



## 過大予荷重による SCC, 疲労及び水素脆性き裂の 進展阻止とき裂の無害化

Arrest of SCC, Fatigue and Hydrogen Assisted Cracks, and Make Harmless  
the Cracks by Overload

横浜国大	高橋 宏治	Koji TAKAHASHI	
横浜国大 (院生)	佐野 勇人	Hayato SANO	
小山高専	北條 恵司	Keiji HOUJYOU	
横浜国大 (院生)	橋倉 靖明	Yasuaki HASHIKURA	
横浜国大 (院生)	水上 博嗣	Hiroshi MIZUKAMI	
横浜国大	安藤 柱	Kotoji ANDO	Member

This study proposes an innovative method for arresting SCC, fatigue and hydrogen assisted cracks, and making harmless the cracks by overload. By overloading, compressive residual stress is introduced ahead of the crack. The residual stress reduces  $K$  values and arrests the crack. By the method,  $K_{ISCC}$ ,  $K_{IHE}$  and  $\Delta K_{th}$  increase with increasing  $K_{ov}$  ( $K$  value by overload) and the notional threshold values were given by the equation:  ${}^N K_{ISCC}$ ,  ${}^N K_{IHE}$  and  $\Delta {}^N K_{th} = C + D K_{ov}$ . Where  $C$  is  $K_{ISCC}$ ,  $K_{IHE}$  and  $\Delta K_{th}$  (in the case of stress ratio is negative), respectively. Proportional constant  $D$  is about 0.27~0.3. Experimental results showed that  $D$  showed good agreement with theoretical values. However, in the case of fatigue  $D$  depends on stress ratio and it decrease with increasing stress ratio. If the notional threshold values ( ${}^N K_{ISCC}$ ,  ${}^N K_{IHE}$  and  $\Delta {}^N K_{th}$ ) are enough larger than applied  $K$  or  $\Delta K$  values, crack is able to be arrested and can be made harmless.

**Keywords:** Overload Effect, SCC, Fatigue, Hydrogen Assisted Crack, Crack Arrest, Make Crack Harmless

### 1. 緒言

機械・構造物では、使用中にき裂が発生することがある。このき裂に対応する技術としては、次の如き方法がある。

- 1) 発生したき裂を材料自身に自己治癒させ、強度を完全回復させる<sup>[1]~[3]</sup>。
- 2) 許容欠陥の場合には、早期にき裂の進展を阻止し、無害化する<sup>[4]~[7]</sup>。
- 3) 許容欠陥の場合には、非許容欠陥となるまで放置し、使用を継続する。
- 4) 直ちに修理する。

一部の構造用セラミックスでは、稼働中に発生したき裂を稼働中に自己治癒し、1400℃までの強度を完全回復できる<sup>[1]~[3]</sup>。しかし鉄鋼材料では、そのような技術は開発されていない。次善の技術は、表面き裂を無害化することである。事実、材料の強度レベルにもよるが、深さが0.2~1mm以下の微小き裂は、ピーニングにより無害化可能である<sup>[4], [5]</sup>。大きいき裂については、研究例が少ないが、相当大きいき裂を過大予荷重効果で無害化できる

可能性があることが報告されている<sup>[6], [7]</sup>。

ところで、原子力発電プラントにおいては、ステンレス鋼溶接部に応力腐食割れ (以後 SCC と略す) が発生することが知られている。この SCC の発生を防止するために開発された技術が、IHSI<sup>[8]</sup> (Induction heating stress improvement) や L-SIP<sup>[9]</sup> (Laser stress improvement process) 技術である。これらは、配管の外側から急速加熱して、配管内面の引張残留応力を圧縮残留応力に転化させる技術であり、現在 SCC が存在しない部分のみへの適用が認められている。しかし、近年これらの技術を、配管内面の SCC が存在する部分へ適用することに興味を持たれている。その意図は、過大予荷重による SCC や疲労き裂の進展抑制等であると考えられる。

き裂材に対する予荷重効果に関しては、脆性破壊<sup>[10], [11]</sup> や疲労き裂<sup>[12]</sup> に関して非常に多くの研究が実施されているが、これらはいずれも、き裂発生応力への影響やき裂進展の遅延挙動に関するものであり、疲労き裂の進展阻止に関するものは極めて少ない<sup>[13], [14]</sup>。

近年、上記の如き意図に関連して過大予荷重による疲

労き裂の進展阻止<sup>[6], [15], [16]</sup>、SCC の進展阻止及びき裂進展の遅延挙動に関する研究<sup>[17], [18]</sup>が実施されている。また、地震を受けた配管系において、もしき裂が検出された場合には、IHSI や L-SIP でそのき裂を無害化すれば、早期再稼働に貢献できる可能性が高い<sup>[19]</sup>と考えられる。しかし、IHSI や L-SIP をき裂部に適用して、き裂の進展を阻止し、き裂を無害化させるためには、次のような課題を解明することが必要である<sup>[19]</sup>。

- ① 過大予荷重によるき裂進展阻止のメカニズムを解明し、その考え方が SCC、疲労及び水素脆性き裂に適用できる普遍的なものであるか否かの検討。
- ② 過大予荷重によるき裂進展阻止の基本因子は、外力による作用応力拡大係数 ( $K_{ap}$ )、過大予荷重による応力拡大係数 ( $K_{ov}$ )、材料の降伏応力 ( $\sigma_y$ )、き裂進展の下限界材料定数 ( $K_{ISCC}$ ,  $\Delta K_{th}$ ,  $K_{IHE}$ )、き裂長さ ( $a$ )、応力比 ( $S$ : これは疲労の場合のみ) などであるが、それら諸因子の関連を定量的に解明。
- ③ き裂進展阻止とき裂進展の遅延との境界条件の明確化。このことは、IHSI や L-SIP 施工後の検査周期の決定に関して重要である。
- ④ 大部分の SCC は、半楕円き裂であるので、半楕円き裂への過大予荷重効果の解明。
- ⑤ SCC は、分岐する場合が多いので、分岐 SCC き裂への過大予荷重効果の解明。

以上のような観点から、本論文では、過大予荷重による SCC、疲労、水素脆性き裂の進展阻止とき裂の無害化に関する基礎的研究を実施した。

## 2. 過大予荷重効果によるき裂進展阻止の機構

### 2.1 基本モデル

中央部に長さ  $2a$  のき裂が存在する無限板に、過大予荷重 ( $P_{ov}$ 、それによる応力と応力拡大係数は、それぞれ  $\sigma_{ov}$  と  $K_{ov}$ ) を負荷すれば、そのき裂先端部には図 1 の如く塑性域  $R_{ov}$  が形成される。

$$R_{ov} = 1/\pi(K_{ov}/\alpha\sigma_y)^2 \quad (1)$$

ここで、 $\sigma_y$  は降伏応力である。 $\alpha$  は定数で、平面応力では 1、平面ひずみでは  $\sqrt{3}$  である。 $P_{ov}$  を除荷すれば、き裂先端部に圧縮降伏の塑性域  $R_{xy}$  が生じ、その大きさは下式で与えられる<sup>[6], [7]</sup>。

$$R_{xy} = 1/\pi(K_{ov}/2\alpha\sigma_y)^2 \quad (2)$$

$\sigma_{ov}$  が降伏応力  $\sigma_y$  の 0.4~0.5 倍程度の値になると大規模降伏となり(1)式は適用できないが、 $R_{xy}$  は  $R_{ov}$  の 0.25 倍の寸法であるために、そのような場合でも(2)式は適用可能である。

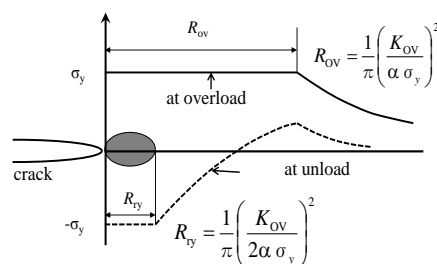


Fig.1 Schematic of plastic zone ahead of crack by overloading and unloading

今、無限板に長さ  $2a$  のき裂があり、無限遠で応力  $\sigma_{ov}$  を受けた場合を考える。図 1 は、そのき裂先端部における模式図である。図 1 において、き裂が圧縮降伏の塑性域  $R_{xy}$  だけ進展したとすると、 $R_{xy}$  領域における圧縮残留応力による応力拡大係数  $K_{rs0}$  は、Dugdale モデルより次式で与えられる<sup>[6], [7]</sup>。

$$K_{rs0} = -2\alpha\sigma_y \sqrt{\{(a + R_{xy})/\pi\}} \cdot \arccos\{a/(a + R_{xy})\} \quad (3)$$

ここで、き裂面に作用する応力は  $\sigma_y$  であると考えられるので、以後、圧縮残留応力による応力拡大係数の評価では、 $\alpha = 1.0$  として取り扱う<sup>[6], [7]</sup>。

(3)式を一見した場合、 $K_{rs0}$  に大きな影響を及ぼす因子は、応力状態因子の  $\alpha$ 、降伏応力  $\sigma_y$ 、き裂長さ  $a$  であるように見える。しかし、橋倉ら<sup>[6], [19]</sup>および水上ら<sup>[20]</sup>の詳細な解析に依れば、き裂が圧縮降伏領域を成長した後の  $K_{rs0}$  には、同一の  $K_{ov}$  に対して、次のような特性があることが示されている。

- I) 平面応力と平面ひずみでは、絶対値は約  $\alpha$  倍平面応力の方が大きくなる。
- II) き裂長さ  $a$  の影響は、過大予荷重時の応力  $\sigma_{ov}$  が降伏応力  $\sigma_y$  より小さい場合には、ほとんど影響がない。
- III) 降伏応力  $\sigma_y$  の影響は、やや複雑であり、 $\sigma_{ov}$  が  $\sigma_y$  より小さい場合には、平面ひずみ状態と平面応力状態で異なる<sup>[6]</sup>。平面ひずみの場合には、 $\sigma_y$  は、ほとんど影響を及ぼさない。しかし、平面応力の場合には、 $K_{ov}$  が  $60\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  以上の場合には、 $\sigma_y$  が約  $300\text{MPa}$  以下で、かなり顕著な影響が生じ、平面ひずみの場合に比べて絶対値では大きめの  $K_{rs0}$  を与えるようになる<sup>[6]</sup>。
- IV) 過大荷重時の応力  $\sigma_{ov}$  が降伏応力  $\sigma_y$  に等しい場合、即ち過大荷重により全断面降伏が生じた場合の飽和  $K_{rs0}$  には、き裂長さや降伏応力が大きな影響を及ぼし、それら

が大きいほど、 $K_{rs0}$ の飽和絶対値は大きくなる。

$K_{ov}$ が  $40\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ で、 $\sigma_y$ が  $280\text{MPa}$ と  $1200\text{MPa}$ の場合について、き裂進展量 $\Delta a$ を(2)式で与えられる圧縮応力の塑性域寸法 $R_{xy}$ で除した値と、その塑性域内での $K_{rs0}$ の関係を図2に示した。実線は、 $\sigma_y$ が  $280\text{MPa}$ 、点線は $\sigma_y$ が  $1200\text{MPa}$ の場合である。 $K_{ov}$ が同一の場合、 $\sigma_y$ の差異を反映して、塑性域の大きさ $R_{xy}$ は19倍程度異なるが、その塑性域をき裂が通過した時の残留応力による応力拡大係数 $K_{rs0}$ は、 $-10.4\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ と $-10.3\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ であり、ほぼ同一である。この図より、 $K_{ov}$ が同一で $\sigma_y$ が異なる場合には、圧縮降伏の塑性域寸法 $R_{xy}$ は大きく異なるものの、その領域をき裂が進展した場合に圧縮降伏領域の応力で誘発される応力拡大係数 $K_{rs0}$ にはほとんど差異が無く、短い距離で応力拡大係数(以後 $K$ 値と略す)が大きく減少されることが分かる。

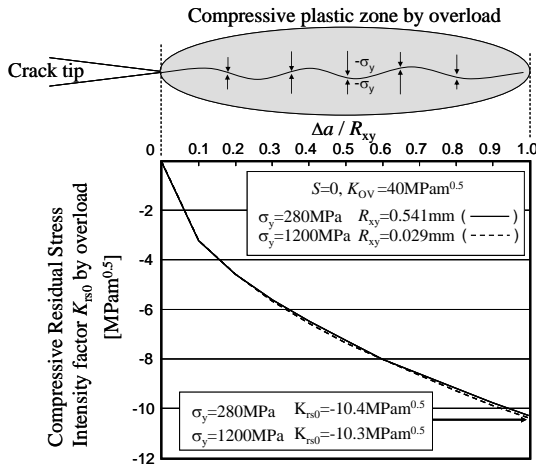


Fig.2 Distribution of stress intensity factor  $K_{rs0}$  by overloading in the plastic zone

## 2.2 SCC と水素脆性き裂の場合

図3に過大予荷重の模式図を示した。図3において、 $K_{ISCC}$ は過大予荷重無負荷時におけるSCCの下限界応力拡大係数である。今、図3(a)に示すように、 $K_{ov} \leq K_{ISCC}$ の場合には、過大荷重効果は発生しない。そこで、見かけの $K_{ISCC}$ 即ち ${}^N K_{ISCC}$ は下式の如く材料定数 $K_{ISCC}$ に等しくなる。

$${}^N K_{ISCC} = K_{ISCC} \quad (4)$$

しかし、図3(b)に示すように、 $K_{ov} > K_{ISCC}$ の場合には、 ${}^N K_{ISCC}$ は下式で与えられる。

$${}^N K_{ISCC} = K_{ISCC} - K_{rs} \quad (5)$$

ここで、 $K_{rs}$ は圧縮塑性域による応力拡大係数であり、(3)式を修正して下式で与えられる。

$$K_{rs} = -2\alpha\sigma_y \sqrt{\left\{ \frac{(a + R_{xy})}{\pi} \right\}} \cdot \arccos \left\{ \frac{(a + R_{xy}^A)}{(a + R_{xy})} \right\} \quad (6)$$

ここで、 $R_{xy}^A$ は、 $K_{ISCC}$ 時の $R_{xy}$ であり、(2)式の $K_{ov}$ の代わりに $K_{ISCC}$ を代入して得られる。

以上の議論は、 ${}^N K_{ISCC}$ と $K_{ISCC}$ を、それぞれ ${}^N K_{IHE}$ と $K_{IHE}$ に置き換えることにより、水素脆性にも適用できる。

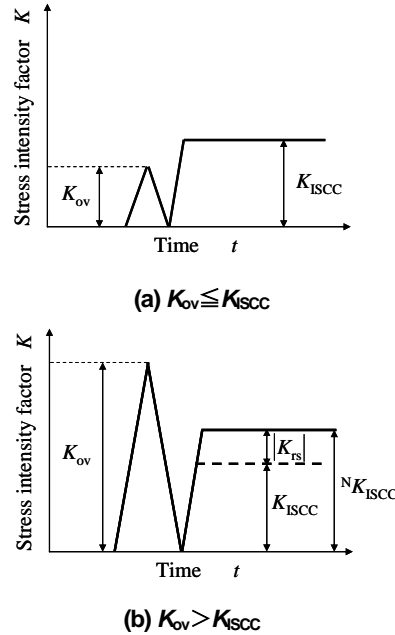


Fig.3 Schematic of overloading definition

## 2.3 疲労き裂の場合

疲労き裂の場合には、応力比 $S$ が大きな影響を及ぼすので、2.2節に比べてやや複雑である。応力比 $S$ が、 $S \leq 0$ の場合には、2.2の結果をそのまま適用可能である。しかし、 $S > 0$ の場合にはやや複雑であり、その模式図を図4に示した。いま、応力比が $S$ の時の下限界応力拡大係数範囲を $\Delta K_{th}^S$ 、見掛けのその値を $\Delta {}^N K_{th}^S$ とする。

(A)  $K_{ov} \leq \Delta K_{th}^S / (1-S)$ の場合には、 $K_{ov}$ はOA間にあり、(3)式と同様の理由により $\Delta {}^N K_{th}^S$ は下式で与えられる。

$$\Delta {}^N K_{th}^S = \Delta K_{th}^S \quad (7)$$

(B)  $K_{ov} > \Delta K_{th}^S / (1-S)$ で、 $K_{ov}$ が図4のAB間にある場合。この場合には、図4の如く $\Delta K$ の変動幅は変化しないが、 $K_{rs}$ の効果により応力比 $S$ が低下する。この場合の $\Delta {}^N K_{th}^S$ はやはり(7)式で与えられるが、 $S$ は刻々の値であり、 $K_{ov}$ で変化する。なお、B点での応力比 $S$ は0なので、 $K_{rs}^B$ は下式で与えられる。

$$K_{rs}^B + S \Delta K_{th}^S / (1-S) = 0 \quad (8)$$

また、B点の  $K_{rs}^B$  は  $K_{rs}$  の定義により、(9)式で与えられる。

$$K_{rs}^B = -2\alpha\sigma_Y \sqrt{\left\{ \frac{(a + Rxy^B)}{\pi} \right\}} \cdot \arccos \left\{ \frac{(a + Rxy^A)}{(a + Rxy^B)} \right\} \quad (9)$$

(9)式を(8)式に代入することにより、B点での  $R_{xy}^B$  を陰な型で、またそれを(2)式に代入して  $K_{ov}^B$  が得られる。

(C)  $K_{ov} > K_{ov}^B$  の場合。いま、過大予荷重によるある  $K_{ov}^C$  負荷後の見掛けの下限界応力拡大係数範囲を  $\Delta^N K_{th}^S$  とする。この場合の、 $K_{max}$  と  $K_{min}$  は下式で与えられる。

$$K_{max} = \Delta^N K_{th}^S / (1-S) = 0 \quad (10)$$

$$K_{min} = S \Delta^N K_{th}^S / (1-S) = 0 \quad (11)$$

この場合には、図4の如く疲労き裂は  $K_{min}$  が負となつてから停留するので、その停留条件は下式で与えられる。

$$\Delta K_{eff} = \Delta K_{th}^0 \quad (12)$$

この場合の  $K_{rs}^C$  は、その定義により(13)式で与えられる。

$$K_{rs}^C = -2\alpha\sigma_Y \sqrt{\left\{ \frac{(a + Rxy^A)}{\pi} \right\}} \cdot \arccos \left\{ \frac{(a + Rxy^A)}{(a + Rxy^C)} \right\} \quad (13)$$

(10)式、(12)式と(13)式を用いて、疲労き裂の停留条件は(14)式で与えられる。

$$\Delta^N K_{th}^S / (1-S) + K_{rs}^C = \Delta K_{th}^0 \quad (14)$$

いま、ある  $K_{ov}^C$  を仮定すれば、(2)式より  $R_{xy}^C$  が求まる。これを(13)式に代入して  $K_{rs}^C$  が求まる。従つて、(14)式を用いることにより、 $K_{ov}$  と  $\Delta^N K_{th}^S$  の関係を容易に求めることができる。

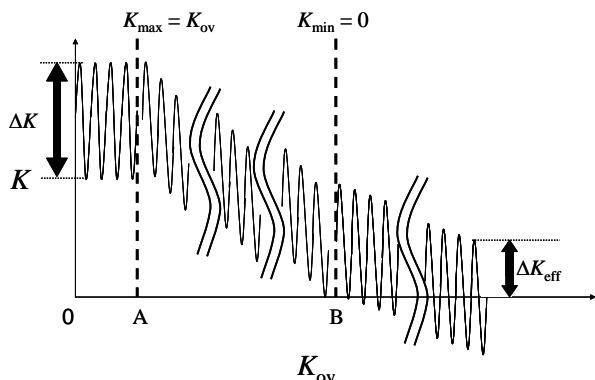


Fig.4 Schematic of overloading effect on fatigue crack arrest when stress ratio S is positive

### 3. 実験結果との比較

#### 3.1 SCC の場合

試験片はWOL型であり、板厚、幅および背は、それぞれ12.7、31.4及び40.5mmである。材料はSUS304であり、鋭敏化処理温度と時間は650°C、20時間である。試験は、純水(1L)に対してテトラチオン酸カリウム(10g)を配合後、硫酸を添加してpH=2とした溶液中にて、室温で300時間実施した。実験結果を図5に示した。また、この研究において用いたSUS304の過大予荷重無負荷時における  $K_{SCC}$  は  $3\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  であった。図5より、SUS304の実験結果は、平面ひずみの解よりやや高い値を示している。つまり、解析結果は保守的な値を示している。

SCCが成長しない場合と、成長した場合の破面写真を図6(a)、(b)および(c)に示した。図6(a)は、 $K_{ov}=30\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ 、負荷時の  $K$  が  $12\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  の場合であり、き裂はほとんど成長していない。これに対して、図6(b)は、 $K_{ov}=20\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ 、負荷時の  $K$  が  $13\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  の場合であり、き裂は大きく成長している。図6(b)のSCC領域のSEM写真を図6(c)に示した。これから明らかのように、SCC領域の破壊様式は、粒界破壊であった。

斎藤ら<sup>[17]</sup>は、20%冷間延びのSUS316Lを用いて、 $K_{max}=56\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ 、 $K_{min}=1\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ の過大繰返し荷重を60回負荷後に  $K$  が約  $28\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  でのSCC試験を模擬炉水環境中で実施している。斎藤らの研究は、炉水環境中における過大予荷重効果の先期的研究である。 $K_{SCC}$  を  $0\sim 30\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  と変化させて、 $\Delta^N K_{SCC}$  と  $K_{ov}$  の関係を検討した結果を、図7に実線で示した。図中のプロットは、斎藤らの実験結果である。その結果、材料の  $K_{SCC}$  が約  $15\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  以上の場合には、き裂は停留するが、それ以下ではき裂は停留後に定常進展することとなる。き裂の遅延伝播距離は、後述の図11の如くほぼ  $R_{xy}$  に等しくなる。斎藤らの実験条件を基に  $R_{xy}$  を計算すると約  $250\mu\text{m}$  と得られた。この結果は、斎藤らの実験で得られた遅延伝播距離約  $225\mu\text{m}$  と良く一致している。

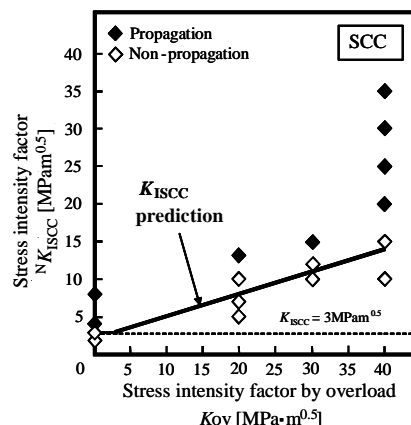
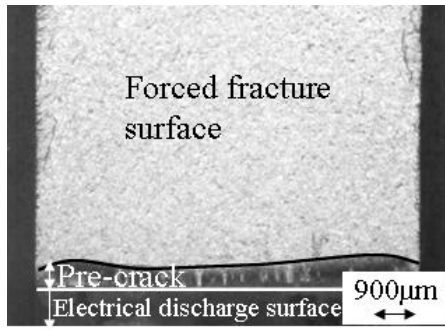
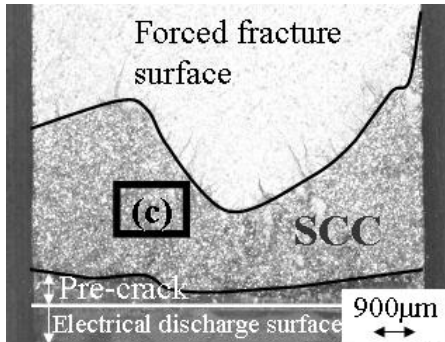


Fig.5 Effect of overloading on the notional threshold stress intensity factor for SCC  $\Delta^N K_{SCC}$  in SUS304 steel

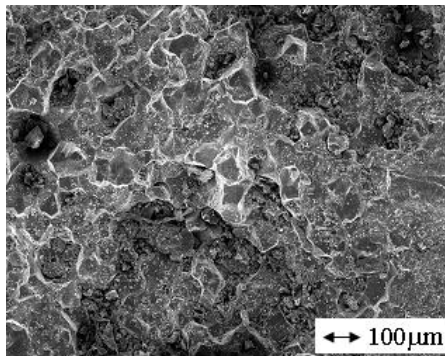




(a)  $K_{ov}=30\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ ,  $K=12\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$



(b)  $K_{ov}=20\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ ,  $K=13\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$



(c)  $K_{ov}=20\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ ,  $K=13\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$

Fig.6 SEM photographs of SCC fracture surface in SUS304

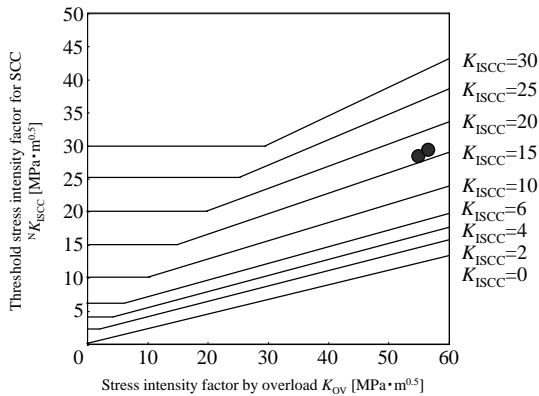


Fig.7 Effect of overloading on SCC growth behavior. Saito's test results (●) and calculation

### 3.2 水素脆性の場合<sup>[20]</sup>

試験片はやはり WOL 型であり、その形状は SCC の場合と同一である。材料は SUP9 を焼入れ・焼戻し処理したもので硬さは 48HRC であり、非常に硬い材料である。試験は 5% 硫酸液中にて 40 時間実施した。実験結果を図 8 に示した。SUP9 の実験結果は、 $K_{ov}$  が  $70\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  まで平面ひずみの解とかなり良く一致している。なお、この場合の割れは粒内破壊であった。また、 $K_{ov}$  が  $70\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  以上の実験は、この材料の  $K_{IC}$  が約  $75\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  のために実施不可能であった。

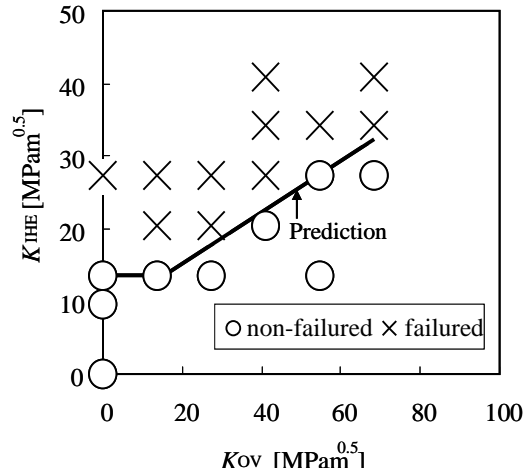


Fig.8 Effect of overloading on the notional threshold stress intensity factor for hydrogen embrittlement  ${}^N K_{IHE}$

### 3.3 疲労の場合

図 9~12 は、HT540 鋼を焼入れ・焼戻しの熱処理を施した  $\sigma_y=1200\text{MPa}$  なる高張力鋼の場合である。図 9 は、過大予荷重を負荷したき裂材の S-N 曲線である。図 10 は、図 9 から決定した  $S=0.1$  と  $S=0.5$  の場合の試験結果である。 $S=0.1$  の場合には、 $K_{ov}$  が約  $140\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  まで実験結果と解析結果と非常によく一致しており、 $\Delta^N K_{th}^{0.1}$  は、約  $7\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  から  $37\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  程度まで大幅に向上している。これに対して、 $S=0.5$  の場合にも、やはり  $K_{ov}$  が約  $110\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  まで実験結果と解析結果と非常によく一致している。しかし、 $\Delta^N K_{th}^{0.5}$  が向上を開始するのは、 $K_{ov}$  が約  $40\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  以後であり、その向上量も約  $6.5\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  から約  $18\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  までであり、 $S=0.1$  の場合に比べて低下している。この原因は、2 節で述べた如く、第 1 段階で  $K_{min}$  を零にする必要があるためである。

図 11 は、停滞き裂長さや遅延き裂伝播領域の長さ  $R_{xy}$  と  $K_{ov}$  との関係を示したものである。図中の実線は、(2)式で与えられる圧縮降伏域の長さ  $R_{xy}$  と  $K_{ov}$  との関係である。これより、停滞き裂長さは  $R_{xy}$  より短くその 60~80% であるが、

遅延き裂伝播領域の長さは、 $R_{xy}$  にほぼ等しいことが分かる。

図 12 には、停留き裂の写真を示した。これは、疲労限を示した試験片を液体窒素で冷却後に脆性破壊させ、その後写真撮影したものである。図 12(a) は、 $K_{ov}$  が  $60\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  で、 $\Delta K$  が  $18.8\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  の場合であり、停留き裂長さは約  $45\mu\text{m}$  であった。図 12(b) は、 $K_{ov}$  が  $100\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  で、 $\Delta K$  が  $32\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  の場合であり、停留き裂長さは約  $90\mu\text{m}$  であった。

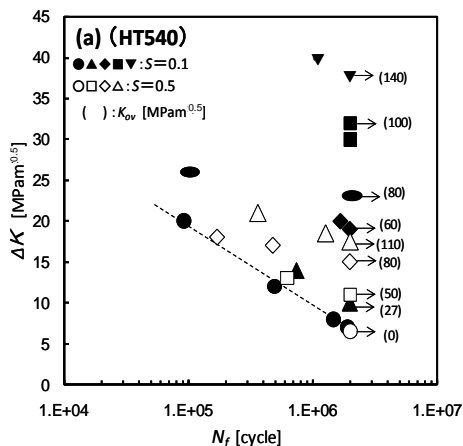


Fig.9 Effect of overload on the S-N curve of high strength steel with crack

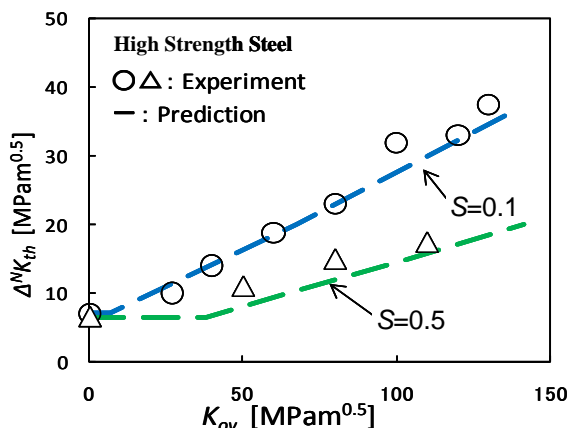


Fig.10 Effect of overloading on the notional threshold stress intensity factor range  $\Delta^N K_{th}$  as a function of stress ratio  $S=0.1$  and  $0.5$  in high strength steel

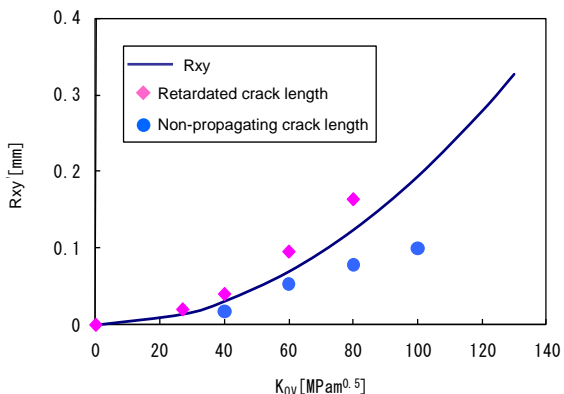
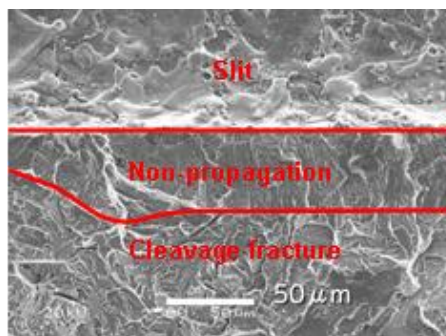
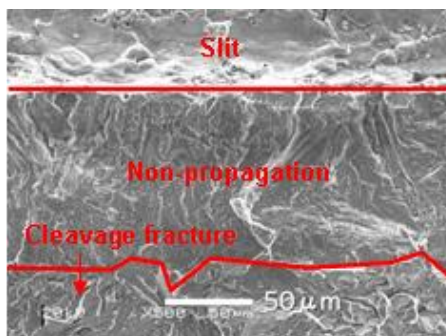


Fig.11 Relationship between compressive yield zone size  $R_{xy}$  and non-propagating crack length and retarded fatigue crack growth length in high strength steel



(a)  $K_{ov}=60\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ ,  $\Delta K=18.8\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$



(b)  $K_{ov}=100\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$ ,  $\Delta K=32\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$

Fig.12 SEM photographs of fracture surface at non-propagating crack in high strength steel

SUS316 の室温大気中における  $S=0.1$  と  $S=0.5$  の試験結果を図 13 に示した<sup>[6]</sup>。  $S=0.1$  の場合には、 $K_{ov}$  が約  $120\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  まで実験結果と解析結果と非常によく一致しており、 $\Delta^N K_{th}^{0.1}$  は、約  $6\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  から  $37\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  まで大幅に向上している。これに対して、 $S=0.5$  の場合にも、やはり  $K_{ov}$  が約  $110\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  まで実験結果と解析結果と非常によく一致している。しかし、 $\Delta^N K_{th}^{0.5}$  が向上を開始するのは、 $K_{ov}$  が約  $30\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  以後であり、その向上量も約  $5\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  から約  $18\text{MPa}\cdot\text{m}^{0.5}$  までであり、 $S=0.1$  の場合に比べて低下している。この原因は、2 節で述べた如く、第 1 段階で  $K_{min}$  を零にする必要があるためである。

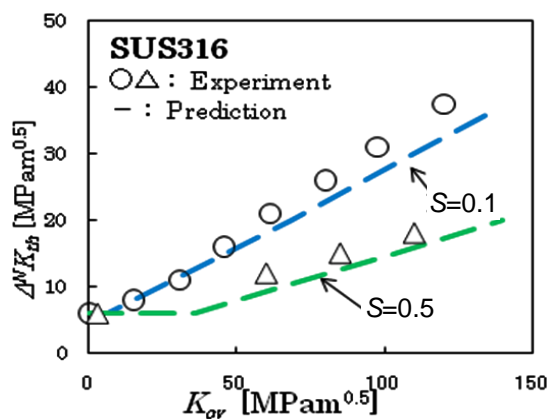


Fig.13 Effect of overloading on the notional threshold stress intensity factor range  $\Delta^N K_{th}$  as a function of stress ratio  $S=0.1$  and  $0.5$  in SUS316 steel

ここには示さないが、ジュラルミンでも、 $S=0.1$  と  $S=0.5$  の試験と解析に関し、同様の結果が得られている。以上より、解析結果は、材料や応力比に依らず実験結果と良い一致を示すものと結論される。

図 14 は、材料の降伏応力が、255~1900MPa の 7 種類の材料で得られた  $K_{ov}$  と  $\Delta^N K_{th}^{0.1}$  との関係を示したものである。実験時の応力比は、0~0.1 であるが、この差異は影響ないものとして、同一の図中に結果を示した。解析結果は、材料の降伏応力に依存せずほぼ一本の直線で示せる。実験結果も、解析結果と同様に、材料の降伏応力に依存せずほぼ一本の直線で示せる。また、図 14 より、 $\Delta^N K_{th}^0 > \Delta K_{th}^0$  の領域では、 $\Delta^N K_{th}^0$  と  $K_{ov}$  との関係は、材料の降伏応力レベルやヤング率によらずほぼ下式で近似できることが分かる。

$$\Delta^N K_{th}^0 = 3 + 0.3K_{ov} \quad (15)$$

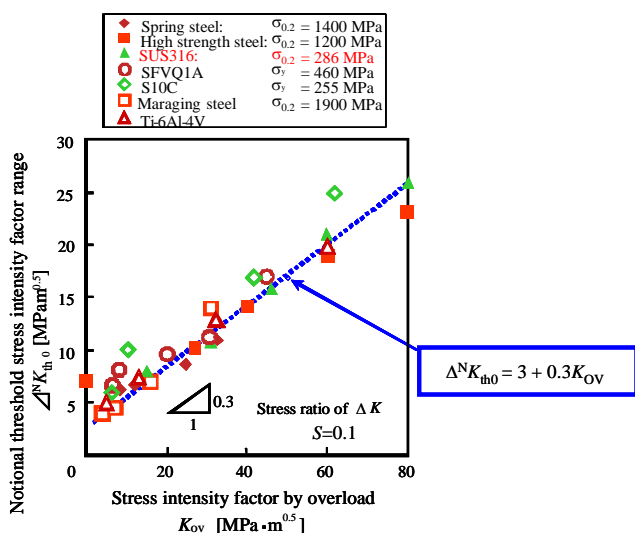


Fig.14 Relationship between notional threshold stress intensity factor range  $\Delta^N K_{th0}$  and stress intensity factor  $K_{ov}$  by overloading in many Kinds of metal

#### 4. 結論

IHSI や L-SIP 等により、き裂部に過大予荷重を付与した場合には、き裂先端部に圧縮降伏の塑性域が形成される。この圧縮降伏の塑性域をき裂が伝播すれば、 $K$  値が相当低下させられる。この  $K$  値と過大予荷重による  $K_{ov}$  との関係を解析的に求め、き裂の停留条件すなわちき裂の無害化条件を検討した。その結果、次のような結論が得られた。

1) Dugdale モデルを用いて、圧縮降伏の塑性域をき裂が伝播した場合に低下する  $K$  値 ( $K_{rs}$ ) を評価し、過大予荷重である  $K_{ov}$  との関係を明らかにした。

2)  $K_{rs}$  やき裂伝播の下限界  $K$  値 ( $K_{ISCC}$ 、 $K_{IIE}$ 、 $\Delta K_{th}$ ) 及び応力比 (疲労の場合のみ) の関数としてき裂の停留条件を提案した。

3) 上記のき裂停留条件は、SCC、水素脆性き裂及び疲労き裂に関する実験結果と良く一致していた。

4) 疲労き裂で応力比が大きい場合には、過大予荷重効果の感受性が低下した。この傾向は実験値と解析値で定量的にも良く一致していた。

5) 以上より、上記の解析でき裂の停留条件が満足される場合には、き裂は無害化され IHSI や L-SIP 施工後の検査が合理化されるものと結論される。

#### 謝辞

本研究費は、経済産業省の「革新的原子力技術開発費補助事業 (基盤技術強化プログラム)、代表: 安藤柱」によった。ここに記して深甚なる感謝の意を表します。

#### 記号一覧表

$a$ : 無限板中のき裂長さの半長

$\sigma_y$ : 降伏応力

$S$ : 応力比

$R_{ov}$ : 過大荷重  $P_{ov}$  あるいは過大応力  $\sigma_{ov}$  による引張降伏した塑性域寸法

$R_{xy}$ : 過大荷重を除去後に残留する圧縮降伏した塑性域寸法

$K_{ov}$ : 過大荷重  $P_{ov}$  あるいは過大応力  $\sigma_{ov}$  による応力拡大係数

$K_{rs}$ : 過大荷重を除去後に残留した圧縮降伏した塑性域をき裂が進化した時のそれによる応力拡大係数

$K_{rs0}$ :  $K_{rs}$  のうち過大予荷重効果として寄与する有効な応力拡大係数

$K_{ISCC}$ : SCC の下限界応力拡大係数

$^N K_{ISCC}$ : 過大予荷重効果により上昇した見掛けの SCC 下限界応力拡大係数

$K_{IIE}$ : 水素脆性の下限界応力拡大係数

$^N K_{IIE}$ : 過大予荷重効果により上昇した見掛けの水素脆性下限界応力拡大係数

$\Delta K_{th}^s$ : 応力比が  $S$  の時の疲労の下限界応力拡大係数範囲

$\Delta^N K_{th}^s$ : 応力比が  $S$  の時の過大予荷重効果により上昇した見掛けの疲労下限界応力拡大係数範囲

$K_{max}$ : 最大応力拡大係数

$K_{min}$ : 最小応力拡大係数

$\Delta K_{eff}$ : 応力拡大係数の変動幅  $\Delta K$  のうち、 $K \geq 0$  の部分の変動幅



## 参考文献

- [1] 安藤 柱：ここまできた自己修復材料、第5章 一稼働下でもき裂を完全自己治癒できるセラミックス、工業調査会、(2003) PP.127-157.
- [2] K. Ando, K. Takahashi and W. Nakao : Self-Crack-Healing Behavior of Structural Ceramics, “Handbook of Nanoceramics and Their Based Devices”, American Scientific Publisher, Vol.3, Chapter 1(2009), p.126.
- [3] W. Nakao, K. Takahashi and K. Ando, Self-Healing of Surface Cracks in Structural Ceramics, “Advanced Nano-Materials” Wiley-VCH Verlag, (2009), p.555-594.
- [4] 高橋宏治、安藤柱：ショットピーニングによる高強度鋼のねじり疲労限度向上と表面欠陥の無害化、金属、アグネ技術センター、(2007)、p.1088.
- [5] 高橋文雄、丹下彰、安藤柱：ショットピーニングによるばね鋼の曲げ疲労限度向上と表面欠陥の無害化、金属、アグネ技術センター、(2007)、p.1093.
- [6] 橋倉靖明、北條恵司、宮崎祐司、高橋宏治、安藤柱：過大予荷重がステンレス鋼 316 の下限界応力拡大係数範囲 $\Delta K_{th}$ に及ぼす影響、圧力技術、47 巻 5 号、(2009)、p.22.
- [7] 高橋宏治、宮崎祐司、橋倉靖明、安藤柱：応力腐食割れの下限界応力拡大係数に及ぼす過大予荷重の影響、圧力技術、47 巻 6 号、(2009)、p.11.
- [8] 大高稔、高橋志郎、仁瓶健一、椎名孝次、林章二、馬原陽一：原子炉再 循環水入口ノズルの応力緩和技術—IHSI 施工時における冷却技術の開発—、日立評論、Vol.89、No.02 (2007)、p.38.
- [9] 朝田誠治、大田高裕、金崎宏、蔵内広伸：レーザ加熱による配管溶接部内面の残留応力改善—L-SIP 工法—、金属、アグネ技術センター、(2009)、p.883.
- [10] 越賀房夫：予荷重が脆性破壊防止に果たす役割の Dugdale 模型による機構の考察、日本造船学会論文集、127 号 (1970)、p.239.
- [11] 安藤柱、小倉信和：切欠からの低応力脆性破壊発生特性と予荷重効果、日本材料強度学会誌、10 巻 4 号 (1976)、p.193.
- [12] O. E. Wheeler, Spectrum loading and crack growth, Journal of Basic Engineering, ASME, Vol.94, (1972), p.181.
- [13] S. Usami and H. Kitagawa: Effect of Preloading, Unloading and Stress Ratio on The Fatigue Crack Threshold of Maraging Steel, “Materials Experimentation and Design in Fatigue, Proceeding of Fatigue '81”, (1981), pp.472-483
- [14] 小川武史、戸梶恵郎、越智聡、小林英男：疲労き裂の下限界応力拡大係数に及ぼす荷重履歴の影響、日本機械学会論文集、A 編、53 巻、487 号 (1986)、p.428.
- [15] H. Mizukami, K. Hanaori, K. Takahashi, A. Tange and K. Ando: Improvement Fatigue Limit of Steel Containing a Small Crack-like Surface Defect by Overload Effect, *Int. J. Structural Integrity*, Vol.1, No.2(2010) p.153.
- [16] Y. Hashikura, K. Takahashi, Y. Miyazaki, K. Houjyou and K. Ando: Overload Effect on the Fatigue Threshold Stress Intensity Factor Range( $\Delta K_{th}$ ) as a Function of Crack Length in SUS316, *Int. J. Structural Integrity*, Vol.1, No.1(2010) p.43.
- [17] 斎藤利之、伊藤幹郎：繰返し過大荷重による SCC き裂進展の遅延、M&M2008 材料力学カンファレンス 予稿集、p.127、平成 20 年 9 月 16 日
- [18] 伊藤謙、斎藤正博：応力腐食割れ進展挙動に及ぼす単一過大荷重負荷の影響、日本機械学会材料・材料加工講演会、p.1052、平成 19 年 11 月 6 日
- [19] 橋倉靖明：ステンレス鋼の疲労き裂進展および応力腐食割れに及ぼす過大予荷重の影響に関する研究、横浜国立大学学位論文、平成 22 年 9 月
- [20] 水上博嗣、高橋宏治、丹下彰、安藤柱：ばね鋼の遅れ破壊に対する過大予荷重効果、日本ばね学会春期講演会論文集、(2010)、p.17.

(平成 22 年 9 月 6 日)