

## 論 文

UDC 669.14.018.292 : 539.42

# 臨界応力拡大係数 $K_{ISCC}$ による高力ボルト遅れ破壊 感受性の評価\*

中 里 福 和\*\*・大 野 鉄\*\*\*

## Application of the Threshold Stress Intensity Factor $K_{ISCC}$ to the Evaluation of the Susceptibility to Delayed Fracture of High Strength Bolts

Fukukazu NAKASATO and Tetsu OHNO

## Synopsis:

The fracture mechanics approach was used to analyze the delayed fracture behavior of heat-treated SAE1527 steel with tensile strength of 156 kg/mm<sup>2</sup>. The threshold stress intensity factor  $K_{ISCC}$  was determined using wedge-loaded DCB specimens in various test environments on the basis of a 5000 hr exposure criterion. Although the incubation time  $\tau_1$  varied considerably by changes of the test environment,  $K_{ISCC}$  was found to be virtually independent of the test environment, ranging from 65 to 85 kg/mm<sup>3/2</sup>.

The  $K_{ISCC}$  values obtained in the present investigation were applied to the design of tightening high strength bolts as an example of structural components subjected to the similar environments. For high strength bolts 22 mm in diameter under standard tightening condition, the crack tip stress intensity factor  $K_I$  for a crack initiating from a thread root was calculated based on a few assumptions. A critical crack length  $l_c$  which can cause onset of delayed fracture crack propagation at  $K_{ISCC}$  was about 15  $\mu$  which is the same order of length as a prior-austenite grain size of conventionally heat-treated low-alloy steels. Thus it is confirmed that highly stressed and threaded fasteners of low-alloy steels with tensile strength around 150 kg/mm<sup>2</sup> and higher are remarkably sensitive to delayed fracture even in an outdoor environment. These results bring about an understanding of in-service failures of high strength fasteners and arise an increasing demand for a strict inspection practice for them.

## 1. 緒 言

超強力鋼の遅れ破壊は、クラックの発生、伝播、最終破断という段階に分離することができる。超強力鋼を実用化するうえで要求される特性として、耐遅れ破壊性を考えた場合、そのなかで最も重要なのは、クラックの発生過程であろう。最近では、上記の3段階を線型破壊力学を用いて分離する試みがなされつつあり<sup>1)~9)</sup>、遅れ破壊発生特性値として応力腐食臨界応力拡大係数  $K_{ISCC}$  がひとつの評価基準として注目されるようになった。さらにこの  $K_{ISCC}$  を用いて、構造用鋼に内在する先在疵あるいは疲労クラックなどの許容限界<sup>3)6)18)~20)</sup> を求めるこ

とは、実用的に重要である。本研究は、 $K_{ISCC}$  の設計データへの応用の一例として、高力ボルト締付状態に対する考察から、ねじ部における疵許容限界の算定を試み、締付曝露試験結果の検討や、事故解析の一助にしようとするものである。

## 2. 供試鋼および実験方法

## 2.1 供試鋼および熱処理条件

供試鋼の化学成分を Table 1 に示す。本鋼種は低炭素系 Mn 鋼 (SAE 1527 鋼) であり機械構造用鋼として高力ボルト用素材としても用いられている鋼種である<sup>21)</sup>。スクラップを使用して 50 kg 大気溶解後、熱間鍛造によ

\* 昭和 50 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 50 年 2 月 17 日受付 (Received Feb. 17, 1975)

\*\* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratory, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 1-3 Nishinagasu Hondori Amagasaki 660)

\*\*\* 住友金属工業(株)中央技術研究所 工博 (Central Research Laboratory, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

Table 1. Chemical composition. (wt%)

Mark	C	Si	Mn	P	S	sol. Al
S 47	0.26	0.27	1.48	0.019	0.024	0.032

Table 2. Heat treatment.

Quenching	900°C × 1hr, WQ
Tempering	250°C × 1hr, AC

Table 3. Mechanical properties.

Y. P (kg/mm <sup>2</sup> )	T. S (kg/mm <sup>2</sup> )	El (%)	R. A (%)
132	156	11	42

り、15 mm φ × 1000mm l および 15 mm t × 25 mm W × 1000mm l にし、熱処理に供した。調質後の引張強さとして旧 JIS<sup>22)</sup> における F13T 高力ボルト規格上限値 150 kg/mm<sup>2</sup> を得ることを目標とし、Table 2 に示す熱処理を施した。

2.2 引張試験

15 mm φ × 110mm l 素材から、平行部 8.5 mm φ × 50 mm l (標点間距離 40mm l) の丸棒引張試験片を切出し、室温引張試験を行なつて強度をチェックした。引張試験結果を Table 3 に示す。引張強さは 156 kg/mm<sup>2</sup> であり、F13T 高力ボルト規格上限値 150 kg/mm<sup>2</sup> よりもやや高目になつており、現在 ISO の TC2 で審議中の F14T<sup>23)</sup> 相当の機械的性質を有している。

2.3 遅れ破壊試験

本研究においては、SAE 1527 鋼の各種環境中における  $K_{ISCC}$  の値から、高力ボルトねじ部の疵許容限界を求めることが主目的である。 $K_{ISCC}$  を求める試験方法は、 $K$ 減少型 (decreasing  $K$  type) の定変位型試験<sup>12)24)-27)</sup> を採用した。試験片の形状<sup>9)</sup> は Fig. 1 に示すように、直方体の矩形端面に機械加工により 2 重の U-ノッチを与えたものである。この U-ノッチに 18Ni-マルエージ鋼 (時効硬さ  $H_{RC}$  60 以上) でつくつたくさびを静的に挿入し、開口端変位を一定にした状態で、各種環境中に 5000hr 以上放置した。そしてノッチ底から発生した遅れ破壊クラックの長さの時間的変化を測定し、伝播が停止したときのクラック長さから  $K_{ISCC}$  を算出した。クラック長さ  $a$  と  $K_I$  との関係は、第 (1) 式で与えられる。(付録参照)

$$K_I = \frac{2\sqrt{3} E \sqrt{\frac{1}{h} \frac{a}{h}}}{8 \left(\frac{a}{h}\right)^3 - \alpha} \delta \dots \dots \dots (1)$$

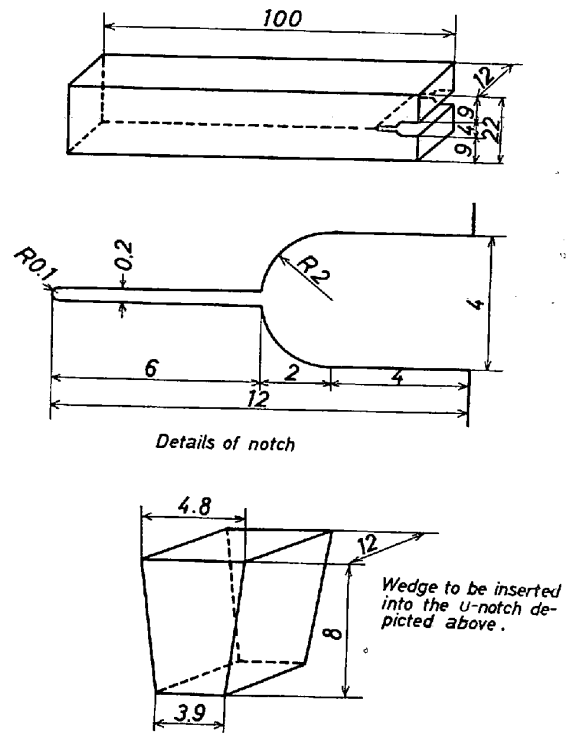


Fig. 1. Dimensions of the specimen for  $K_{ISCC}$  measurement.

- $E$  : ヤング率
- $\delta$  : 開口端変位量
- $2h$  : 試験片高さ
- $a$  : クラック長さ (2重U-ノッチ長さ+遅れ破壊クラック長さ)

ここで  $\alpha$  は 2 重 U-ノッチの存在による補正項で、ほぼ 2 に近い値を有する。 $\alpha = 0$  のときは、均一断面の片持梁近似による第 (2) 式<sup>9)</sup> と一致する。

$$K_I = \frac{\sqrt{3} E h^{3/2}}{4 a^2} \delta \dots \dots \dots (2)$$

試験環境としては、常温 0.1N-HCl 水溶液、55°C 水道水、常温水道水、常温 3.5% NaCl 水溶液、および工業地帯大気中 (尼崎市) の 5 種類を選び、試験片を全面浸漬した。

3. 実験結果および検討

3.1 遅れ破壊試験結果

Photo. 1 は工業地帯大気中に 5000hr 以上放置した試験片を、遅れ破壊クラックを含む面内で破断し、観察したものである。④部および⑤部は機械加工による U-ノッチであり、③部が遅れ破壊破面である。①部は液体窒素中で強制破断させた領域である。遅れ破壊クラックのフロントがほぼ直線的にまっすぐ進んでいることがわかる。Fig. 2 および Fig. 3 はそれぞれ 0.1N-HCl 中および工業地帯大気中での経過時間の増加にともなう  $K_I$  の減少 (つまりクラック長さの増加) を示したものであ

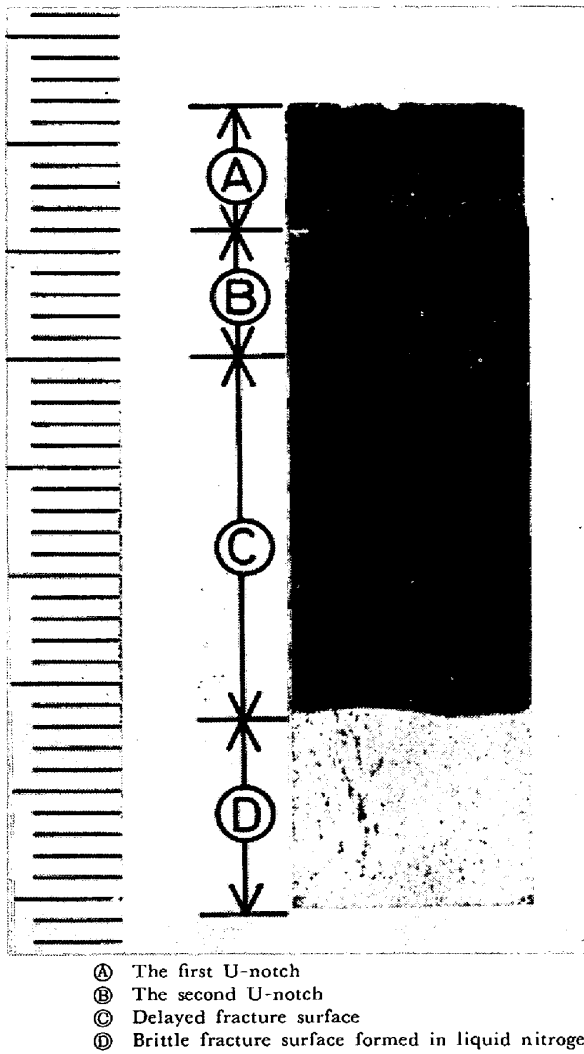


Photo. 1. Appearance of crack propagation after exposure to an outdoor industrial environment for 5000hr. (SAE 1527 steel, T.S. 156 kg/mm<sup>2</sup>)

る。図中データポイントに付記した数字は、試験片番号を示す。開口端変位量は試験片によつて異なるが0.23~0.35 mm の範囲である。

また一部の試験片では、くさび挿入時に Pop-In がみられた。Pop-In しなかつたものについては U-ノッチ深さと開口端変位量から、便宜上  $K_I$  を計算してプロットした。また Fig. 1 に示した厚み 12 mm の試験片の場合、ASTM 規格<sup>29)</sup>にもとづいて計算すると  $K_I \leq 290$  kg/mm<sup>3/2</sup> で平面歪条件を満足する。本研究で問題としている  $K_{Isc}$  近傍では、いずれも  $K_I < 100$  kg/mm<sup>3/2</sup> となつて平面歪条件を満たしている。短時間側で  $K_I = > 290$  kg/mm<sup>3/2</sup> となつている領域では平面歪条件が成立しているとして、第1式による計算値を図示した。まず 0.1N-HCl 中では、試験開始後 4hr 以内にすべての試験片で遅れ破壊クラックが発生し、伝播を開始してい

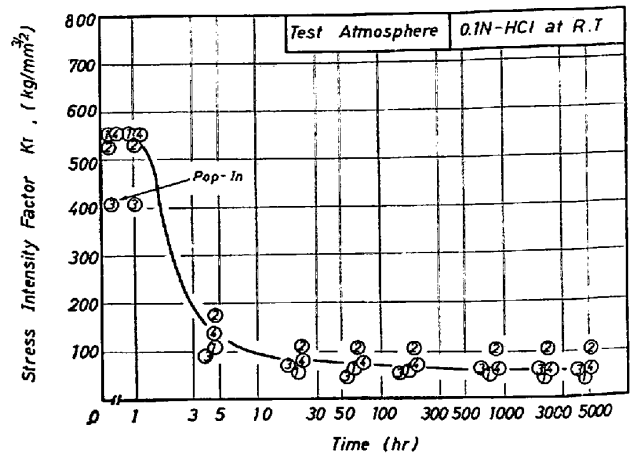


Fig. 2. Results of constant deflection, decreasing  $K_I$  test.  $K_I$  is plotted against time of immersion in 0.1N-HCl, showing crack initiation in every specimen within 4hr since the test is started.

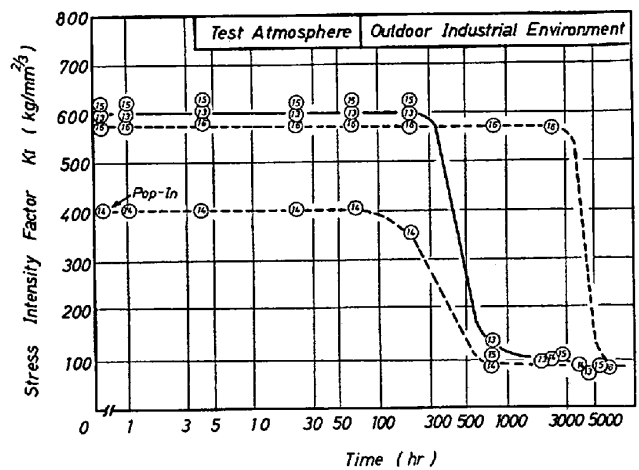


Fig. 3. Results of constant deflection, decreasing  $K_I$  test.  $K_I$  is plotted against time of exposure to an outdoor industrial environment. Crack initiation is suppressed at least for about 200hr since the test is started.

る。そして約 70hr でクラックの伝播は停止し、 $K_I$  はほぼ一定値を示すようになる。いつぼう工業地帯大気中では Pop-In しなかつた試験片で約 200hr まで遅れ破壊クラックの発生は抑制され、約 3200hr 経過してはじめてすべての試験片で遅れ破壊クラックが発生、伝播していることがわかる。つまり遅れ破壊の潜伏時間  $\tau_i$  に試験環境が影響をおよぼすことを示唆している。この点をさらに明瞭にするため Pop-In しなかつた試験片で機械加工によるノッチ底(先端曲率半径  $\rho = 0.1$  mm) から遅れ破壊クラック ( $\rho = 0$ ) が発生する確率を調べると Fig. 4 のようになる。ただし 3.5% NaCl 中については 4本の試験片のうち 3本がすでに Pop-In していた

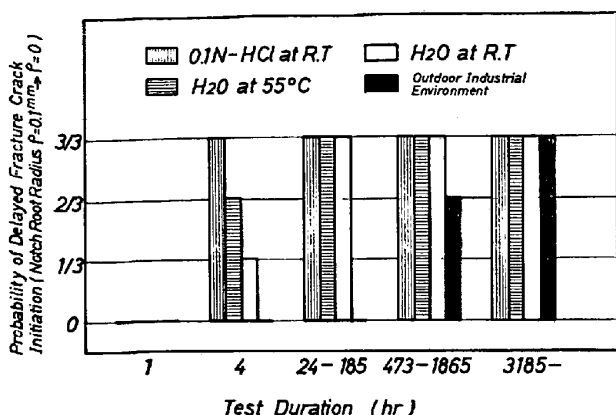


Fig. 4. Probability of delayed fracture crack initiation in SAE 1527 steel in relation to test duration in various test environments. The delayed fracture crack initiates in a short period of time as the test environment is more corrosive.

Table 4.  $K_{ISCC}$  of SAE 1527 steel.

Test atmosphere	$K_{ISCC}$ (kg/mm <sup>3/2</sup> )
0.1N-HCl at R. T	70
H <sub>2</sub> O at 55°C	65
H <sub>2</sub> O at R. T	73
3.5%NaCl at R. T	77
Outdoor industrial environment	83

のでデータから除いた。他の試験環境については4本の試験片のうち、1本だけがPop-Inしていたので残りの3本で確率を求めた。Fig. 4から0.1N-HCl中では、 $\tau_i$ が最も短かく4hr以内に試験片3本ともクラックが発生しているのに対し、55°C温水中では2本、常温水中では1本だけにクラックが発生している。いつぼう自然大気中ではクラックの発生が著しく遅延され200hr以上経過しないとクラックはいずれの試験片にも認められない。

Table 4は5000hr以上経過した時点で、伝播がすでに停止したクラック長さから、各種試験環境における $K_{ISCC}$ を求めたものである。いずれの試験環境でも $K_{ISCC}$ はほぼ65~85 kg/mm<sup>3/2</sup>の値を示しており、引張強さ156 kg/mm<sup>2</sup>のSAE 1527鋼においては $K_{ISCC}$ の試験環境依存性はあまり認められない。超強力鋼の $K_{ISCC}$ の試験環境依存性については、いまだ系統的なデータはないが、一部には環境依存性を否定した報告<sup>9)16)</sup>もある。しかし $K_{ISCC}$ の環境依存性は、鋼の強度レベルによつて著しく変化する<sup>90)</sup>ことも考えられる。つまり鋼の強度レベルが、引張強さ150 kg/mm<sup>2</sup>以上といった一般に遅れ破壊感受性の大きな領域では、遅れ破壊発生臨界水素量が少なく、比較的温和な環境からも充分水素が供給

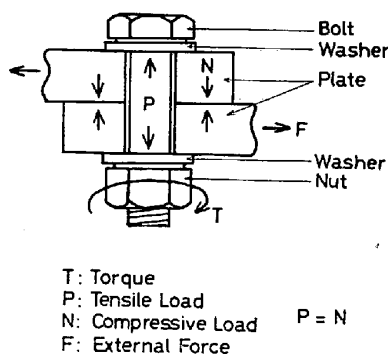


Fig. 5. Schematic representation of frictional tightening method using high strength bolts.

されるのに対し遅れ破壊感受性の小さな120 kg/mm<sup>2</sup>程度の引張強さでは臨界水素量を供給し得る環境が腐食性の強い環境でなければならないといった制限が生じる可能性もあろう。

### 3.2 $K_{ISCC}$ の高力ボルト遅れ破壊への応用

#### 3.2.1 高力ボルト締付状態と遅れ破壊

Fig. 5に摩擦接合法<sup>91)</sup>によつて締付けられた高力ボルトの模式図を示す。構造物に実際に締付けられた高力ボルトが遅れ破壊を起こさないのは、次の3つの条件のうち、いずれかが満たされている場合と考えられる。

- (a) 遅れ破壊の潜伏期間  $\tau_i$  が無限大、つまり  $\rho > 0$  から  $\rho = 0$  への過程が著しく遅延される場合
- (b) 先在クラックがあるか、あるいは  $\tau_i$  経過後  $\rho = 0$  となつた時点での応力拡大係数  $K_I$  が  $K_{ISCC}$  よりも小さい場合
- (c)  $K_I$  が  $K_{ISCC}$  よりも大きくてもクラックの伝播に伴つて  $K_I$  が減少し、ついに  $K_I$  が  $K_{ISCC}$  に等しくなってしまう場合

(a)は初期クラックの発生が抑えられて、ボルトねじ部は全面腐食により形状が鈍化するだけである。この腐食速度は通常の遅れ破壊クラック伝播速度<sup>9)</sup>よりも数桁小さく、遅れ破壊というよりむしろ鋼の耐食性という点から検討すべきである。(b)は初期クラックが発生するか、あるいはボルトに先在疵として疲労クラック、焼割れ、ねじ転造不具合によるしわ疵、熱間圧延時のスケールのまき込みなどがある場合、これは  $\rho = 0$  の理想切欠と考えられる。このときボルトおよびクラックの形状と導入軸力によつて決まる  $K_I$  が  $K_{ISCC}$  よりも小さい場合、クラックは伝播しない。(c)は  $K_I$  が  $K_{ISCC}$  より大きくても、クラックの伝播につれて  $K_I$  が減少してゆけば  $K_I = K_{ISCC}$  が成立したときにクラック伝播は停止し、停留クラックとしてボルト内部に残る。

上記(a), (b), (c)のうち, (a)は正常な形状を有する高力ボルトの締付状態である. また, (c)は高力ボルトの締付状態を, 高力ボルトおよび締付部材という2つの弾性体の力学的結合体と考えたときに, 純粋に破壊力学の問題として別途調査しているのので, ここではとくに(b)について, 実験的に求めた  $K_{ISCC}$  値をもとに考察を進めてゆくことにする.

3.2.2 高力ボルトねじ底に存在するクラック先端での  $K_I$  の推定

ボルトに何らかの先在クラックがある場合, その先端での  $K_I$  は, 原理的にはボルトおよびクラックの形状と導入軸力が与えられれば決まるはずである. しかし高力ボルトの遅れ破壊クラックのように, ねじ部水平断面の一方から, 軸力方向と垂直に, 三日月状あるいは親指爪状 (thumbnail) のクラックが入った場合の  $K_I$  の計算は, その扱いが複雑であるので, いくつかの仮定を導入し単純化して M22 高力ボルトを標準導入軸力<sup>31)</sup>で締付けることを想定し,  $K_I$  を推定した.

まずダイスメーカーで使用している転造ダイス図面から, ねじ形状を長軸  $2b=2.70$  mm, 先端曲率半径  $\rho=0.35$  mm の半楕円形切欠とみなした. 長軸の計算は次式による.

$$2b = M22 \text{ おねじ外径 (22 mm)} \\ - M22 \text{ おねじ谷の径 (19.3 mm)} \dots\dots\dots (3)$$

クラックに先行するねじみぞによつて, クラック先端での  $K_I$  がねじ深さを単純にクラック長さに加算して計算した場合の  $K_I$  よりも, 小さくなるのが予想される. こうしたねじ形状の効果は, 西谷らの報告<sup>32)</sup> (切欠底付近のクラック先端での  $K_I$  が, クラックを考えない場合の応力分布から決定すれば, 実用上十分な精度が得られることを示している) を用いて, 第(4)式によつて計算した.

$$K_I = 1.12 K_\alpha \sigma_0 \sqrt{\pi X} \dots\dots\dots (4)$$

$\sigma_0$ : 標準導入軸力

$X$ : 切欠底から測つたクラック長さ

$K_\alpha$  は楕円形切欠による応力集中係数で, 第(5)式で与えられる<sup>33)</sup>.

$$K_\alpha = \sqrt{\frac{b}{2x + \rho} \left( 1 + \frac{\rho}{2x + \rho} \right) + \left( \frac{\rho}{2x + \rho} \right)} \dots\dots\dots (5)$$

$x$ : 切欠底からの距離

切欠底 ( $x = 0$ ) における応力集中係数は

$$K_\alpha = 1 + 2\sqrt{\frac{b}{\rho}} \\ = 4.92$$

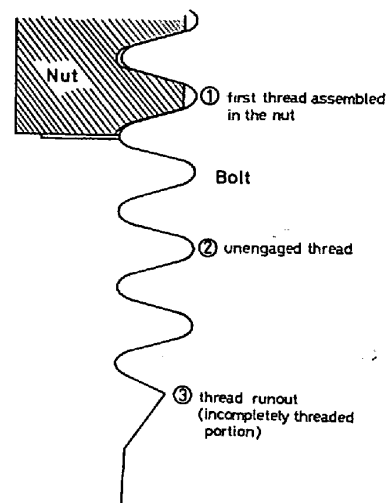


Fig. 6. Schematic diagram of a bolt-nut junction.

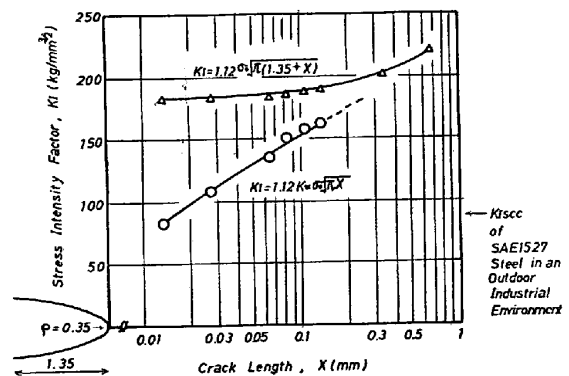


Fig. 7. Stress intensity factor  $K_I$  for an edge crack originating from a semi-elliptical notch subjected to tension.  $K_I$  is plotted as a function of crack length  $X$  measured from a notch root. Threshold stress intensity factor  $K_{ISCC}$  of SAE 1527 steel in an outdoor industrial environment is also shown to estimate critical crack length  $I_C$  which can be expected to cause delayed fracture.

こうして得られた値と, 光弾性, 銅メッキ, 弾性論, 有限要素法などの各種方法によつて得られた, インチ径程度のボルト・ナット結合体における応力集中係数の値を<sup>34)35)</sup>比較すると, いずれもほぼ5.0に近い値となつており第(5)式に基づく計算値とほぼ一致している. Fig. 6にボルト・ナット結合部の模式図を示す. ここで, ナット掛りはじめ第1ねじ谷底部における応力分布が, 遊びねじの存在によつて著しくは影響を受けないという仮定のもとに第(3)式および第(5)式を用いて, ねじみぞに先行するクラック先端での  $K_I$  を推定した結果をFig. 7に示す. Fig. 7には, ねじ山の高さ 1.35 mm をクラック長さに単純に加算して, 半無限板中の edge crack

として計算した  $K_I^{(36)}$  もあわせて記入した。ここで注目すべきことは、ねじ底から発生したクラックの長さが、ねじ底の曲率半径  $\rho=0.35\text{ mm}$  と同程度になると、ねじ山の高さをクラックとみなしても  $K_I$  に大きな誤差は生じないが  $\rho$  よりも小さなクラック長さの範囲では、ねじみぞの存在により、 $K_I$  が著しく緩和されるということである。

3.2.3 疵許容限界の推定

Table 4 に示した  $K_{Isc}$  の値に対するクラック長さ  $l_c$  を Fig. 7 から求めると、この  $l_c$  が疵許容限界を与えることになる。すでに述べたように、引張強さ  $156\text{ kg/mm}^2$  に調質した SAE 1527 鋼では  $K_{Isc}$  は各種試験環境中ではほぼ  $65\sim 85\text{ kg/mm}^{3/2}$  であり、 $l_c$  として  $15\text{ }\mu$  程度の値がえられる。つまり、通常の焼入焼戻処理鋼で旧オーステナイト粒径のオーダーの先在疵があれば、これが遅れ破壊クラックの起点となる可能性を示唆している。このことは高力ボルトの締付曝露試験において、F13T 以上の強度レベルのボルトで破断が著しく起り易いという結果<sup>37)</sup>と対応しているものと考えられる。次に遊びねじ部谷底については、ナット掛りはじめ第1ねじ谷底部に比べて、約  $1/2$  の荷重がかかる<sup>38)</sup>。したがって、 $K_I$  がクラック長さの平方根に比例することを考慮すると、遊びねじ部の疵許容限界は約  $4l_c$  となる。

3.2.4 不完全ねじ部の取り扱いについて

高力ボルトの締付曝露試験において、破断位置となることが最も多い<sup>37)</sup>不完全ねじ部の形状は、従来型転造ダイスで転造した高力ボルトでは Photo. 2 に示すような鋭い切欠状になっている。完全ねじ部に比べて不完全ねじ部は、切欠底曲率半径  $\rho$  が小さいため、きわめて微少なクラックが入つても Fig. 7 から類推できるように、 $K_I$  がねじ深さをクラック長さと同視した場合の  $K_I$  に等しくなる。しかし他方において、不完全ねじ部のねじ山の開き角  $2\gamma$  は Photo. 2 から明らかなように、完全ねじ部の開き角  $60^\circ$  よりも大きいので、応力は緩和されていると考えられ、 $\rho$  が小さいことと、 $2\gamma$  が大なることの2つの効果は、相反して作用するので、そのかねあいが問題となる。不完全ねじ部を円周状に入つたクラック(開き角  $2\gamma=0$ )とみなして、 $K_I$  を計算した例を Fig. 8 に示す。ところで不完全ねじ部のねじ山の高さは、ねじ切上り部でゼロであり、切上り部から1ピッチ進んだ不完全ねじ部と完全ねじ部の境界でちょうど完全ねじ部のねじ山高さに等しい値  $1.35\text{ mm}$  となる。したがってクラック深さとしてこの値を採用した場合には、標準軸力で締付けたときの  $K_I$  が Fig. 8 からほぼ  $150\text{ kg/mm}^{3/2}$  となり、SAE 1527 鋼の  $K_{Isc}$  よりも大きく、

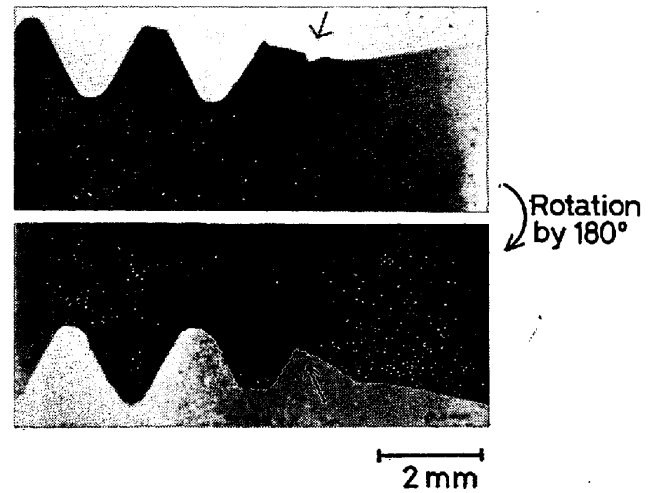


Photo. 2. Sectional view of the incompletely threaded portion of a high strength bolt. In comparison with full threads, this thread runout forms a very sharp notch acting as a severe stress raiser.

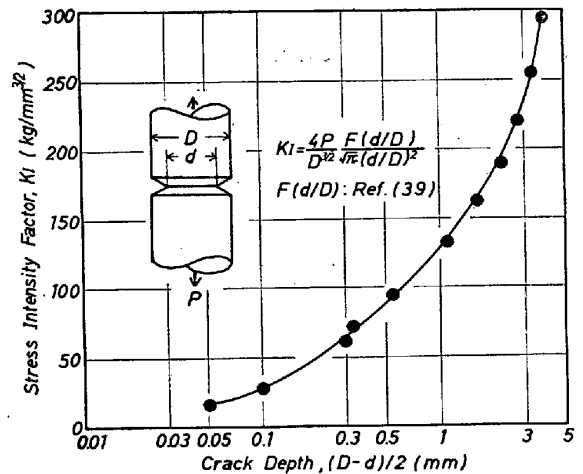


Fig. 8. Stress intensity factor  $K_I$  as a function of crack depth for a circumferentially cracked round bar subjected to tension as a convenient approximation to the incompletely threaded portion of a high strength bolt.

遅れ破壊発生危険性は大きくなる。しかし、さきに述べたように、不完全ねじ部の開き角  $2\gamma$  が  $60^\circ$  以上であることや、ねじ山の高さが  $0$  から  $1.35\text{ mm}$  まで連続的に変化していることなどを考慮すると、 $K_I=150\text{ kg/mm}^{3/2}$  なる値は過大評価していることになる。ボルト・ナット結合体のねじ部の  $K_I$  について、正確な値を得ることは現在のところ必ずしも容易ではないが、不完全ねじ部に対しては、改良型の転造ダイスを用いて、切欠底曲率半径  $\rho$  が大きくなるような工夫が現在一般になされつつあるので、今後は不完全ねじ部の破断頻度は減少す

るものと思われる。

4. 結 言

引張強さ 150 kg/mm<sup>2</sup> レベルの SAE 1527 鋼を用いて定変位型遅れ破壊試験により各種試験環境中での  $K_{I,SSC}$  を求めた。いつぼう高力ボルトの標準締付状態における破壊力学的考察から、ねじ部に存在するクラック先端での  $K_I$  を推定し、上記  $K_{I,SSC}$  との相対的大小関係から、疵許容限界を推定し、以下の結論を得た。

(1) SAE 1527 鋼 (引張強さ 156 kg/mm<sup>2</sup>) の  $K_{I,SSC}$  は、試験環境によらず、ほぼ 65~85 kg/mm<sup>3/2</sup> の値を有する。しかしクラック発生までの潜伏時間  $\tau_i$  は試験環境によつて異なる。

(2) 高力ボルト (M22) のねじ谷底に存在するクラック先端での  $K_I$  は、クラック長さがねじ底曲率半径  $\rho$  よりも小さな微小クラックの場合、ねじみぞの存在によつて著しく緩和されている。

(3) SAE 1527 鋼を用いた引張強さ 150 kg/mm<sup>2</sup> レベルの高力ボルトは、ねじ底に 15 $\mu$  程度の微小疵があれば、遅れ破壊発生の危険性がある。

(4) 不完全ねじ部は、切欠底形状が鋭くなつているので、微小疵によつても  $K_I$  が著しく増大し、遅れ破壊クラックの起点となりやすいと考えられる。改良型ダイスを使用することにより、ねじ部谷底に丸みを与え、応力を緩和することが必要である。

本論文においては、ボルト・ナット結合体の応力集中状態とくに、ボルトねじ部の半径方向に対する応力分布について、遊びねじの影響は考慮しなかつた。もし遊びねじの影響をも含めた結合状態での応力解析が将来なされるならば、この場合の  $l_c$  は本論文の  $l_c$  よりも少なくとも小さくはならないであろう。したがつて、本論文の  $l_c$  は高力ボルトの使用上からは安全サイドに立つており本論文の  $l_c$  値で高力ボルトの生産管理をしておけば、破壊の生じる恐れは非常に小さいものと考えられる。従来、高力ボルトの内部欠陥の許容基準に関しては、定量的な評価がなかつたが、本論文はこれについてのいささかのアプローチを試みたものとする次第である。

おわりに本研究の発表を許可された、中央技術研究所長、池島俊雄博士ならびに有益な御助言をいただいた技師長、三好栄次博士、所次長、近藤豊博士、さらに熱心な討論を惜しまれなかつた主任研究員、寺崎富久長博士に感謝の意を表す。また本実験の遂行にあつては安達裕行氏の御協力を得たことを記して、謝意に代える。

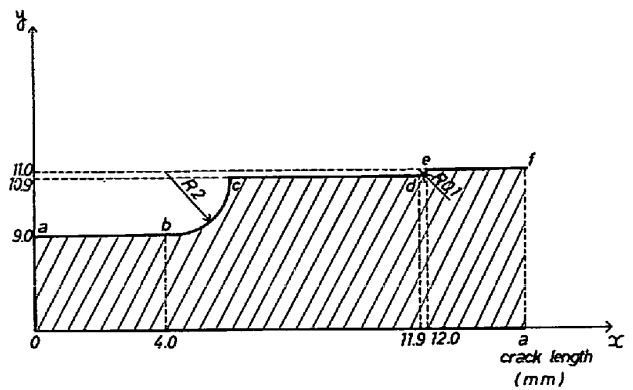


Fig. 9. Detailed cross-sectional description of a double U-notched part of the wedge-loaded DCB specimen depicted in Fig. 1.

附 録

Fig. 1 に示した試験片について、クラック長さ  $a$  と  $K_I$  との関係は、以下の手順で計算した。Fig. 1 の試験片は、端面に 2 重の U-ノッチを有するので、不均一断面をもつ片持梁で近似する。

(1) たわみ角  $i$  は Fig. 9 を参考にして、第(6)式で与えられる。

$$i = i_0 - \int_0^x \frac{M(x)}{EI(x)} dx \dots \dots \dots (6)$$

$$M(x) = Px \dots \dots \dots (7)$$

$$I(x) = \frac{b}{12} h^3(x) \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 $E$ : ヤング率

$M(x)$ : 曲げモーメント

$I(x)$ : 断面 2 次モーメント

$P$ : 開口端における荷重

$b$ : 試験片厚み

$2h(x)$ : 試験片高さ

$a \sim b \quad h(x) = 9.0$

$b \sim c \quad h(x) = 11.0 - \sqrt{4.0 - (x - 4.0)^2}$

$c \sim d \quad h(x) = 10.9$

$d \sim e \quad h(x) = 11.0 - \sqrt{0.01 - (x - 11.9)^2}$

$e \sim f \quad h(x) = 11.0$

第(6), (7), (8)式から

$$i = i_0 - \frac{12P}{bE} \int_0^x \frac{x}{h^3(x)} dx \dots \dots \dots (10)$$

$i_0$  は境界条件 ( $i=0$  at  $x=a$ ) から決まる。

(2) 次にたわみ  $y$  は  $i$  を積分することにより、第(11)式で与えられる。

$$y = y_0 + \int_0^x i dx \dots \dots \dots (11)$$

境界条件 ( $y=0$  at  $x=a$ ) から  $x=0$  におけるたわみ

$y_0$  を計算すると

$$y_0 = \frac{12P}{bE} \left\{ \frac{1}{3} \left( \frac{a}{11} \right)^3 - 0.084 \right\} \dots\dots\dots (12)$$

(3) 開口端における変位量  $\delta$  は  $2y_0$  に等しいから、第(12)式から、コンプライアンス  $\lambda$  は

$$\lambda = \frac{\delta}{P} = \frac{1}{bE} \left\{ 8 \left( \frac{a}{11} \right)^3 - 2.02 \right\} \dots\dots\dots (13)$$

(4) エネルギー解放率  $g$  は、定変位条件 ( $\delta = \text{一定}$ ) のもとで第(14)式で与えられ、また  $g$  と  $K_I$  との関係は第(15)式で与えられるので

$$g = - \frac{\delta^2}{2} \frac{\partial}{\partial A} \left( \frac{1}{\lambda} \right) \dots\dots\dots (14)$$

$A$  : クラック面積 ( $a \times b$ )

$$g = \frac{K_I^2}{E} \dots\dots\dots (15)$$

第(13)(14)(15)式から、

$$K_I = \frac{2\sqrt{3} \left( \frac{1}{11} \right)^{1/2} \left( \frac{a}{11} \right)}{8 \left( \frac{a}{11} \right)^3 - 2.02} \dots\dots\dots (16)$$

つまり第(16)式は、第(1)式で  $h = 11$ ,  $\alpha = 2.02$  としたものである。

文 献

- 1) B. F. BROWN and C. D. BEACHEM: Corros. Sci., 5(1965), p. 745
- 2) M. H. PETERSON, et al.: Corrosion, 23(1967) 5, p. 142
- 3) B. F. BROWN: Machine Design, 40(1968), p. 165
- 4) V. J. COLANGELO and M. S. FERGUSON: Corrosion, 25(1969) 12, p. 509
- 5) C. S. CARTER: Corrosion, 25(1969) 10, p. 423
- 6) C. S. CARTER: Met. Trans., 1(1970), p. 1551
- 7) C. S. CARTER: Met. Trans., 2(1971), p. 1621
- 8) 中里, 寺崎: 鉄と鋼, 61(1975) 6, p. 841
- 9) 中里, 寺崎: 鉄と鋼, 61(1975) 6, p. 856
- 10) B. F. BROWN: Mat. Res. Stand., 6(1966), p. 129
- 11) A. H. PRIEST: Metals Mat. Met. Rev., 3(1969), p. 175
- 12) J. BERGGREEN: Werk. und Korros., 21(1970), p. 640

- 13) D. P. DAUTOVICH and S. FLOREEN: Met. Trans., 4(1973), p. 2627
- 14) G. SANDOZ: Met. Trans., 2(1971), p. 1055
- 15) E. A. STEIGERWALD and W. D. BENJAMIN: Met. Trans., 2(1971), p. 606
- 16) P. MCLNTYRE and A. H. PRIEST: MG/31/72, British Steel Corporation
- 17) 湯川: 第21回腐食防食討論会要旨集, (1974), p. 38
- 18) S. R. NOVAK and S. T. ROLFE: Corrosion, 26(1970) 4, p. 121
- 19) 荒木, 金尾, 青木: 第16回材料強度と破壊国内総合シンポジウム論文集, (1971), p. 145 [日本金属学会]
- 20) 荒木, 青木, 金尾: 日本機械学会誌, 77(1974), 670, p. 972
- 21) 日本鋼構造協会・ボルト強度班: JSSC, 6(1970) 52, p. 39
- 22) JIS B-1186, (1964), p. 3 [日本規格協会]
- 23) ISO Recommendation R 898/I(1968)
- 24) M. V. HYATT: Corrosion, 26(1970) 11, p. 487
- 25) M. V. HYATT: Corrosion, 26(1970) 12, p. 547
- 26) R. P. WEI et al.: Mat. Res. Stand., 12(1972) 9 p. 25
- 27) C. D. BEACHEM: Met. Trans., 3(1972), p. 437
- 28) P. C. PARIS and G. C. SIH: ASTM STP No. 381(1965), p. 71
- 29) Annual Book of ASTM Standards, Part 31, E399(1972), p. 955 [American Society for Testing and Materials]
- 30) 寺崎, 大野, 中里: 鉄と鋼, 61(1975) 4, S 245
- 31) 橋本: 高力ボルト接合設計施工指針, (1972), [日本建築学会]
- 32) 西谷, 村上: 日本機械学会誌, 75(1972) 642, p. 1088
- 33) 岡村: 日本機械学会誌, 75(1972) 642, p. 1048
- 34) 清家: 精密機械, 40(1974) 6, p. 461
- 35) 江藤: 精密機械, 40(1974) 6, p. 474
- 36) P. C. PARIS and G. C. SIH: ASTM STP No. 381(1965), p. 40
- 37) 日本鋼構造協会・ボルト強度班: JSSC, 10(1974) 105, p. 34
- 38) 西田: 応力集中, (1967), p. 666 [森北出版]
- 39) P. C. PARIS and G. C. SIH: ASTM STP No. 381(1965), p. 49