鋼板における脆性亀裂の停止遷移現象

正員 越 賀 房 夫* 今 沢 理*
竹 花 莊 治*

Arrest-Transition of Brittle Crack in Steel Plate

By Fusao Koshiga, *Member*,
Osamu Imazawa
and Shoji Takehana

Summary

Exponential expression for temperature dependence of the effective surface energy of brittle fracture was early proved its validity by Y. Akita and K. Ikeda. G. R. Irwin's stress intensity factor at instability point K_C was lately applied by M. Yoshiki, T. Kanazawa and S. Machida to the crack-arrest phenomenon of double tension test. Combining these two approaches, the authors propose a new expression for double tension test data, i.e. the formula (7) in conjunction with the formula (4) and Fig. 1. If the material constants K_0 and T_0 are given, the conventional σ - T curve of double tension test can be drawn by calculation only. Examples of the calculated curve are given in Fig. 10, where the curves for $C/B=0.2$ and $C/B=0.6$ are corresponding to the transition curves for the iso-thermal test and for the temperature-gradient type test respectively. So far as the ferrite-pearlite plates are concerned, K_0 ($\text{kg}/\text{mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$) for the double tension test can be predicted from the pressed-notch Charpy fracture transition temperature $_pT_C$ ($^{\circ}\text{K}$) through the formula (13) and Fig. 6.

In the light of the experiments illustrated in Fig. 8 and Table 1, the effects of the parabolic crack-front and the temperature-gradient on the double tension test result are discussed. Figs. 7, 9 and 10 are also associated with the discussion, and it is concluded that the arrest-transition characteristic of steel plate in service condition may be represented by the double tension σ - T curve for $C/B=0.2$. This agrees in principle with the idea previously suggested by one of the authors that the service performance of plate can be predicted by the iso-thermal double tension σ - T curve.

1 緒 言

Robertson¹⁾ は脆性亀裂伝播に関する材料特性を σ - T 曲線で表示することを提案した。すなわち、脆性亀裂の伝播を許す最低応力 (あるいは脆性亀裂の伝播を許さない最高応力) σ は温度 T が与えられれば一義的に定まる材料常数である、という考え方である。これはその後開発された SOD 試験 (ESSO 試験)²⁾、二重引張試験³⁾、Wells-木原試験⁴⁾ その他多くの各種大型脆性破壊試験においてこれまでそのまま踏襲されてきた考え方であった。ところが、この σ - T 表示によれば、Robertson 試験においても二重引張試験においても温度勾配方式と平坦温度方式の間に結果の喰違いが生じ⁵⁾、これを定量的に説明することはかなり困難であった。

近年さかんに活用されだした Irwin 理論⁶⁾ は静的弾性解を基盤とするものであるが、試験片幅と亀裂長さの効果を巧みに取扱っており、かつ、不安定破壊の開始 (あるいは停止) における材料特性を、上記のような σ の

形ではなく、破面の有効表面エネルギーの形で表示している点が特徴となつている。最近、吉識、金沢および町田⁷⁾は二重引張試験亀裂停止現象に Irwin 理論の適用が可能であろうことに着目して σ の代りに有効表面エネルギー相当量として新たに定義した $\bar{\sigma}$ という量を用いることにより、勾配型データと平均型データが同一の $\bar{\sigma}$ - T 曲線の上にのることを示した。さらに彼らは小型の切欠曲げ試験についても同様な $\bar{\sigma}$ - T 曲線が得られることを示した。

筆者らは二重引張試験に関する吉識、金沢および町田の上記提唱を自己のデータ多数について確認するとともに、 $\bar{\sigma}$ からその任意常数を取除いた Irwin の K_C 表示そのものを採用することとし、かつ、 K_C の温度依存性については有効表面エネルギーに対して秋田および池田⁹⁾ が用いたと同様な表現法を採用することとして、鋼板の二重引張試験における停止遷移現象に対して新しい表示法を考えた。これを抛りどころとし、かつ、筆者らの 1 人による既往の研究^{10,11)}を活用して、小型衝撃試験の意味を究明するとともに、その二重引張試験との関連について新しい解釈を与えることができた。さらに論を進めた結果、二重引張試験における板厚効果を調査する簡便法を見出した。本稿では、これらの経緯を逐一説明した上、鋼板の使用状態における停止遷移現象を実験室データから推定するさい考慮すべき事項を新規に行なつた関連実験の結果に立脚して論ずることとする。

2 二重引張試験結果の新表示法

Irwin⁶⁾ は有限幅の試験片における不安定破壊条件式を平面歪状態に対して次のように与えた。

$$\frac{(1-\nu^2) K_C^2}{2 E} = S, \quad (1)$$

$$K_C = \sigma \sqrt{W \tan(\pi c / W)} \quad (2)$$

ここに、 E =ヤング率 (kg/mm^2)

ν =ポアソン比

S =脆性破面の有効表面エネルギー (kg-mm/mm^2)

σ =平均引張応力 (kg/mm^2)

W =試験片幅 (mm)

c =亀裂長さの 1/2 (mm)

とする。亀裂さに対して試験片幅が十分大きな場合は、 $c \ll W$ であるから (1) 式は無限幅の脆性破壊条件式として著名な Griffith-Orowan の式 (平面歪状態)

$$\frac{(1-\nu^2) \pi \sigma^2 c}{2 E} = S, \quad (3)$$

に完全に一致する。Irwin は脆性破壊に対する材料の特性を上記の K_C によつて表示することを提唱した。すなわち、 σ ではなく、 S に直結した量を材料特性とみなすのである。

吉識、金沢および町田⁷⁾は二重引張試験における亀裂停止現象に対して上記 Irwin の式が適用できると考え、従来の σ の代りに $\sqrt{S}$ に比例する量 $\bar{\sigma}$ を用いれば、勾配型データと平坦型データが同一の $\bar{\sigma}$ - T 曲線の上にのることを示した。この場合、(2)式相当としては、

$$K_C = \sigma \sqrt{2 B \tan(\pi c / 2 B)} \quad (4)$$

を用いる。ここに

c =伝播部入口から結晶状亀裂先端までの距離 (mm)

B =伝播部の幅 (式(2)での W の 1/2 にあたる) (mm)

である。(1)式と(4)式から S を求めて

$$\bar{\sigma} = \sqrt{ES/2\pi b_0} \quad (5)$$

によつて $\bar{\sigma}$ を計算し、 $\bar{\sigma}$ - T 曲線を作成する。 b_0 は $\bar{\sigma}$ を σ と同じ次元にするための任意常数であり、一応 500 mm という値が便宜上用いられている。

一方、秋田および池田⁹⁾は Irwin 理論とは別に以前から有効表面エネルギーの巨視力学的表示 S について系統的な研究を行なつているが、その温度依存性が

$$S = S_0 \exp(-k/T) \quad (6)$$

S_0 , k =材料常数; T =温度 ($^{\circ}\text{K}$)

でよく表わされることを多くの実験結果で示している。

筆者らは上記の吉識らによる Irwin 理論の導入ならびに秋田らによる温度依存性の表現法を組合せて、二重引張試験における鋼板の停止遷移特性を次のように表示することを提案する。すなわち

$$K_C = K_0 \exp(-T_0/T) \quad (7)$$

ただし、 K_C は(4)式によつて算出するものとし、 K_0 ($\text{kg/mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$) および T_0 ($^{\circ}\text{K}$) は材料常数を表わす。 K_C の代りに S (Irwin の表現法によれば critical crack extension force, G_C) あるいは吉識らの $\bar{\sigma}$ を用いても本質は変わらないのであるが、応力の多軸性に応じて適当な係数を定めねばならないとか、 E, ν あるいは b_0 が実験データと無関係な常数としての役割りしか演じない点を考慮すれば、Irwin が fracture toughness の有効な parameter として扱っている K_C そのものを用いるのが次元の点は別として最も簡単である。(7) 式の適用に当つて記号その他の明確を期するため、ここに Fig. 1 を掲げておく。最近の情報によれば、Robertson 試験では shear lip が出はじめる位置 (図中の Q) あるいはそれが適当な一定の厚さ (1 mm とか 2 mm) に成長した位置 (図中の R) を亀裂停止位置とみなし、その位置の温度を σ に対応する T としているようである。しかし二重引張試験では、測定の人差を避けるため Q 点とか R 点を採ることなく、もつぱら停止結晶状亀裂の最先端 (図中の P) を亀裂停止位置とみなす。また、同一破面において2箇所以上の位置に亀裂停止の跡がみられる場合には最初の停止位置のみを試験結果として採用する。

筆者らが日本鋼管技術研究所においてこれまで行なつてきた二重引張試験は板厚のいかんを問わず $B=500\text{mm}$ を原則としており、筆者らの1人⁵⁾ がさきに日本海事協会技術研究所において行なつたそれは $B=250\text{mm}$ であるが、これらすべてのデータについて(7)式を当てはめてみたところ、実施場所の別はもちろん、勾配型、平担

Fig. 1 Profile and fractured section of double tension test.

Fig. 2 Examples of double tension test results in the proposed expression.

Fig. 3 Temperature dependence of K_{IC} -value for two groups of steel type.

型の別にもかかわりなく十分にその妥当性が確認できた。Fig. 2 にそのうちの数例を示す。結局、二重引張試験の試験結果は T_0 および K_0 によつて完全に表示しうることがわかつた。Fig. 3 は筆者ら手持ちの二重引張試験結果全部について(7)式を当てはめて K_C の温度依存性を眺望しようとしたものである。圧延のままの、あるいは、焼準を施した状態の構造用鋼板は一般にフェライト・パーライト組織を有するが、それらの T_0 は切欠靱性の優劣にかかわりなくほぼ一定とみなしうることがこの図によつて明らかである。すなわち

フェライト・パーライト鋼板に関する二重引張試験の停止遷移現象
は K_0 値によつてほぼ一義的にきまる ($T_0 = 3.1 \times 10^3 \text{ } ^\circ\text{K}$ とおいて)

(8)

という命題が成り立つ。一方、最近脚光をあびてきた焼入焼戻し処理を施こされた各種の構造用鋼板は一般に焼戻しマルテンサイト組織を有するが、これらの T_0 はフェライト・パーライト鋼板のそれよりもかなり小さく、またその値もさまざまである。これらのうち比較的低位の切欠靱性を有するものはフェライト・パーライト鋼板なみの T_0 を有するが、そのようなもののなかには焼入処理によるマルテンサイト形成が不十分なものも含まれていると考えられる。

多くの場合、勾配型は $C=0.6B$ ていど、平坦型は $C=0.2B$ ていど、と考えてよいから、 K_0 および T_0 がわかりさえすれば、従来の $\sigma-T$ 表示による曲線が勾配型についても平坦型についても直ちに(7)式によつて求められる。材質のばらつきがなければ、この K_0 および T_0 は普通の勾配型試験を試験片2個について行なえば定まる。とくにフェライト・パーライト鋼板の場合はそれが1個でほぼこと足る。

3 小型切欠曲げ試験における停止遷移現象

これまでも小型切欠曲げ試験の K_C 値を求めようとする試みは若干行なわれているが^{8,12,13)}、少なくとも遷移温度そのものの意義については余り論じられないようである。さて、pressed-notch Charpy 試験においては、Fig. 4 に示すとおり、一般に thumb nail がみとめられず切欠底部から直接に結晶状亀裂が発生し、それがあたる深さまで伝播したのち停止して繊維状亀裂に変貌する¹⁰⁾。その破面遷移温度 P_{TC} (結晶状破面率が50%となる温度)における結晶状亀裂深さは、同図によつて明らかとなっており、ほぼ確実に5mm(一定)となる。また、脆性

Fig. 4 Fracture Appearance of pressed-notch Charpy test and relation of percentage of crystallinity to crystalline depth below notch.

強度の温度依存性が少ないことから容易に予想されたとおり、切欠底部から繊維状亀裂の先行 (thumb nail) なくして直接に結晶状亀裂が発生するこの種の試験において、亀裂発生荷重は試験温度に無関係、さらに材料の切欠靱性の優劣にもほとんど無関係であることも実験的に確かめられている¹¹⁾。したがって、 pT_C における pressed-notch Charpy 試験の K_C 値 (これを K_C^* で表わす) は脆性強度の値そのものには関係するであろうが、少なくとも pT_C の高低には無関係である。小型切欠曲げ試験の K_C 値の具体的な計算には、金沢および町田が指摘しているとおり⁸⁾、設ける仮定が大きく影響するが、このことは筆者らの当面の議論には問題とならない。要は pressed-notch Charpy 試験においても本質的には(7)式と同様な式が成立すると考えられるから、

$$K_0^* \exp(-T_0^*/pT_C) = K_C^* (\approx \text{const.}) \quad (9)$$

となり、pressed-notch Charpy 試験の停止遷移特性 (T_0^* , K_0^*) は pT_C とほぼ 1 対 1 の対応をなす。したがって、前項に掲げた命題と同様な意味において次の命題が成立する、と考えられる。

フェライト・パーライト鋼板の pressed-notch Charpy 試験による停止遷移特性は pT_C によつてほぼ満足に表示される

(10)

なお、焼戻しマルテンサイト鋼板の場合にも T_0 がほぼ一定のグループ内においては同様なことがいえるであろう。ただし、pressed-notch Charpy 試験の破面が Fig. 4 に示すような特徴を失なつて切欠下に thumb nail を生ずる場合は別である。

4 二重引張試験と Charpy 試験の関係

まず鋼種をフェライト・パーライト鋼に限定して議論を進める。この場合(7)式の T_0 および(9)式の T_0^* はそれぞれ一定値とみなしてよいであろう。そして(9)式の K_0^* は(7)式の K_0 と定量的には異なつても定性的には同じものと考えられるから、両者間には単純な関係があるはずである。したがって、(9)式左辺の K_0^* を二重引張試験の K_0 で置換えたものは、やはり一定となるであろう。すなわち、二重引張試験と pressed-notch Charpy 試験の間には

$$K_0 = K_1 \exp(T_0^*/pT_C) \quad (11)$$

という関係が存在するはずである。ここに、 K_1 は常数とし、 pT_C は絶対温度で表わすものとする。二重引張試験は鋼板の原厚のまま行なうのが原則であり、そこには当然板厚の力学的効果が介入するはずであるから、手持データのうち、とくに板厚 30 mm のものだけを集めて K_0 と pT_C の相関を調べたところ、Fig. 5 の結果を得た。これにより、板厚 30 mm のフェライト・パーライト鋼板に関する二重引張試験の K_0 ($\text{kg/mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$) は pressed-notch Charpy 試験の破面遷移温度 pT_C ($^{\circ}\text{K}$) から次式によつて推定できることがわかつた。

$$K_0 = 5.1 \times 10^2 \exp(3.1 \times 10^3/pT_C) \quad (12)$$

この場合、 T_0^* は T_0 に完全に一致している。なお、Fig. 5 には焼戻しマルテンサイト鋼板である HT 60 と HT 70 のデータ

Fig. 5 Correlation between K_0 of double tension test and pT_C of pressed-notch Charpy test for ferrite-pearlite steel plates of 30 mm thick.

も3件ほどプロットしてあるが、これらは T_0 を大担にフェライト・パーライト鋼板のそれに合せた結果得られた K_0 についてのデータであり、参考までに掲げたものである。他はすべてフェライト・パーライト鋼板についてのものである。

板厚を 30 mm に限定せず、任意板厚の鋼板に適用できるような(12)式相当の式を得るには、二重引張試験の板厚効果が明らかにされていることが必要である。従来この板厚効果については、同一の厚板から機械削りによつて各種の板厚の試験片を製作し系統的な実験を行なつて調査するのが正攻法と考えられてきたが、そのような実験には巨額の費用を要するため、データは現在まで豊富に出揃っていない。ところが上に得た(11)式ないし(12)式を活用すれば、既往の任意板厚データを多数集めることにより同目的の調査を計算だけで行なうことが可能である。Fig. 2 ないし Fig. 3 から察せられるとおり、 T_0 は板厚にあまり影響されないようであるが、停止遷移特性の良さは板厚の減少とともに増すはずであるから、(11)式の板厚依存性は主として K_1 に存在すると考えられる。すなわち、任意板厚のフェライト・パーライト鋼板に関する二重引張試験と Charpy 試験の関係は

$$K_0 = 5.1 \times 10^2 f(t) \exp(3.1 \times 10^3 / pT_C) \quad (13)$$

と表わせるであろう。ここに、 t = 板厚 (mm)、 $f(t)$ は t の単調減少関数であり、 $t = 30$ mm の場合には(12)式から明らかとなり $f(t) = 1$ となる。この $f(t)$ の具体的な形は板厚 t の鋼板の K_0 を(12)式による K_0 で除したものと与えられる。いろいろな目的のために各種板厚の各種鋼板についてこれまでに行なつた二重引張試験と Charpy 試験のデータを用い、上記の計算を行なつて Fig. 6 を得た。 T_0 の若干の変化、材質むらなどが

Fig. 6 Plate thickness dependence of K_0 for ferrite-pearlite steels.

影響して同図にはあるていどのばらつきが認められるが、この計算を今後も機会あるごとに行なつてデータを追加していけば、板厚効果曲線の代表的な姿が固まってくるはずである。この図のままで、板厚効果は比較的薄板において顕著であり板厚がある値以上となればその効果が飽和するという傾向がよく示されている。

上述の pressed-notch Charpy 試験は停止特性判定試験であるのに対し、現在最も普及している工業的小型試験である V-notch Charpy 試験は発生特性判定試験であつて^{10,11)}、両試験の性格は全く異なつていると考えられるにもかかわらず、とくに変わった鋼種でない限り、前者の破面遷移温度 pT_C と後者のそれ vT_{rs} の間には

$$pT_C = vT_{rs} + 18^\circ\text{C} \quad (14)$$

という相関が認められている^{8,14)}。したがつて、V-notch Charpy 試験と二重引張試験の間にも、(12)式ないし(13)式を介してある相関が存在するはずである。ここで(14)式の成立理由を考えてみよ

う。V-notch Charpy 試験の遷移領域(結晶破面率が0%から100%まで変化する温度範囲)内における破面外観は Fig. 4 に示す pressed-notch Charpy 試験のそれに比べて一般に複雑であるが、少なくとも結晶破面率0%の温度領域および結晶破面率100%の温度領域における破壊機構はそれぞれ両試験間に本質的な相違はない。遷移領域そのものが両試験間で高低の違いを見せるのは notch severity の違いによるもので、厳密にはその度合いが鋼種によつて違うであろうが、遷移温度の variety に比べれば両者の相関の乱れは多くの場合十分小さいようである。これが(14)式の成立理由であり、同時にその乱れに対する一解釈ともなりうる。

さて以上は主としてフェライト・パーライト鋼に関する議論であつたが、焼戻しマルテンサイト鋼に関しても T_0 がほぼ一定値をとり、かつ、pressed-notch Charpy 試験の切欠底部に thumb nail が生じないならば、その限定された鋼種の範囲内において(11)式ないし(13)式に相当する関係式を得ることが可能であろう。また(14)式に相当するものも個々の鋼種について調査しておくことが実用上重要と思われる。

5 使用状態における停止遷移現象

二重引張試験の K_0 および T_0 は、温度勾配のある一様応力場を高温側に向つて伝播してきた脆性亀裂が次第に速度を落してついに停止する、という現象に着目して決定される。このことは、いわゆる勾配型二重引張試験のみならず、いわゆる平坦型においても伝播部入口近傍の局部的に温度勾配が与えられている場での停止現象が

着目されている点で全く変わらない。ともに、停止にいたるまでの亀裂速度低下が試験片周辺の弾性波反射による応力再配分に寄与する結果、静的弾性解に立脚している Irwin 理論が勾配型とか平坦型の別なく適用できるのである。前項までの議論を活用して実際の使用状態における停止遷移現象を推定するに当たっては、これらの事情を十分考慮する必要がある。

実際の鋼板における脆性亀裂の伝播は板厚中心部が先行するで、亀裂先端は拋物線状となる。ところが、(3)式の無限板に対する理論はもちろん、(1)式および(2)式の有限幅板材に対する理論においても、亀裂先端は伝播方向に垂直な直線状をなす、という仮定が設けられている。板厚が極端に小さい場合は別であるが、現実の二重引張試験における亀裂停止現象については、亀裂停止位置として Fig. 1 の P 点をとるか、Q 点をとるか、あるいは他の適当な位置を選ぶか、によつて解析結果が大きく変ってくる。これは、(4)式の K_C 計算のみならず、温度勾配が存在するのであるから(7)式右辺の T をも変えるのである。(4)式の c として P 点までの距離を採用しているのは、測定者の主観を避けるための便法であつて、事実上の伝播停止現象は shear lip の発生状況から察せられるとおり P 点よりかなり手前からすでに始まつている。したがつて、温度勾配の存在しない実際の使用状態において他から突入してきた亀裂に対して示す阻止能力を推定するには、(4)式における c として定義されたものより若干短い有効亀裂長さといったもので決定される K_C を用いる必要があらう。(4)式の c と有効亀裂長さ c' の関係を究明することは困難であるが、亀裂先端の拋物線が c の増加とともにその焦点距離を減

Fig. 7 Double tension test data for steels M and N.

Fig. 8 Method of crack arrester test.

ずるといふ一般的観察にもとづいて、いまかりに $c'=0.7c$ とした場合の K_C-T 関係の変化を鋼板2種類について例示すれば Fig. 7 のとおりとなる。この図では二重引張試験による K_C 判定が実際より約 20°C ほど苛酷な側で行なわれていることになるが、ここに仮定した 0.7 という係数が果して妥当であるかどうかを調べるため、次のような実験を行なつた。

Fig. 8 に実験要領を、Table 1 にその結果を、それぞれ示す。試験に先立ち、亀裂発生板と亀裂阻止板の取合いの溶接による残留応力は各試験片とも $630^\circ\text{C} \times 1 \text{ hr}$. 加熱後炉冷の処理によつて十分除去しておいた。阻止板は2種類とも Fig. 7 に示した鋼板と共通のものである。Fig. 8 の実験を行なう関係で、Fig. 7 の素材としての試験片に対しても念のため上記同様 $630^\circ\text{C} \times 1 \text{ hr}$. 加熱後炉冷の処理を施しておいた。発生板の停止遷移特性はいずれの阻止板のそれよりも劣つており、Table 1 に掲げた全試験結果を通じて発生板側に shear lip を肉

Table 1 Summary of crack arrester test results.

Starter Plate	Arrester Plate	Test Condition				Test Result	Specimen Mark
		B (mm)	C (mm)	σ (kg/mm ²)	T (°C)		
S (non-spec.) 20mm thick as rolled 0.20% C 0.23% Si 0.71% Mn 0.015% P 0.027% S Y.P. 29.7kg/mm ² T.S. 42.0kg/mm ² P.Tc +44°C	M (SM41C) 20mm thick normalized 0.20% C 0.25% Si 0.67% Mn 0.013% P 0.023% S Y.P. 36.3kg/mm ² T.S. 49.5kg/mm ² P.Tc +16°C	350	200	20	-15	Go	M 1
		500	100	20	0	No-Go	M 2
			200	20	-20	Go	M 3
			200	20	-10	No-Go	M 4
			200	20	-20	Go	M 5
			400	20	-10	No-Go	M 6
			300	20	-10	Go	M 7
			200	25	-10	No-Go	M 8
			500	25	-15	Go	M 9
			500	25	-10	No-Go	M10
	N (Z ₂ Ni) 20mm thick normalized 0.12% C 0.25% Si 0.57% Mn 0.018% P 0.015% S 2.44% Ni Y.P. 40.7kg/mm ² T.S. 49.7kg/mm ² P.Tc -22°C	500	200	25	-20	Go	M11
			200	25	-10	No-Go	M12
			750	25	-20	Go	M13
			200	20	-45	Go	N 1
		500	100	20	-40	No-Go	N 2
			200	20	-50	Go	N 3
			200	20	-40	No-Go	N 4
			200	20	-50	Go	N 5
			400	20	-40	Go	N 6
			200	20	-50	Go	N 7
		1,000	200	25	-40	No-Go	N 8
			500	25	-50	No-Go	N 9
			500	25	-40	No-Go	N10
			750	25	-50	Go	N11
			750	25	-40	Go	N12
			750	25	-30	No-Go	N13

Note: Crack in the specimen M 8 was arrested at 150 mm before the weld joint.

眼で見出しえた例はない。この実験は温度勾配が存在しない実際の溶接構造物において脆性材料内を伝播してきた脆性亀裂が靱性材料によって阻止されるかどうかを直接的に観察するために行なつたものであり、温度分布は発生板と阻止板の継手よりかなり手前から完全に平坦となるようにしてある。また、溶接残留応力は実際の構造物において除去されない場合が多く、ときには残留応力の存在が亀裂伝播を抑制することもありうるが、そのような効果を環境変化の激しい実際面において定量的に期待することは困難であるので、この実験では阻止板自体の材質を抽出する目的で、全面的な残留応力除去焼鈍を行なつたのである。このようなわけで、Fig. 8 に示すとおり、試験結果は溶接線位置で亀裂が停止するか、さもなければ試験片全幅を貫通するか、のいずれかであつた。ただ1つの例外としては、Table 1 に注記してあるとおり、試験片 M8 において亀裂が伝播部入口から 50mm だけ進み阻止板からは 150 mm も手前で停止したということがある。これは $B=1,000$ mm の試験片 12 個のうち最初に行なつたものであり、 $B=500$ mm の場合と同様 $\sigma=20$ kg/mm² を原則的に採用しようとしたのであるが、試験片掴みとの継手が引張軸方向に 500 mm しか距てないで設けてあつたため、この場合には試験片掴みとの溶接による残留応力が伝播部入口近傍で σ をあるていど引下げる働かしをしたものであろう。このような事態に対処して残り 11 個の $B=1,000$ mm の試験片に対してはすべて $\sigma=25$ kg/mm² を用いることとした。

実験の結果を阻止板の素材としての二重引張試験と対比させるために Fig. 9 を作成した。横軸に Fig. 7 の素材試験結果から算出した推定限界温度 (Fig. 8 の試験において B, C および σ が与えられたときの GO と NO-GO の境となるべき温度) をとり、縦軸に対応する各試験片の試験温度 T をとつて実際の試験結果 (GO は○印, NO-GO は×印で表す) を記入した。同図上半には、Fig. 7 に示す素材試験結果のうち亀裂長さ c の修正を施さないデータ (○印プロットによる直線) による推定限界温度に対するものを掲げ、下半には $c'=0.7c$ の修正を施したデータ (●印プロットによる直線) によるものを掲げた。予測したとおり、修正なしの素材二重引張試験からの判定は明らかに苛酷に過ぎ、その苛酷さは $c'=0.7c$ ていどの修正によつてほぼ正される、ということがこの図によつて示されている。しかし、さらに入念に観察すれば、○印プロット群 (GO のグループ) と×印プロット群 (NO-GO のグループ) の境界は equi-line に平行とはなつていないようである。むしろ、使用状態とか Fig. 8 の実験においては、 C/B に対する依存性の弱いかなり安定した $\sigma-T$ 曲線が材料特性として効力を発揮するように思われる。ESSO 試験に関する Feely らの研究²⁾、ならびに、二重引張試験に関する吉識らの最近の研究においても同様な考察がそれぞれ独自に述べられている。したがつて、素材二重引張試験結果から使用状態における停止遷移現象を推定するには、 C に特定の係数を乗ずる修正によるよりも、やはり Rebertson 以来の $\sigma-T$ 表示を適当な定義のもとに踏襲する方が実際に則しているようである。

前述のとおり、 K_0 および T_0 が与えられれば、 $C/B=0.2$ において平坦型二重引張試験の $\sigma-T$ 曲線を、また $C/B=0.6$ において勾配型の $\sigma-T$ 曲線を、それぞれ(4)式および(7)式から算出することができる。Fig. 7 に

Fig. 9 Crack arrester test results vs. estimated critical temperatures.

Fig. 10 Crack arrester test results vs. double tension transition curves calculated for steels M and N.

この最後の議論に関しては実験実施時期がおくれたため遺憾ながら機会に恵まれなかつたが、本稿前半に関しては造船協会電気溶接研究委員会6分科ならびに日本学術振興会第129委員会第4分科において貴重な御助言を賜わつた。東京大学工学部金沢武教授ほか委員各位に深甚なる謝意を表わす次第である。また、高度の技術と忍耐力によつて複雑な実験を短期間に遂行することを可能ならしめた実験室所属永岡清太君の労を謝しておく。

示す阻止板の素材二重引張試験結果のうち○印プロットによる直線（亀裂長さの修正を施していないもの）から K_0 および T_0 を求め、いま述べた σ - T 曲線の算出を行なつて Fig. 10 を作成した。同図には Table 1 の結果をも記入したが、これによれば阻止板 M には $C/B=0.06$ 、阻止板 N には $C/B=0.27$ が、それぞれ妥当な σ - T 曲線を決定するようである。さきに筆者らの1人は、平坦型二重引張試験の σ - T 曲線が使用状態における停止遷移現象を忠実に表わすことを想定し、鋼板の工業的受納基準に関する私案をそれに立脚して設定したが⁵⁾、その想定妥当性はいま Fig. 10 の結果から評価しても実用的には保たれると考えられる。ここに重ねて平坦型二重引張試験による σ - T 曲線の効用を主張するものである。ただし、前項までの議論によつて明らかにされたとおり、このさい平坦型といつても従来どおりの特殊な温度分布を試験片に与える必要はなく、むしろ通常の勾配型試験から K_0 および T_0 を決定し、これから $C/B=0.2$ に対する σ - T 曲線を求めるべきであろう。

9 結 言

二重引張試験の脆性亀裂停止現象に Irwin 理論の簡単な適用が可能である、という吉識、金沢および町田の最近の主張を自己のデータ多数について確認するとともに、脆性破面の有効表面エネルギーの温度依存性に関する秋田および池田の表現法を Irwin 理論と組合わせて、二重引張試験結果の新表示法を導入した。また適用鋼種に若干の制限を設けた上、pressed-notch Charpy 試験の破面遷移温度が材料の停止遷移特性をほぼ一義的に表わすことを立証し、二重引張試験と小型衝撃試験の関係を板厚効果ともども明らかにした。最後に welded crack arrester に関する系統的实验の結果にもとづいて、使用状態における停止遷移現象と新表示法による二重引張試験結果の結び付けを行なつた。内容の本筋としては筆者らの1人がさきに主張した平坦型二重引張試験による σ - T 曲線の実用的意義を再確認したことになるが、具体的には本稿前半の議論の活用によつてさきの主張がさらに明確化されるにいたつた。

文 献

- 1) T.S.Robertson, Jnl. Iron & Steel Inst., Dec., 1953.
  - 2) F.J.Feely, M.S.Northup, S.R.Kleppe and M.Gensamer, Weld. Jnl., Dec., 1955.
  - 3) 吉識雅夫, 金沢武, 造船協会論文集第 102 号, 1958
  - 4) H.Kihara, T.Yoshida and H.Oba, IIW Doc. X-217-59, 1959
  - 5) 越賀房夫, 造船協会論文集第 108 号, 1960
  - 6) G.R.Irwin, Encyclopedia of Physics, Vol. VI, Springer, 1958
  - 7) 吉識雅夫, 金沢武, 町田進, 造船協会論文集第 113 号, 1963
  - 8) 金沢武, 町田進, 造船協会電気溶接所研究委員会 6 分科資料, 6-38-151, 1963
  - 9) 秋田好雄, 池田一夫, 造船協会論文集 112 号, 1962
  - 10) 越賀房夫, 造船協会論文集第 104 号, 1958
  - 11) 越賀房夫, 造船協会論文集第 106 号, 1959
  - 12) D.H.Winne, and B.M.Wundt, Trans. ASME, 80, 1958
  - 13) S.Yukawa, and J.G.McMullin, Trans. ASME, Ser. D, 83, 1961.
  - 14) 日本溶接協会 WES 規格「低温構造用鋼板判定規 (案)」, 1961
-