弾塑性有限要素解析によるき裂を有する構造物の耐荷重評価＊1（ステンレス鋼平板および管の耐荷重予測方法の検討）

Load carrying capacity assessment of cracked components by elastic-plastic finite element analysis (Investigation of load carrying capacity assessment procedures for stainless steel plates and pipes)

釜谷　昌幸（Masayuki Kamaya）＊2

要約　き裂を有する延性材料構造物の耐荷重の算出に，応力・ひずみ曲線を用いた弾塑性有限要素解析を適用することを検討した．まず，貫通き裂または未貫通表面き裂を導入したステンレス鋼平板の引張試験を行った．試験片の変形とひずみは，デジタル画像相関法によって測定した．延性き裂が発生する様子も観察された．そして，弾塑性有限要素解析によって，試験における変位と荷重の関係をおおむね模擬したところ，算出された最大荷重は，実験値の1.15倍程度となることもあった．また，降伏強度と引張強さからK-fit法により応力・ひずみ曲線を推定した場合も，ほぼ同じ結果となることを確認した．き裂を導入したステンレス管の４点曲げ試験における荷重と変位の関係も，弾塑性有限要素解析によって模擬した．しかし，延性き裂の貫通による荷重の低下を有限要素解析によって明確に模擬することは困難であった．そこで，新たに引張強さを超えた要素が板厚を貫通した場合に延性き裂の貫通と見なす応力貫通クライテリアを提案し，これにより延性き裂の貫通を精度よく予測することができることを示した．K-fit法によって推定した応力・ひずみ曲線を用いた弾性有限要素解析，および応力貫通クライテリアを適用した維持規格のための耐荷重算出手順を示した．この手順は，複雑な形状をした部位や，溶接部近傍など材料の不均一な部位に対しても適用できる汎用性を有している．

キーワード　耐荷重，維持規格，極限荷重，弾塑性有限要素解析，応力・ひずみ曲線，ステンレス鋼，デジタル画像相関法

Abstract　A procedure for obtaining the load carrying capacity of cracked components of ductile material conducting by an elastic-plastic finite element analysis (FEA) was discussed. First, tensile tests using stainless steel plate specimens with through wall or part-through wall crack were performed. The deformation and strain were measured by the digital image correlation technique. Ductile crack initiation behavior was also observed. The tests was simulated by the elastic-plastic FEA. It was shown that the maximum load obtained by the FEA was about 1.15 times that obtained by the tests. The FEA using the stress-strain curve estimated by the K-fit method, in which the curve is estimated using the yield and ultimate strengths, agreed well that obtained using the curve by the tensile test. The FEA was also performed for simulating four point bending tests of cracked stainless steel pipes. Since the drop in applied load caused by ductile crack penetration of wall thickness was difficult to simulate, the stress penetration criterion was newly proposed. It was shown that the load for crack penetration could be predicted by the stress penetration criterion. Finally, the procedure for performing the FEA using the K-fit method and the stress penetration criterion was discussed for applying fitness-for-service assessments. The procedure allows deriving the load carrying capacity of cracked components which has a complex geometry or has inhomogeneous material properties such as welding portion.

Keywords　Load carrying capacity, Fitness-for-service, Limit load, Elastic-plastic finite element analysis, Stress-strain curve, Stainless steel, Digitial image correlation

---

＊1　日本機械学会論文集，Vol. 82, No.836 (2016) (DOI : 10.1299/transjsme.15-00677) 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

1. 緒言

日本機械学会発電用原子力設備規格維持規格（以後，維持規格）[1] には，き裂を有する容器や管の破壊荷重を算出する方法が規定されている．ステンレス鋼など十分な延性を有する配管に対しては，塑性崩壊を破壊モードに想定した極限荷重評価法が適用され，極限荷重の算出方法として，直管形状を想定して得られた式が与えられている．一方，継手部や管台部など構造的に複雑な部位に対する極限荷重の算出方法は規定さておらず，直管を対象とした式がどの程度適用できるかは明確でない．き裂が存在する管の継手部を考えた場合，管の形状と荷重の作用方向に加え，き裂の発生位置や寸法など，考慮すべき因子が多く，簡便な式で極限荷重を算出することは容易でない．実用的には対象となるき裂と構造物の形状を直接モデル化できる，有限要素解析の活用が有効と考えられるが，維持規格では管に対する有限要素解析の適用に関する規定がない．

一方，原子力発電プラントの機器設計においては，有限要素解析の適用が認められている[2],[3]．そこでは，有限要素解析で用いる材料の変形特性として，弾完全塑性の応力・ひずみ曲線が用いられる．材料の加工硬化特性（応力・ひずみ曲線）が不明な機器設計の段階においては，弾完全塑性モデルによって材料の変形挙動を安全側に考慮することは，合理的で有効な手段と考えられる．しかし，一般に延性材料の変形は比較的大きな加工硬化をともない，その応力・ひずみ曲線は弾完全塑性モデルとは大きく異なる．維持規格の極限荷重評価式の導出においても，流動応力を降伏点とした弾完全塑性の応力・ひずみ曲線が想定されているが，算出される極限荷重は，実材料の流動応力を用いた場合でも，試験で得られた最大荷重（以後，耐荷重）との差が大きい場合が多く，ばらつきも大きい[4],[5]．加工硬化特性の大きな応力・ひずみ曲線を単純な弾完全塑性でモデル化することには限界があり，形状と材料特性が自由に設定できる有限要素解析を適用する場合は，より実際に近い応力・ひずみ曲線を用いた解析を行うことが合理的である．とくに，運用中の構造物を対象とする維持規格を適用する段階では，対象となる材料の応力・ひずみ曲線を入手できる可能性がある．

弾完全塑性の応力・ひずみ曲線は，溶接部などの材料の変形特性が不均一な部位に対して適用が難しいという問題もある．原子力発電プラント構造物においてき裂が発生する主要因となっている応力腐食割れは，主に溶接残留応力を駆動力に発生・進展している．しがって，維持規格の破壊評価の対象が溶接部近傍となるケースがあるが，そこでは溶接部，母材，熱影響部など部位によって降伏強度や変形特性が異なる．例えば，弾完全塑性モデルで近似した溶接部と母材の２種類の材料を直列につなぎ，引張荷重を負荷した場合，相対的に強度が小さい母材が先に流動応力に到達し，塑性変形が進行する．加工硬化のない弾完全塑性モデルでは，負荷荷重は母材の流動応力相当より増加せず，溶接部には塑性変形が発生しない．実際には，母材で最初に降伏したとしても，加工硬化により負荷荷重は増加し，やがて溶接部でも塑性変形が発生する．そして，最終的には最初に降伏した母材で破断しない場合もある[6]．溶接部をモデル化した不均質材に対する極限荷重算出方法も提案されている[7] が，弾完全塑性モデルを用いた評価の精度には限界がある．

以上のことから，維持規格の評価に対して有限要素解析を適用する場合には，現実的な応力・ひずみ曲線を用いることが望まれる．その場合，耐荷重の算出には，解析で得られる最大荷重を用いる方法が考えられるが，き裂底から発生する延性き裂の取り扱いが問題となる．き裂が発生すると断面積が減少するが，有限要素解析でそれを模擬することは容易でない．また，評価に用いる応力・ひずみ曲線の設定方法も問題となる．主要な構造部材の降伏強度や引張強さなどの強度特性はミルシートなどから入手できるが，その中には応力・ひずみ曲線は含まれない．また，必ずしも実機から引張試験片を採取できるとは限らない．筆者は前報[8],[9] において，降伏強度と引張強さ，または降伏強度のみからステンレス鋼の応力・ひずみ曲線を推定する手法（K-fit法）を提案し，推定された応力・ひずみ曲線により切欠きを有する平板の変形挙動を模擬できることを確認した．本報では，引張試験またはK-fit法により推定した応力・ひずみ曲線を用いて，き裂を有する構造物の耐荷重を弾塑性有限要素解析により算出することを試みる．最終的な目的は，維持規格評価における有限要素解析適用方法の手順の確立であり，必ずしも高精度の評価方法を目指すものではない．規格への適用を考えると，評価手順の簡便さも求められる．試験では，まず，有限要素解析による模擬や検証が比較的容易と考えられる貫通き裂および未貫通き裂を導入したステンレス鋼平板試験片の引張試

験を行った．次に，実機で評価の対象となる配管を検討するために，既報[10]で実施した周方向き裂を導入した配管の４点曲げ試験を参照した．そして，これらの試験における試験体の変形を弾塑性有限要素解析によって模擬し，耐荷重の算出を試みることで，解析の手順と留意点を考察するとともに，延性き裂の発生の取り扱いについても検討した．

2. 平板試験片を用いた引張試験

2.1 試験方法

供試材には，既報[9]に使用したものと同じ，オーステナイト系ステンレス鋼SUS316の板材を用いた．ミルシートによる化学組成を表１，機械特性を表２に示す．図１に示す平板形状の試験片を圧延方向に平行に採取・加工した．試験片は24×6 mm^{2}の矩形断面を有し，平行部の長さは72 mmとした．そして，貫通き裂（２種類）と未貫通き裂（３種類）の合計５種類のき裂を放電加工により導入した．加工による開口部の幅は0.32 mmであった．靭性が高いステンレス鋼では，き裂（切欠き）先端部がRを有していても，変位と荷重の関係は疲労予き裂を導入した場合とほぼ同じであると考えられる[11]．き裂長さ3 mmおよび6 mmの貫通き裂を有する試験片はそれぞれC3およびC6と表記し，両試験片を総称して貫通き裂試験片とよぶ．深さ1.5 mm，3 mmおよび4.5 mmの未貫通き裂を有する試験片はそれぞれS1.5，S3.0およびS4.5と表記し，未貫通き裂試験片と称する．

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

Table 2 Mechanical properties of test material.

0.2% Proof strength (MPa)	Ultimate strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Uniform elongation (%)
310	605	205	56.2

試験は室温大気中において実施し，試験速度（クロスヘッドの移動速度）2 mm/minの一定速度で引張側に変位を与えた．試験中の試験片平行部の変形を，３次元のデジタル画像相関法（以後，DIC法）により測定した．

2.2 試験結果

試験で得られた変位と荷重の関係を図２に示す．変位は，き裂部分を中心にしたGL30 mmの２点間の変位をDIC法により同定した．き裂の荷重方向垂直面への投影面積が小さくなるほど最大荷重が大きくなった．試験片ののびもき裂面積が小さくなるほど大きくなる傾向を示したが，貫通き裂試験片C3ののびは，それより面積の小さい未貫通き裂試験片S4.5よりも大きくなった．

図３に，DIC法によって同定された最大荷重時における荷重方向の真ひずみ分布を，試験片の表面イ

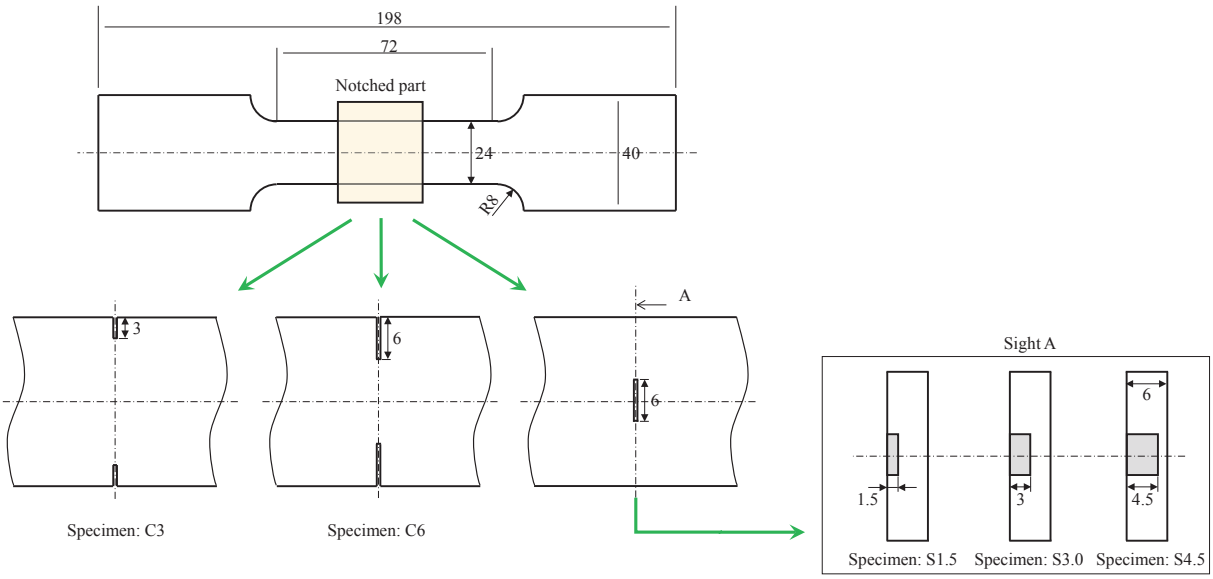


Fig. 1 Geometry of plate specimens (unit: mm, thickness 6 mm).

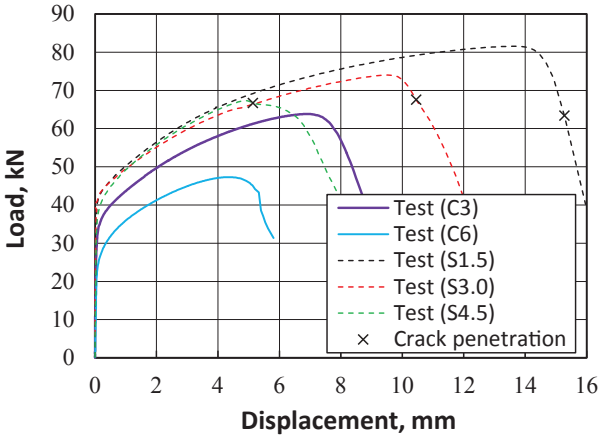


Fig. 2 Change in applied load with the displacement of the specimen (GL = 30 mm). The displacement was identified by DIC technique. Ductile crack was penetrated the specimens with part-through crack at point indicated by cross mark.

メージと重ねて示した．本報のDIC法に使用したソフトウェア（Vic-3D）では，荷重方向のラグランジュひずみE_{yy}が出力される．図３には次式によりE_{yy}を真ひずみε_{yy}に変換したものを示している．

$$\varepsilon_{yy} = \frac{1}{2}\ln\left(1+2E_{yy}\right) \tag{1}$$

DIC法を適用する際の画像処理を容易にするため，試験片表面にはスプレー塗料によってランダムな模様を付与している．最大荷重到達時の貫通き裂試験片は，き裂部分が大きく開口している．そして，き裂先端近傍では相対的に大きなひずみが発生していた．開口量はC3とC6でほぼ同じであったが，C3の方は，き裂部のみでなく，き裂から離れた位置においてもひずみが大きくなっている．つまり，き裂先端近傍のみでなく，試験片平行部全体が塑性

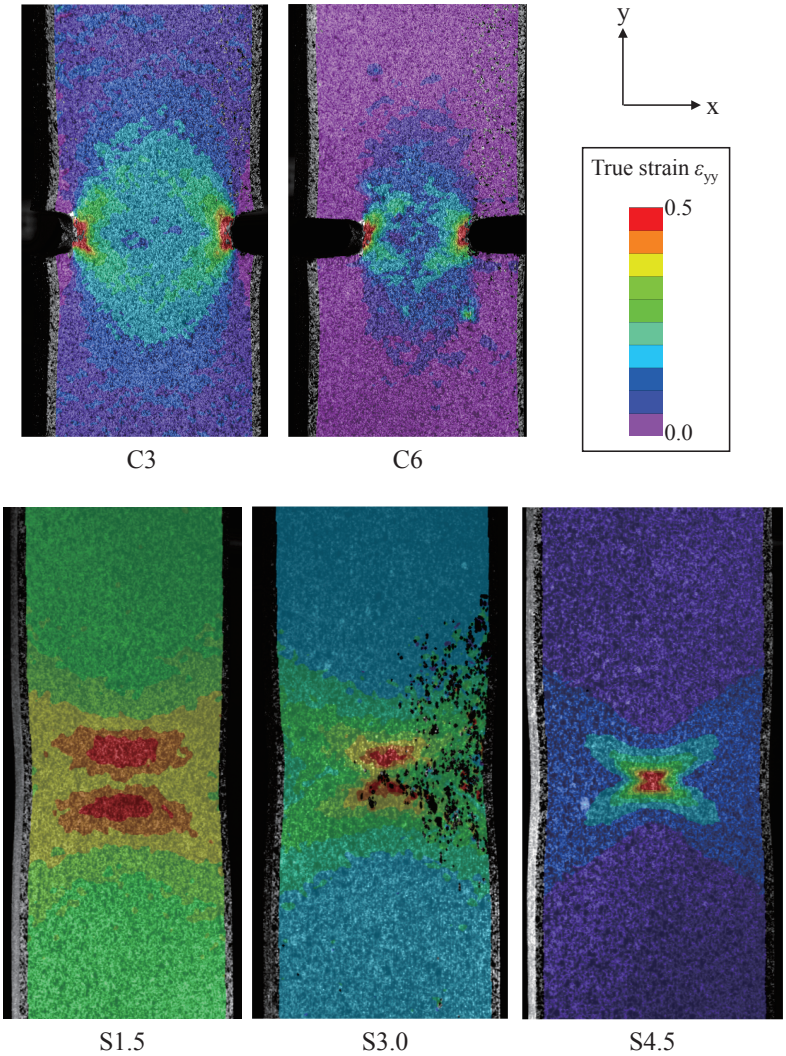


Fig. 3 True strain distribution and surface image at maximum peak load. The strain was measured by DIC technique. Relatively high strain was observed near machined pre-crack.

変形し，そのため試験片ののびがC6よりも大きくなった．未貫通き裂試験は，き裂を導入した面の反対側の表面を観察した．最大荷重時にき裂の裏面において大きなひずみが発生していることが確認できる．そして，き裂部分以外の試験片全体のひずみは，き裂が小さくなるほど大きくなった．

貫通き裂試験片では，取得した画像よりき裂先端の様子を観察できるが，最大荷重到達前に予き裂先端から延性き裂が発生していた．ただし，最大荷重時においても断面積を減少させるような大きなき裂には成長していなかった．未貫通き裂試験片の試験において，裏面にき裂が貫通した時点を図２において×で示している．いずれの未貫通き裂試験片も最大荷重到達後にき裂が貫通した．き裂が深くなるほど最大荷重到達後早いタイミングでき裂の貫通が認められ，S4.5試験片では，最大荷重直後にき裂が貫通した．

3. 有限要素解析

3.1 解析方法

解析コードABAQUS を用いた弾塑性有限要素解析により試験における試験片の変形を模擬した．20節点低減積分要素（C3D20R要素）を用いて，図４の有限要素メッシュを作成した．アワーグラスモードを回避するため低減積分要素を用いた．対称性より貫通き裂試験片では平行部の1/8を，未貫通き裂試験片は1/4をモデル化した．き裂部には放電加工による開口幅に相当する0.32 mmのギャップを考慮した．また，要素分割の妥当性を検証するため，要素数を図４のおおよそ４倍にした詳細な有限要素メッシュを用いた解析も実施した．そして，図４のモデル上端に強制変位を負荷することで引張試験を模擬した．

解析には，真応力・ひずみ曲線に基づく大変形解析（NLGEOMオプション）を適用した．応力・ひずみ曲線には，図５に示す２種類のものを用いた．一つは供試材の引張試験片から取得した応力・ひず

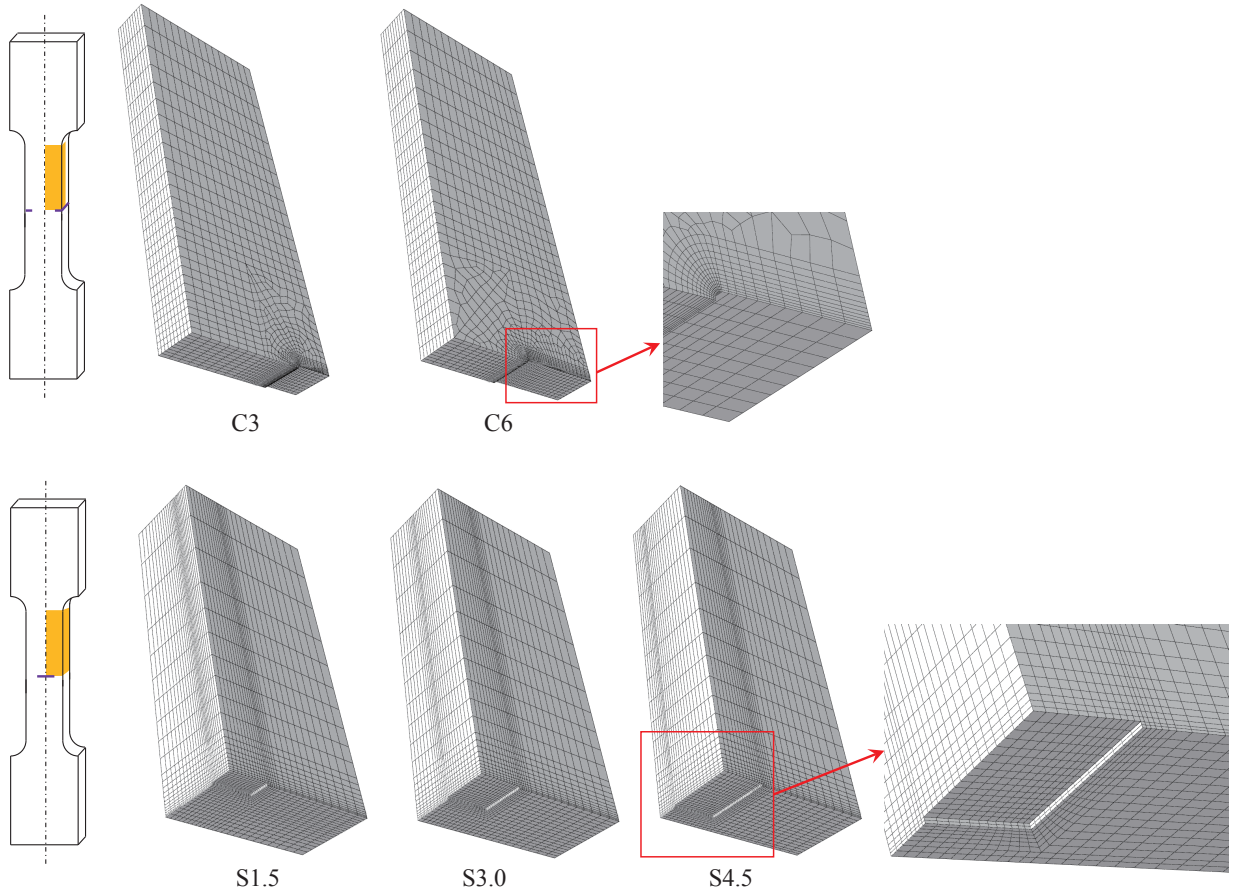


Fig. 4　Finite element models for notched specimen

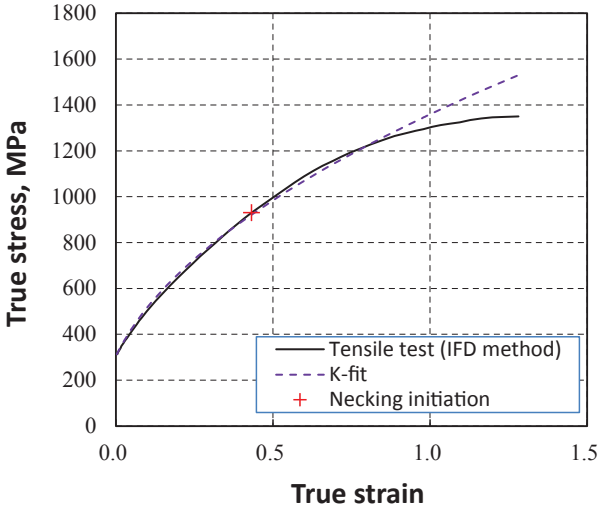


Fig. 5 True stress-strain curve used for finite element analyses. The IFD method allowed obtaining the curve over the uniform elongation. The curve estimated by K-fit method was also used for the analyses.

み曲線となる．一般的な引張試験では，引張試験片にくびれが生じる引張強さ到達時のひずみ（図５で＋で示した時点，以後，一様伸び限界ひずみとよぶ）を超える応力・ひずみ曲線は取得できない．一方，図３にも示すように，き裂先端近傍の真ひずみは0.5を超えていた．そこで，著者らの開発した試験手法（Iteration FEA procedure based on DIC measurement method，以下IFD法）の改良法[(9),(12)]を用い，一様伸び限界ひずみを超える範囲の応力・ひずみ曲線を同定した．具体的には，前報[(9)]における試験速度4 mm/minの結果を用いた．本報ではこのIFD法により取得した応力・ひずみ曲線を，引張試験による応力・ひずみ曲線と称する．もう一つは，試験材の0.2%耐力S_yと引張強さS_uを用いて次式の真塑性ひずみε_{pt}と真応力σ_tの関係を得る簡易推定法（K-fit法）[(8)]から推定した．

$$\varepsilon_{pt} = \frac{\sigma_t^2 - S_y^2}{\left(2.5S_u - 0.6S_y\right)^2} \qquad (2)$$

この式は，ステンレス鋼の真応力・ひずみ曲線が指数定数を0.5としたSwiftタイプの構成式で近似できることを前提に，降伏強度で塑性ひずみが零となり，公称応力が引張強さで極大値となる条件から近似的に求められる．本供試材の材料特性であるS_y = 310 MPa，S_u = 605 MPaを用いた式(2)の関係を図5に示している．とくに，一様伸び限界ひずみ以下において，K-fit法が実験結果とほぼ一致していることが確認できる．

解析では設定した応力・ひずみ曲線を超える相当応力が発生すると，それ以上の応力に対しては加工硬化が生じない．き裂先端近傍では大きな応力が発生するため，応力・ひずみ曲線の設定範囲も解析に影響を及ぼす可能性がある．本解析では，引張試験において試験片が破断する直前に測定されたひずみ（以後，破断ひずみとよぶ）である1.29（真ひずみ）までの範囲（図５に示した範囲）と，一般的な引張試験で採取可能な一様伸び限界ひずみまでの範囲の２ケースについて解析を行った．また，ポアソン比は0.3，ヤング率は205 GPaとした．

3.2 解析結果

解析で得られた変位と荷重の関係を図６に示す．変位は試験において設定したGL30 mm相当の変位を出力している．２種類の応力・ひずみ曲線（引張試験とK-fit法）と，２種類の応力・ひずみ曲線の範囲（破断ひずみまでと一様伸び限界ひずみまで）の計４通りの解析結果を示している．

全体的な傾向としては，破断ひずみまでの応力・ひずみ曲線を用いた場合の結果（図中でmax. $\varepsilon = \varepsilon_f$と表記）が，一様伸び限界ひずみまでの場合（max. $\varepsilon = \varepsilon_u$と表記）より，変位が大きく，最大荷重が大きくなった．そして，実験における変位は，破断ひずみの場合と一様伸び限界ひずみの場合の中間，または，一様伸び限界ひずみの場合と近い結果となった．また，K-fit法による応力・ひずみ曲線を用いた解析は，引張試験による応力・ひずみ曲線を用いた解析とほぼ一致した．図は省略するが，詳細メッシュを用いて解析した結果との差異は認められなかった．つまり，本解析に用いた有限要素分割は，変位と荷重の関係を算出する上においては，十分な分割であったと判断できる．

最大荷重は，応力・ひずみ曲線の種類にかかわらず，解析が実験を上回る傾向が見られた．解析で得られた最大荷重$P_{max(FEA)}$を，実験における最大荷重$P_{max(exp)}$で正規化した結果を図７に示す．全ての場合において，$P_{max(FEA)}/P_{max(exp)}$は１以上となった．つまり，解析による最大荷重が実験におけるそれより大きくなった．その大きさは，$P_{max(exp)}$に対して，破断ひずみまでの応力・ひずみ曲線を用いた場合で1.05倍から1.15倍程度，一様伸び限界ひずみまでの応力・ひずみ曲線を用いた場合で1.00倍から1.08倍

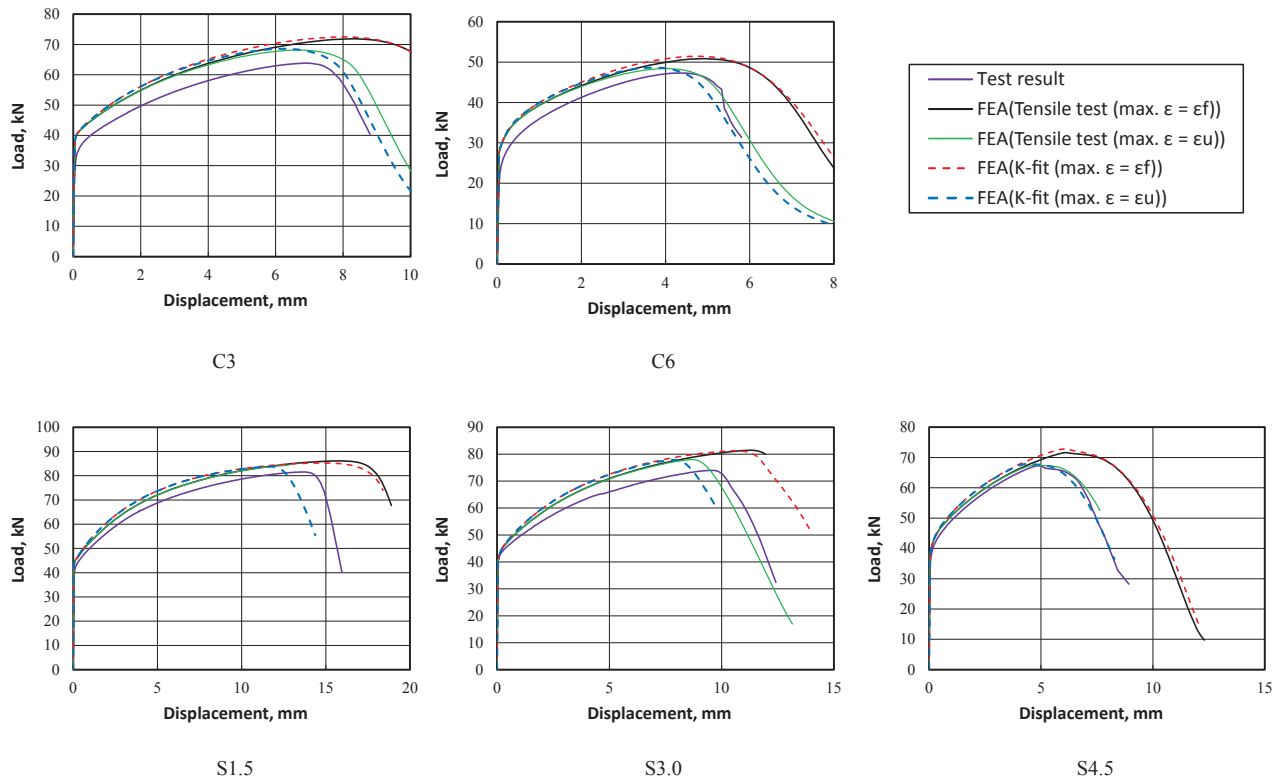


Fig. 6 Relationship between applied load and displacement obtained by finite element analyses. Two kinds of stress-strain curve (IFD method and K-fit method), and two kinds of maximum strain (failure strain and uniform elongation) were adopted to the analyses.

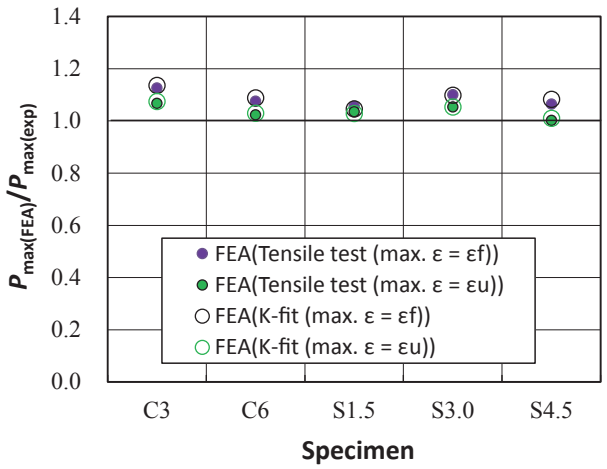


Fig. 7 The maximum load obtained by the finite element analysis $P_{max\ (FEA)}$ normalized by that obtained by tensile tests $P_{max\ (exp)}$. The maximum load by the analyses tended to be larger than the test results regardless of the crack geometry.

程度となった．この要因として，応力・ひずみ曲線のひずみ速度依存性などが考えられるが，詳細は５章にて考察する．

Table 3 Elemental content (mass %) of test material for four point bending tests.

Fe	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
Bal.	0.02	0.47	1.03	0.029	0.002	9.05	16.08

4. 周方向き裂を有する管の４点曲げ試験

4.1 試験方法および結果[10]

試験体は4B，Sch160のSUS304管から製作した．ミルシート記載の材料の化学成分を表３に示す．軸方向に平行な引張試験片の0.2%耐力および引張強さはそれぞれ，211 MPaおよび611 MPaであった．管の外径は，114.3 mm，内径は87.3 mmであったが，４点曲げの支持部が座屈しないように試験片中央の平行部の外径を104 mmまで加工した．試験体外側に60°の角度を有する一様深さのき裂を放電加工によって導入した．き裂の幅はおおよそ0.37 mmであった．き裂深さa = 4 mmおよび6 mmの２体の試験体（表４参照）を試験に供した．以後，それぞれの試験体を用いた試験をP1試験およびP2試験とよぶ．

Table 4 Summary of specimen geometry for pipe bending tests.

Specimen No.	D_o (mm)	t (mm)	a (mm)
P1	104	8.35	4
P2	104	8.35	6

図８に示す内スパン300 mm，外スパン900 mmの治具を用いて5 mm/minの変位速度でモーメント荷重を負荷した．試験は室温大気中にて実施し，試験中の荷重Fと荷重点における変位量（試験機のストローク）を測定した．モーメントと，変位から算出した回転角の関係を図９に示す．荷重FからモーメントMへの変換には，図10のように荷重点の変位dが生じた場合の幾何学的な関係を考慮した次式を用いた．

$$M = \frac{F}{2\cos\gamma} y \qquad (3)$$

試験体は弾性的な変形の後，塑性変形が発生していることがわかる．き裂の相対的に深いP2試験の方が回転角（図10のγ），モーメントとも小さかった．いずれの試験も，図中に破線で表示した時点でき裂が管厚を貫通した．モーメントはき裂貫通時に低下し，貫通後は再び増加に転じている．き裂貫通前の最大モーメントを$M_{\max(\exp)}$と定義した．P2試験では，き裂貫通後にモーメントが最大となったが，実機では内部流体の漏えいも許容されない場合もあることからき裂貫通前の最大値を$M_{\max(\exp)}$とした．

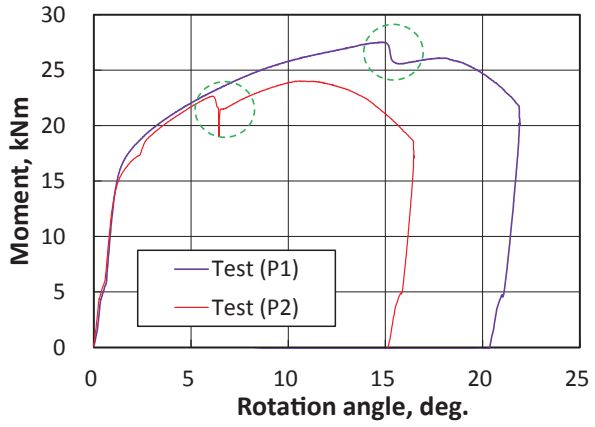


Fig. 9　Change in applied moment with rotation angle obtained by bending test using cracked cylinder. Load drops was caused by crack penetration of wall thickness.

4.2　有限要素解析

試験体の変形をABAQUSによる弾塑性有限要素解析（大変形解析）により再現した．P2試験を対象とした有限要素モデルを図11に示す．20節点低減積分要素を用い，対称性を考慮し全体の４分の１をモデル化した．段を有する直管（全長1000 mm）

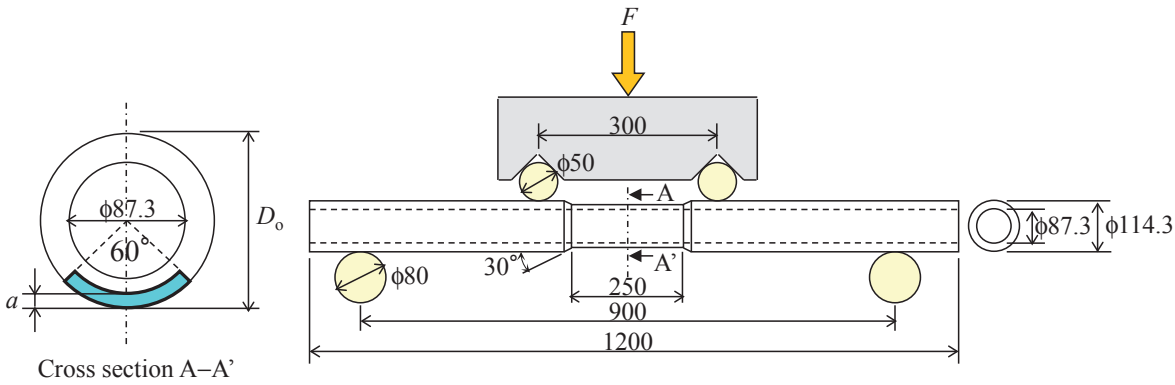


Fig. 8　Geometry specimens and loading system for pipe bending tests.

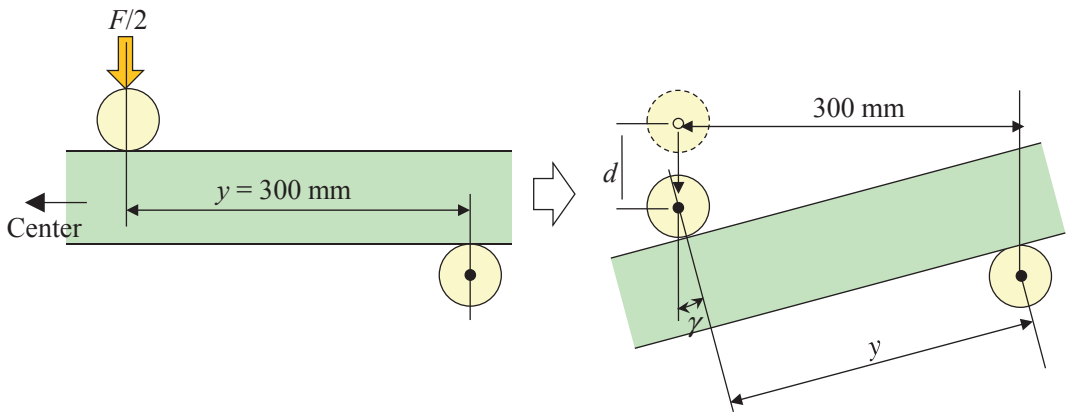


Fig. 10　Geometrical condition for calculating bending moment.

を模擬し，図12に示すように，管の端部に直接曲げモーメントを負荷した．

解析に用いた応力・ひずみ曲線を図13に示す．引張試験の結果と，0.2％耐力（211 MPa）と引張強さ（611 MPa）を用いてK-fit法から推定した曲線の２種類を用いた．平板試験片の解析では図５に示したように，破断ひずみまでの応力・ひずみ曲線も用いたが，ここでの解析では一様伸び限界ひずみを上限とする応力・ひずみ曲線を用いた．また，ポアソン比νは0.3，ヤング率は205 GPaとした．

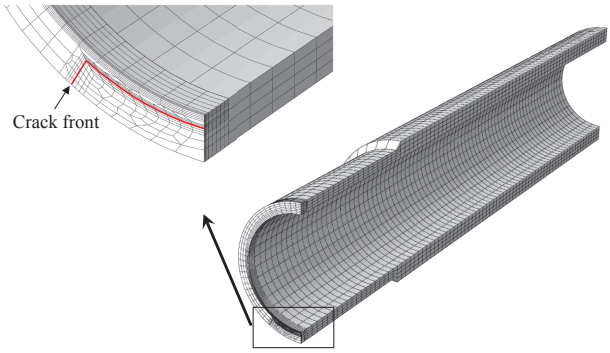


Fig. 11 Finite element mesh used for analysis for simulating deformation of the specimen P2.

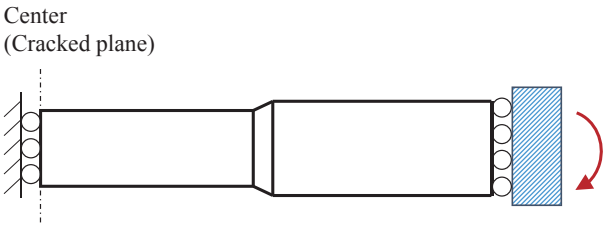


Fig. 12 Boundary conditions for simulating the four points bending tests.

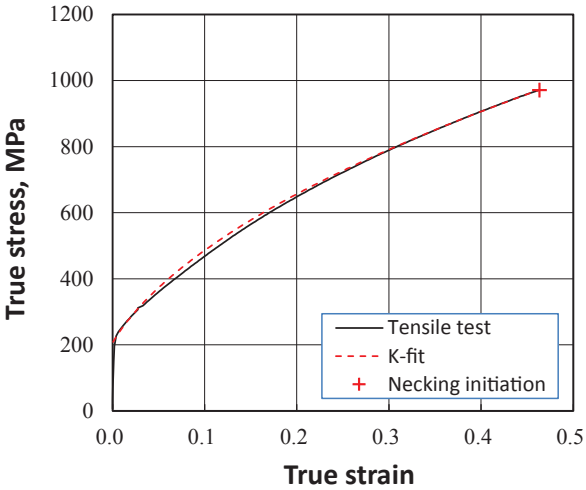
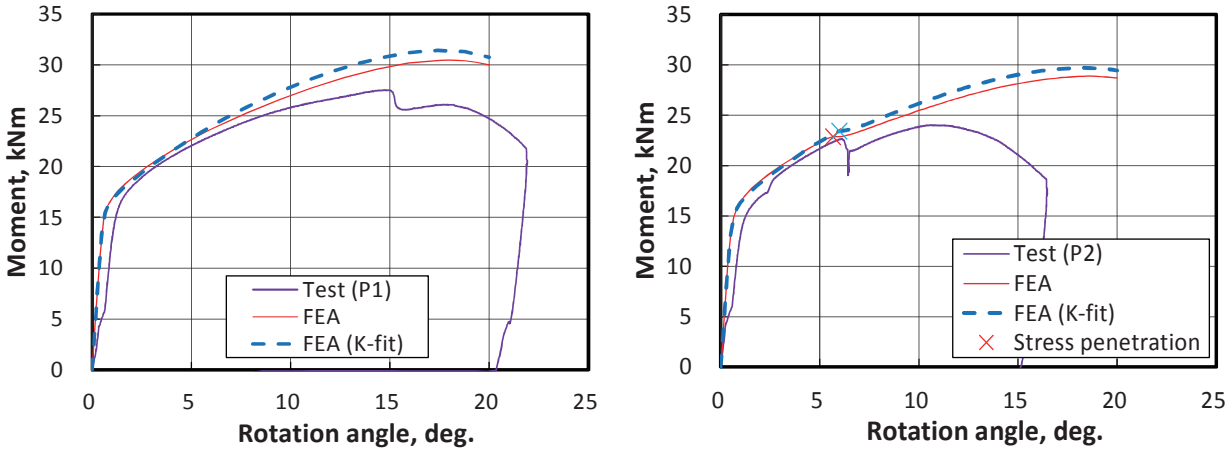


Fig. 13 True stress-strain curve used for finite element analyses. The curve estimated by K-fit method was also used for the analyses. K-fit method could derive almost identical curve to that obtained by the tensile test.

4.3 解析結果

解析によって得られたモーメントと回転角の関係を図14に示す．解析によるモーメントは試験による値より大きい傾向にあるものの試験の変化をおおよそ模擬できている．また，K-fit法による応力・ひずみ曲線を用いた解析は，引張試験による応力・ひずみ曲線を用いた解析とほぼ同じ結果となった．試験の回転角の算出に装置のストロークを用いていることから，とくに弾性域において回転角度が解析より大きくなる傾向にあった．試験では，き裂貫通によってモーメントが低下したが，解析ではP2試験でややモーメントの増加が停滞する傾向が見られた



(a) Test P1 (b) Test P2

Fig. 14 Relationship between applied moment and rotation angle obtained by finite element analyses. The analyses using the stress-strain curve of tensile test and that of K-fit method exhibited similar result.

ものの，き裂貫通に対応する明確な荷重の低下は認められなかった．モーメントは回転角とともに増加し，最大値を示したのち低下に転じた．このモーメントの最大値を$M_{\max(\mathrm{FEA})}$と定義する．$M_{\max(\mathrm{FEA})}$を実験における貫通前の最大モーメント$M_{\max(\mathrm{exp})}$で正規化した結果を図15に示す．解析による最大モーメントは$M_{\max(\mathrm{exp})}$に対してP1試験では1.1倍，P2試験では1.3倍となり，２種類の応力・ひずみ曲線の差は顕著でなかった．

図15には，維持規格で規定されている次式の極限荷重M_{L}に対する$M_{\mathrm{L/Mmax(exp)}}$も示した．

$$M_{\mathrm{L}} = 2\sigma_{\mathrm{f}} R_{\mathrm{m}}^{2} t\left(2\sin\beta - \frac{a}{t}\sin\theta\right) \tag{4}$$

$$\beta = \frac{1}{2}\left(\pi - \frac{a}{t}\theta\right) \tag{5}$$

ここで，θは周方向長さ（角度）の２分の１，R_{m}とtはそれぞれ，管の平均半径と厚さを示す．σ_{f}は流動応力で，0.2%耐力と引張強さの平均値を用いた．式(4)および(5)は，流動応力で降伏する弾完全塑性モデルに対して解析的に導かれる[1]．M_{L}は相対的に$M_{\max(\mathrm{exp})}$に近い値となった．ただ，P2試験に対しては耐荷重を危険側に予測している．

5. 考察

5.1 弾塑性有限要素解析による耐荷重の算出精度

解析によって再現される荷重（モーメント）は，平板試験と４点曲げ試験のいずれの場合も実験結果を上回っていた．この要因として，応力・ひずみ速度のひずみ速度依存性が考えられる．ステンレス鋼では応力・ひずみ曲線はひずみ速度に依存して変化する．き裂部分では相対的にひずみが大きくなり，ひずみ速度が大きくなる．したがって，公称のひずみ速度が同等である引張試験により取得した応力・ひずみ曲線を，き裂先端近傍に対して適用することは，誤差を生じる要因となる可能性がある．前報[9]において実施した半円形状の切欠きを導入した平板試験片を用いた引張試験では，解析により再現された荷重が実験結果を上回っており，応力・ひずみ曲線のひずみ速度依存性がその要因として考察された．また，応力・ひずみ曲線を取得するための引張試験では，一様伸び限界ひずみ以前においても，平均的なひずみの1.2倍程度の局所的なひずみが発生していた[9]．解析では一様伸び限界ひずみ以前はひずみが一様であると仮定して算出した公称応力・ひずみ曲線を用いているが，この仮定が実験と解析に差異を生じる要因になった可能性がある．

平板試験を模擬した解析では，用いる応力・ひずみ曲線の範囲（破断ひずみまでと一様伸び限界ひずみまで）によって最大荷重が変化した．破断ひずみ

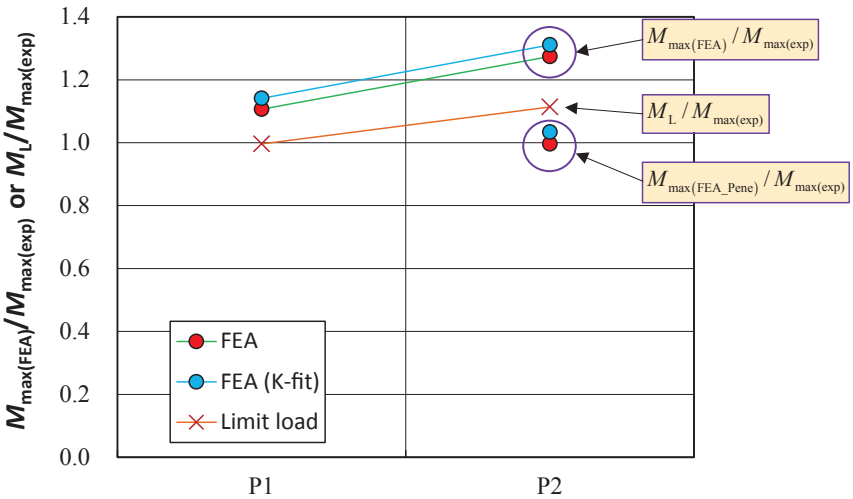


Fig. 15 The maximum moment obtained by the finite element analysis $M_{\max(\mathrm{FEA})}$normalized by that obtained by bending tests $M_{\max(\mathrm{exp})}$. The maximum moment obtained for P2 tests was much larger than the test results. By applying “stress penetration criterion”, the difference between the analysis and test results was reduced.

まで考慮した応力・ひずみ曲線を用いた方が，き裂近傍の変形挙動を含め実際の変形をより忠実に模擬できていると考えられる．き裂先端において相当応力が限界値に到達したときに延性き裂が発生する[13]．応力・ひずみ曲線上では破断ひずみが限界相当応力に対応すると考えられるが，解析では延性き裂の発生および進展が模擬されず，限界ひずみに到達しても耐荷重は大きく変化するわけではない．このことが，破断ひずみまでの曲線を用いて平板試験を模擬した解析の最大荷重と変位が，実験結果を上回った要因となっていた可能性がある．

実機を対象にした評価では，破断ひずみの設定方法が問題となる．破断ひずみは，応力多軸度にも依存する[14]～[18]ことから，構造物やき裂の形状に依存して変化する可能性がある．また，図５や前報[9]でも議論したように，K-fit法による応力・ひずみ曲線は，真ひずみで0.7を超える範囲では，引張試験との差が顕著となった．評価の簡便さと保守的な評価を目的に考えると，応力・ひずみ曲線の設定範囲としては，一様伸び限界ひずみを上限とすることが妥当と考えられる．

5.2　延性き裂の発生の取扱い

貫通き裂試験片では，最大荷重時に延性き裂は発生していた．また，未貫通き裂試験片においても，最大荷重到達後の早いタイミングでき裂の貫通が確認された．したがって，とくにS4.5試験片では，最大荷重到達時に延性き裂がある程度進展していたと推定される．延性き裂の発生は，実断面積の減少により耐荷重の低下をもたらす．とくに，４点曲げ試験においては最大荷重（モーメント）到達前にき裂が貫通し，それにより荷重が低下した．この荷重低下は有限要素解析では明確に再現することはできず，解析による最大荷重は実験のそれを大きく上回る結果となった．ボイド発生モデル[19],[20]や損傷要素モデル[21],[22]を用いて延性き裂（損傷）の発生にともなう変形と荷重変化を模擬する試みも報告されている．しかし，これらのモデルでは，実験的に同定することが困難な定数を含む複数の定数を設定する必要がある．また，損傷モデルを用いた有限要素解析の結果は要素サイズに依存するという問題もある．

本報で想定している弾塑性有限要素解析の目的は，最大荷重（耐荷重）の算出であり，維持規格への適用を考えれば，用いる材料定数は簡便に入手できることが望ましい．弾完全塑性モデルによる極限荷重解析も，その目的を達成する手段の一つと考えることができる．ただ，過度に簡便化した弾完全塑性モデルでは，精度や溶接部への対応などの問題があることは，緒言で指摘したとおりである．本報では，延性き裂発生に伴う耐荷重の低下（き裂の貫通）を有限要素解析に考慮するために，応力貫通クライテリアを適用する．応力貫通クライテリアの定義としては「き裂断面において相当応力が真応力での引張強さを超えた要素が板厚を貫通したときを，延性き裂の貫通と見なす」となる．このようなクライテリアは，減肉配管の破壊[23]や延性破壊[24]など，局所破壊を予測するために一般的に用いられてきた．一般に，延性き裂の発生する限界ひずみ（応力）は一様伸び限界ひずみ（引張強さ）よりも大きい[25]．したがって，延性き裂発生クライテリアを引張強さと考え，それが板厚を貫通した時点を延性き裂の貫通と判断することで，実際の延性き裂の貫通を安全側に考慮できると考えられる．

前章で実施した４点曲げ試験を模擬した弾塑性有限解析において，応力貫通クライテリアを満足した時点を図14において“×”で示した．P1試験では，解析の範囲内で応力貫通クライテリアを満足することはなかった．P2試験では応力貫通クライテリアが実験の延性き裂とよく対応していることがわかる．図15には，応力貫通クライテリアに到達した時点でのモーメント$M_{\max(\mathrm{FEA_Pene})}$も示した．$M_{\max(\mathrm{FEA_Pene})}$を用いることで，実験の耐荷重（延性き裂貫通時の荷重）を極限荷重評価よりも精度よく予測できた．

5.3　維持規格に対する弾塑性有限要素解析の適用

原子力発電プラントの機器設計においては，通常の運転状態（誤作動や軽微な故障を含む）に対応した供用状態ＡおよびB，故障や異常な作動等の発生を想定した運転状態に対応する供用状態C，異常な事態に対応した供用状態Ｄが定義されている．そして，供用状態ＡおよびＢに対しては，変形を弾性域に抑えるように設計されるが，供用状態Ｃでは構造不連続部等に対しての変形が許容される．さらに，供用状態Ｄでは全断面にわたっての変形を許容している．通常は発生しない異常状態を想定する供用

状態Ｄでは機能が維持されることが重要であり，機器が変形することは問題にしないという考え方に基づく．一方，維持規格においてもそれぞれの供用状態に対応し許容状態（A，B，CおよびD）が定義され，許容状態に対応した許容荷重が算出される．しかし，設計規格のように，各許容状態に対してどのような変形を許容するかは明確でない[10]．規定では，流動応力を用いて算出された極限荷重に対して，許容状態ＡおよびＢに対しては３倍，ＣおよびＤに対しては1.5倍を基本に安全率を算出している．降伏強度と引張強さの平均である流動応力に到達した時点では，既に降伏が開始しているとことになり，そこから1.5倍の安全率を考慮することで，変形を防止できるという保証はない[26]．これに対し，降伏強度の明確な応力・ひずみ曲線を用いた評価では，機器設計と同様に許容状態ＡおよびＢに対しては変形を防止するという観点からの規定が可能となる．図２や図14に示すように，き裂を有する構造物であっても，巨視的な変形は弾性的な変形の後に，見かけ上の降伏が発生する．供用状態ＡおよびＢに対しては，有意な変形は防止されるべきであるので，見かけ上の降伏が発生する荷重より低い荷重を許容荷重として設定することが考えられる．そして，供用状態ＣおよびＤに対しては，変形を許容するという考え方から最大荷重，または応力貫通クライテリアを用いて許容荷重を規定することができる．

以上の結果および考察より，維持規格において弾塑性有限要素解析に基づく耐荷重の算出する手順として以下が考えられる．

(1) 当該材料を用いた引張試験から応力・ひずみ曲線を得る．または，降伏強度と引張強さからK-fit法により推定する．
(2) 弾塑性有限要素解析を実施する．用いる応力・ひずみ曲線の上限は一様伸び限界とする．
(3) 荷重と変位の関係から見かけ上の降伏荷重（供用状態ＡおよびＢに対応）と最大荷重（供用状態ＣおよびＤに対応）を算出する．ただし，いずれの荷重も実際の荷重を1.2倍程度危険側に予測している可能性があるので，その影響を補正する必要がある．
(4) とくに曲げ荷重に対しては，応力貫通クライテリアにより延性き裂の貫通の有無を調べる．貫通が確認された場合は，貫通時の荷重を最大荷重と見なす．

維持規格では式(4)にしたがい極限荷重が算出される．そこで用いられる材料定数は流動応力のみで，応力・ひずみ曲線で表されるような比較的大きな加工硬化特性は評価の中には陽には反映されていない．また，式の導出過程には延性き裂の発生は考慮されていない．それにもかかわらず式(4)を耐荷重算出に適用しているのは，配管の破壊試験によって式(4)の有効性が示されていることが根拠となっている．しかし，その実験の中には，P2試験のように極限荷重が危険側の予測となるような例も少なからず確認されている[4]．弾完全塑性モデルに基づく解析は，必ずしも実際の構造物の変形を模擬することを意図していないので，実験と解析に差が生じていた場合に，その本質的な要因を考察するには限界がある．また，経験的にその妥当性を示されてきた式(4)を，実験で確認した以外の材料や形状に対して適用することは慎重でなければならない．一方，本報で行った弾塑性有限要素解析は，誤差はあるものの実際の構造物の変形を模擬することを意図しており，耐荷重を精度よく予測できる可能性がある．また，溶接部などの材料が不均一な部位や，複雑な形状をした構造物など，実験による確認が困難な部位に対しても適用できる汎用性を有している．

6. 結言

維持規格における延性材料構造物の耐荷重を算出する手段として，現状の弾完全塑性モデルを想定した極限荷重評価に代わり，応力・ひずみ曲線を用いた弾塑性有限要素解析を適用することを検討した．まず，き裂を導入したステンレス鋼平板の引張試験を行った．また，き裂を導入したステンレス鋼管の４点曲げ試験も参照した．そして，弾塑性有限要素解析によって実験を模擬し，得られた最大荷重を実験結果と比較した．そして，維持規格への適用に向けた評価手順の検討を行った．結果は以下のように要約できる．

(1) 貫通き裂，非貫通き裂（表面き裂）を導入したステンレス鋼平板に引張り荷重を負荷すると，き裂が鈍化しながら変形した．そして，最大荷重到達時に延性き裂が発生する場合があったが，その大きさは耐荷重に顕著な影響を及ぼすものではなかった．
(2) 弾塑性有限要素解析によって，試験における

変位と荷重の関係をおおむね模擬することができた．算出された最大荷重は，実験値の1.15倍程度となることもあった．K-fit法によって推定した応力・ひずみ曲線を用いた解析は，引張試験によって得られた曲線を用いた場合とほぼ同じ結果となった．

(3) き裂を導入したステンレス管の４点曲げ試験における荷重と変位の関係を，弾塑性有限要素解析によってほぼ再現することができた．ただし，試験で発生した延性き裂の貫通による荷重の低下を，有限要素解析によって明確に模擬することはできなかった．

(4) 弾塑性有限要素解析において，引張強さを超えた要素が板厚を貫通した場合に延性き裂の貫通と見なす応力貫通クライテリアを提案した．このクライテリアを適用することで，４点曲げ試験の延性き裂の貫通を予測することができた．

(5) K-fit法によって推定した応力・ひずみ曲線を用いた弾性有限要素解析，および応力貫通クライテリアを適用した維持規格のための耐荷重算出手順を示した．

(6) 弾塑性有限要素解析を適用することで，許容状態ＡおよびＢに対しては変形を防止する，許容状態ＣおよびＤに対しては，破壊を防止するという意図を明確にした許容荷重を定義できることを考察した．

文献

(1) 日本機械学会，発電用原子力設備規格維持規格, JSME S NA1-2012 (2012a), 日本機械学会.

(2) 日本機械学会，発電用原子力設備規格設計・建設規格，JSME S NC1-2012（2012b），日本機械学会.

(3) 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, No.748（2008），pp.1485-1492.

(4) Machida, H., Itatani, M. and Kamaya, M., Revision of flaw evaluation methods of pipes having a circumferential flaw in fitness for service code, Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Conference（2014），PVP2014-29053.

(5) 町田秀夫，荒川学，周方向表面欠陥を有する管の欠陥評価に用いる安全率，日本機械学会論文集，Vol.81, No.824（2015）DOI: 10.1299/transjsme.14-00603.

(6) 川久保政洋，釜谷昌幸，3次元デジタル画像相関法による溶接部における不均一強度分布の同定，日本機械学会論文集Ａ編，Vol. 79, No. 806（2013），pp.1517-1529.

(7) EDF Energy Nuclear Generation, R6 Revision 4 Assessment of the integrity of structures containing defects（2001），EDF Energy Nuclear Generation.

(8) Kamaya, M., Stress-strain curve estimation procedures for stainless steels based on yield and ultimate strengths, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 127（2014a），pp.194-210.

(9) 釜谷昌幸，一様伸び限界以降を含むステンレス鋼の応力・ひずみ曲線の取得方法，Bulletin of the JSME, Transactions of JSME (in Japanese)，Vol. 80, No.818（2014）DOI: 10.1299/transjsme.2014smm0297.

(10) 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, No. 801（2013），pp.657-671.

(11) JNES, ニッケル基合金溶接金属の破壊評価手法実証に関する事業報告書（平成19年度），08基材報-0012（2008），原子力安全基盤機構.

(12) 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.

(13) Kamaya, M., Estimation of elastic-plastic fracture toughness by numerical simulation based on a stress-based criterion for ductile crack initiation, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 117-118（2014b），pp.2-8.

(14) Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C., On the mechanisms of ductile failure in high-

strength steels subjected to multi-axial stress-states, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 23 (1976), pp.147-160.
(15) 大塚昭夫，宮田隆司，西村誠二，木村雅保，馬淵宗人，低強度鋼における延性破壊の発生に及ぼす応力三軸度の影響，材料，Vol. 29 (1980)，pp.717-723.
(16) 平松秀基，道場康二，豊田政男，応力三軸度が小さい力学状態における構造用材料の延性き裂発生特性，日本造船学会論文集，Vol. 192 (2002)，pp.563-571.
(17) 榎並啓太郎，萩原行人，三村宏，高張力鋼の延性・脆性破壊発生評価手法，日本造船学会論文集，Vol. 195 (2004)，pp.263-270.
(18) Kamaya, M., A stress-based criterion for ductile crack initiation of pre-strained carbon steel, Engineering Fracture Mechanics, Vol.96 (2012)，pp.461-479.
(19) Gurson, A. L., Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth. part 1-yield criteria and flow rules for porous ductile media, Journal of Engineering Material Technology, Vol. 99 (1977)，pp. 2-15.
(20) 須賀一博，菊池正紀，新井洋平，川崎翔太，長さの異なる貫通き裂の延性破壊進展評価，日本機械学会論文集A編，Vol. 77, No. 782 (2011)，pp.1517-1529.
(21) Kim, J. H., Kim, N. H., Kim, Y. J. and Shim, D. J., Element size dependent damage modeling of ductile crack growth in circumferential through-wall cracked pipe tests, Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Conference (2012)，PVP2012-78277.
(22) Shim, D. J., Rudland, D. and Brust, F, Comparison of through-wall and complex crack behaviors in dissimilar metal weld pipe using cohesive zone modeling, Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Conference (2013)，PVP2013-98041.
(23) 伊藤嘉晃，飯井俊行，減肉配管の有限要素解析結果に対する限界曲げ荷重評価基準の提案，日本機械学会論文集A編，Vol. 77, No. 783 (2011)，pp.1871-1883.
(24) Hasegawa, K., Shimizu, T., Sakata, S. and Shida, S., Leakage and breakage estimation based on a net-stress approach for stainless steel pipes with circumferential cracks, Nuclear Engineering and Design, Vol.81 (1984)，pp.285-290.
(25) 釜谷昌幸，SM490鋼の弾塑性破壊靭性に及ぼす塑性ひずみの影響（応力破壊基準による検討），材料，Vol. 61 (2012)，pp.932-939.
(26) 北条公信，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, No. 799 (2013)，pp.349-353.