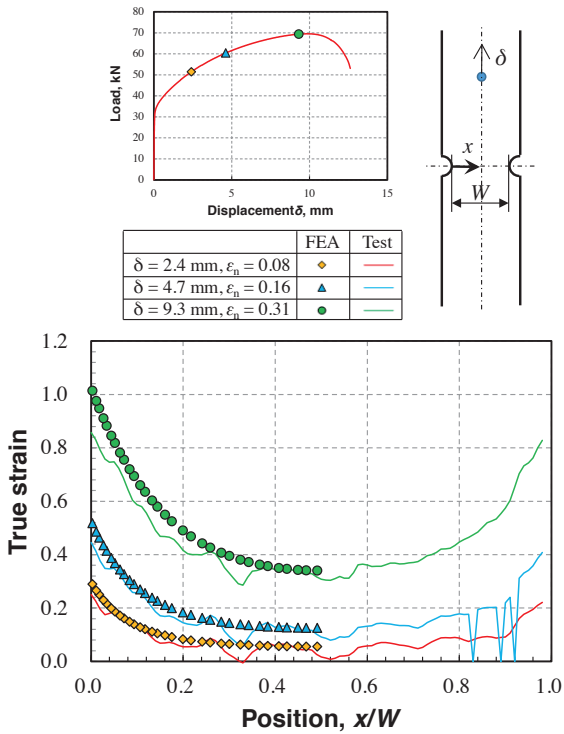


Fig. 19 Strain distribution along the specimen surface obtained by finite element analysis using stress-strain curve by IFD method together with those measured by DIC technique.

### 5.3 有限要素解析による再現

切欠き試験片を用いた試験を有限要素解析により再現した。20節点低減積分要素 (C3D20R 要素) を用いて、図20の有限要素メッシュを作成した。解析には、CW0,  $V = 4 \text{ mm/m}$  の引張試験から得られた次の3種類の応力・ひずみ曲線を用いた。

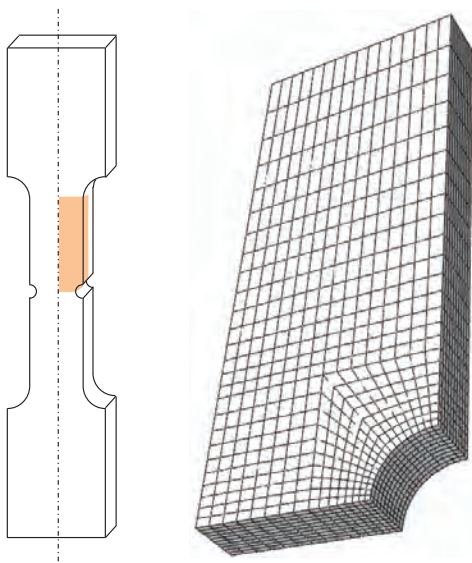


Fig. 20 Finite element model for notched specimen.

- ・公称応力と伸び計によるひずみから求めた真応力・ひずみ曲線 (最大ひずみ: 一様伸び限界)
- ・改良IFD法で同定された真応力・ひずみ曲線 (図10) (最大真ひずみ: 1.39)
- ・K-fit法で推定された真応力・ひずみ曲線 (図15) (最大真ひずみ: 1.39)

有限要素解析はABAQUSによる大変形解析 (NLGEOM オプション) を適用した。

解析で得られた変位と荷重の関係を図21に示す。図中のConventional testが公称応力と伸び計によるひずみから求めた曲線を用いた場合の結果を示し、実験結果より小さい変位で荷重の低下が発生している。一様伸び限界に相当する公称ひずみは0.56で、応力・ひずみ曲線の荷重は0.56を超えると引張強さ相当の値で一定になる。そのため、一様伸び限界に到達した部位の耐荷重は実際よりも小さく評価され、試験より小さい変位で荷重低下が発生した。一方、改良IFD法を用いて得られた応力・ひずみ曲線を用いた結果は、実験結果と比較的よく一致していた。改良IFD法で同定されたひずみの最大値は、実験で観察された最大ひずみを大きく上回っていたため、切欠き底の変形も精度よく再現できたようである。図19では、改良IFD法による真応力・ひずみ曲線を用いて再現されるひずみ分布も示している。伸び計による公称ひずみが一致する時点での解析結果を示しているが、有限要素解析によって切欠き底でひずみが集中する様子が模擬できていることがわかる。

K-fit法を用いた場合もほぼ同様の結果が得られた。図15で示したCW0のK-fit法による近似は真ひ

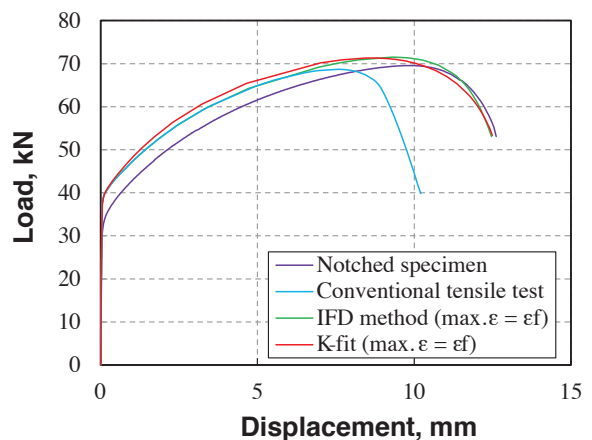


Fig. 21 Change in applied load with displacement simulated by finite element analyses using stress-strain curves obtained by conventional tensile test, IFD method and K-fit method.

ずみで0.7程度まではよく一致していた。そして、実験による最大ひずみも公称ひずみで1.0（真ひずみで0.7程度）であったため、K-fit法は改良IFD法とほぼ同じ解析結果となったと考えられる。

#### 5.4 考察

改良IFD法、K-fit法ともに試験片の変形挙動はほぼ模擬できていたが、荷重は試験のそれを上回っていた。とくに、図21において全体的に塑性変形が始まる荷重（以後、降伏荷重とよぶ）は、解析結果の方が大きくなった。図22は、解析から得られた局所的なひずみ速度を、伸び計によるひずみの変化速度に対応する値 ( $d\varepsilon_n/dt$ ) で正規化した結果を示す。切欠き底先端 ( $x=0$ ) 近傍においては、ひずみ集中の影響により、局所的なひずみ速度が  $d\varepsilon_n/dt$  の10倍以上となっていた。図2に示したように、ひずみ速度が速くなると、0.2%耐力が減少する傾向が見られた。この影響により、切欠き試験片の降伏荷重が、 $V=4\text{ mm/m}$  に対する応力・ひずみ曲線を適用した有限要素解析より小さくなった可能性がある。

図5で観察された不均一なひずみ分布も解析と実験に差を生じさせる要因になったと考えられる。一樣伸び限界以前は、均一な断面であれば一樣な変形が解析によって模擬されるが、実測したひずみ分布は一樣でなかった。切欠き底で局所的に大きなひずみが発生すれば、変位が解析より大きくなる可能性がある。

以上のように、改良IFD法によって取得した応力・ひずみ曲線を用いた場合でも、局所的なひずみ速度と不均一なひずみによって、実験における荷重

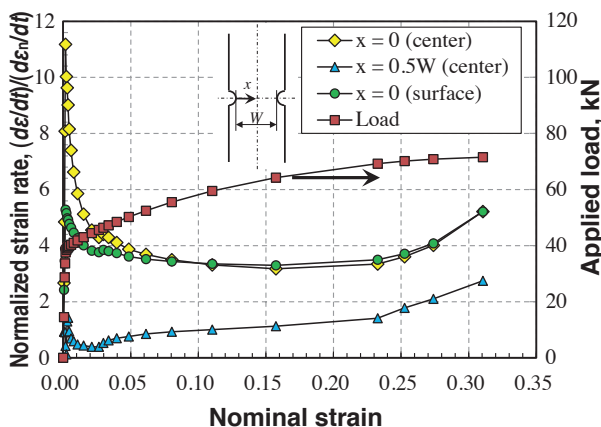


Fig. 22 Change in local strain rate obtained by finite element analyses.

と変位の関係を正確に模擬することはできなかった。これらの影響を考慮した材料モデルを用いることで、有限要素解析を実験に近づけられる可能性はあるが、機器設計や維持規格評価のための解析には簡便さも求められる。一方、図21から得られる耐荷重（最大荷重）における実験と解析の差は顕著でなかった。したがって、本解析に対しては、改良IFD法またはK-fit法から得た応力・ひずみ曲線を用いることで、実用上問題ない精度で耐荷重を算出することができる判断できる。

#### 6. 結言

本報では、機器設計や維持規格評価において、弾塑性有限要素解析によって耐荷重を算出するための応力・ひずみ曲線の取得方法ならびに推定方法について検討した。一樣伸び限界を超える範囲の応力・ひずみ曲線を取得するため、既報で提案されたIFD法に対して、平行部を有する平滑試験片を適用する改良法を提案し、316ステンレス鋼の応力・ひずみ曲線を取得した。また、0.2%耐力と引張強さから一樣伸び限界を超える範囲の応力・ひずみ曲線を推定する方法について検討した。そして、切欠きを有する平板試験片の引張試験を実施し、その変形を弾塑性有限要素解析で模擬することを試みた。結果は以下のように要約できる。

- (1) 応力・ひずみ曲線は加工度や試験速度の影響を受けて変化した。試験速度が速くなると伸びが小さくなり、引張強さが低下する傾向を示した。一方、0.2%耐力は単調な変化とはならなかった。
- (2) DIC法を用いて測定した試験片表面のひずみ分布は、一樣伸び限界以前であっても均一でなく、試験片中央部で局所的にひずみが大きくなっていた。その大きさは、GL内での均一な変形を想定した公称ひずみの1.05倍程度で、一樣伸び限界到達時には1.2倍程度にまで増加した。
- (3) 改良IFD法により、一樣伸び限界を超える範囲を含めたステンレス鋼の応力・ひずみ曲線を良好に取得できることを確認した。
- (4) 一樣伸び限界を超える範囲を含めた真応力・ひずみ曲線はSwiftタイプの構成式によって近似することができた。また、真応力・ひ

ずみ曲線は、0.2%耐力と引張強さを用いてK-fit法から推定することができた。

- (5) 改良IFD法またはK-fit法から得た応力・ひずみ曲線を用いた弾塑性有限要素解析によって、切欠きを有する平板の引張試験における耐荷重（最大荷重）を算出することができた。ただし、応力・ひずみ曲線のひずみ速度依存性の影響などにより、降伏荷重は解析が実験を上回った。

## 付録1 MPCモデルによる応力・ひずみ曲線の推定<sup>(29)</sup>

API-579-1/ASME FFS-1規格に規定されているMPCモデルでは、(3)式の定数 $\gamma_1$ と $\gamma_2$ は次式によって算出される。

$$\gamma_1 = 0.5\varepsilon_1(1.0 - \tanh H) \quad (A1)$$

$$\gamma_2 = 0.5\varepsilon_2(1.0 - \tanh H) \quad (A2)$$

$$\varepsilon_1 = \left( \frac{\sigma_t}{A_1} \right)^{\frac{1}{m_1}} \quad (A3)$$

$$\varepsilon_2 = \left( \frac{\sigma_t}{A_2} \right)^{\frac{1}{m_2}} \quad (A4)$$

$$A_1 = \frac{S_y(1 + \varepsilon_{ys})}{\left\{ \ln(1 + \varepsilon_{ys}) \right\}^{m_1}} \quad (A5)$$

$$A_2 = \frac{S_u \exp(m_2)}{m_2^{m_2}} \quad (A6)$$

$$m_1 = \frac{\ln R + (\varepsilon_{ps} - \varepsilon_{ys})}{\ln \left\{ \frac{\ln(1 + \varepsilon_{ps})}{\ln(1 + \varepsilon_{ys})} \right\}} \quad (A7)$$

$$m_2 = 0.75(1 - R) \quad (A8)$$

$$H = \frac{2 \left[ \sigma_t - \left\{ S_y + K(S_u - S_y) \right\} \right]}{K(S_u - S_y)} \quad (A9)$$

$$K = 1.5R^{1.5} - 0.5R^{2.5} - R^{3.5} \quad (A10)$$

$$R = \frac{S_y}{S_u} \quad (A11)$$

$$\varepsilon_{ys} = 0.002 \quad (A12)$$

$$\varepsilon_{ps} = 2.0 \times 10^{-5} \quad (A13)$$

以上において用いられる材料定数は0.2%耐力 $S_y$ と引張強さ $S_u$ のみとなる。また、 $\sigma_t$ は真応力を示す。

## 付録2 K-fit法の導出<sup>(14)</sup>

真応力 $\sigma_t$ と真塑性ひずみ $\varepsilon_{pt}$ の関係に対して、Swiftタイプの構成式は次式のようになる。

$$\sigma_t = A(\varepsilon_{pt} + \varepsilon_o)^n \quad (A14)$$

本文中の(2)式では経験的に定数 $n$ を0.5に固定している。この式で用いている定数 $A$ と $\varepsilon_o$ を以下の手順で決定する。公称応力・ひずみ関係において、引張強さ( $S_u$ )、一様伸び( $\varepsilon_u$ )到達時に試験片のくびれが始まり、応力が最大となる。その条件は、真応力 $\sigma_t$ と真塑性ひずみ $\varepsilon_{pt}$ の関係において次式で表すことができる。

$$\frac{\partial \sigma_t}{\partial \varepsilon_{pt}} = S_u \exp(\varepsilon_u) \quad (A15)$$

したがって、

$$nA(\varepsilon_u + \varepsilon_o)^{n-1} = S_u \exp(\varepsilon_u) \quad (A16)$$

となる。また、

$$A(\varepsilon_u + \varepsilon_o)^n = S_u \exp(\varepsilon_u) \quad (A17)$$

も成立することから次式を得る。

$$\varepsilon_u + \varepsilon_o = n \quad (A18)$$

一方、0.2%耐力（降伏強度） $S_y$ 時は $\varepsilon_{pt} = 0$ とし、

$$\varepsilon_o = \left( \frac{S_y}{A} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (A19)$$

となり $\varepsilon_o$ を算出することができる。(A18)式と(A19)式を、(A16)式と(A17)式に代入することで次式の関係を得る

$$\ln \left( \frac{A}{S_y} \right) + \left( \frac{A}{S_y} \right)^{\frac{1}{n}} + n \ln n - n = \ln \left( \frac{S_u}{S_y} \right) \quad (A20)$$

この式を解くことによって、 $S_y$ と $S_u$ から定数 $A$ を算出することができるが、(A20)式から $A$ は陽には求

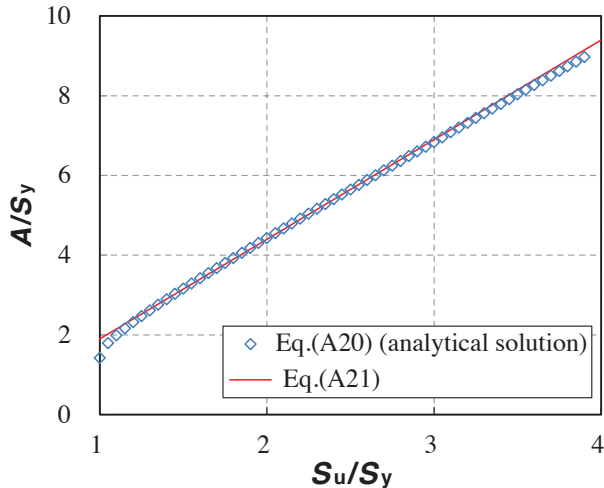


Fig. A1 Change in normalized constant  $A/S_y$  with  $S_u/S_y$  obtained by Eq. (A20) and estimations by Eq. (A21).

まらない。付録図1に  $n = 0.5$  の場合の  $A/S_y$  と  $S_u/S_y$  の関係を示すが、 $S_u/S_y$  がおおそ1.3以上では両者は直線の相関を有するとみなせることから経験的に次式を得た。

$$\varepsilon_{pt} = \frac{\sigma_t^{\frac{1}{n}} - S_y^{\frac{1}{n}}}{A^{\frac{1}{n}}} = \frac{\sigma_t^2 - S_y^2}{(2.5S_u - 0.6S_y)^2} \quad (A22)$$

以上、(A19)式と (A21)式を用いることで、応力・ひずみ曲線は次式のように得ることができる。

文献(14)では、 $n$ を任意の値に設定できる推定法をオプション1とよび、本報のように  $n = 0.5$  と想定した場合をオプション2(op.2)とよんでいる。

## 文献

- (1) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格設計・建設規格, JSME S NCI-2012 (2012), 日本機械学会, PVB-3160.
- (2) 朝田誠治, 平野隆, 永田徹也, 笠原直人, “機械学会設計・建設規格事例規格における弾塑性有限要素解析を用いたクラス1容器に対する強度評価手法”, 日本機械学会論文集A編, Vol.74 (2008), pp.1485-1492.
- (3) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格維持規格, JSME S NA1-2008 (2008), 日本機械学会.
- (4) 釜谷昌幸, “維持規格における曲げ荷重を受ける管の極限荷重評価方法(設計・建設規格との比較と破壊試験の結果からの考察)”, 日本機械学会論文集A編, Vol.79 (2013), pp.657-671.
- (5) Hasegawa, K., Sakata, S., Shimizu, T. and Shida, S., “Prediction of fracture tolerances for stainless steel pipes with circumferential cracks,” Proceedings of the 4th National Congress on Pressure Vessel and Piping Technology, ASME, PVP-Vol.94, 1983, pp. 65-78.
- (6) 北条公伸, 釜谷昌幸, 宮崎克雅, “浅い軸方向欠陥を有する管に対する極限荷重評価法”, 日本機械学会論文集A編, Vol. 79 (2013), pp.349-353
- (7) 榎並啓太郎, 長井寿, “断続引張試験による局所くびれ以降の真応力-真ひずみ線図の評価(力学特性)”, 鐵と鋼: 日本鐵鋼協会々誌, Vol.91 (2005), pp.712-718.
- (8) Joun, M., Eom, J. G. and Lee, M. C., “A new method for acquiring true stress-strain curves over a large range of strains using a tensile test and finite element method”, Mechanics of Materials, Vol.40 (2009), pp.586-593.
- (9) Cabezas, E. E. and Celentano, D. J., “Experimental and numerical analysis of the tensile test using sheet specimens”, Finite Elements in Analysis and Design, Vol.40 (2004), pp.555-575.
- (10) Mirone, G., “A new model for the elastoplastic characterization and the stress-strain determination on the necking section of a tensile specimen”, International Journal of Solids and Structures, Vol.41 (2004), pp.3545-3564.
- (11) Kamaya, M. and Kawakubo, M., “A procedure for determining the true stress-strain curve over a large range of strains using digital image correlation and finite element analysis”, Mechanics of Materials, Vol. 43 (2011), pp.243-253.
- (12) 釜谷昌幸, 川久保政洋, “ステンレス鋼の引張強さを超える真応力・ひずみ曲線”, 日本材料学会第60期学術講演会 (2011), 講演番号717.
- (13) Kamaya, M. and Kawakubo, M., “True stress-strain curves of cold worked stainless

- steel over a large range of strains”, *Journal of Nuclear Materials*, Vol.451 (2014), pp.264-275.
- (14) Kamaya, M., “Stress-strain curve estimation procedures for stainless steels based on yield and ultimate strengths”, *Engineering Fracture Mechanics*, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2014.06.008.
- (15) Stout, M. G., Follansbee, P. S. , “Strain rate sensitivity, strain hardening, and yield behavior of 304L stainless steel”, *Transactions of the ASME Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol.108 (1986), pp.344-353.
- (16) Kim, Y. J., Huh, N.S., Kim, Y. J., Choi, Y. H. and Yang, J. S., “On relevant Ramberg-Osgood fit to engineering nonlinear fracture mechanics analysis”, *Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol. 126 (2004), pp.277-283.
- (17) Hishinuma, A. and Jitsukawa, S., “Radiation damage of HFIR-irradiated candidate stainless steels for fusion applications”, *Journal of Nuclear Materials*, Vol.169 (1989), pp.241-248.
- (18) Jitsukawa, S., Grossbeck, M. L. and Hishinuma, A., “Stress-strain relations of irradiated stainless steels below 673 K”, *Journal of Nuclear Materials*, Vol.191-194 (1992), pp.790-794.
- (19) Yagawa, G., Kitajima, Y. and Ueda, H., “Three-dimensional fully plastic solutions for semi-elliptical surface cracks”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol.53 (1993), pp.457-510.
- (20) Kim, Y. J., Kim, J. S., Park, Y. J. and Kim, Y. J., “Elastic-plastic fracture mechanics method for finite internal axial surface cracks in cylinders”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.71 (2004), pp.925-944.
- (21) Kim, Y. J., Kim, J. S., Lee, Y. Z. and Kim, Y. J., “Non-linear fracture mechanics analyses of part circumferential surface cracked pipes”, *International Journal of Fracture*, Vol.116 (2002), pp.347-375.
- (22) Kamaya, M., “J-integral solutions for surface crack inside pipe under bending load”, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol. 3 (2009), pp.1115-1126.
- (23) Kamaya, M., “J-integral solutions for surface cracks inside pipes under internal pressure”, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol. 6 (2012), pp.871-885.
- (24) Koyama, K., Hojo, K., Muroya, I. and Kawaguchi, S., “Z factors for Aged Cast Duplex Stainless Steel Pipes and Welds”, *ICONE-7477, 7th International Conference on Nuclear Engineering*, (1999).
- (25) 朝田誠治, 板谷雅雄, 三浦直樹, 町田秀夫, “日本機械学会維持規格における弾塑性破壊力学評価法に用いる割増し係数 (Z 係数) の開発”, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 77, No. 779 (2011), pp.1135-1143.
- (26) 釜谷昌幸, “欠陥構造物の破壊強度に及ぼす塑性ひずみの影響”, *日本機械学会論文集A編*, Vol. 76, No. 762 (2010), pp.205-214.
- (27) Kamaya, M., “A J-integral estimation procedure for Swift-type stress-strain curves”, *Engineering Fracture Mechanics*, DOI: 10.1016/j.engfracmech.2014.05.005.
- (28) 日本機械学会, 発電用原子力設備規格材料規格, *JSME S NJ1-2012* (2012), 日本機械学会.
- (29) *API 579-1/ASME FFS-1, Fitness-For-Service*, 2nd Ed. American Petroleum Institute 2007.