バレストレイン試験による溶接高温割れ感受性評価での 試験・評価方法の統一化に向けた検討*

門井 浩太**, 岡野 成威***, 山下正太郎***, 阿部 大輔****, 竹森 章****,
山田慎之介*****, 高田 充志*****, 河田 純一*****

Investigation of Standardizing for Evaluation Method of Transverse Vareststraint Test*

by KADOI Kota**, OKANO Shigetaka***, YAMASHITA Shotaro***, ABE Daisuke****, TAKEMORI Akira*****,
YAMADA Shinnosuke*****, TAKADA Atsushi***** and KAWATA Junichi*****

Vareststraint test is one of the most-used methods to evaluate weld solidification cracking susceptibility. However, standard about the detailed test method and the evaluation method has not been clearly defined. Thus, it is required to standardize the methods of Vareststraint test and the evaluation indexes in order to compare the results tested by each researcher.

In this study, round-robin test of transverse-Vareststraint test with GTAW was carried out under identical specimens and test conditions using five test machines to clarify the influence of test machine and human factor on the test result. Crack number and crack length were measured using a scanning electron microscope (SEM) and an optical microscope. 6 evaluators measured the crack number and the length.

The maximum crack lengths measured by the evaluators were nearly the same. In contrast, there were big differences in the crack numbers and the total crack lengths. Thus, the influence of the human factor on the maximum crack length was relatively low and that on the crack number and the total crack length was high. This should be caused by different judgment depending on the evaluators for the crack opening and the propagated crack tip. Using SEM was an adequate measuring method for the crack length since the measurement using an optical microscope tended to cause false judgment of wrinkle as cracks. Maximum crack length must be appropriate evaluation index for solidification cracking susceptibility compared to the total crack length and the crack number.

Key Words: Hot cracking, Solidification cracking, Vareststraint test, Brittle temperature range, Hot ductility curve, Transverse Vareststraint test, Hot cracking susceptibility

1. 緒 言

溶接時の高温割れ発生防止には、割れ発生時の温度やひずみなど普遍的な物理量を用いた設計段階からの予測が重要となる。高温割れ感受性評価では、これまでにバレストレイン試験^{1,2)}や、C形ジグ拘束突合せ割れ試験³⁾、Houldcroft試験⁴⁻⁶⁾、Fissure bend試験^{7,8)}などが提案、規格化され、評価試験に用いられてきた。中でもバレストレイン試験は、これまでに最も広く用いられてきた高温割れ感受性評価試験である。

本試験は、溶接（一般的にはTIGメルトラン溶接が用い

られる）中の試験片表面に強制的に曲げひずみを加えることで高温割れを発生する外部負荷式の試験方法である。ひずみ負荷の方向に応じて、溶接方向と平行に曲げるロンジ式、垂直に曲げるトランス式、熱源を移動せずに曲げるスポット式の各試験が実施され、両曲げ式と片曲げ式の試験機が使用されている。ロンジ式やスポット式は溶接熱影響部の液化割れや延性低下割れ、トランス式は溶接金属部の凝固割れ（延性低下割れに利用される場合もある）の評価にそれぞれ適用されている。試験によって発生した割れの数や長さを測定し、割れ数や総割れ長さ、最大割れ長さが評価指標として用いられる。加えて、溶融池の冷却速度を用いた凝固脆性温度領域（Brittle Temperature Range、以下BTRで示す）や $t/(2R+t)$ （ t :板厚、 R :ペンディングブロックの曲率半径）で求められる負荷ひずみを用いた割れ発生限界ひずみの導出もしばしば実施されている。文献調査を行ったところ、高温割れ感受性評価の約90%においてバレストレイン試験が採用され、その内訳はロンジ式が17%、トランス式が27%、スポット式が28%、残りの28%は方式が不明であった。

バレストレイン試験は、1965年にW. F. Savegaらによってロンジ式の試験方法¹⁾が、1972年に仙田らによってトランス式²⁾が開発され、これまで学術研究、実施工のための溶接性

*受付日	2019年6月16日	受理日	2019年10月24日
**正 員	大阪大学 接合科学研究所	Member, Joining and Welding Research Institute, Osaka University	
***正 員	大阪大学大学院 工学研究科	Member, Graduate School of Engineering, Osaka University	
****正 員	株式会社 IHI	Member, IHI Corporation	
*****正 員	神鋼溶接サービス株式会社	Member, Shinko Welding Service Co., Ltd.	
*****正 員	大同特殊鋼株式会社	Member, Daido Steel Co., Ltd.	
*****正 員	JFE スチール株式会社	Member, JFE Steel Corporation	
*****正 員	株式会社神戸製鋼所	Member, Kobe Steel, Ltd.	

評価に広く適用されてきた。AWS B 4.0⁹⁾でロンジ式は規格化され、ISO 17641-3¹⁰⁾ではロンジ式、トランス式に関する技術報告がある。しかしながら、現時点においてJISやWESの日本の規格はなく、AWS B 4.0やISO 17641-3でも試験方法や条件の項目に相違や記載が無い等により、適用可能な範囲が限定的である。これにより、広く適用されている試験にもかかわらず、試験方法ならびに評価方法の統一化が図られているとは言い難い。そのため、詳細な実験方法や割れの測定方法は研究者に強く依存し、従来の知見や他の研究者との結果を比較検討するには、測定方法の詳細まで遡って検討する必要がある。これにより、複数の研究報告を直接比較するには困難を極め、同一の研究者・グループによる材料種(化学組成)や溶接条件についての単なる比較評価に留まることが多いのが現状である。先述の規格や技術報告^{9,10)}では、試験片の板厚に制限(主として厚板を対象とされている)がある。加えて、近年では異材溶接やレーザー溶接の適用等、材料や溶接方法の多様化が進められていることから、統一的なバレストレイン試験・評価方法の構築は極めて重要となる。

そこで、本研究では、主として溶接金属部の凝固割れ感受性評価に適用されるトランスバレストレイン試験に着目し、統一的な理解に基づく試験・評価法を構築することを目的とした。トランスバレストレイン試験のラウンドロビン試験を実施し、試験条件や試験機、評価方法における人為的要因などの影響因子について調査した。また、数値解析¹¹⁾によりトランスバレストレイン試験時のひずみ挙動を検討した。

2. 実験・数値解析方法

2.1 実験方法

供試材料にはオーステナイト系ステンレス鋼 SUS310S を用いた。試験片の板厚は5mmとし、幅や長さは各々試験機に適したサイズとした。

トランスバレストレイン試験(Fig.1)では、両曲げ式4機、片曲げ式1機の計5機の試験機を用いた。従来よりバレストレイン試験には、板厚方向に半分程度の溶け込みとなる溶接条件が適用されてきた。本研究でも、板厚5mmのSUS310S

Fig.1 Schematic illustration of transverse-Varestraint test.

に対して板厚方向に半分程度の溶融が可能な条件であるアーク電流120A、アーク長2mm、トーチ先端角度60°、溶接速度0.1m/minを採用した。

負荷ひずみは、割れ発生が飽和するように¹²⁾、3% ($\varepsilon = t/(2R+t)$ により導出) 以上となるベンディングブロックを使用した。曲げひずみは、溶融池後端が試験片中心に到達した際に負荷した。また、Fig.2に示すように、溶接終了位置は溶接停止位置を曲げ負荷と同時に、曲げ負荷後も溶接を継続(試験片端部まで溶接する)の2条件を実施した(以下前者を溶接①、後者を溶接②で示す)。いずれの試験機においても、それぞれの条件で2回ずつ実験を行った。

割れの計測には、光学顕微鏡および走査型電子顕微鏡(以下SEMで示す)を用いた。Fig.3に示すように固/液境界線から法線方向の長さを各々の割れ長さとして計測し、割れ数、総割れ長さ、最大割れ長さを導出した。なお、高温側の割れ先端でしばしば発生するヒーリング領域も割れ長さに含めた。人為的な要因を調査するため、バレストレイン試験の経験の異なる6名の測定者により評価し、各々の試験片は異なる測定者2名で測定した。

2.2 数値解析方法

有限要素モデルをFig.4に示す。数値解析に用いた試験片寸法は、トランスバレストレイン試験と同一となるように板厚5mmとし、板幅100mm、板長50mmとした。ベンディングブロックの幅を30、50mmと変化させ、曲率半径は約3.2% ($\varepsilon = t/(2R+t)$ より算出) のひずみが負荷されるように75mmとした。ひずみの挙動を評価する試験片中央付近の最

Fig.2 Schematic illustrations of welding method for transverse-Varestraint test.

Fig.3 Schematic illustration of crack measurement method.

小メッシュサイズは板長、板幅、板厚の各々の方向全てに0.5mmとした。また、角変形を考慮し、ベンディングブロックと試験片は2mm離して配置した。溶接条件は、バレストレイン試験と同一とし、溶接①を対象として解析を行った。

解析対象の初期温度は20℃とし、境界条件として空気との熱伝達（雰囲気温度：20℃，熱伝達率：12.5 W/m²K）とステファンボルツマン則に従った熱放射（熱放射率：0.4）を考慮し、ベンディングブロックと試験片との熱伝達はないものとした¹¹⁾。密度、比熱、熱伝導率、熱膨張係数、ヤング率、ポアソン比、降伏強度、流動応力は、オーステナイト系ステンレス鋼に対応した温度依存の特性を適用した¹³⁾。溶接条件は、トランスバレストレイン試験と同一の入熱条件とした。なお、本数値解析^{11, 13)}で得られる溶け込み形状は、実験結果（当該溶接条件での溶接金属部）と概ね一致することを確認している。曲げ負荷は、試験片の剛体移動を拘束し、ベンディングブロックをz方向に押し上げることで与えた。ただし、曲げ負荷時に熱伝導は生じないものとし、急速な曲げ負荷に伴う材料強度のひずみ速度依存性は考慮しなかった。

3. 実験結果

3.1 トランスバレストレイン試験結果

溶接停止位置が異なる条件でのトランスバレストレイン試験後の試験片表面のSEM像をFig.5に示す。いずれの溶

Fig. 4 Finite element model used in analysis.

接停止位置においても固/液境界線からおおよそ左右対称に放射状に割れが発生している。いずれの試験機や曲げ方式においても同様の傾向が認められた。

それぞれの試験機、溶接停止位置で得られた試験片に対して割れ数、最大割れ長さ、総割れ長さを測定した結果をFig.6に示す。A～Eは5機の試験機を示しており、A～Dは両曲げ式、Eは片曲げ式である。また、いずれの割れ測定もSEMを用いて実施した。両曲げ式の試験機では、いずれの割れ長さも溶接①（曲げ負荷と同時に溶接を終了）の方が溶接②（曲げ負荷後も溶接を継続）に比して大きな値を示す。両曲げ式、片曲げ式を比較すると、明確な差は認められないが、最大割れ長さは、溶接②の方が溶接①よりも

Fig. 6 Crack number, maximum crack length and total crack length of each welding and testers.

a) Welding ①

b) Welding ②

Fig. 5 SEM images of crack distribution after Trans-Varestraint test.

小さい値を示す。両曲げ式である試験機A～Dの結果を比較すると、試験機Cは割れ数、総割れ長さが他の試験機に比して大きな値を示し、特に溶接①の場合において顕著であり、最大割れ長さは他の試験機での値とほぼ同等である。人為的要因となる測定者が異なると、最大割れ長さの差は小さいのに対し、総割れ長さや割れ数は差が大きいことがわかる。

3.2 トランスバレストレイン試験時のひずみ挙動の数値解析結果

ベンディングブロックの幅を30, 50mmと変化させ、溶接無しおよび溶接有りの場合の板幅方向の塑性ひずみの解析結果をFig.7に示す。溶接有無にかかわらず、ベンディングブロック幅の顕著な影響は認められない。しかし、試験片表面に生ずるひずみ分布は、溶接の有無によって大きく異なっている。溶接無しの場合では、試験片中央部近傍の板長方向(x方向)にひずみが生じているのに対し、溶接有りの場合では、溶融部近傍に対応する試験片中央で大きなひずみが生じていることが確認できる。これは、試験片が高温で剛性を失うことにより、大きくひずみやすかったと考えられる。

ひずみ分布を詳細に比較するため、試験片のx方向(板長方向)中央でのy方向(板幅方向)の線上における温度分布ならびに板幅方向のひずみ(塑性ひずみと弾性ひずみの和)をFig.8に示す。温度分布より試験片の端約20mmから中央部にかけて温度が上昇し、中央部では液相線温度を超えた値を示している。いずれのベンディングブロック幅においても、溶接有り、無しそれぞれの条件で同様のひずみ分布形態となる。溶接無しでは、ひずみは試験片中央の約40mmに渡って分布し、試験片中央部で最大のひずみ約3.6%を示す。この値は $t/(2R+t)$ で算出される値とほぼ同一となる。一方、溶接有りでは、試験片中央の約10mmに渡って分布し、最大値は約26%を示す。したがって、溶接による温度分布が存在することで、試験片表面に付与されるひずみ量の最大値は、 $t/(2R+t)$ で算出される値に比して大幅に大きくなることがわかる。なお、これらのひずみ量は、

Fig.7 Distributions of plastic strain.

試験片寸法や溶接条件、材料の種類等の諸因子に依存するため、種々の条件のトランスバレストレイン試験に共通した値ではないと考えられる。そのため、精緻なひずみ負荷分布等の導出には、ひずみ量に対する諸因子の影響を系統的に評価することが求められる。

4. 考 察

4.1 試験方法(溶接停止位置、曲げ方式)の影響

溶接停止位置が割れ発生形態に及ぼす影響を調査するた

a) Temperature

b) Mechanical strain without welding

c) Mechanical strain with welding

Fig.8 Distribution of transvers mechanical strain.

め、トランスバレストレイン試験後の試験片表面を研磨し、シュウ酸を用いた電解腐食による組織現出を行った。割れ近傍部の組織形態を Fig.9 に示す。高温側の割れ先端では、セルサイズが母相組織中よりも極めて小さい領域 (Fig.9 中の矢印箇所) が観察される。加えて、この領域は熔融池と直接繋がり、端部での母相組織との接触箇所はメニスカス形状を呈していることから、曲げ負荷時の液相部 (ヒーリングした箇所) であると考えられる。このヒーリング領域は、溶接①に比べて溶接②の方が長い傾向にあった。溶接②では曲げひずみが負荷された後も加熱が続くため、定常的な凝固の進行が続くのにに対し、溶接①では曲げ負荷と同時に溶接が終了するため、割れの開口・進展と凝固の進行が短時間で完了すると考えられる。したがって、溶接終了位置によって柱状晶形態やヒーリング現象が変化することで、割れ発生形態が変化したと推察される。以上のことから、溶接①の方が、割れ発生時における凝固組織形態を保持しており、そのため正確な割れ長さや BTR を得るには、溶接①の方が適当であると考えられる。

Fig.9 Comparison of microstructures near cracks under different welding length.

また、曲げ方式の違いを比較すると、両曲げ式では割れ発生方向や柱状晶の成長方向が溶接線に対しておおよそ対象であるのに対し、片曲げ式では曲げ負荷を加えられた側に偏る、すなわち溶接線に対して非対称な組織形態を示す傾向が認められた。片曲げ式では、曲げ負荷時の試験片端の変位量が大きく、曲げ負荷後にアーク長が溶接線垂直方向に非対称になると考えられる。これによってアークの偏光や非対称な熱分布が発生し、柱状晶の成長方向やヒーリング現象等が非対称となりやすく、特に溶接②では曲げ負荷後も溶接が継続するため、この傾向が顕著であったと推察される。

4.2 割れ測定方法の影響

割れ測定に用いる機器の影響を調査するため、両曲げ式のトランスバレストレイン試験で得られた2つの試験片 (同一の試験機、溶接①で実施) に対して、光学顕微鏡と SEM を用い、2名の測定者で計測した割れ数、最大割れ長さ、総割れ長さを Fig.10 に示す。いずれの測定者においても、割れ数は SEM の方が、最大割れ長さは光学顕微鏡の方が大きな値を示すことがわかる。一方、総割れ長さは測定者、測定機器による大きな差は認められない。

同一の割れの光学顕微鏡像と SEM 像を Fig.11 に示す。SEM 像の方が、光学顕微鏡像に比して凹凸のある割れの形態を鮮明に観察できている。加えて、低温側 (固/液境界線から離れた側) でしばしば発生する皺に対して、SEM は被写界深度が深いので割れと皺の明確な判別が可能であるが、光学顕微鏡像では判別が困難であることがわかる。この影響により、光学顕微鏡を用いた割れ長さ計測では、皺を割れと誤判断してしまい、結果的に割れ長さを過大に測定してしまう傾向にあった。また、Fig.12 に示すように、SEM は高倍率での測定が可能のため、光学顕微鏡では見つけることが困難な微細な割れを測定できる。以上のことから、割れ数は SEM の方が多く、最大割れ長さは光学顕微鏡の方が大きくなったと考えられる。一方、総割れ長さは、これらの傾向が重疊したことによって、近い値を示したと示

Fig.10 Influence of type of microscope on crack number and crack length.

唆される。したがって、割れ感受性の相対比較を行う場合は、光学顕微鏡、SEMのいずれも割れ計測に適用可能であるが、BTRの導出など精緻な割れ長さ計測には、被写界深度の深いSEMを用いて、割れ形態を正確に捉えた計測が望ましいと考えられる。

4.3 割れ測定での人為的誤差

3.1節で示したように、測定者間では、最大割れ長さの差は小さいのに対し、総割れ長さや割れ数は差が大きかった。最大割れ長さは、固/液境界線の判別が強く影響すると考えられる。バレストレイン試験の経験が少ない測定者からは、固/液境界線の決定に苦慮したとの意見もあったが、各々の測定後に境界線の位置や形状を比較したところ、測定者間に大きな差は生じていなかった。したがって、計測経験の度合いに依らず、ばらつきの小さい測定ができたと推察される。

一方、割れ数については、割れ開口の有無などの判断において個人差が大きかった。特にFig.12に示したようなSEMの高倍率観察で認められる小さな割れをカウントするか否かの判断基準が測定者によって異なり、割れ数の多い測定者と少ない測定者に大別された。また、この割れ数の大小に対応して総割れ長さの差も大きくなった。したがって、割れ数や総割れ長さは、人為的要因による誤差が大きくなると考えられる。

4.4 トランスバレストレイン試験での試験・評価方法

4.4.1 試験方法

トランスバレストレイン試験の試験結果を他の研究者と比較するには、統一的な理解に基づく試験・評価方法が必要となる。本研究では、試験機や試験時の溶接停止位置、割れ測定の人為的要因や測定機器の影響について調査した。トランスバレストレイン試験機に求められる条件としては

以下が挙げられる。

- 曲げ荷重時の試験片の剛性を維持する。
- ベンディングブロックの曲率半径に応じた曲げひずみを、可能な限り早急に付与する。

これらの条件に対して試験機の違いが影響を及ぼす因子を考えると、ヨークの位置（溶接線中心からの距離）やヨークの移動（降下）量、移動速度などが挙げられる。ヨークの位置は、試験片の剛性維持に影響し、このためにはヨークを可能な限りベンディングブロック端部に近づけることが望まれる。特に板厚が薄い場合や剛性の低い材料の試験の場合は、特に注意すべきであると考えられる。一方、ヨークの移動量は、曲げひずみ荷重時にベンディングブロックの表面に試験片を隙間なく沿わせる必要があるため、曲率半径や幅に応じた適切な量を設定することが求められる。過度なヨークの移動は試験片の浮き上がりによる過剰なひずみ負荷を誘発しやすくなるため、注意が必要である。また、曲げ荷重時の溶接部には温度勾配が生じており、割れ開口・進展中の凝固の進行を抑制するためにも、可能な限り早くヨークを移動させ、ひずみの負荷を完了することが求められる。

本研究では、両曲げ式の試験機を4機用いて検討を行ったが、3.1節で示したように、試験結果に対する試験機の大きな影響は認められなかった。すなわち、本研究で用いた試験片の種類、形状（板厚）や溶接条件では、これらの条件の影響は小さかったと推察される。ただし、ヨーク移動速度は試験機の油圧性能や試験片の板厚・種類によって変化することや、レーザ溶接等の高速の溶接速度（冷却速度）でのひずみ負荷完了時間に注意する必要がある。

試験方法に関する影響因子としては、曲げ方式や溶接停止位置が挙げられる。4.1節で述べたように、曲げ方式は、両曲げ式、片曲げ式での試験結果に大きな差は認められなかった。しかし、片曲げ式の場合は、前述の通り溶接ビードの偏り、すなわち温度分布が溶接線方向に対して非対称になりやすい傾向がある。加えて、ヨークの移動量も大きくなるため、曲げひずみ負荷が完了するまでの時間が長くなりやすい。そのため、両曲げ式の方が適切であると考えられる。溶接停止位置については、ヒーリング効果が影響するため、正確な凝固割れ感受性評価、特にBTRの導出の

Fig.11 Comparison of crack morphology observed using different type of microscope.

Fig.12 SEM image of tiny crack.

場合などでは、曲げ負荷と同時に溶接終了（溶接①）が適当である。

4.4.2 評価方法・指標

トランスバレストレイン試験で得られる一次的な指標は、割れ数、総割れ長さ、最大割れ長さであり、影響因子は、割れの測定方法、人為的要因などが挙げられる。

4.2, 4.3節で述べたように、割れの測定に用いる測定機器は、光学顕微鏡では皸等を割れと誤判断する可能性が高いため、SEMでの観察・測定が推奨される。一方、人為的要因については、固/液境界線の判断に対する影響は小さく、微小割れを計測するか否かの判断に対する個人差が大きくなる。そのため、最大割れ長さに対する人為的要因の影響は小さく、割れ数、総割れ長さに対する影響は大きくなった。これらの傾向から、複数の測定者による結果を比較するには、最大割れ長さによる評価が適当であると考えられる。なお、異なる溶接条件や化学組成の場合では、温度勾配や分布が変化するため、単純に割れ長さを直接比較することが困難になることに注意すべきであると示唆される。

凝固割れ感受性の定量的評価には、従来より高温延性曲線（Fig.13）が用いられてきた。この曲線の構成要素は凝固割れ発生限界ひずみとBTRである。トランスバレストレイン試験からこの曲線を導出するには、はじめにBTRを含む割れ発生温度範囲を、溶融池（溶接金属）の温度履歴から最大割れ長さを温度に変換して求める。異なる曲率半径を有する複数のベンディングブロックでの結果を用いて、各々の割れ発生温度範囲を導出し、 $t/(2R+t)$ より算出されるひずみによって高温延性曲線が求められてきた。加えて、割れ発生のない負荷ひずみ量（曲げブロックの曲率半径の最大値）を割れ発生限界ひずみとして、割れ発生温度範囲の飽和値をBTRとして適用されてきた。

3.2節で述べたように、溶接を伴う曲げひずみ負荷時における高温でのひずみ量、すなわち、実際に凝固割れの発生に寄与したひずみ値は $t/(2R+t)$ で算出される値に比して著しく大きくなる。近年の報告においても、トランスバレストレイン試験時に試験片表面に生ずるひずみは、 $t/(2R+t)$ から算出される値に比して、実験的にも計算的にも極めて大きな値を示すことが報告されている^{13,14)}。したがって、高温延性曲線のひずみ値に、単にベンディングブロックの曲率半径からの換算や、ひずみゲージによる室温で曲げひずみ量を適用することは困難であると考えられる。

一方、最大割れ長さは負荷ひずみ量の増大とともに増大し、3%程度以上のひずみ量で飽和することが経験的に知られている。この割れ長さを飽和させる負荷ひずみ量は、割れの開口から進展の完了を達成するに十分な値であり、発生した割れ長さは適用した材料の種類（化学組成）、試験片形状、溶接条件で生ずる割れ長さの最大値ということとなる。最大割れ長さの飽和値から求められるBTRは、高温延性曲線の主たる構成要素であり、温度で示される量のため、溶接条件や材料の種類、測定者が異なっても比較可能な指

標である。そのため、トランスバレストレイン試験で得られる指標として広く適用されてきたと推察できる。

BTRを精度高く測定するには、精緻に導出された冷却曲線や温度分布が必要となる。しかし、急峻な冷却下での温度履歴計測は、高度な実験技術を要するとともに、測定値のばらつきも大きくなる傾向がある。加えて、この換算方法は、溶融池後端部に溶接線とおおよそ平行に発生した割れにしか適用できないなどの問題点を有する。近年需要が高まっている異材溶接やレーザ溶接での評価においては、母材同士の熱伝導率差がある場合や超急速冷却下での測定が必要となるため、高速度ビデオカメラ（二色測温法）¹⁵⁾や放射温度計、光ファイバ¹¹⁾を用いた高速・高分解能での計測や特殊な変換方法¹⁶⁾による計測も実施されている。トランスバレストレイン試験の有用性を最大限活用することは、BTRの導出することであり、高精度かつ統一的な温度計測方法の構築も必要であると考えられる。

5. 結 言

トランスバレストレイン試験における試験・評価法の標準化を目指し、ラウンドロビン試験を実施し、試験条件や試験機、評価方法における人為的要因などの影響因子について調査した。また、数値解析によりトランスバレストレイン試験時のひずみ挙動を検討した。最大割れ長さに対する人為的要因の影響は比較的小さいが、総割れ長さや割れ数に対する影響は大きかった。これは、割れ開口の有無や固液界面の判断に対する人為的要因に起因すると考えられる。溶接終了位置によって、柱状晶形態やヒーリング現象が変化することで、割れ長さが変化した。数値解析の結果、バレストレイン試験時に負荷される引張ひずみは、 $t/(2R+t)$ で見積られるひずみに比して極めて大きな値を示した。光学顕微鏡を用いた割れ測定では、皸等を割れと誤判断しやすいため、精緻な割れ測定評価ではSEMによる測定が必要である。バレストレイン試験の特徴から、割れ長さが飽和する負荷ひずみ（ベンディングブロック）で試験し、最大割れ長さやBTRによる評価が妥当と考えられる。

Fig.13 Schematic illustration of hot ductility curve.

謝 辞

本研究は、溶接学会記念基金の助成を受けたミニ研究会「溶接高温割れ発生予測のための普遍的な評価指標の導出に向けた問題抽出とその評価方法の統一化」の活動で実施した研究成果です。本助成に対して深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) W. F. Savage and C. D. Lundin: The Varenstraint Test, *Welding Journal*, 44 (1965), 433-442.
- 2) T. Senda, F. Matsuda, G. Takano, K. Watanabe, T. Kobayashi and T. Matsuzaka: Studies on Solidification Crack Susceptibility for Weld Metals with Trans-Varestraint Test (1), *Journal of Japan Welding Society*, 41 (1972), 709-723. (in Japanese)
- 3) 日本規格協会：JIS Z 3155「C形ジグ拘束突合せ割れ試験」
- 4) P. T. Houldcroft: A simple cracking test for use with Argon-arc Welding, *British Welding Journal*, (1955), 471-475.
- 5) J. A. Liptak and F. R. Baysinger: Welding dissimilar aluminum alloys, *Welding Journal*, 47 (1968), 173s-180s.
- 6) M. Katoh, K. Nishio and S. Mukae: A comparison of the conventional and reverse houldcroft type hot cracking tests in A5052 aluminum alloy sheet, *Quarterly Journal of Japan Welding Society*, 12 (1994), 179-185.
- 7) C. D. Lundin, W. T. DeLong and D. F. Spond: The fissure bend test, *Welding Journal*, 55(1976), 145s-151s.
- 8) C. D. Lundin and D. F. Spond: "he nature and morphology of fissures in austenitic stainless steel weld metals, *Welding Journal*, 55(1976), 356s-367s.
- 9) American Welding Society: Standard Methods for Mechanical Testing of Welds, AWS B4.0:2007, 76-81.
- 10) ISO/TR 17641-3:2005, Destructive tests on welds in metallic materials –Hot cracking tests for weldments - Arc welding processes– Part 3: Externally loaded tests
- 11) S. Okano, M. Mochizuki, K. Yamamoto and M. Tanaka: An attempt to enhance NUMERICAL MODELS OF ANGULAR DISTORTION by considering the physics of the welding arc, *Welding in the World*, 55 (2011), 93-100.
- 12) D. Wang, S. Sakoda, K. Kadoi, K. Shinozaki and M. Yamamoto: Investigation of Evaluation Method for Hot Cracking Susceptibility of 310S Stainless Steel during Laser Welding using Trans-Varestraint Test, *Quarterly Journal of Japan Welding Society*, 33 (2015), 39s-43s.
- 13) S. Okano, H. Tsuji, R. Ihara and M. Mochizuki: Coupling Computation between Weld Mechanics and Arc Plasma Process for Residual Stress Analysis, *Materials Performance and Characterization*, 7 (2018), 559-573.
- 14) D. Wang, K. Kadoi, K. Shinozaki and M. Yamamoto: Evaluation of Solidification Cracking Susceptibility for Austenitic Stainless Steel during Laser Trans-Varestraint Test Using Two- dimensional Temperature Measurement, *ISIJ-International*, 56 (2016), 2022-2028.
- 15) S. Yamashita and K. Saida: Solidification Cracking Phenomenon of Trans-Varestraint test, *Preprints of the National Meeting of Japan Welding Society*, (2019), 158-159. (in Japanese)
- 16) E. J. Chun, H. Baba, K. Nishimoto and K. Saida: Development of Laser Beam Welding Varestraint Test for Assessment of Solidification Cracking Susceptibility in Laser Welds, *Metals and Materials International*, 21 (2015), 543-553.