

多電極片面サブマージアーク溶接時における終端割れに及ぼす 諸因子の影響に関する検討

大阪大学大学院
大阪府立大学大学院
ジャパンマリンユナイテッド
大阪府立大学大学院

○前田 新太郎
沖見 優衣, 生島 一樹
谷岡 俊介, 木治 昇
柴原 正和

Study on Influence of Various Factors on End Cracking under Multiple Electrode Single-sided Submerged Arc Welding

by Yui OKIMI, Kazuki IKUSHIMA, Shintaro MAEDA, Shunsuke TANIOKA, Noboru KIJII
and Masakazu SHIBAHARA

1. 緒 言

近年の造船業においては、船殻の大型化から製造工数に占める溶接作業工数の割合は 30 % にもなり、溶接が造船の主要な技術となっている¹⁾。特に建造ブロックの長さは 20 m 程度にも達し、板厚は 10~40 mm と比較的厚いため、一般的に、板を表裏に反転させながら突合せ溶接が行われる。しかし日本の造船業においては、1964 年に Fig. 1 に示すような、特殊な裏当て材を用いることで板を反転させる必要なく、裏面まで完全な溶け込みが得られる多電極片面サブマージアーク溶接が開発され、施工効率の向上が図られている²⁾。本溶接法の特徴は、高電流・多電極による高速高溶着溶接が可能である点が挙げられる。しかしながら、この溶接法は、金属の融点直下の温度領域で生じる溶接欠陥の一つである高温割れ、特に溶接終端部で生じる終端割れ発生の可能性が指摘されている。そのため現在多くの造船所では、一般的に、施工終了後に非破壊検査が実施され、割れが発生している場合には、手直し溶接が行われ³⁾、その作業に相当なコストを要しており、生産性向上の妨げとなっている。従来から、クレーター会合法⁴⁾や加熱法など多くの割れ防止策が提案されているが全施工条件に対して有効な防止策はなく、未だ高温割れに及ぼす影響因子が明確でないのが現状である。しかしながら高温割れは、溶接継手の性能に極めて大きな影響を及ぼすことから、溶接部の健全性の確保のために、高温割れを制御・防止するための方策が必要不可欠である。

そこで本研究では、FEM 熱弾塑性解析を用いた高温割れ解析を実施し、多電極片面サブマージアーク溶接時における終端割れ防止策について検討する。第 2 章では、母材の開き変形の影響を短時間で検討するため、2 次元的解析モデルを用いた高温割れ解析を実施し、仮付け間隔およびタブ板形状が終端割れに及ぼす影響について明らかにする。また、第 3 章では、板内部のひずみおよび結晶成長方向に着目し、溶接速度および極間距離が終端割れに及ぼす影響について 3 次元解析モデルを用いて検討する。

2. 高温割れ解析理論

高温割れは、融点直下の固液共存温度領域である高温脆化温度域 (Brittle Temperature Range : 以下 BTR と称す) において、割れが発生する最小のひずみである限界ひずみ以上の引張ひずみが作用した際に発生する



Fig. 1 Photo of Multiple Electrode Single-sided Submerged Arc Welding.

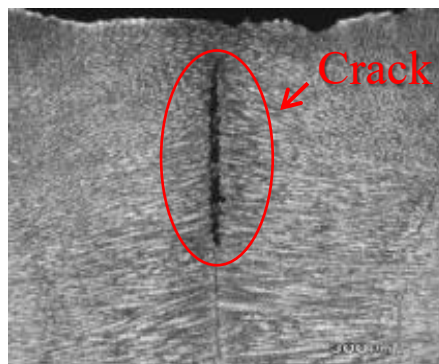


Fig. 2 Photo of Hot Crack.

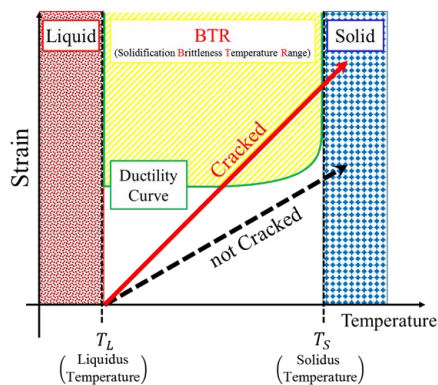


Fig. 3 Schematic illustration of plastic strain increment in BTR during cooling.

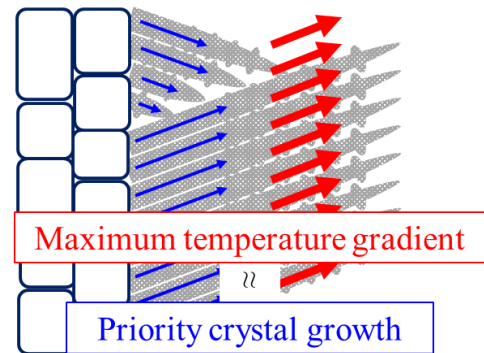


Fig. 4 Schematic illustration of Priority growth direction and Max. temperature gradient.

と考えられている⁵⁾。

そこで本研究では、移動熱源を用いた熱弾塑性解析法を用いて、Fig. 3 に示すように、解析上の冷却過程において予め指定された液相線温度と固相線温度で定義される BTR 内で発生する塑性ひずみ ϵ^p の増分値（以下、BTR 塑性ひずみ増分 $\{\Delta\epsilon_{BTR}^p\}$ と称す）を算出し、割れの発生を評価する。なお、複数トーチなどによりある部分において再加熱・再溶融される場合は、BTR 塑性ひずみ増分を初期値の 0 に戻し、新たな BTR 塑性ひずみ増分 $\{\Delta\epsilon_{BTR}^p\}$ を算出する。

また、本研究で対象とする高温割れは、熔融金属中のデンドライト会合部に生じる割れであり、その会合位置の予測が重要である。また、デンドライトの会合角度が割れ発生に影響を及ぼす可能性が報告されており、割れの抑制を目的に、その会合角度を制御する方法が検討されている⁹⁾。凝固過程におけるデンドライト成長方向は、おおよそ最大温度勾配の方向と一致する⁷⁾と考えられることから、Fig. 4 に示すように、3 次元熱伝導解析の冷却過程において、各要素が液相から BTR に遷移した際の温度勾配ベクトルの方向を、BTR 温度勾配ベクトルと定義し、簡易的に結晶の成長方向を表現する。

3. 多電極片面サブマージアーク溶接時の 2 次元的高温割れ解析

3. 1 解析モデルおよび解析条件

多電極片面サブマージアーク溶接は、船殻など大型鋼板の板継溶接時に用いられるため、実寸サイズは約 20m と非常に大きく、これを 3 次元解析するためには莫大な要素数が必要となり、解析に長時間を要する。そこで本章では、高温割れを引き起こす塑性ひずみの発生原因と考えられている母材の開き変形に注目し、20m もの超大型実寸サイズの解析モデルを用いて 2 次元の解析を行うことで、開き変形と高温割れとの関係を明らかにする。

Fig. 5 に対象としたモデルの形状と寸法を示す。長さ 20000mm、幅 4000mm、板厚 20mm の鋼板 2 枚をルートギャップ 4mm として板継溶接を行った。節点数、要素数はそれぞれ 233,814、116,564 である。電極数は 3 本であり、3 電極の総入熱量は 13.6 kJ/mm とし、全ての電極の溶接速度を 10 mm/sec とした。材料は SM490A を対象とし、温度依存性を考慮した材料定数を使用した⁸⁾。また、液相線温度を 1450℃、固相線温度を 1350℃ と設定し、解析を行った。

Fig. 6 にトーチが終端部のタブ板に到達した時点での過渡温度分布を示す。同図より、基本条件における後行極が形成する液相線温度は先行極から 352 mm の位置であり、384 mm 後方位置が固相線温度である。す

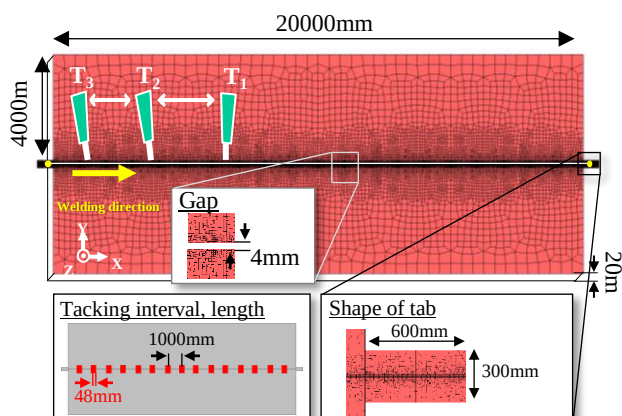


Fig. 5 Analysis model of FCB welding.

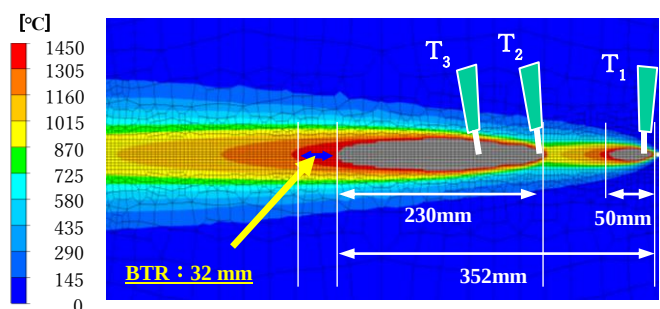


Fig. 6 Transient temperature distribution.

なわち BTR の長さは 32 mm であることが確認される．解析においては，この温度域に十分な要素を配置する必要があるが，本検討における溶接線上の長手方向の要素の大きさは，4 mm であるため，BTR 長さとは比べて十分細かいと言える．以上の条件を用いて，仮付け間隔およびタブ板形状が高温割れに及ぼす影響について検討を行う．

3. 2 仮付け間隔が終端割れに及ぼす影響

本節では，仮付け間隔を変更し，高温割れ発生に及ぼす影響について検討する．始末端には，長さ 600 mm，幅 300 mm，板厚 20 mm のタブ板を設置し，仮付けなしの条件，仮付け長さ 48 mm，間隔 200 mm の条件，および仮付け長さ 48 mm，仮付け間隔 1000 mm の場合の計 3 条件を用いて，仮付け間隔が終端割れ発生に及ぼす影響について検討する．Fig. 7 に終端部における BTR 塑性ひずみ増分の分布を示す．同図より，仮付けがない条件では，終端部に高い BTR 塑性ひずみ増分が確認できる．また仮付けを設けた条件では，仮付け間隔が狭いほど小さな BTR 塑性ひずみ増分が確認できる．

Fig. 8 に母材始端を原点 (0 mm) とした時の母材終端部 (19600 mm～20100 mm) における溶接線上の BTR 塑性ひずみ増分分布を示す．同図より，どの条件においてもほぼ同じ位置において引張りの BTR 塑性ひずみ増分が生じていることが確認できる．引張りの BTR 塑性ひずみ増分の発生開始位置は，タブ板からおおよそ 340～360 mm 後方の位置であり，この位置は先行極がタブ板に到達した瞬間の BTR 位置である．この時点で，タブ板は力学的溶融状態にあり，このことから，この場所に発生する引張りのひずみは，タブ板が受け持っていた開き変形が解放されたことによる可能性が高いと考えられる．

3. 3 タブ板形状が終端割れに及ぼす影響に関する検討

タブ板は，最も高温割れが発生しやすいクレーター部（クレーター割れ）を母材からタブ板に逃し，終端部の変形抑制効果も高いため，広く用いられている．しかしながらその形状により，高温割れを助長する可能性もあり，実験的に高温割れ発生に及ぼす影響について検討されている⁹⁾．そこで本節では，仮付け長さを 48 mm，仮付け間隔を 1000 mm で固定し，タブ板のサイズおよび形状を変化させることで，溶接部に発生する BTR 塑性ひずみ増分について検討を行う．

3. 3. 1 一体型タブ板が終端割れに及ぼす影響

タブ板の長さを 600 mm とし，タブ板の板幅を 300 mm，200 mm，100 mm に変化させた条件，およびタブ板がない条件の全 4 条件について，一体型タブ板が終端割れ発生に及ぼす影響について検討する．Fig. 9 に終端部における BTR 塑性ひずみ増分を示す．同図より，タブ板の板幅が BTR 塑性ひずみ増分に及ぼす影響は大きく，母材の開き変形に対する拘束が弱い，板幅の小さいタブ板ほど，終端部の BTR 塑性ひずみ増分が大幅に低減していることが確認できる．また，Fig. 10 に母材終端部 ($x=19600$ mm～20100 mm) における X 軸上の BTR 塑性ひずみ増分分布を示す．同図より，引張りの BTR 塑性ひずみ増分の発生位置は大きく 2 か所に大別できる．1 つは，タブ板を設けた 3 条件で確認されるタブ板からおおよそ 340～360 mm 後方の位置 ($x=19640$ mm～19960 mm) であり，もう 1 つはタブ板の板幅が比較的小さい 100mm の条件とタブ板がない条件において確認される母材最終端部 ($x=19960$ mm～20060 mm) である．前者は，先行極がタブ板に到達した瞬間の BTR 位置であり，前節と同様にタブ板が受け持っていた開き変形が溶融時に解放されることにより

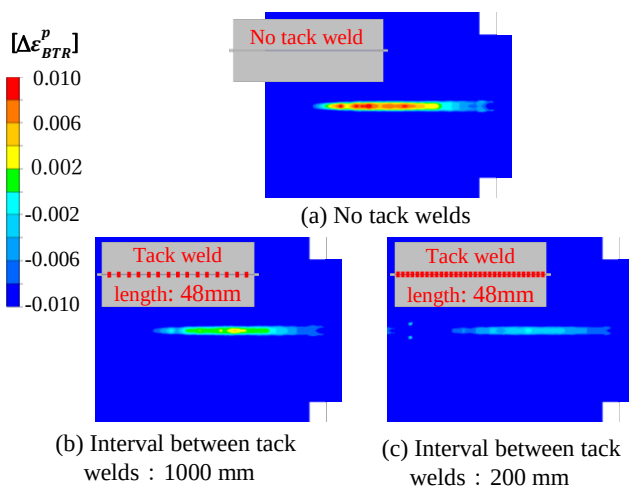


Fig. 7 Distribution of plastic strain increment in BTR during cooling near joint of base plate and tab plate.

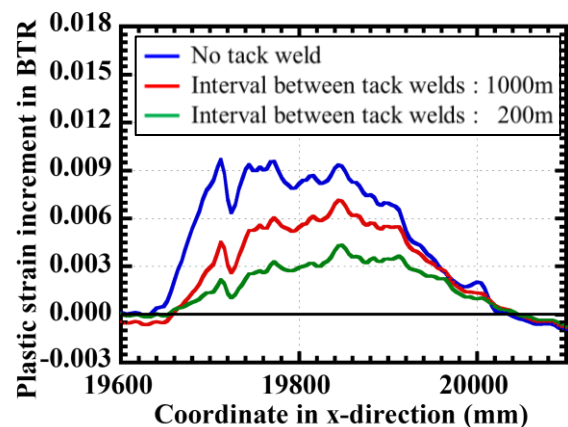


Fig. 8 Plastic strain increment in BTR during cooling.

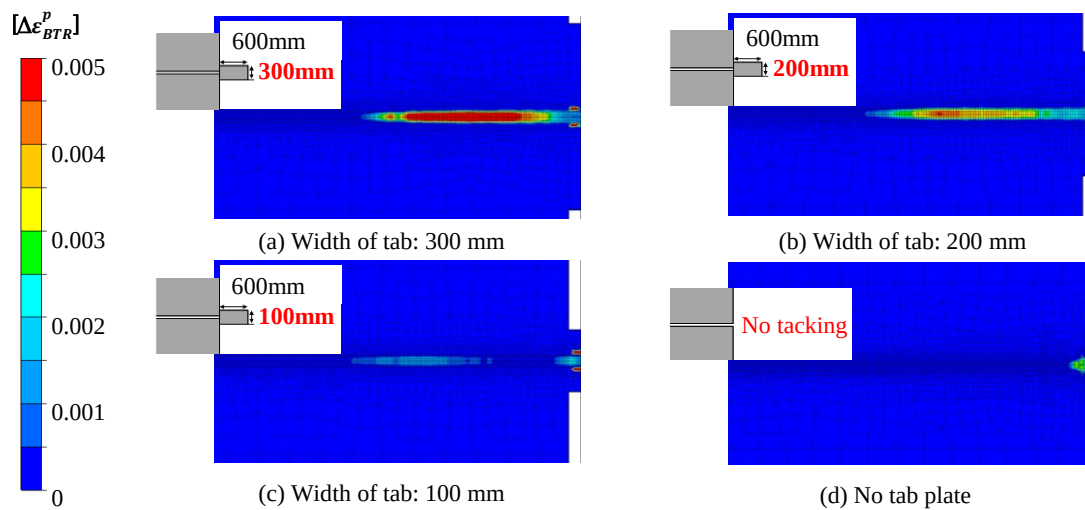


Fig. 9 Distribution of plastic strain increment in BTR during cooling near the joint of base plate and tab plate.

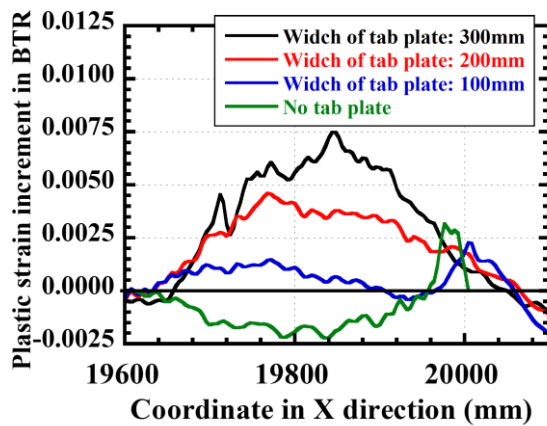


Fig. 10 Plastic strain increment in BTR during cooling.

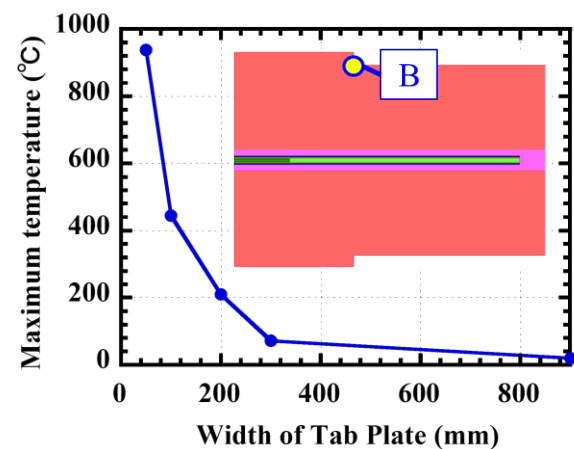


Fig. 11 Maximum temperature of end tab.

生じた引張り変形によるものと考えられる。そのひずみの大きさから、タブ板の板幅が大きいほど、BTR 塑性ひずみ増分が大きくなることが確認できる。後者は、母材最終端部であり、タブ板と母材間の不均一な温度分布により生じたものと考えられる。Fig. 11 にタブ板の板幅と図中に示すタブ板端部の位置点 B における最高到達温度の関係を示す。同図より、タブ板の板幅が小さい場合には、タブ板取り付け位置の最高到達温度が増大していることが確認できる。このように、タブ板の板幅が小さい場合は、タブ板自体の温度が高くなるために熱膨張により、最終端部での BTR 塑性ひずみ増分が大きくなる場合があると考えられる。

3. 3. 2 二つ割りタブ板が終端割れに及ぼす影響

ここでは二つ割りタブ板が終端割れ発生に及ぼす影響について検討する。二つ割りタブ板は、タブ板に開先を設けており、溶接部が連続であることが特徴である。Fig. 12(a) に、タブ板の長さを 600 mm とし、板幅を 300 mm とした一体型タブ板を設けた解析モデルにおける終端部の BTR 塑性ひずみ増分分布を示す。また同図(b)に、長さ 600 mm、幅 150 mm、板厚 20 mm の鋼板 2 枚の溶接線上最終端部のみを仮付けした二つ割りタブ板を設けた解析モデルにおける終端部の BTR 塑性ひずみ増分分布を示す。同図(a),(b)より、二つ割りタブ板を用いた場合、終端部において BTR 塑性ひずみ増分の大幅な減少が確認される。これは、母材が BTR にある状態でタブ板最終端部の仮付けが力学的溶融に至らず、母材の開き変形を急激に発生させる箇所が存在していないためと考えられる。

Fig. 13 および Fig. 14 に、それぞれ一体型タブ板および二つ割りタブ板における図中 A 点での温度、y 方向塑性ひずみ、および B 点、C 点間の開き変形の履歴を示す。なお、A 点はタブ板の母材側の端部に位置している。Fig. 13 より、一体型タブでは、溶接トーチが母材端部到達の 200 秒前あたりから開先の開き変形が生じ始め、タブ板に到達する 2000 秒において、急激に大きくなっていることが確認できる。また、同じタイミングにおいて、塑性ひずみが大きく増加していることが確認できる。加えて、その開き変形が生じている間に、タブ板端部が冷却過程の BTR に達することも確認できることから、開き変形に起因して引張りの BTR 塑性ひずみ増分が生じたものと考えられる。また Fig. 14 より、二つ割りタブ板の場合においては、開き変形に対する拘束が弱いので、溶接トーチが母材端部に到達する 270 秒前あたりから、開先が大きく開くことが

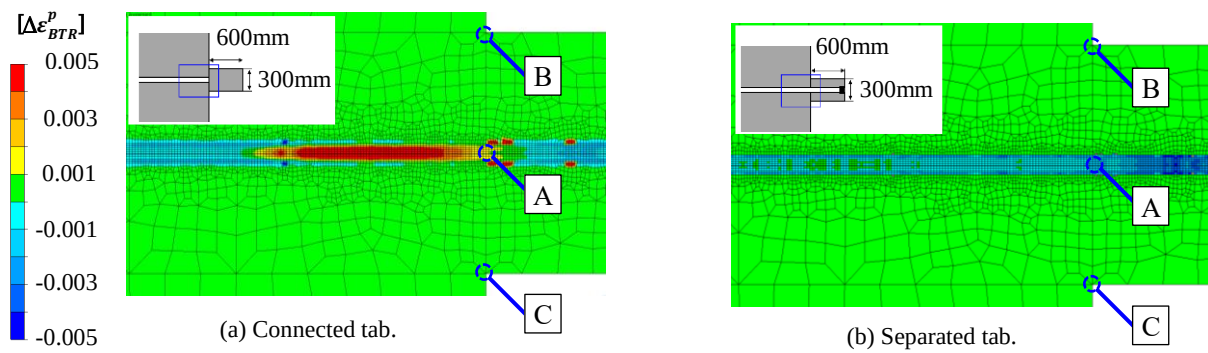


Fig. 12 Distribution of plastic strain increment in BTR during cooling near the joint of base and tab plate.

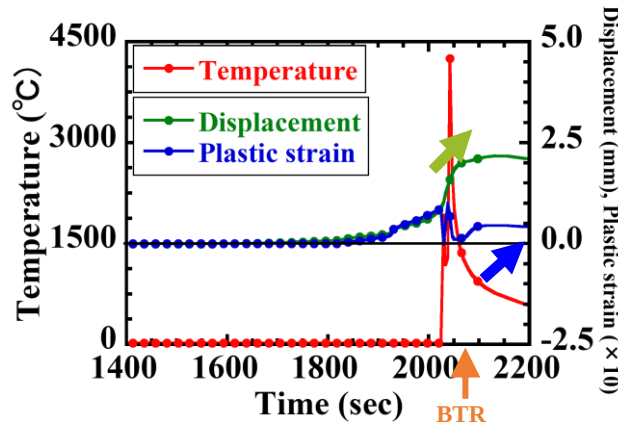


Fig. 13 History of temperature, displacement and plastic strain (Connected tab).

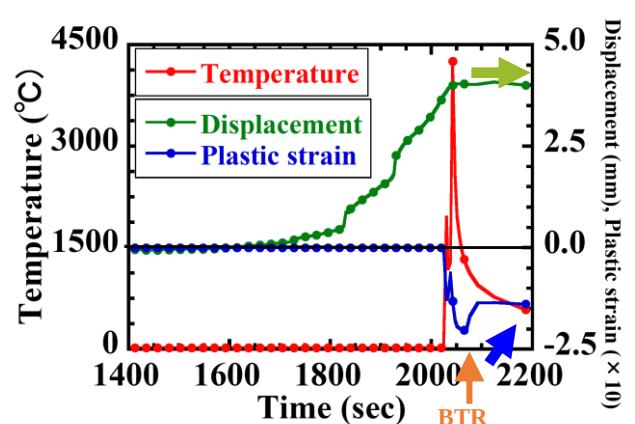


Fig. 14 History of temperature, displacement and plastic strain (Separated tab).

確認でき、その変形量は、一体型タブの場合と比べて大きいことが確認できる。しかしながら、タブ板の母材側端部が冷却過程の BTR に達した際には、塑性ひずみが増大しているものの、開先の開き変形は変化していない。このように、一体型タブ板では、タブ板の母材側端部が BTR に到達するタイミングにおいて、開き変形と引張り塑性ひずみがともに連動しており、割れが発生しやすい力学的状態にあると考えられる。それとは逆に、二つ割りタブ板ではタブ板端部が BTR に達するタイミングにおいて、開き変形と引張り塑性ひずみが連動していない。そのため、二つ割りタブ板を用いた場合においては、大きな開き変形が生じるが割れが発生しにくい力学的状態にあると考えられる。以上の結果は、タブ板の拘束方法を変更し、母材終端部が BTR に達するタイミングにおける開き変形を制御することで、溶接部に作用するひずみ量を抑制できる可能性を示唆するものと考えられる。

4. 多電極片面サブマージアーク溶接の 3 次元高温割れ解析

高温割れ発生位置について検討するためには、デンドライト会合位置および会合角度についての検討は重要である。そこで、ここでは BTR 温度勾配ベクトルを用いた 3 次元高温割れ解析を行う。Fig. 15 に対象としたモデルの形状および寸法を示す。長さ 2500 mm、幅 3000 mm、板厚 22.5 mm の鋼板 2 枚の多電極片面サブマージアーク溶接を解析対象とした。仮付け間隔は 625 mm および 565 mm、仮付け長さは 60 mm である。始端には、長さ 400 mm、幅 200 mm、板厚 22.5 mm、終端には、長さ 300 mm、幅 300 mm、板厚 22.5 mm のタブ板を設置している。節点数、要素数はそれぞれ 514,552、477,850 である。電極数は 4 本であり、4 電極の総入熱量は 12.1 kJ/mm、全てのトーチの溶接速度は 15.33 mm/sec とし、これを基本条件とした。材料は SM490A を対象とし、材料定数の温度依存性を考慮した。また、液相線温度は 1450°C、固相線温度は 1350°C とし、この温度域における塑性ひずみ増分および温度勾配ベクトルについて検討した。

4. 1 多電極片面サブマージアーク溶接実験結果との比較

数値解析と同一の条件で、4 電極片面サブマージアーク溶接による試験を実施した。Fig. 16 に実験および解析により得られた溶け込み形状と第一電極が母材端部に到達した時点での板表面の過渡温度分布を示す。同図より、実験結果と同様の溶け込み形状が得られていることが確認できる。また、基本条件において後行極が形成する液相線温度は先行極から 436mm の位置であり、469 mm 後方位置が固相線温度である。すなわ

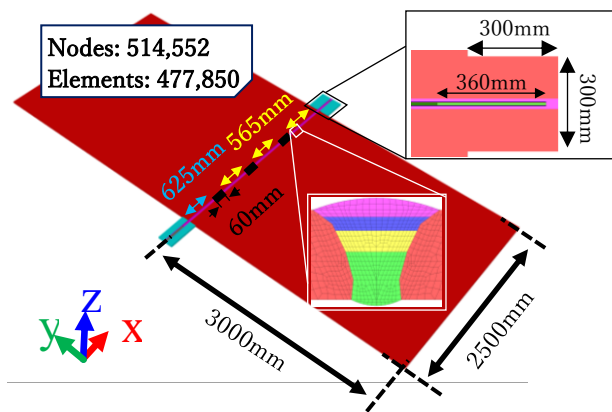


Fig. 15 Analysis model of Multiple Electrode Single-sided Submerged Arc Welding.

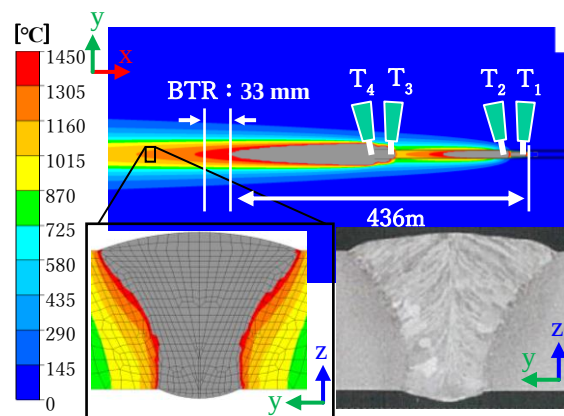


Fig. 16 Transient temperature distribution and penetration shape.

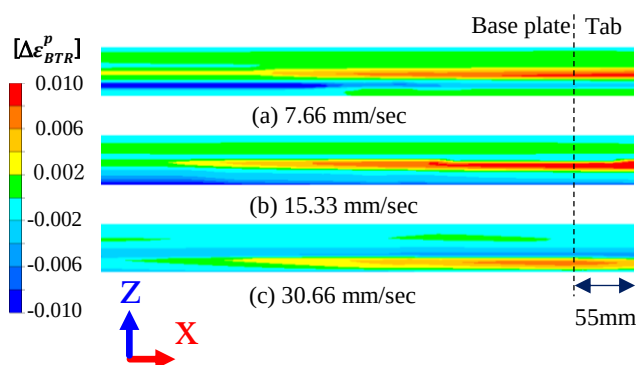


Fig. 17 Distribution of plastic strain increment in BTR during cooling ($Q_{\text{Total}} = 12.1 \text{ kJ/mm}$).

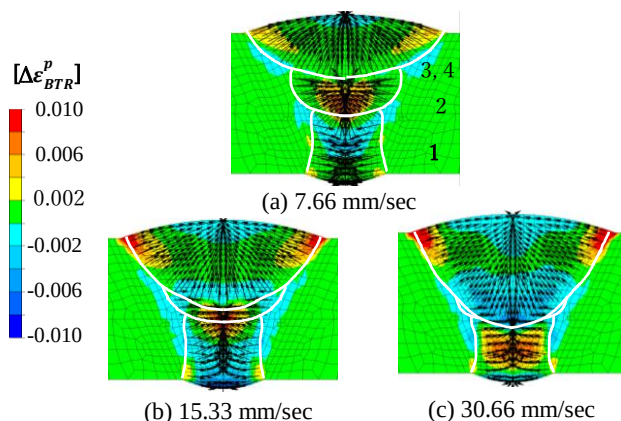


Fig. 18 Distribution of BTR temperature gradient vector for each speed.

ち BTR の長さは 33 mm であることが確認される。

4. 2 溶接速度が終端割れに及ぼす影響

全てのトーチの溶接速度を 15.33 mm/sec とした基本条件に加えて、溶接速度を 7.66 mm/sec, 30.66 mm/sec に変更した場合について、溶接速度が終端部の割れ発生に及ぼす影響について検討する。すべての条件において、各電極の入熱量および総入熱量は一定とした。Fig. 17 に終端部縦断面における BTR 塑性ひずみ増分の分布を示す。同図より、溶接速度 15.33 mm/sec の場合に、BTR 塑性ひずみ増分が最大となることが確認できる。また、溶接速度が小さいほど、BTR 塑性ひずみ増分が正となる領域長さが長くなることが確認できる。Fig. 18 に母材終端から 50 mm 内部の横断面における BTR 塑性ひずみ増分の分布および BTR 温度勾配ベクトルの分布を示す。同図より、溶接速度の増加に伴い第 3・4 電極により溶融される領域が板厚方向に深くなることが確認できる。また、溶接速度が最も大きい場合において、結晶粒会合角度が小さい領域で、大きい BTR 塑性ひずみ増分が発生しており、この条件が最も割れやすいと推察される。

4. 3 第 4 電極溶接速度が終端割れに及ぼす影響

ここでは、第 1～3 電極の溶接速度 $v_1 \sim v_3$ を 30.66 mm/sec、第 4 電極の溶接速度 v_4 のみを 15.33 mm/sec に設定した場合における終端部の割れ易さについて検討する。Fig. 19 に終端部の横断面・における BTR 塑性ひずみ増分および BTR 温度勾配ベクトルの分布を示す。同図および Fig. 18 より、後行極のみ溶接速度が小さいため中央後行極と後行極が独立した 2 プールとなることにより、基本条件の場合と比べて BTR 塑性ひずみ増分および結晶粒会合角が大きく変化することが確認できる。すなわち、表面付近の BTR 塑性ひずみ増分は大きくなるがその位置における結晶粒会合角が非常に大きいため割れにくいと考えられる。また、Fig. 20 に全電極の溶接速度を 30.66 mm/sec とした場合、および第 4 電極の溶接速度のみを 15.33 mm/sec に変更した場合における母材終端から 50 mm 内側の位置における BTR 塑性ひずみ増分の z 方向分布を示す。同図より、結晶粒会合角が小さくなるビード内部において BTR 塑性ひずみ増分が大幅に低下していることが確認できる。以上の結果より、後行極のみ溶接速度を小さくすることで、結晶粒会合角度を制御し、BTR 塑性ひずみ増分を低減させることができるため、割れ防止策として有用である可能性が示された。

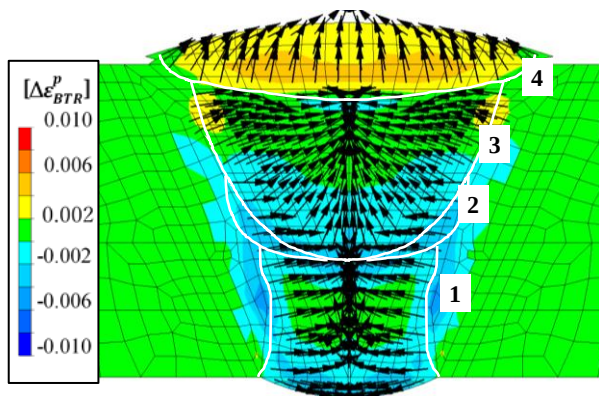


Fig. 19 Distribution of BTR temperature gradient vector ($v_{1-3} = 30.66$ mm/sec, $v_4 = 15.33$ mm/sec, $Q_{\text{total}} = 12.1$ kJ/mm).

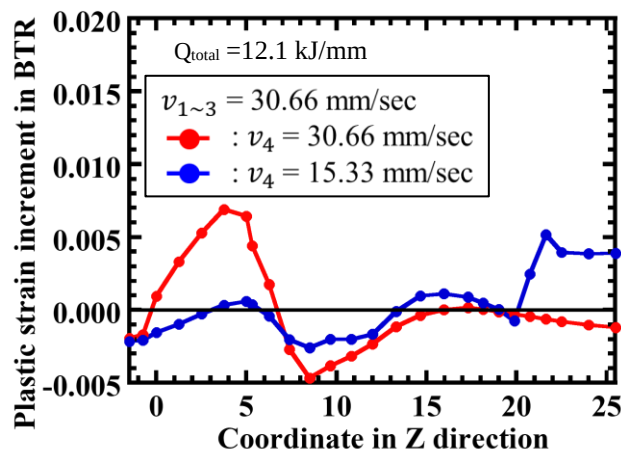


Fig. 20 Plastic strain increment in BTR during cooling.

5. 結 言

本研究では、多電極片面サブマージアーク溶接時における終端割れに関する2次元および3次元の数値解析により検討した。2次元解析においては、実寸サイズの鋼板溶接時の終端割れを対象に、仮付け間隔とタブ板形状およびサイズがBTR塑性ひずみ増分分布に及ぼす影響を示した。また、3次元解析においては、溶接速度が終端割れに及ぼす影響を調べた。その結果、以下の知見を得た。

1) 2次元解析による結果

- i. 仮付け間隔を変化させ解析を行った結果、仮付け間隔が狭いほどBTR塑性ひずみ増分は低減することが分かった。また、終端割れを引き起こす引張りのBTR塑性ひずみ増分が生じる位置は、先行極がタブ板に到達した瞬間のBTR位置であることが分かった。
- ii. タブ板形状を変化させ解析を行った結果、タブ板端部のみで拘束している二つ割りタブ板を用いることで、BTR塑性ひずみ増分が大幅に低減することが分かった。さらに、終端部における母材の開き変形と塑性ひずみが不連動な挙動を示す場合があることが確認された。

2) 3次元解析による結果

- i. 溶接速度を変化させ解析を行った結果、溶接速度により溶け込み形状が変化し、溶接横断面（YZ断面）におけるBTR塑性ひずみ増分の発生位置が変化することが確認された。さらに、溶接速度が大きいほど結晶粒会合角は小さくなり割れやすい状態になることが分かった。
- ii. 第4電極の溶接速度を変化させ解析を行った結果、中央後行極と後行極の距離を大きくすることで、結晶粒会合角が小さくBTR塑性ひずみ増分が高い、板裏面部においてBTR塑性ひずみ増分が低減した。このことから、極間距離を変化させることは割れ防止策として有効である可能性が示された。

参考文献

- 1) 神田 幸雄, 馬場 脩, 藤本 敦生, 藤原 昇: 最近の溶接技術の進歩, 石川島播磨技報, Vol.39, No.2 (1993), pp.70-74.
- 2) 奥本 泰久: 溶接・接合技術の適用, Journal of the Japan Welding Society, Vol. 79, No.6 (2010), pp.593-598.
- 3) 奥田 直樹, 田中 和雄: 片面サブマージアーク溶接で発生する終端割れの発生機構と防止方法の検討, 溶接学会誌, Vol.51, No.4 (1982), pp.343-349.
- 4) 諏訪 尊信: 片面溶接装置の最新機能, ぼうだより技術がいど, Vol.56, 2015, pp.2-6.
- 5) N. N. Prokhorov: Lit proiz., Vol. 10, 1962, pp.176
- 6) 柿崎 智紀, 菊池 和幸, 日高 武史, 森本 朋和: 片面タンデム溶接における溶接金属の凝固形態改善について, 溶接学会全国大会講演概要 2017, 2017, pp.418-419.
- 7) 郡司 好喜: 知っておきたい金属凝固の基礎 (II), 日本鉄鋼協会々誌, Vol.80, No.5 (1994), pp.208-221.
- 8) 独立行政法人原子力安全基盤機構: 複雑形状部機器配管健全性実証(IAF)事業原子炉压力容器のいざ溶接部に関する高温材料特性データ集, 2013, pp.120-128.
- 9) 安藤 弘平, 仲田 周次, 平野 宏通: 片面自動溶接における終端割れの発生機構, 溶接学会誌, Vol.39, No.8 (1970), pp.792-806