

塑性ひずみによる欠陥構造物の破壊強度の変化

Effect of Plastic Strain on Fracture Strength of Cracked Components

釜谷 昌幸 (Masayuki Kamaya)*

要約 原子力発電プラント機器は、地震によって大きな荷重を受け、場合によっては塑性ひずみが発生する可能性がある。一般に、塑性ひずみは材料の強度を上昇させるが、き裂が存在した場合は破壊靭性を低下させる可能性がある。そこで、本研究では欠陥構造物の破壊荷重の変化を評価した。まず、316 ステンレス鋼と SM490 鋼を用いて引張特性および破壊靭性の塑性ひずみによる変化を調べた。塑性ひずみ量は5%、10%、20%と40%（ステンレス鋼のみ）とした。次に、管表面に存在するき裂の破壊駆動力（J積分値）を有限要素法によって評価した。そして、J積分値と破壊靭性値の関係から破壊荷重を算出した。この結果、欠陥構造物の破壊荷重は、塑性ひずみが大きくなると最終的には低下するが、塑性ひずみが10%以下の場合には逆に破壊荷重が大きくなることが明らかとなった。

キーワード 塑性ひずみ, 破壊靭性, 破壊強度, 冷間加工, ステンレス鋼, 2パラメータ評価法

Abstract Nuclear power plant components are occasionally subjected to large load by earthquake and may suffer plastic strain. Although the plastic strain induced in materials increases the strength, it may reduce the fracture toughness due to a crack in the components. In this study, the effect of the plastic strain on strength of cracked components was investigated. Firstly, the change in the tensile properties and fracture toughness due to plastic strain were examined for Type 316 stainless steel and carbon steel (SM490). The degree of nominal plastic strain was 5%, 10%, 20% and 40% (only for stainless steel). Secondly, the J-integral values of surface crack on a pipe were evaluated by finite element analyses. Finally, the critical load for fracture of the cracked pipe was evaluated for various pipe and crack geometries using the J-integral values and the fracture toughness obtained. It was concluded that the plastic strain enhances the fracture strength of the cracked components when the induced plastic strain is less than 10%, although the extremely large plastic strain could reduce the strength.

Keywords plastic strain; fracture toughness, fracture strength, cold work, stainless steel, two-parameter method

1. 緒論

原子力発電プラントにおいて、地震荷重の構造健全性へ及ぼす影響が問題となっている。過大な地震荷重により材料に塑性変形が加わると、強度と変形特性が変化する。一般に、構造材料は塑性ひずみによって硬くなり強度が上昇するが、硬くなると脆くなり切り欠き強度（破壊靭性）が小さくなる⁽¹⁾。したがって、構造強度の観点からは塑性ひずみは安全側の影響を及ぼすが、き裂などの欠陥が存在した場合は、必ずしも安全側とは限らない。

欠陥を有する材料の強度は破壊靭性で表すことが

できる。Bar-onらは高強度鋼を用いて、破壊靭性の大きさを示す延性き裂進展抵抗曲線（J-R曲線）が塑性ひずみによって低下することを示している⁽²⁾。また、Banks-sillsらはアルミ合金の平面ひずみ破壊靭性 K_{IC} が塑性ひずみによって低下する（20%の塑性ひずみで5%程度）ことを示している⁽³⁾。316 ステンレス鋼については、Chipperfieldが塑性ひずみにより弾塑性破壊靭性 J_{IC} が低下する（30%の塑性ひずみで60%程度）ことを報告している⁽⁴⁾。このように、塑性ひずみによって破壊靭性は低下し、その程度はステンレス鋼が相対的に大きいようである⁽⁵⁾。

一方、欠陥を有する構造物の破壊強度は、破壊靭

* (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

性で代表されるような材料の破壊に対する抵抗のみでなく、応力拡大係数 (K 値) や J 積分値 (J 値) などの破壊駆動力にも影響を受ける。とくに、延性的な破壊の駆動力を示すパラメータである J 値は、同じ荷重条件でも塑性ひずみを加えると変化する。原子力発電プラント構造材料の多くは、延性的な破壊挙動を示すことから、塑性ひずみの破壊強度に及ぼす影響を把握するためには、破壊靱性と J 値の両方の変化を考慮する必要がある。

本研究では、SUS316 鋼と SM490 鋼を対象に、欠陥を有する構造物の破壊荷重に及ぼす塑性ひずみの影響を調べた。まず、両材料の塑性ひずみによる引張特性と破壊靱性の変化を実験的に調べた。次に、有限要素法によって塑性ひずみによる J 値の変化を解析した。そして、得られた結果をもとに、内面に周方向欠陥、および軸方向欠陥を有する管の破壊荷重と塑性ひずみの関係を評価した。

2. 機械特性試験

2.1 供試材

供試材には市販の 316 ステンレス鋼と SM490 鋼の板材を用いた。ミルシートによる化学組成を表 1

表 1 化学組成 (wt %)。

(a) SUS316 鋼

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

(b) SM490 鋼

Fe	C	Si	Mn	P	S	V
Bal.	0.16	0.31	1.35	0.019	0.004	0.033

に示す。それぞれの材料に対し大気中で圧延方向に平行にロール加工を加えた。加工による板厚変化率で塑性ひずみ量を定義し、それぞれ 5%、10%、20% および 40% (ステンレス鋼のみ) とした。これらに 0% ひずみ材を加えて、塑性ひずみに対する機械特性の変化を調べる。本研究では、例えば 10% 加工したステンレス鋼は SUS-10、20% 加工した SM490 鋼は SM-20 と表記する。

2.2 試験方法

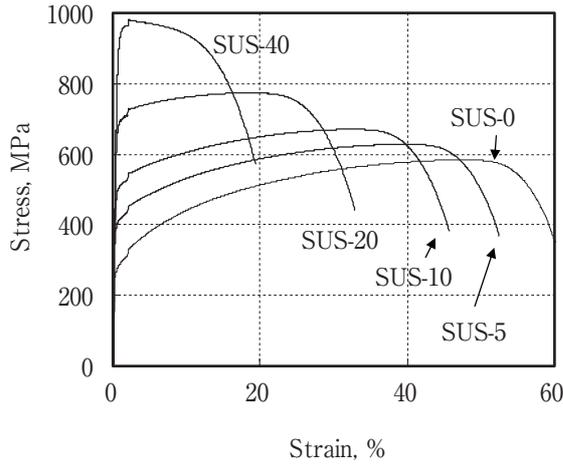
室温において、引張試験および破壊靱性試験を実施した。引張試験は直径 6mm の丸棒試験片を用い、破壊靱性試験は厚さ 25mm の破壊力学試験片 (1TCT) を用いた。ただし、SUS-40 については、加工によって板厚が減少したため試験片厚さを 20mm とした。引張試験片は圧延方向に平行に、破壊靱性試験はき裂面法線が圧延方向に平行になるように採取した。破壊靱性試験では疲労予き裂導入後、サイドグループを導入し、ASTM1820⁽⁶⁾に従い実施した。

2.3 試験結果

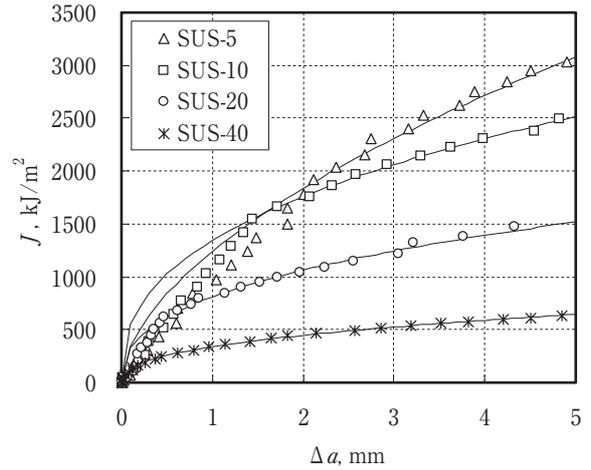
引張試験の結果を表 2 に示す。塑性ひずみによって、延性が低下し、降伏強度と引張強度が上昇していることが分かる。公称応力と公称ひずみの関係を図 1 に示す。塑性ひずみが大きくなると、材料の伸びが減少し、SUS-40 および SM-20 においては、一様伸び (引張強度時のひずみ) は 5% 以下となった。これらの応力 σ とひずみ ϵ の関係を次式の Ramberg-Osgood 則によって近似した。

表 2 機械特性 (引張試験結果) (室温 23°C)

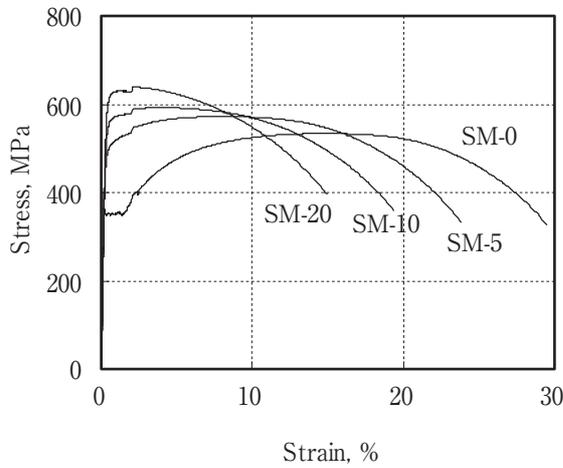
	Plastic strain (%)	Yield Strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	Reduction in area (%)	Young's modulus (GPa)	α	n	J_0 (kJ/m ²)	C_1	C_2
SUS316	0	258	584	60.3	83.0	205	3.46	5.62	—	—	—
	5	388	628	52.3	81.2	197	2.17	9.43	—	1239	0.566
	10	478	671	45.3	80.0	193	1.28	13.9	—	1344	0.389
	20	643	774	33.0	78.3	191	0.316	26.1	726	812	0.388
	40	870	982	19.7	73.6	183	0.339	17.1	207	338	0.401
SM490	0	365	534	29.7	74.6	208	7.41	5.32	313	432	0.430
	5	494	572	24.0	75.6	209	1.03	22.3	527	640	0.492
	10	547	592	19.3	71.6	208	0.458	42.6	109	190	0.408
	20	607	640	15.0	69.8	207	0.371	58.1	—	—	—



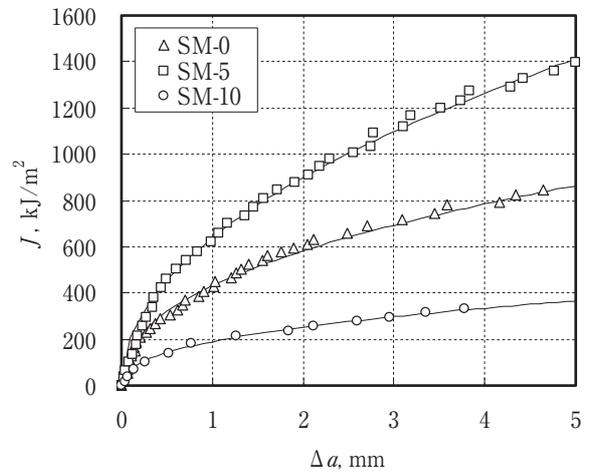
(a) ステンレス鋼



(a) ステンレス鋼



(b) SM490 鋼



(b) SM490 鋼

図1 公称応力と公称ひずみの関係

図2 延性き裂進展抵抗曲線 (J-R 曲線)

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + a \left(\frac{\sigma}{\sigma_y} \right)^n \quad (1)$$

σ_y と ϵ_y は降伏強度 (0.2% 耐力) とその時のひずみを示す。 a と n は定数で、降伏強度におけるひずみから一様伸びの 80% の範囲において回帰分析によって求めた。得られた a と n は表 2 に示している。

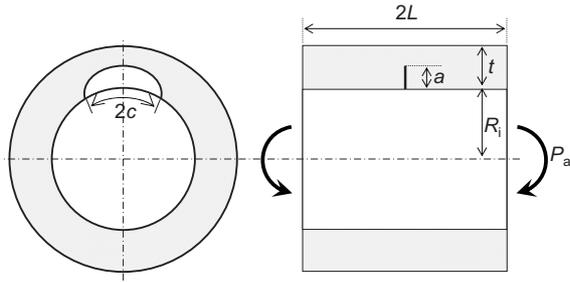
図 2 は破壊靱性試験によって得られた J-R 曲線を示す。一般に、ステンレス鋼は破壊靱性が大きく、延性き裂が発生しにくい⁽⁷⁾。本試験においても塑性ひずみを加えないステンレス鋼 (SUS-0) では延性き裂が発生せず、J-R 曲線を取得できなかった。また、SM-20 は試験途中で脆性破壊が発生したため J-R 曲線を得ることができなかった。SM490 鋼とステンレス鋼を比べると、SM490 鋼の方が同じ延性き裂進展量 Δa に対する J 値が小さい。全体的な傾向

としては、J-R 曲線は塑性ひずみが大きくなると下側に移行する (破壊靱性が小さくなる) が、SM-5 が SM-0 より大きくなるなど、加工度に対して単調な変化とはならなかった。

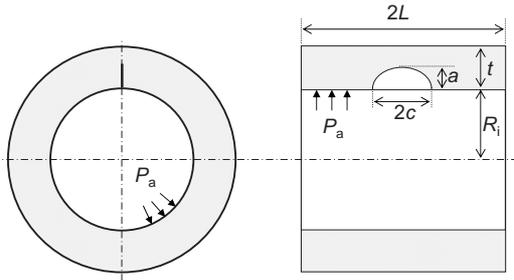
得られた J-R 曲線は次式で近似した。

$$J = C_1 (\Delta a)^{C_2} \quad (2)$$

ここで、 C_1 と C_2 は定数で、値は表 2 に示している。また、図 2 の実線はこの近似式を示す。後に実施する破壊評価では Δa が 2mm から 3mm 程度の範囲が評価の対象となったことから、この範囲以上で実験結果と一致するように近似した。



(a) 周方向き裂 (曲げ荷重)



(b) 軸方向き裂 (内圧荷重)

図3 評価の対象

3. 破壊評価

3.1 解析対象

破壊評価の対象は図3に示す周方向の半楕円表面き裂を有する曲げ荷重の作用する管、および軸方向の半楕円表面き裂を有する内圧荷重下の管とする。管とき裂形状は、管内半径 R_i と板厚 t の比を $R_i/t = 5$ 、き裂深さ a を $0.3t$ 、 $0.5t$ および $0.7t$ とした。そしてき裂の表面長さを $2c = 4a$ とした。また、管径は 36B (外径 914.4mm) とした。

3.2 解析方法

破壊荷重の算出には2パラメータ評価法を用いる⁽⁷⁾。評価に必要な破壊評価曲線 (FAC) は日本機械学会維持規格⁽⁷⁾にしたがい以下の手順で求めた。

管に荷重を荷重したときの次式で定義されるパラメータ S_r と K_r をそれぞれ横軸と縦軸にプロットする。

$$S_r = \frac{P}{P_c} \quad (3)$$

$$K_r = \sqrt{\frac{J_e}{J}} \quad (4)$$

ここで、 P は曲げ応力または内圧による応力、 P_c は降伏強度に対する塑性崩壊時の応力で次式によって与えられる。

(周方向き裂)

$$P_c = \frac{2\sigma_y}{\pi} \left(2\sin\beta - \frac{a}{t} \sin\frac{c}{R_i} \right) \quad (5)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \left(\pi - \frac{ac}{R_i t} \right) \quad (6)$$

(軸方向き裂)

$$P_c = \sigma_y \frac{t/a - 1}{t/a - 1/M} \quad (7)$$

$$M = \sqrt{1 + \frac{1.61c^2}{R_m t}} \quad (8)$$

R_m は管の平均半径である。荷重を変化させたときの座標 (S_r , K_r) の軌跡が FAC となる。ただし、荷重が流動応力 σ_f を基準とする塑性崩壊応力 ($P_c \times \sigma_f / \sigma_y$) で与えられる。以下、塑性崩壊荷重と呼ぶ) に達すると管は塑性崩壊すると想定されることから、 S_r の上限は σ_f / σ_y とする。ここで、流動応力は降伏強度と引張強度の平均とした。(4)式において J は J 値を示し、 J_e は欠陥構造物を弾性体と見なした場合に求まる弾性 J 値であり、それぞれ有限要素解析によって求めた。有限要素解析には汎用の有限要素コードである ABAQUS を用いた。構成式には(1)式の関係と表2の定数を用いた。荷重を零から $S_r = \sigma_f / \sigma_y$ まで5パーセント刻みで上昇させながら J 値を解析し、FAC を求めた⁽⁸⁾。

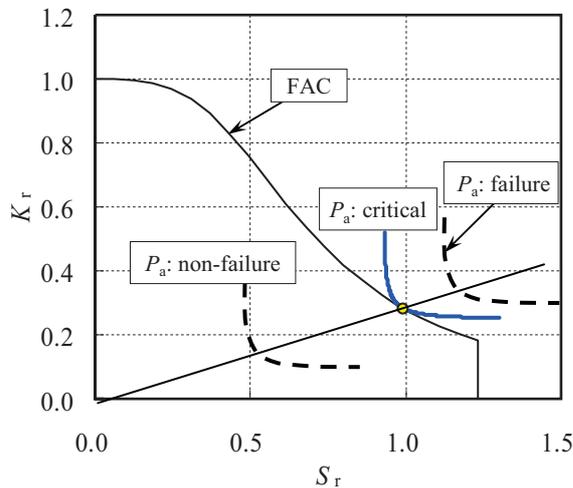
つぎに、材料の破壊に対する抵抗を代表するカーブ (材料抵抗カーブ) を J - R 曲線を用いて次式により求める。

$$S'_r = \frac{P_a}{P_c} \quad (9)$$

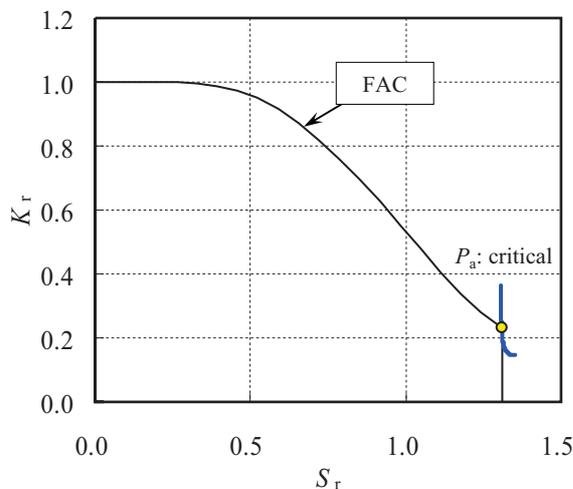
$$K'_r = \frac{K(a + \Delta a)}{\sqrt{\frac{EJ(\Delta a)}{1 - \nu^2}}} \quad (10)$$

P_a は負荷される荷重、 $J(\Delta a)$ は J - R 曲線におけるき裂進展量 Δa に対する破壊靱性値を示す。 $K(a + \Delta a)$ は深さ $a + \Delta a$ のき裂に対する応力拡大係数を示し

周方向き裂には Chapuliot の式⁽⁹⁾、軸方向き裂には API の式⁽¹⁰⁾を用いた。 E 、 ν はヤング率とポアソン比で、それぞれ表 2 の実験値と 0.3 を用いた。き裂を a から Δa 進展させたときの座標 (S_r', K_r') の軌跡が、FAC と交わるか内側にあれば、対象の構造物は破壊しないと判断される。図 4 に FAC と材料抵抗カーブの例を示す。 P_a を変化させると材料抵抗カーブは原点を通る直線上を移動する。図 4(a) の例では、荷重が小さい場合は材料抵抗カーブが FAC の内側にあり、その荷重では破壊しないと判断される。逆に、荷重が大きい場合は FAC の外側となり破壊すると判断される。そして、2つの曲線が接するときの P_a が破壊しない限界の荷重、つまり破壊荷重となる。2つのカーブの接点の S_r が上限値である



(a) SM-0 (軸方向き裂, $a/t = 0.5$)



(b) SUS-5 (周方向き裂, $a/t = 0.3$)

図 4 FAC の例

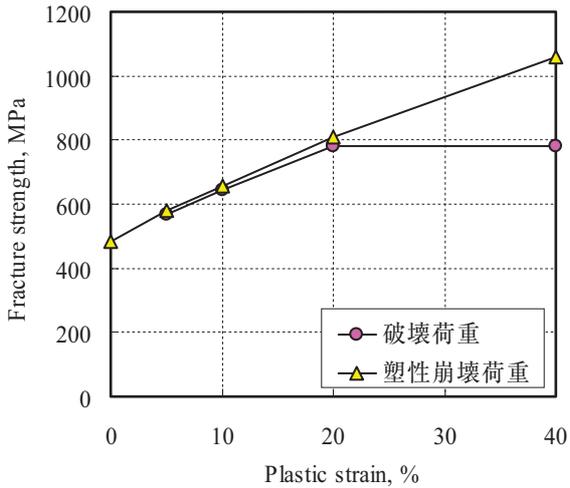
σ_f / σ_y より小さい場合 ($P_a < P_c$ の場合)、限界荷重を超えると延性き裂が不安定に進展し、き裂を起点とした破壊が生じる (以後、この破壊を延性き裂不安定進展破壊と呼ぶ)。一方、図 4(b) に示すように、 S_r が σ_f / σ_y と一致する場合、破壊荷重は塑性崩壊荷重と同じになる。つまり、延性き裂を起点に破壊するのではなく、欠陥面の断面積の荷重が材料強度 (流動応力) に達して塑性崩壊が生じると判断される。

3.3 解析結果

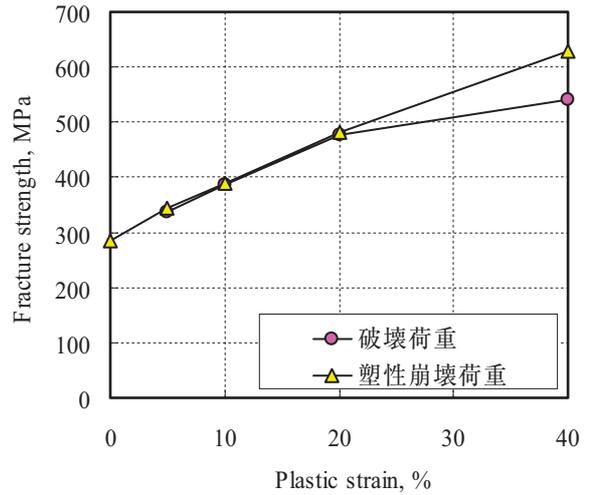
図 5 と図 6 に周方向き裂および軸方向き裂の塑性ひずみと破壊荷重の関係を示す。図には、塑性崩壊荷重も示している。SM-20 では J-R 曲線を得ることができなかったが、破壊靱性試験で得られた K_Q 値 ($70.4 \text{ MPam}^{0.5}$) から破壊荷重を評価した。塑性ひずみにより流動応力が大きくなるので、塑性崩壊荷重は塑性ひずみに対して単調に増加する。また、その傾きは加工硬化の大きいステンレス鋼の方が大きい。

高い破壊靱性を有するステンレス鋼では塑性ひずみが小さい場合は、破壊荷重は塑性崩壊荷重と一致する。つまり、延性き裂不安定進展破壊ではなく塑性崩壊によって破壊する。ただし、塑性ひずみが 40% になると、破壊荷重が塑性崩壊荷重を下回る。つまり、塑性崩壊前に、延性き裂不安定進展破壊が発生する。これに対して、SM490 鋼は塑性ひずみのない状態でも延性き裂不安定進展破壊が発生する。5% の塑性ひずみを加えると、図 2 で示したように破壊靱性が上昇し、き裂を起点とした破壊が発生しにくくなり、塑性崩壊によって破壊する。しかし、10% 以上の塑性ひずみでは再び破壊靱性が低下し、20% では脆性的にき裂が発生して塑性ひずみを加えない場合より小さな荷重で破壊すると評価された。

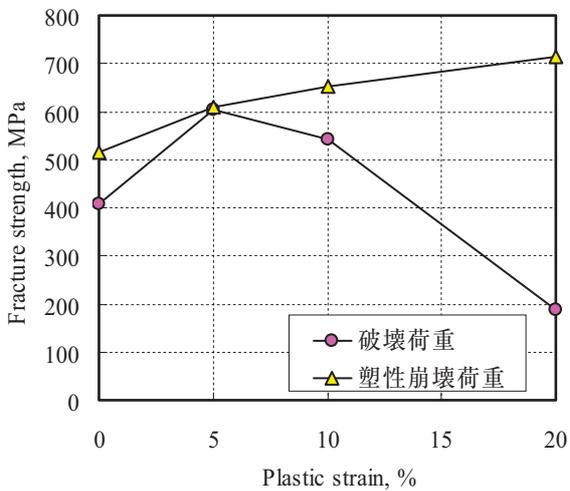
塑性ひずみを加えない材料 (0% ひずみ材) の破壊荷重で正規化した破壊荷重を図 7 と図 8 に示す。ここで、J-R 曲線の得られなかったステンレス鋼の 0% ひずみ材の破壊荷重は塑性崩壊荷重とした。ステンレス鋼では塑性ひずみによって破壊荷重が大きくなるのが分かる。SM490 鋼についても、20% ひずみ材の破壊荷重が小さくなるものの、10% 以下では破壊荷重は 0% ひずみ材を上回った。つまり、大局的には塑性ひずみによって延性き裂不安定進展破壊が発生しやすくなるものの、10% 以下の塑性ひずみにおいては破壊荷重が増加する。また、その変化は



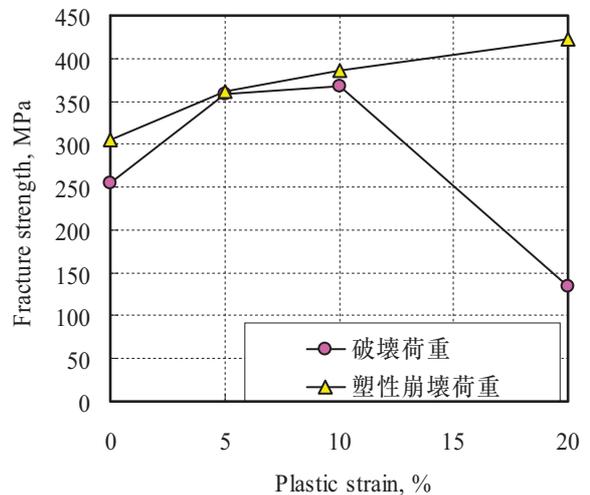
(a) ステンレス鋼



(a) ステンレス鋼



(b) SM490 鋼



(b) SM490 鋼

図5 破壊強度 (周方向き裂, $a/t = 0.7$)

図6 破壊強度 (軸方向き裂, $a/t = 0.7$)

軸方向き裂と周方向き裂, き裂深さによらずほぼ同一であった.

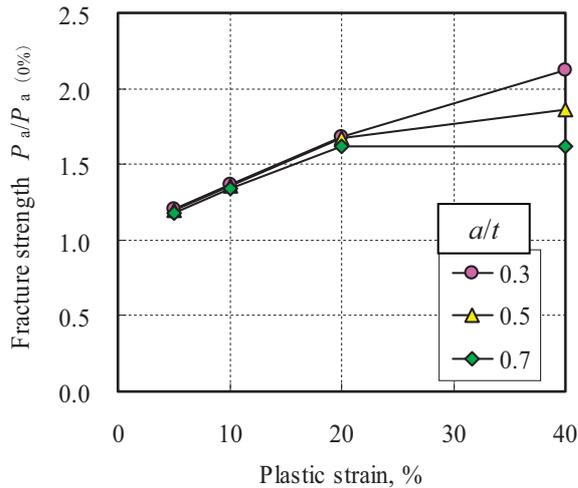
4. 考察

4.1 塑性ひずみと破壊靱性の関係

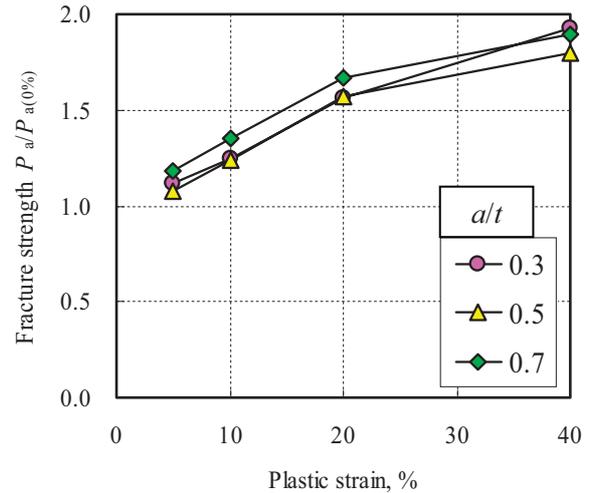
破壊靱性 (J-R 曲線) は, 塑性ひずみが0%と5%では変化が少ないか (ステンレス鋼), 上昇する (SM490 鋼) もの, 全体的には塑性ひずみが増加すると低下する傾向を示した. そして, SM-20 では延性き裂ではなく, 脆性き裂が発生した. このように, 塑性ひずみによって破壊靱性が低下する要因として以下の2点が考えられる.

第1の要因は, 塑性ひずみによる材料の加工硬化

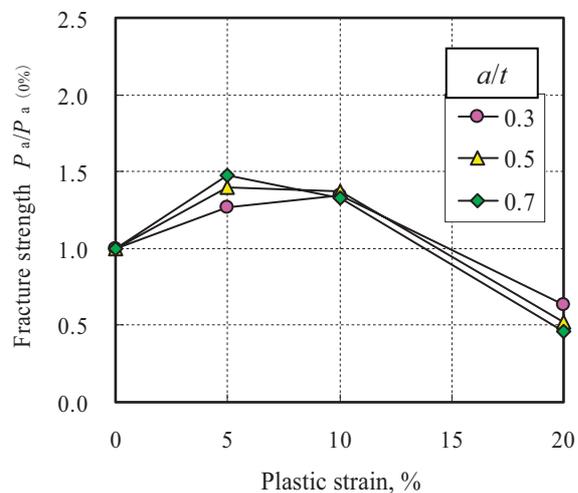
能の減少である. 本実験で使用したステンレス鋼とSM490 鋼は図1で示したように大きな加工硬化能を有する. したがって, 破壊靱性試験において荷重がき裂先端に集中し, 局所的に変形しても, その部位での変形抵抗が上昇する. これにより, 変形する領域はき裂先端に集中することなく, き裂先端周囲の未変形領域に分散され, き裂先端は鈍化する (図9 (a)). そして, 鈍化したき裂先端のひずみが限界値に達すると延性き裂が発生する. 一方, 塑性ひずみが増えると, 加工硬化能が小さくなり, 引張試験における一様伸びは小さくなる. このような材料では, 破壊靱性試験においてき裂先端に局所的な変形が発生しても, 材料の変形抵抗の増加は小さい. そして, 変形部位がき裂先端に限定され, き裂先端が鈍化することなく限界ひずみまで変形が進行し, 比較的小



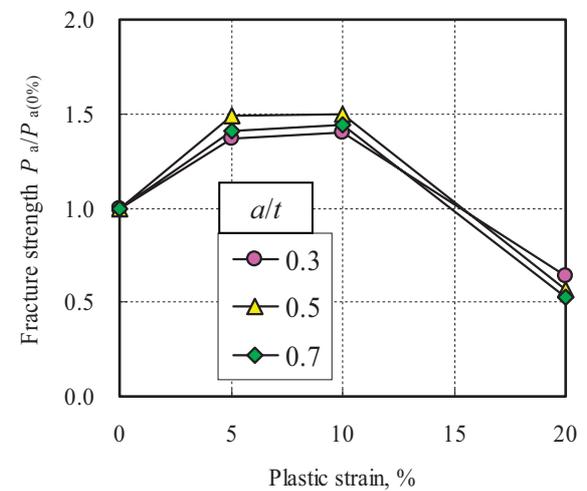
(a) ステンレス鋼



(a) ステンレス鋼



(b) SM490A 鋼



(b) SM490 鋼

図7 正規化した破壊荷重 (周方向き裂, $a/t = 0.7$)図8 正規化した破壊荷重 (軸方向き裂, $a/t = 0.7$)

さな荷重 (変位) で延性き裂が発生する (図9(b)). SM-20 では, き裂先端への変形の局所化が顕著であったことから脆性破壊が発生した. このように, 塑性ひずみによって加工硬化能が減少することで, き裂が発生しやすくなり, 破壊靱性が低下する.

第2の要因は, 延性き裂の発生する限界ひずみの減少が考えられる. 延性き裂の発生クライテリアはひずみと応力状態 (応力多軸度) に依存する^{(11)~(13)}. したがって, 予め導入した塑性ひずみ (予ひずみ) によって限界ひずみまでの裕度が相対的に小さくなり, 破壊靱性が低下すると考えられる. 榎並らは SM490 鋼を用いた切り欠き丸棒の引張試験で予ひずみによって延性き裂発生時のひずみが減少することを報告している^{(14) (15)}. また, 桑村らも同様に予ひずみによって延性き裂発生時のひずみが低下

することを報告している⁽¹⁶⁾. さらに, 塑性ひずみによって応力多軸度が大きくなり, 限界ひずみが小さくなることも指摘されている^{(14) (15)}.

一方, 塑性ひずみによって, 降伏強度と引張強度が大きくなることから, 同じひずみ量に対して材料の耐えることのできる荷重も大きくなる. つまり, 図2における縦軸の値が大きくなり, 破壊靱性が上昇する要因となる. このため, 塑性ひずみに対して破壊靱性が単調減少とはならず, 5%の塑性ひずみでは破壊靱性が上昇したと考えられる.

4.2 塑性ひずみと破壊荷重の関係

図5と図6に示す破壊荷重の塑性ひずみに対する変化は, 破壊靱性の変化と必ずしも対応していない.

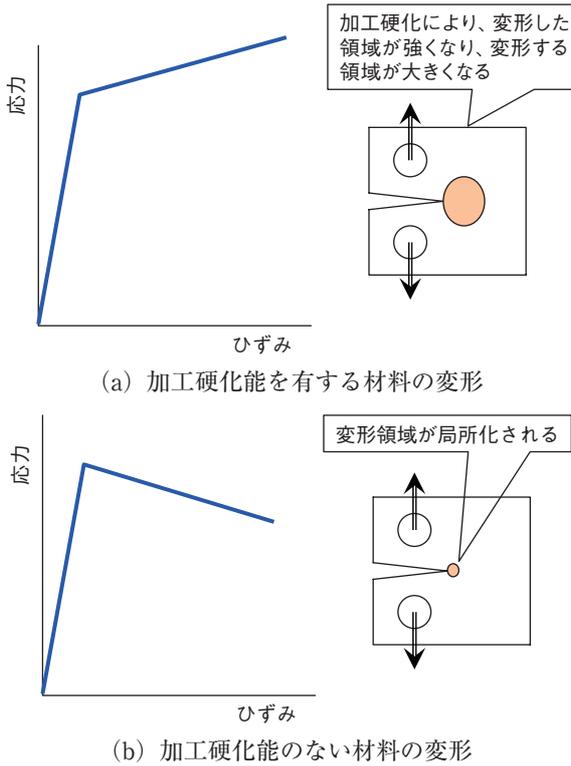


図9 破壊強度に及ぼす加工の影響

たとえば、ステンレス鋼では塑性ひずみが20%のときの破壊靱性は、0%や10%のときのそれを下回っているが、破壊荷重は大きくなっている。また、SM490鋼では同じ延性き裂不安定進展破壊の場合でも、10%の破壊靱性が0%より小さいにもかかわらず、破壊荷重は大きい。先に述べたように、き裂を有する構造物の破壊強度は、破壊靱性に代表される材料の抵抗と、J値で代表される破壊の駆動力の関係で決まる。したがって、破壊荷重に及ぼす塑性ひずみの影響を考察するためには、破壊靱性の変化に加え、塑性ひずみのJ値に及ぼす影響も考慮する必要がある。

2パラメータ評価法において、破壊駆動力の変化はFACの変化としてとらえることができる。塑性ひずみによって材料が硬化し、変形しにくくなると、荷重が一定の条件ではJ値は小さくなり、FACの縦軸は $K_r = 1$ に近づく。図10は $a/t = 0.7$ の周方向き裂におけるステンレス鋼のFACを示す。ここで、横軸は比較のため塑性崩壊荷重($S_r \times \sigma_y$)としている。塑性ひずみが大きくなると、FACが外側に広がっていることが分かる。先に説明したように材料抵抗カーブがFACと交わるか内側にあれば、構造物は破壊しないと判断される。したがって、図10のFACの変化は、塑性ひずみが破壊駆動力を小さくす

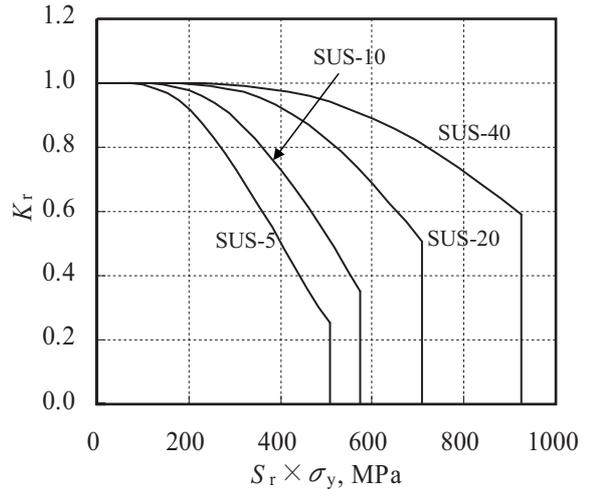


図10 FACの変化(周方向き裂, $a/t = 0.7$)

る方向に作用していることを示している。これにより、塑性ひずみによって破壊靱性が小さくなっても、破壊荷重は必ずしも減少しなかった。

4.3 材料の影響

破壊靱性と破壊荷重が、塑性ひずみ量によって、一度大きくなった後に小さくなる傾向は、ステンレス鋼とSM490鋼で共通していた。しかし、SM490鋼は破壊靱性が相対的に小さく、延性き裂不安定進展破壊も発生しやすい。これらの材料による差は、材料固有の強さの他に、応力・ひずみ関係に代表される変形特性にも依存する。SM490鋼0%ひずみ材の一樣伸びはおおよそ17%で、これに対してステンレス鋼では約50%、20%ひずみ材においても20%であった。また、降伏強度に対する引張強度の比もSM490鋼の1.5に対してステンレス鋼は2.3で、ステンレス鋼が相対的に大きな加工硬化能を有している。このため、破壊靱性試験において変形の局所化が緩和され、破壊靱性値が大きくなる要因となる。一方、変形特性は破壊駆動力J値にも影響する。図11は0%と20%の塑性ひずみ材におけるFACを示す。比較のため横軸は塑性崩壊荷重が1となるよう正規化している。先にも述べたように、FACは外側に存在するほど駆動力が小さいと判断される。SM490鋼の駆動力がステンレス鋼より小さいが、その差は塑性ひずみによる影響と比べて小さい。

以上のような変形特性の影響は図12のように模式的に示すことができる。この図で横軸は延性と硬さを示している。右側へシフトするほど材料は硬くな

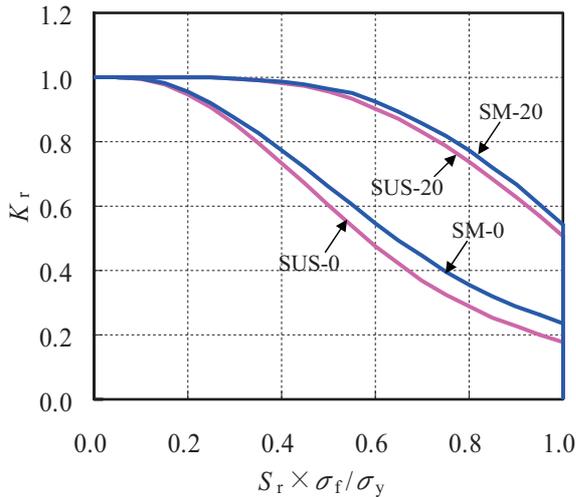


図 11 ステンレス鋼と SM490 鋼の FAC 比較 (周方向き裂, $a/t = 0.7$)

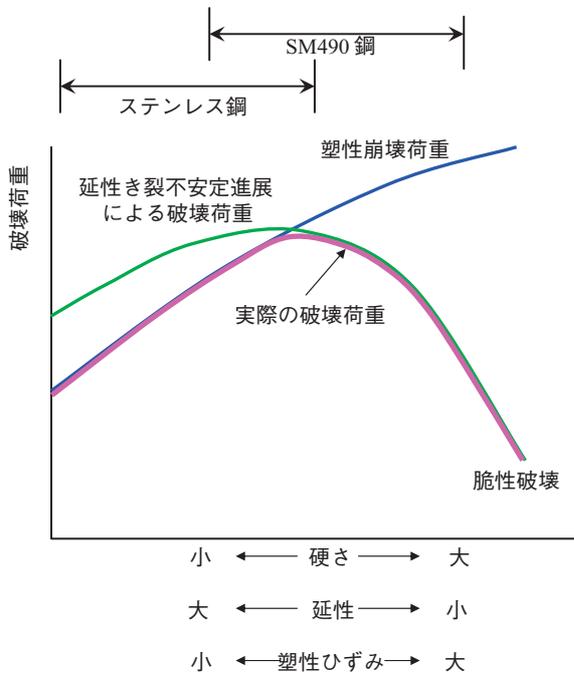


図 12 破壊強度に及ぼす塑性ひずみの影響

り、延性も小さくなる。ステンレス鋼の方が、SM490 鋼より一様伸び (延性) が大きくなっているため、相対的に左側に位置する。そして、塑性ひずみを加えると延性が低下し、右側にシフトする。塑性崩壊荷重は流動応力の増加に対応して単調増加となる。一方、延性き裂不安定進展破壊による破壊荷重は、前節で考察したように上に凸の曲線となる。そして、延性き裂不安定進展破壊荷重が塑性崩壊荷重より大きい場合には、塑性崩壊による破壊が発生する。破壊靱性の大きいステンレス鋼は図 5 および

図 6 で示したように、延性き裂不安定進展破壊に対する抵抗が大きく、塑性崩壊が支配的となる。しかし、この図から推測されるように、塑性ひずみが極端に大きくなり、延性が低下するとステンレス鋼の破壊荷重が 0% ひずみ材より小さくなると考えられる。

5. 結論

本研究では、316 ステンレス鋼と SM490 鋼を用いて、塑性ひずみの破壊強度に及ぼす影響を調べた。その結果、ステンレス鋼の場合は 20% 以下の塑性ひずみに対して破壊荷重が単調増加となった。一方、SM490 鋼は 5% で最大となった後、減少するものの 10% においても、塑性ひずみのない材料の破壊荷重より大きかった。したがって、地震荷重で 10% の塑性ひずみがかかることがなければ、地震による欠陥構造物の破壊強度に及ぼす影響は安全側だと考えることができる。

文献

- (1) 小林英男, “破壊力学”, 培風館, p.114 (1993).
- (2) I. Bar-on, F. R. Tuler, W. M. Howerton, “Effect of prestrain on the J-Resistance curve of HY-100 steel,” ASTM STP-995, p.244 (1989).
- (3) L. Banks-Sills, I. Dunye, “A note on the effect of plastic strain on fracture toughness,” Engineering Fracture Mechanics, 57, p. 67 (1997).
- (4) C. G. Chipperfield, “Detection and toughness characterisation of ductile crack initiation in 316 stainless steel,” International Journal of Fracture, 12, p.873 (1976).
- (5) R. A. Ainsworth, “An assessment of the effects of prestrain on upper shelf fracture toughness,” J Strain Anal Eng Des, 21, p.219 (1986).
- (6) “Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness,” ASTM E1820-08, ASTM International, (2008).
- (7) “発電用原子力設備規格 維持規格”, JSME S NA1-2008, 日本機械学会 (2008).
- (8) 釜谷昌幸, 町田秀夫, “参照応力 J 積分簡易解析法の破壊評価曲線評価への適用性の検討”, 日

本機械学会論文集 A 編, 75, p.333 (2009).

- (9) S. Chapuliot, "Interne ou externe," Paoort CEA-R-5900 (2000).
- (10) "Fitness-For-Service," API Recommended Practice 597, American Petroleum Institute, (2000).
- (11) J. W. Hancock and A. C. Mackenzie, "On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 23, p.147 (1976).
- (12) A. C. Mackenzie, J. W. Hancock and D. K. Brown, "On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels," *Engineering Fracture Mechanics*, 9, p. 167 (1977).
- (13) 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*, 192, p.563 (2002).
- (14) K. Enami, "The effect of compressive and tensile prestrain on ductile fracture initiation in steels," *Engineering Fracture Mechanics*, 72, p.1089 (2005).
- (15) 吉成仁志, 榎並啓太郎, 管満春, 金田重裕, "鋼材の延性破壊発生挙動に及ぼす予ひずみの影響", *材料*, 54, p.296 (2005).
- (16) 桑村仁, 秋山宏, "延性き裂発生ひずみに及ぼす冷間塑性加工の影響", *日本建築学会構造系論文報告集*, 454, p.171 (1993).