

## 論 文

熱衝撃き裂と応力拡大係数の関係及び  
ストレッチ・ゾーン幅の変化鈴木 賢治\*・古川 徹\*<sup>2</sup>・後藤 康雄\*<sup>3</sup>Relation between Thermal Shock Crack and Stress Intensity  
Factor, and Behavior of Stretched Zone Width

Kenji SUZUKI, Toru FURUKAWA and Yasuo GOTO

## Synopsis :

Purposes in this study are to estimate validity of linear fracture mechanics for thermal shock cracking and to clarify the behavior of stretched zone width in thermal shock. Thermal shock tests were carried out with carbon steel (S53C). Thermal shock was given by jet water on the fatigue precracked surface.

The following results were obtained ;

- 1) At a given temperature, thermal shock crack length can be correlated with the maximum value of stress intensity factor which was caused by unsteady thermal stress (maximum stress intensity factor).
- 2) Stretched zone width is proportional to the temperature of crack tip at the time when stress intensity factor becomes maximum. Stretched zone width decreases, as the increase rate of stress intensity factor rises.

The above was also confirmed by results on a different size test specimen.

## 1. 結 言

近年、機械の使用条件はより高温・高圧にと厳しくなつてきており、ことに軽水形原子炉の冷却材喪失事故における緊急炉心冷却装置の作動に象徴される熱衝撃現象も構造部材の強度にとつて重要な問題となつている<sup>1)</sup>。セラミックスのようなぜい性材料に比較して、鋼においては熱衝撃によつて直接的に破壊にいたることは少ないが、欠陥(き裂など)を含む場合にはこのかぎりではなくなる。また、液体ナトリウムのような非常に高い熱伝導率をもつものを熱媒体として使用したときは、構造物に強い熱衝撃をあたえる危険性がある。事実、600°CのナトリウムをT型の配管により合流させた場合に配管の内面に急速にヘヤークラックが発生する<sup>2)</sup>ことが知られている。

これらの熱衝撃破壊現象に関する研究は数多く行われてきた<sup>3)~6)</sup>。ガラス材試験片を用いて線形破壊力学を導入した研究<sup>7)</sup>、円筒試験片での研究<sup>8)</sup>、冷却材喪失事故におけるき裂の臨界サイズの計算<sup>9)</sup>や熱衝撃き裂の伝ば・停止挙動の解析<sup>10)</sup>が行われてきた。最近のものでは、熱応力のみを負荷した場合の研究に加えて、引張応力を機

械的に負荷してさらに熱応力を重畳させた場合の三次元径路積分による研究<sup>11)</sup>がある。この場合は、従来行われてきた熱応力のみのとときと比較して板厚方向全体にわたつて引張応力が作用することもあるため、き裂の進展抵抗が弱められる危険な場合といえる。一方、熱応力のみが作用する場合は、き裂が板厚方向に貫通することはない。なぜならば、部材内では引張りとともに圧縮応力が生じるためである。しかし、急激な非定常熱応力による熱衝撃破壊の挙動の特徴を明らかにする意味において、この面での研究はけつして軽視できないものと思う。

これまで、応力拡大係数による線形破壊力学的解析<sup>3)5)</sup>やJ積分による非線形破壊力学的解析<sup>12)</sup>などの手法が提起され、破壊力学の応用によつて熱衝撃破壊に関する解析方法が大きく進歩してきた。しかし、これらの研究には熱衝撃き裂の進展に関する実験面からの研究が不十分であり、特に実験にもとづく熱衝撃き裂の進展量を律するパラメータの検討及び熱衝撃破面のフラクトグラフィの特徴などが不明点として残されている。

これらのことを踏まえて、本研究では疲労予き裂を有する試験片の熱衝撃試験を行い、そのフラクトグラフィ的検討による熱衝撃破壊の特徴及び熱衝撃き裂の進展と

昭和 59 年 12 月 5 日受付 (Received Dec. 5, 1984)

\* 新潟大学教育学部 (Faculty of Education, Niigata University, 8050 Ikarashi Ni-no-cho Niigata 950-21)

\*<sup>2</sup> 新潟大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Niigata University)

\*<sup>3</sup> 石川島播磨重工業(株)原子力事業部 (Nuclear Power Division, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.)

応力拡大係数の関係について考察し、さらに熱衝撃破壊におけるストレッチ・ゾーン幅の挙動について応力拡大係数の増加速度と温度の影響の二つの面から考察を行った。これらについての一連の研究により二、三の成果が得られたので報告する。本研究では、線形破壊力学と熱衝撃破壊現象の諸関係を明らかにし、その有効性に重点を置いた。また、試験片寸法を変えた場合のこれらのパラメータの有効性についても考察した。

## 2. 実験方法

本研究には試験片として市販の S53C (直径 130 mm 丸棒) を用いた。その化学分析値及び機械的性質を Table 1 に示す。熱衝撃試験片は、まず Fig. 1(a) に

Table 1. Chemical composition and mechanical properties of the steel used.

Chemical composition								(wt%)
C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	
0.54	0.74	0.22	0.022	0.013	0.12	0.02	0.01	
Mechanical properties								
Tensile strength		Elongation		Reduction of area				
710 MPa		24.5%		34.9%				

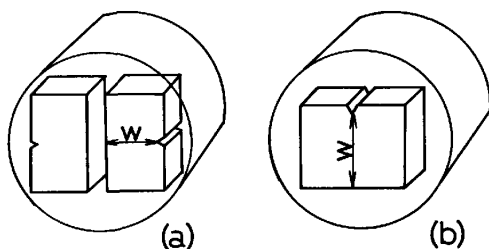


Fig. 1. Sampling method of test specimens from S53C bar ( $\phi 130$  mm): (a)  $W=32$  mm, (b)  $W=40$  mm.

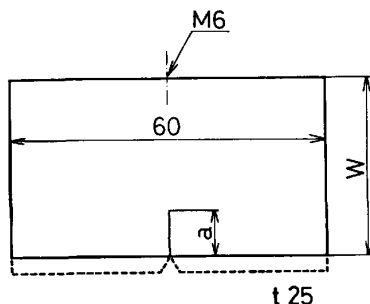


Fig. 2. Shape and dimension of test specimens.

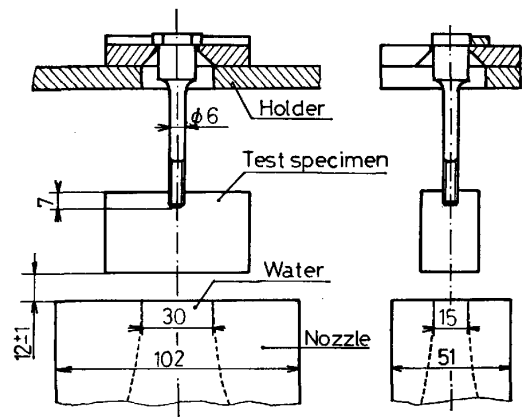


Fig. 3. Apparatus for thermal shock test.

示すように丸棒から切り出した。しかし、試験片寸法が大きくて (a) のように採れない場合は (b) のように切り出した。次に、試験片は Fig. 2 に破線で示したように、下面中央に深さ 3 mm の V 型切り欠き (開き角  $60^\circ$ ) をもつ形状に加工した後、片振り曲げ疲労試験機によつて切り欠き底に疲労き裂を入れ、その後再び機械加工によつて破線部分を除き、実線で示したような形状にした。試験片は機械加工後、熱処理せずに熱衝撃試験に供した。試験片の高さ  $W$  の影響をみるため 32 mm のほかに 40 mm の試験片を用意した。なお、熱衝撃試験時に試験片を保持具につるすため、試験片上面に M6 のねじ穴を設け、ここにつり下げ金具を取り付けた。疲労予き裂の導入に当たつては、試験片の両側面に生ずるき裂長さができるだけ同じになるように注意した。

熱衝撃試験装置の概略を Fig. 3 に示す。試験片は電気炉により所定の温度で 30 min 加熱後、試験装置のホルダーにつり下げ、ノズルから噴出する冷却水によつて予き裂を導入した試験片を炉から取り出し、下面を 5 s 以内に急冷して熱衝撃実験を行った。試験片の加熱温度 (以下、 $T_{max}$  と表す。) は 673K, 773K, 873K 及び 973K とし、冷却水流量は  $518 \text{ cm}^3/\text{s}$  とした。なお、本実験の加熱・急冷方法などについては JIS G 0561 鋼の焼入れ性試験方法に準じて行った。

熱衝撃試験を終了した試験片は、熱衝撃によつて進展したき裂面を観察するために液体窒素中に投入し、十分冷却した後、シャルピー衝撃試験機で低温ぜい性破壊させた。液体窒素の使用は、熱衝撃破面に塑性変形を与え破面の観察結果に影響を及ぼすことを防止するためである。走査型電子顕微鏡写真から熱衝撃破面のフラクトグラフィ及び熱衝撃によつて進展したき裂長さの測定を行った。また、疲労予き裂長さはデジタル測長器によつて測定した。

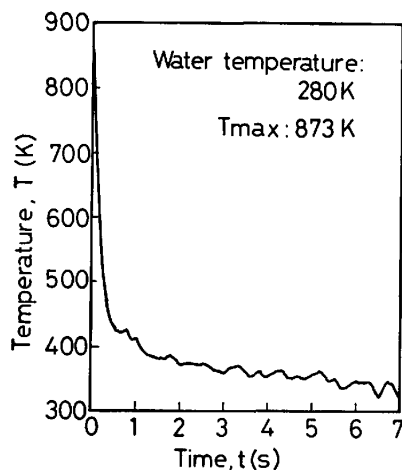


Fig. 4. Variation of temperature at cooling surface of test specimen with time.

熱衝撃試験時における試験片の温度測定は熱衝撃試験の再現性の保証及び非定常温度分布の解析に必要なため、クロメル・アルメル熱電対を試験片の冷却がわ表面に点溶接し温度変化をデータ・レコーダに記録した。Fig. 4に熱衝撃試験片の試験開始時からの経過時間 $t$ と冷却面の温度変化の一例を示す。本図は試験片の $T_{max}$ が873K、冷却水温度280Kの場合である。これらの実験結果から急激に温度が降下する約3sくらいまでは、試験の再現性があることがわかった。その後、冷却面の温度は若干上下しながらゆるやかに低下していくが、この段階での温度変化はかなりばらついていて必ずしも全部が同じではなかった。しかしながら、数値計算の結果によれば熱応力への影響については、初期の急激な温度降下が支配的影響を与えるので、本研究の熱衝撃試験は十分に再現性があると考えられる。

### 3. 実験結果及び考察

#### 3.1 熱衝撃破面のフラクトグラフィ

熱衝撃破面のフラクトグラフィの例<sup>13)</sup>は少なく、その様相の特徴については不明な点が多い。また、熱衝撃試験においては試験片が高温に加熱され、さらに水による

冷却のために酸化が激しく、破面の保存状態が悪いのでフラクトグラフィを行うのがむずかしいものも少なくない。熱衝撃破壊は疲労予き裂前縁に沿って一様に発生せず、場所によつてばらつきがあるので、本研究では試験片板厚の中央部における走査型電子顕微鏡写真にもとづいて破面観察及びデータの整理を行った。

Photo. 1に熱衝撃破面の一例を示す。写真は $T_{max}=873K$ 、疲労予き裂長さ(以後、 $a$ と表す)が1.29mmのものである。き裂の進展方向は写真で右から左へである。写真の右側が疲労予き裂部分で、その前縁に熱衝撃によつてまず形成されたストレッチ・ゾーン(SZ)がある。それに続いて、熱衝撃によるき裂進展部分がある。写真の左側は、前述のように液体窒素に浸漬後に低温ぜい性破壊させた破面で、破面様相はリバー・パターンである。熱衝撃によるき裂進展量(以後、熱衝撃き裂長さを $a_t$ と表す)はストレッチ・ゾーンの始まることからリバー・パターンの前までとした。

熱衝撃破壊におけるき裂進展の特徴を調べるために、熱衝撃破壊の初期にあたるストレッチ・ゾーン付近の破面様相と熱衝撃き裂の終了時期にあたるリバー・パターン付近の破面様相を調べると、前者の部分には小規模ではあるがリバー・パターンの存在がPhoto. 1から認められ、一方後者の部分にはPhoto. 2に示すように、細かいディンプルが認められる。これらのディンプルには明確な介在物の存在は認められないので、介在物の影響によつてディンプルが生じたとは考えられない。

このように、熱衝撃破面の中にリバー・パターンで代表されるぜい性破面とディンプルで代表される延性破面の両者が現れるのは、熱衝撃破壊の原動力である非定常熱応力の挙動と関係があると考えられる。すなわち、熱応力は急冷開始時に急激に増加し、内部へ向かつて引張りから圧縮へと激しい応力分布が生じている。また、同じ方向に低温から高温への温度勾配も加わり、破壊の初期ではぜい性的破面様相を示し、ひずみ速度の変化・温度勾配と破面様相が対応していると考えられる。平野らの報

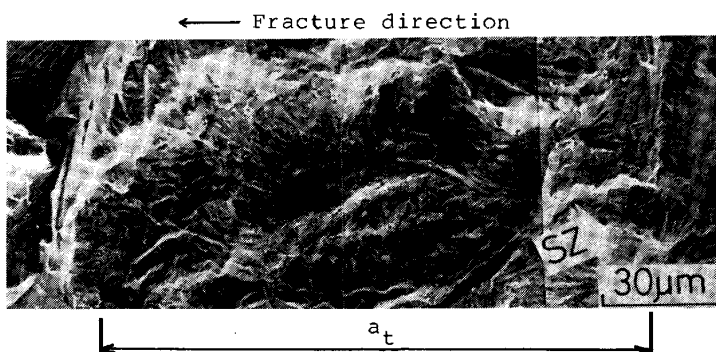


Photo. 1. Fracture morphology of thermal shock cracking ( $T_{max}=873K$ ).

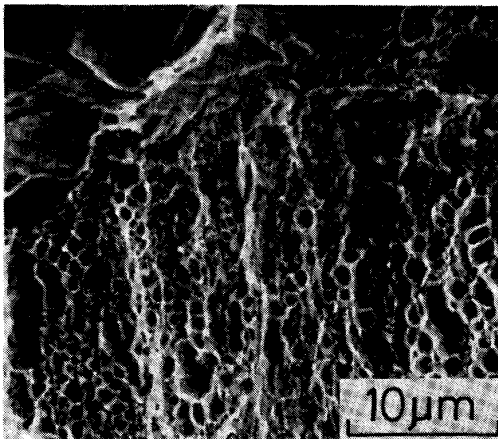


Photo. 2. Dimple at crack arrest zone on thermal shock cracking ( $T_{max}=973K$ ).

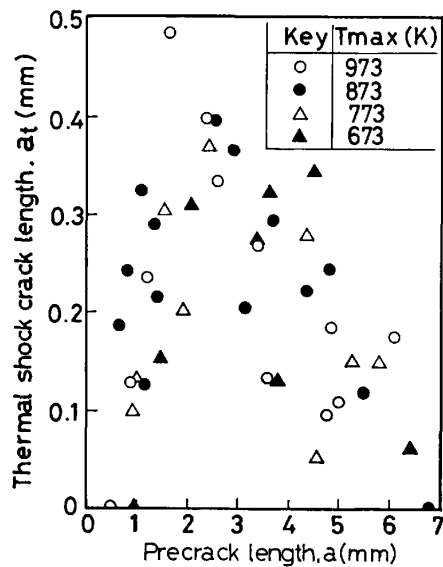


Fig. 5. Relation between thermal shock crack length and precrack length.

告<sup>13)</sup>によると SUS 304 や SKD 62 の熱衝撃破面にはロック・キャンディ・パターンの典型的な粒界破壊が観察されている。筆者らの実験結果と平野らの結果を併せて考察すると、それぞれ破面様相が異なっていることから、熱衝撃破面様相は材質の影響を少なからず受けるものと考えられる。

3.2 熱衝撃き裂の進展と応力拡大係数

熱衝撃破面の観察結果にもとづいて、 $a_t$  を走査型電子顕微鏡写真上から求め、さらに線形破壊力学パラメータである応力拡大係数 ( $K$ ) の熱衝撃下での挙動を明らかにし、両者の関係を解析する。

まず、Fig. 5 に  $a_t$  と  $a$  との関係のグラフを示す。  $a$  の値は写真での平均長さを採用した。本図に示されるようにばらつきはあるが、  $a$  の増加に対して  $a_t$  は上に凸

になっている傾向がみられる。なお、  $a$  が短い場合や長い場合には熱衝撃き裂の発生がみられず、また疲労予き裂がない場合の熱衝撃試験結果でも表面にき裂の発生はみられなかった。

一方、  $K$  を求めるにあたっては非定常温度分布を求める必要がある。本研究の場合、試験片は均質・等方性で、熱の流れはフーリエ則に従うと仮定して、冷却面から疲労予き裂方向の一次元非定常熱伝導問題として温度分布を求めた。したがって、一次元非定常熱伝導方程式をデュフォ・フランケルの差分式<sup>14)</sup>により近似して、非定常温度分布の計算を行った。その結果、冷却面近くでは 1 mm で 100 K 以上の温度勾配がみられた。なお、境界条件としては、冷却面の温度変化をデータ・レコーダに記録したものを A/D 変換して用いた。

さらに、この非定常温度分布によつて生ずるひずみの拘束、力及びモーメントのつり合いを考慮した熱応力を求めると次式が得られる<sup>15)</sup>。

$$\sigma_y(x,t) = -\alpha ET + \frac{1}{W} \int_0^W \alpha ET dx + \frac{12(x-W/2)}{W} \int_0^W \alpha ET(x-W/2) dx \dots\dots (1)$$

これは、疲労予き裂がない場合の解である。ここで、  $T$  は試験片の非定常温度分布、  $\alpha$  は線膨脹係数、  $E$  はヤング率、  $W$  は試験片高さである。今回は、  $E$  と  $\alpha$  は室温での値を採用した。座標のとり方は、Fig. 6 に示したように冷却面から疲労予き裂進展方向に  $x$  軸ととり、原点は冷却面とした。

熱衝撃下の  $K$  の値は重ね合わせの原理により求められる。すなわち、き裂がない場合の熱応力の解とその解のき裂相当部分を逆符号にしたものをそれぞれ重ね合わせて熱応力を求める<sup>16)</sup>ことができるが、き裂の特異性を考慮すると後者の場合の  $K$  を求めればよいことになる。その結果、次式が得られる<sup>17)</sup>。

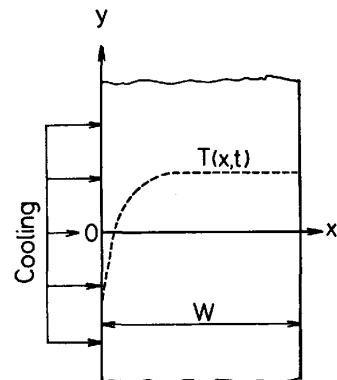


Fig. 6. Definition of coordinates for calculating thermal stress.

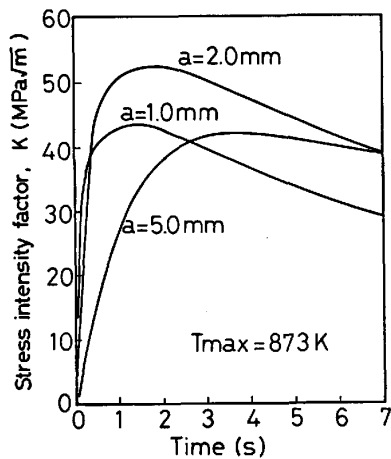


Fig. 7. Behavior of stress intensity factor of several precrack lengths with time.

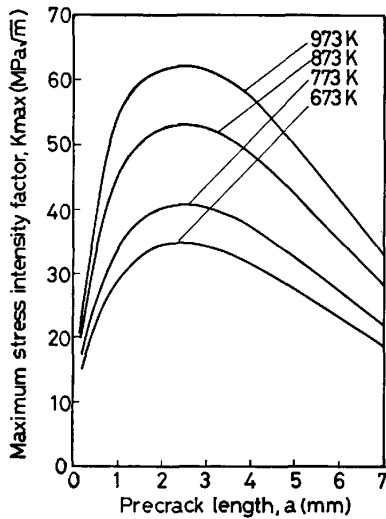


Fig. 8. Variation of maximum stress intensity factor with precrack length.

$$K = 1.12 \frac{2\sqrt{a}}{\sqrt{\pi}} \int_0^a \frac{\sigma_y(x,t)}{\sqrt{a^2-x^2}} dx \dots\dots\dots (2)$$

上記の式より求められた  $K$  の数値計算結果から、 $T_{max}$  が 873K の場合の時間の経過に伴う  $K$  の挙動の一例を Fig. 7 に示す。本図から、 $a$  が短いものほど  $K$  の増加が急激であることがわかる。したがって、 $a$  が短いほど衝撃的に熱応力が負荷されること、また種々の  $a$  の大きさにより  $K$  が最大値を示す時間と大きさが異なることがわかる。このように、 $K$  が時間とともに変化する場合、いかなる  $K$  の値が  $a_t$  とよい対応があるのかが問題となるが、 $K$  の最大値が熱衝撃き裂の進展に対して最も大きな影響を与えること、疲労き裂進展速度と  $K$  の最大値はよい相関があり熱衝撃破壊にも同様のアナロジーの存在を仮定することから、本研究では  $a_t$  を律する支配因子として  $K$  の最大値が最も適当であると考えた。そこで、 $K$  の最大値を最大応力拡大係数 (以後、 $K_{max}$  と表す.)

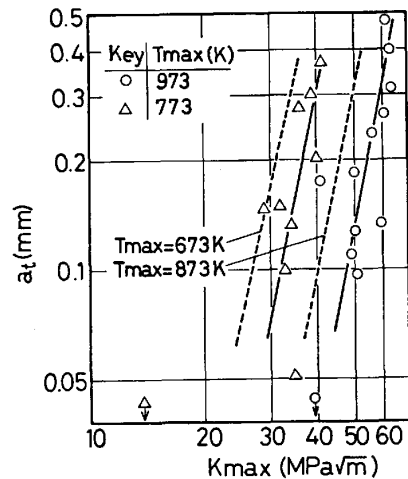


Fig. 9. Relation between thermal shock crack length,  $a_t$ , and maximum stress intensity factor,  $K_{max}$ . Arrows indicate no propagation of thermal shock crack.

と称し、その数値計算結果を Fig. 8 に示す。  $K_{max}$  は  $a$  の増加に伴って極大値を示し、その後減少していく。また、 $T_{max}$  が大きいほうが冷却水との温度差が大きいので、 $T_{max}$  の増加につれて  $K_{max}$  は大きくなる。そして、この  $K_{max}$  が最も大きくなる危険な特定の寸法  $a$  があることがわかる。

$a_t$  を律する線形破壊力学パラメータとしての  $K_{max}$  の有効性をみるために、実験から得られた  $a_t$  を  $K_{max}$  で整理してみる。  $K_{max}$  と  $a_t$  の関係を Fig. 9 に示す。プロット点は  $T_{max}$  が 973K, 773K の場合であり、 $T_{max}$  が 873K, 673K のものについては破線で実験値の平均的傾向を示した。 Fig. 9 からわかるように、 $a_t$  と  $K_{max}$  には相関があり各  $T_{max}$  において  $K_{max}$  の有効性がみられる。この結果から実験式として、次の関係

$$a_t = C \cdot K_{max}^n \dots\dots\dots (3)$$

が求められる。ただし、 $C, n$  は材料及び  $T_{max}$  による定数である。  $n$  は  $T_{max}$  によらないようにみえるが、広い範囲での結果を得ていないので、さらに検討が必要である。これらのことから、ある一定の  $T_{max}$  における  $a_t$  を律するパラメータとして  $K_{max}$  は有効であることがわかる。なお、 $K_{max}$  が小さい場合には熱衝撃破壊が発生しないこともあることから、熱衝撃き裂進展の下限界の  $K_{max}$  が存在することがわかった。また、 $T_{max}$  によつて  $a_t$  と  $K_{max}$  の関係が Fig. 9 のように移動することについては、 $T_{max}$  の違いにより熱衝撃に伴うき裂先端の塑性域大きさが異なることによると思われるが、今後の検討が必要であろう。

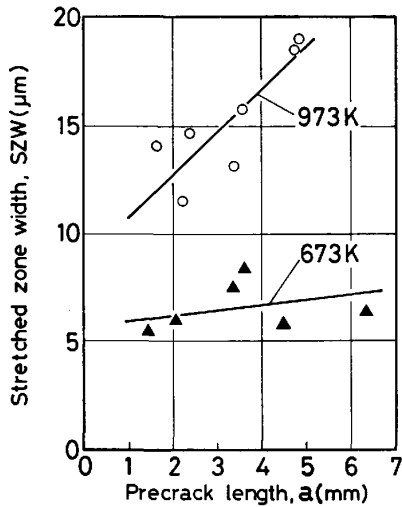


Fig. 10. Relation between stretched zone width and precrack length.

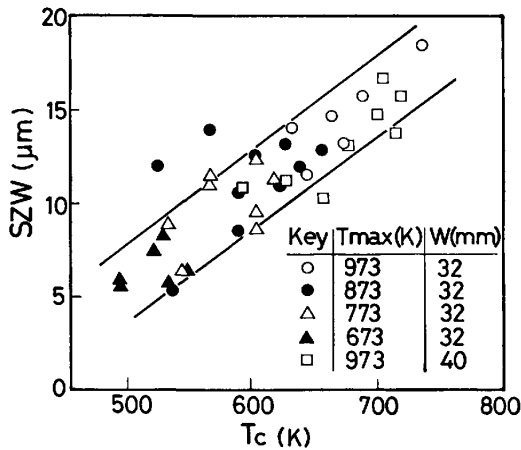


Fig. 11. Variation of stretched zone width, SZW, with temperature at the precrack tip,  $T_c$ .

### 3.3 熱衝撃破壊におけるストレッチ・ゾーン幅

走査型電子顕微鏡写真により測定したストレッチ・ゾーン幅 (以後, SZW と表す.) の結果と  $a$  の関係を Fig. 10 に示す. ストレッチ・ゾーンは疲労予き裂前縁に沿って不均一な幅で形成され, ところによつては形成されないところもあつた. 本研究においては, 写真上での幅の平均値を採用した. Fig. 10 から SZW は,  $T_{max}$  及び  $a$  によつて変化していることがわかる. すなわち,  $T_{max}$  の高い場合が  $T_{max}$  の低い場合に比較して SZW が大きく, 直線の勾配は急であり, さらに  $T_{max}$  のいかにかわらず,  $a$  の増加に伴つて SZW が増加することがわかる.

上述のように, 熱衝撃に伴つて形成された SZW は種々の要因の影響を受けていると思われるが, 特に温度やひずみ速度の影響を大きく受けると考えられるので, SZW に対するき裂先端の温度 (以後,  $T_c$  と称する.)

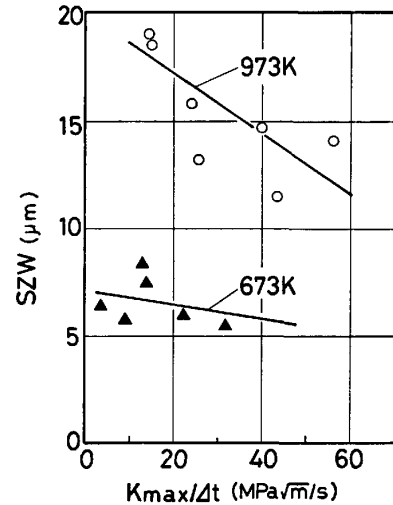


Fig. 12. Variation of stretched zone width, SZW, with increase rate of stress intensity factor,  $K_{max}/\Delta t$ .

及び  $K$  の増加速度の影響について検討する.

Fig. 11 に,  $T_c$  と SZW の関係を示す. 本研究においては,  $T_c$  は数値計算から得られた  $K_{max}$  時の予き裂先端における温度をもつて表す. 本図から, SZW は  $T_{max}$  のいかにかわらず  $T_c$  とよい相関があり,  $T_c$  が高くなるほど SZW が大きくなることがわかる. このことから,  $T_c$  が高いほどき裂先端が延性的挙動を示すために, SZW が大きくなるといえる.

一方, 応力拡大係数の増加速度の定義の方法については種々考えられるが,  $a_t$  との関係が明らかにされた  $K_{max}$  を用いる方法が有効であると考えられる. したがつて, 本研究では  $K_{max}$  に達するまでの時間  $\Delta t$  で  $K_{max}$  を除した値を応力拡大係数の増加速度 (以後,  $K_{max}/\Delta t$  と称する.) と定義した. Fig. 12 に  $K_{max}/\Delta t$  と SZW の関係を示す. 本図には  $T_{max}$  が 973K と 673K の場合の結果を示したが,  $T_{max}$  が高いほど SZW が大きく,  $T_{max}$  が高いほど延性がある. また, 両加熱温度の場合とも,  $K_{max}/\Delta t$  の増加に伴つて SZW は減少している. このことから, SZW は  $K_{max}/\Delta t$  の影響を受けていることがわかる. さらに,  $T_{max}$  が高いほど直線の傾きが急であることから, 温度が高いほど SZW は  $K_{max}/\Delta t$  の影響を大きく受けることがわかる.

SZW は破壊じん性値と深いかわりをもつ量として重要な値であるが, 上述の結果から  $T_c$  と  $K_{max}/\Delta t$  も破壊じん性に影響を与え, 高温になるほど応力拡大係数の増加速度が破壊じん性値に与える影響が大きいこと<sup>18)</sup>と一致する.

### 3.4 熱衝撃破壊における試験片寸法効果

$K_{max}$  が  $a_t$  を律するパラメータとして有効であるた

めには、試験片寸法が変わつたとしても  $K_{max}$  と  $a_t$  の関係がそれに影響されないことが明らかでなければならない。すなわち、試験片の寸法が違つても、 $a_t$  と  $K_{max}$  の関係が同一の(3)式で示されなくてはならない。Fig. 9 の結果から、 $K_{max}$  と  $a_t$  の関係は  $T_{max}$  によつて影響されることがわかつたので、今回は  $T_{max}$  を一定にして、試験片の板厚は  $W=32\text{ mm}$  の場合と同じ  $25\text{ mm}$  とし、高さ  $W$  を  $40\text{ mm}$  に変えて同様の実験を行い両者の実験結果を比較・検討した。

Fig. 13 に  $K_{max}$  と  $a_t$  の関係を示す。  $T_{max}$  は  $973\text{ K}$  で、 $K_{max}$  はそれぞれ  $W=40\text{ mm}$  の場合と  $W=32\text{ mm}$  の場合の数値計算結果によるものである。同じ  $T_{max}$  下では、 $W$  が大きいほうが  $K_{max}$  が大きくなるた

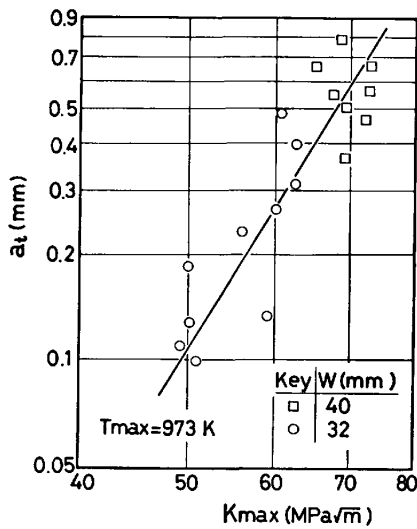


Fig. 13. Effect of test specimen height  $W$  on the relation between maximum stress intensity factor,  $K_{max}$ , and thermal shock crack length,  $a_t$ .

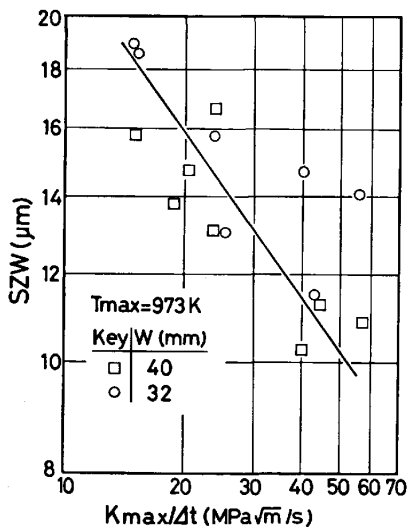


Fig. 14. Effect of test specimen height  $W$  on the variation of stretched zone width, SZW, with increase rate of stress intensity factor,  $K_{max}/\Delta t$ .

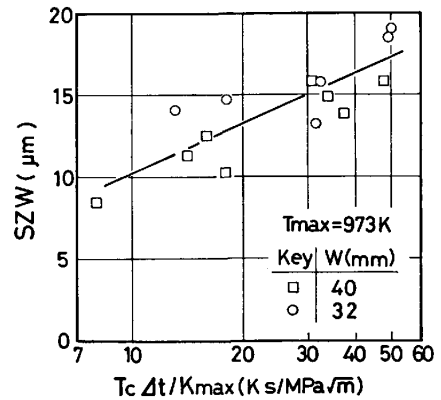


Fig. 15. Relation between stretched zone width, SZW, and ratio of temperature at the precrack tip to increase rate of stress intensity factor,  $T_c \Delta t/K_{max}$ .

めにプロット点が分かれているが、試験片寸法が違つてもプロット点は同一直線上にあることがわかる。ゆえに、試験片高さに関係なく  $K_{max}$  は  $a_t$  を律する支配的力学量として有効であることがわかる。

一方、ストレッチ・ゾーンの形成に対する寸法効果の影響をみるために  $W=40\text{ mm}$  の試験片の SZW の測定結果と数値計算によつて求めた  $T_c$  及び  $K_{max}$  の関係について検討した結果を述べる。  $W=40\text{ mm}$  の SZW と  $T_c$  の関係は先の Fig. 11 に  $W=32\text{ mm}$  の結果と併せて示してある。  $W=40\text{ mm}$  の実験点と  $W=32\text{ mm}$  の実験点は同一の帯の中にある。このことから、 $T_c$  と SZW の関係は試験片の高さに影響されないことがわかる。したがつて、SZW を律するうえで  $T_c$  は重要なパラメータであるといえる。続いて、Fig. 14 に SZW と  $K_{max}/\Delta t$  の関係を示す。本図は Fig. 12 の  $T_{max}=973\text{ K}$  の実験結果に  $W=40\text{ mm}$  の結果を重ねて示したものである。若干のばらつきはあるが、両者の結果はほぼ同一直線上にあることがわかる。

さらに、Fig. 11 及び Fig. 14 の結果から SZW は、 $T_c$  の増加に比例し、 $K_{max}/\Delta t$  の増加に対して減少することがわかつた。また、 $T_c$  と  $K_{max}/\Delta t$  は互いに独立ではなく、大略的には短い予き裂ほど  $T_c$  が小さく  $K_{max}/\Delta t$  が大きい傾向を持つているので、 $T_c \Delta t/K_{max}$  の値は  $T_c$  と  $K_{max}/\Delta t$  の両者の影響を強調することになる。したがつて、SZW と  $T_c$ 、 $K_{max}/\Delta t$  の関係を定量的に取り扱うために一つの実験式

$$SZW = B (T_c \Delta t / K_{max})^m \dots\dots\dots (4)$$

なる関係を仮定し、SZW のデータを整理して Fig. 15 に示す。ただし、 $B$  及び  $m$  は材料と  $T_{max}$  による定数である。本図より SZW と  $T_c \Delta t / K_{max}$  の間にはよい相関があることがわかる。他の  $T_{max}$  の SZW の結果に

ついて(4)式により整理したところ、個々の  $T_{max}$  においては上記と同様の関係が得られた。しかし、 $T_{max}$  が異なると(4)式の  $B$ ,  $m$  が異なる。

以上のことから、 $a_t$  に対する  $K_{max}$  の関係及びSZW に対する  $K_{max}/\Delta t$  と  $T_c$  の関係は試験片の高さによつて影響されないことがわかる。したがつて、 $T_{max}$  が一定の場合  $K_{max}$ ,  $K_{max}/\Delta t$  及び  $T_c$  はそれぞれ熱衝撃破壊における  $a_t$  及び SZW の支配力学量として有効なパラメータであることがわかる。

#### 4. 結 言

炭素鋼 (S53C) を用いて予き裂材の熱衝撃試験を行い、フラクトグラフィにより破面特徴を明らかにし、さらに熱衝撃き裂長さ及びストレッチ・ゾーン幅を求めた。また、その結果を数値計算によつて得られた非定常熱応力によつて変化する応力拡大係数の中での最大値(最大応力拡大係数)、き裂先端温度や応力拡大係数の増加速度と対応させて検討した。得られた成果を要約すると下記のごとくである。

1) 熱衝撃破面はストレッチ・ゾーンを形成した後、著しい熱衝撃の影響を受けてぜい性的様相を呈するが、き裂停止部付近ではディンプルに象徴される延性的様相が認められ、破壊の開始部分から停止部分にわたつて、一面冷却の熱衝撃による激しいひずみ速度の変化及び冷却面から内部への温度勾配の影響が残されている。

2) 試験片の加熱温度ごとに、熱衝撃き裂長さはその予き裂長さに対する最大応力拡大係数で整理される。

3) 応力拡大係数が最大になるときのき裂先端温度はストレッチ・ゾーン幅とよい対応があることから、ストレッチ・ゾーン幅の支配的パラメータの一つである。ストレッチ・ゾーン幅は応力拡大係数の増加速度の増加につれて減少する傾向があり、特に高温においては応力拡大係数の増加速度の影響を受けやすい。これらのことから、一定の加熱温度においてストレッチ・ゾーン幅はき裂先端温度と応力拡大係数の増加速度の比により整理できる。

4) 一定の加熱温度での実験においては、寸法の違う試験片の場合でも最大応力拡大係数による熱衝撃き裂長

さの整理は可能である。また、ストレッチ・ゾーン幅とき裂先端温度及び応力拡大係数の増加速度の関係についても寸法効果は認められず、これらの関係を示す実験式が得られた。

なお、本研究を遂行するにあたり井口宏前新潟大学助教授をはじめ小沼静代助手、柳沢敦技官の御協力をいただいた。記して感謝の意を表す。

#### 文 献

- 1) R. D. CHEVERTON, S. K. ISKANDER and S. E. BOLT: Applicability of LEM to the Analysis of PWR Vessels Under LOCA-ECC Thermal Shock Conditions, NUREG/CR-0107, ORNL/NUREG-40 (1978)
- 2) 石森富太郎編: 原子炉工学講座 5 = 熱工学・構造設計 (1972), p. 134 [培風館]
- 3) 矢川元基, 一宮正和, 安藤良夫: 日本機械学会論文集 (A編), 45 (1979), p. 734
- 4) K. HIRANO, H. KOBAYASHI and H. NAKAZAWA: ICM3, 3 (1979), p. 457
- 5) 平野一美, 小林英男, 中沢一, 奈良篤: 材料, 28 (1979), p. 421
- 6) G. YAGAWA, M. ICHIMIYA and Y. ANDO: ASTM STP 677 (1979), p. 381
- 7) J. G. BLAUEL, J. F. KALTHOFF and D. STAHN: Trans. ASME, Ser. H (1974), p. 299
- 8) W. R. APBLET, E. D. MONTRONE and W. WOLOWODIUK: Trans. ASME Ser. J (1976), p. 291
- 9) B. J. SHORT, C. J. HUDSON and A. P. ROCHINO: Trans. Amer. Nucl. Soc., 41 (1982), p. 259
- 10) J. JUNG and M. F. KANNINEN: Trans. ASME, Ser. J (1982), p. 91
- 11) 矢川元基, 石原広一郎, 長谷川功三, 陳明志, 安藤良夫: 日本機械学会論文集 (A編), 49 (1983), p. 1306
- 12) 安藤良夫, 矢川元基, 石原広一郎: 日本機械学会論文集 (A編), 49 (1983), p. 304
- 13) 平野一美, 小林英男, 中沢一: 材料, 27(1977), p. 104
- 14) 磯田和男, 大野豊監修: 数値計算ハンドブック (1971), p. 342 [オーム社]
- 15) S. P. TIMOSHENKO and J. N. GOODIER: Theory of Elasticity (1970), p. 433 [Mc Graw-Hill]
- 16) D. BROEK: Elementary Engineering Fracture Mechanics (1982), p. 77 [NIJHOFF]
- 17) P. C. PARIS and G. C. SIH: ASTM STP 381 (1965), p. 30
- 18) 文献16), p. 163