

# FCB 溶接時における端部割れにおよぼす諸因子の影響に関する力学的検討

大阪府立大学大学院 柴原 正和, ○今 智史  
 河原 充, 生島 一樹  
 (株) 神戸製鋼所 幸村 正晴, 杉山 大輔  
 山下 泰生

## Effect of Various Factors on Solidification Crack Under FCB Welding

by Masakazu SHIBAHARA, Satoshi KON, Atsushi KAWAHARA, Kazuki IKUSHIMA,  
 Masaharu KOMURA, Daisuke SUGIYAMA and Yasuo YAMASHITA

### 1. 緒言

船体大型鋼板の板継溶接においては、多電極 FCB 溶接が採用される場合が多い<sup>1)</sup>。Fig. 1 に示す通り、FCB 溶接では、フラックスおよび裏当て銅板を用いることで、大電流・多電極による高速溶接を実現している<sup>2)</sup>。しかしながら、溶接始末端部に凝固割れが発生する場合があります。凝固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、溶接部の健全性を保障するためには、溶接欠陥を制御・防止するための方策が必要不可欠となっている<sup>3)</sup>。既往の研究では、実験に基づく研究が多数存在する<sup>4)</sup>が、FCB 溶接においては、鋼板寸法が 20 m 以上と大きく、その実験実施のためには多くの時間と労力が必要となるため、詳細な検討を実施するためのコストが問題となる。そこで本研究では、FCB 大型鋼板板継溶接時における端部割れの防止を目的として、著者らにより開発された、大規模解析が可能な理想化陽解法 FEM<sup>5,6)</sup>を用いた熱弾塑性解析により検討を重ねる。検討に際して、凝固割れを対象とする解析においては、溶接中の温度分布の解析精度が重要になることから、まず、多電極熱源モデルの提案を行い、実験および熱伝導解析により得られた温度履歴を比較することにより、その妥当性について検証を行う。次に、BTR (Brittleness Temperature Range, 凝固脆性温度領域)において発生する塑性ひずみ増分を用いた凝固割れ発生モデルの提案を行うと共に、溶接速度、入熱量、試験体寸法等の諸因子が端部割れに及ぼす影響について検討を行う。

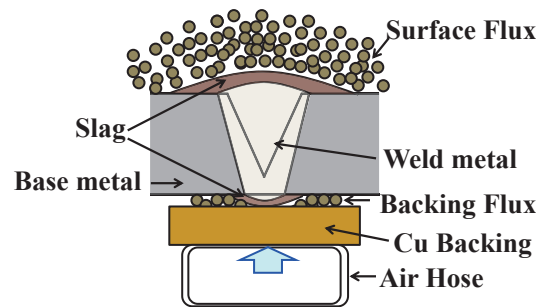


Fig. 1 Schematic illustration of FCB process.

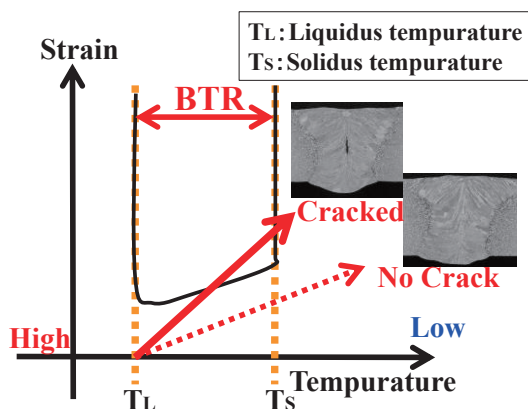


Fig. 2 Schematic illustration of relationship between High temperature ductility of alloy and loaded strain in cracked / no crack case.

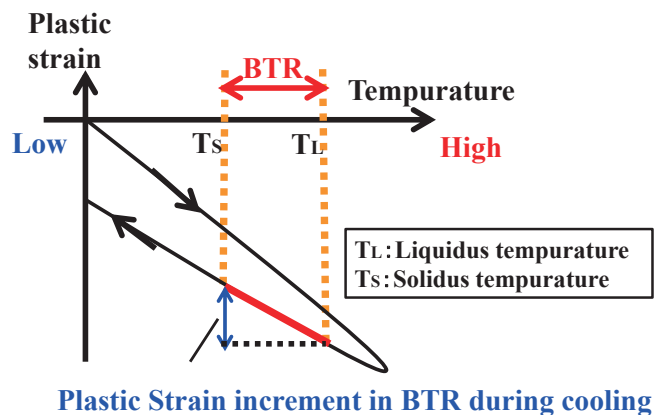


Fig. 3 Schematic illustration of plastic strain increment in BTR during cooling.

## 2. BTR 塑性ひずみ増分を用いた凝固割れ解析

溶接時の凝固過程において、柱状晶の境界部に低融点の液相が残存し、この部分に、大きな引張り変形が作用した際に凝固割れが発生すると言われている<sup>7)</sup>。この凝固割れを模式的に示したのが Fig. 2 であり、固相線温度  $T_S$  と液相線温度  $T_L$  の間の温度域、すなわち溶接金属の BTR において、同図中の実線で示されるような大きな引張りひずみが作用した際に割れが発生すると考えられている。この凝固割れは、冶金学的な観点からその温度域の縮小による割れ防止効果について検討されている<sup>8)</sup>。また、力学的なアプローチとしては、BTR に作用するひずみ量を発生指標として、割れ発生評価が行われている<sup>9)</sup>。本研究では、熱弾塑性解析理論に基づく非線形有限要素解析を実施し、Fig. 3 に示すように降温過程において BTR に作用する塑性ひずみ増分（以後、BTR 塑性ひずみ増分と称す）を割れの発生指標と考え、割れに及ぼす諸因子の影響について検討を行う。

## 3. 3 電極 FCB 溶接の熱伝導解析

本章では、多電極熱源モデルを考慮した熱伝導解析を実施し、実験結果との比較を通して解析の妥当性について検証を行う。

### 3. 1 3 電極 FCB 溶接実験およびその解析

本研究においては 3 電極による FCB 溶接を実施した。Fig. 4 に本実験に用いた試験体寸法および熱電対による温度計測位置を示す。試験片寸法は、長さ 1200 mm、半幅 150 mm、板厚 25 mm である。また、開先は、開先角 50 度の Y 開先であり、ルートフェイスは 5 mm とし突合せ溶接を実施した。溶接条件としては、1 電極目を電流 1400 A、電圧 33 V、2 電極目を電流 1000 A、電圧 42 V、3 電極目を電流 1000 A、電圧 44 V とし、溶接速度を 600 mm/min とした。1 電極目、2 電極目、3 電極目の電極をそれぞれ L、T1、T2 と定義する。電極間隔は L-T1 間を 35 mm、T1-T2 間を 120 mm とした。一般的な軟鋼を想定し、材料定数の温度依存性は、Fig. 5 に示す通りとした。ただし、各定数は、以下の通りである。

$E$  : ヤング率,  $\sigma_y$  : 降伏応力,  $\nu$  : ポアソン比,  $\alpha$  : 線膨張係数,  
 $c$  : 比熱,  $\rho$  : 密度,  $\lambda$  : 熱伝導係数,  $\beta$  : 熱伝達係数

また、本解析では、エレメントバース法を用いる。エレメントバース法は、トーチの進行とともにビードに相当する溶接部の要素が逐次実効化される解析であり、本解析では、3 電極の発熱に伴う溶融プールの生成をモデル化できるため、実施に近い解析といえる。

### 3. 2 実験結果および解析結果

前節で示す、熱電対を用いた方法により熱電対を用いて温度履歴について調べた結果を Fig. 6 に示す。横軸は時間を示し、縦軸は温度を示す。また、同図の実線は実験結果を示し、破線は解析結果を示す。同図より、電極 L 到着時に温度が急激に上昇し、T2 到着時に再度温度が上昇していることが確認できる。また、実験結果と解析結果が良好に一致していることが分かる。次に、理想化陽解法 FEM に基づく熱伝導解析結果として得られた溶接過渡期の温度分布を Fig. 7 に示す。Fig. 7 (a), (b), (c) にそれぞれ中央断面において各電極 L、

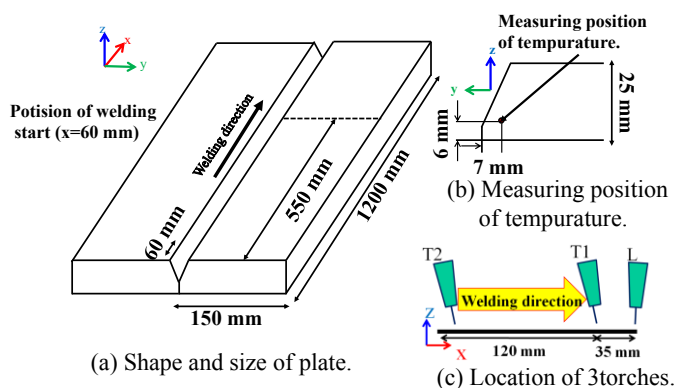


Fig. 4 Location of thermo-couple in plate and distance of welding rod.

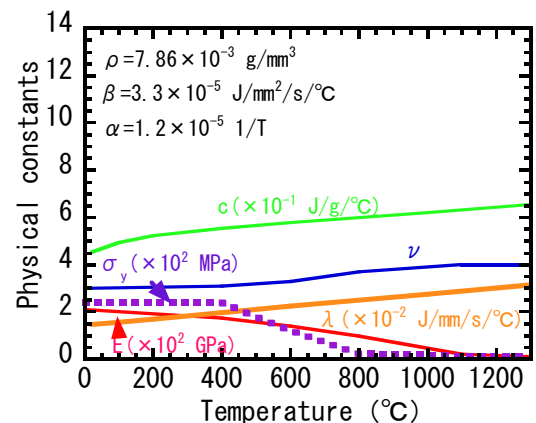


Fig. 5 Temperature dependent physical constants.

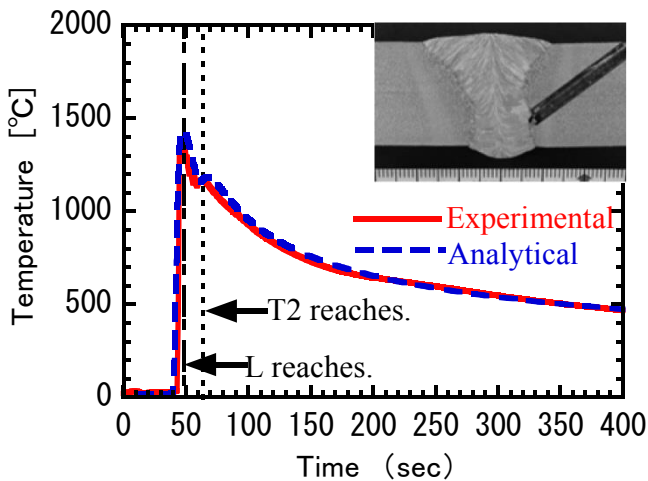


Fig. 5 Comparison of temperature history obtained by experiment and analysis.

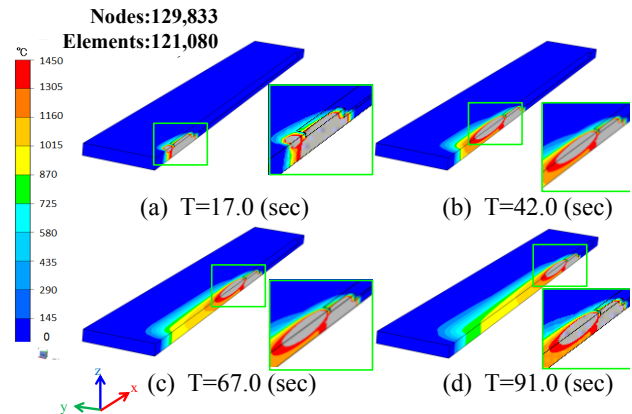


Fig. 6 Transient temperature distribution.

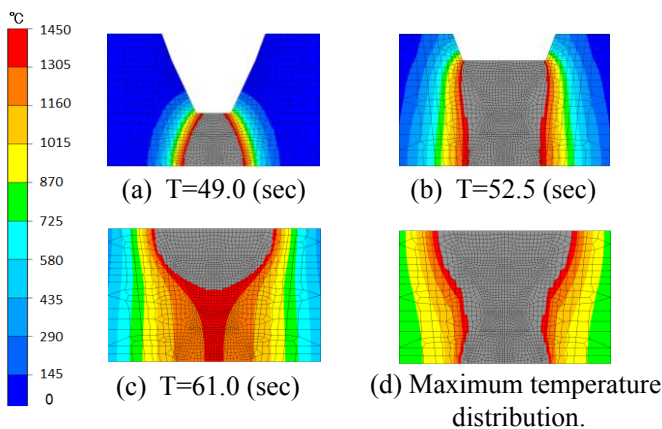


Fig. 7 Transient and maximum temperature distribution on transverse cross section near welding line.

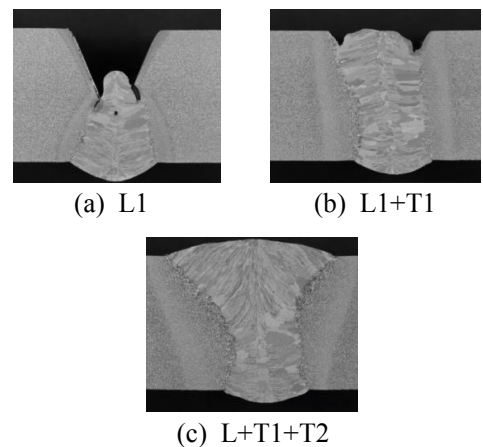


Fig. 8 Photo of weld metal on transverse cross section obtained by experiment.

T1, T2 が到着した際の温度分布を示す。同図の灰色部分は最高到達温度 1450°C 以上の溶融領域を示している。同図より、各電極の進行とともに溶接部のビードが生成される様子が確認でき、3 電極熱源を忠実に再現できていることが分かる。また、溶接金属は、各電極が到着時、溶融していることがわかり、さらに、T1 到着時(b)にはLとT1が融合していることがわかる。Fig. 7 (d)に3電極による最高到達温度分布を示す。Fig. 8 (a), (b), (c)にそれぞれ、電極L, L+T1, L+T1+T2のみを用いて溶接を実施した場合の断面マクロを示す。Fig. 7 および Fig. 8 より、熱伝導解析および実験により得られた溶け込み形状が良好に一致していることが確認でき、本手法を用いることで、各電極による溶け込み形状を詳細に予測できることが分かった。

#### 4. BTR 塑性ひずみ増分を用いた端部割れ評価

前章において、多電極熱源モデルを用いた熱伝導解析の妥当性を示した。本章では、理想化陽解法 FEM を用いた熱弾塑性解析を小型試験体モデルに適用し、端部割れの発生メカニズムおよび諸因子の影響について検討を行う。

##### 4. 1 解析モデルおよび解析条件

解析に用いた要素分割図を Fig. 9 に示す。要素分割は、溶接線方向(x 方向)に 48 分割とし、板幅方向には溶接部ほど細かい不等分割を採用した。節点数、要素数はそれぞれ 28,056, 25,174 である。開先角度は 45 度、Y 開先でルートフェイスは 3 mm とした。仮付け溶接の寸法は長さ 60 mm, のど厚 6 mm, 仮付け間隔 300 mm とした。試験体寸法は、長さ 1200 mm, 半幅 300 mm, 板厚 20 mm とした。この大きさは、実験室レベルで再現実験可能な寸法を想定している。解析に用いた材料は軟鋼とし、材料定数の温度依存性は Fig. 5 に示す通りである。また、BTR を 1300°C から 1450°C の 150°C とした。3 電極による FCB 溶接を行うものとし、1

電極目, 2 電極目, 3 電極目をそれぞれ L, T1, T2 と定義する. 電極間隔は L-T1 間を 35mm, T1-T2 間を 120 mm とした. また, 入熱量は, 3 電極で 4038 J/mm とし, 溶接速度は 600 mm/min とした. 本章では, 以上で示した条件を基本条件とし, 溶接速度, 板幅, 入熱量などの諸因子が端部割れにおよぼす影響について検討を行った.

#### 4. 2 端部割れ発生メカニズムの検討

Fig. 11 に終端部付近における BTR 塑性ひずみ増分  $\Delta \epsilon_{y, BTR}^p$  の分布を示す, 同図より, 溶接終端部付近および仮付け後方付近に大きな引張りの BTR 塑性ひずみ増分  $\Delta \epsilon_{y, BTR}^p$  が発生していることがわかる. このことは, 溶接最終端および仮付け後方に凝固割れが発生する可能性を示唆している. 事前検討により, 裏面から z 方向に 3 mm の位置において, 凝固割れが発生するケースが確認されている. そこで z=3 mm における始端から終端までの溶接線上 (Fig. 10 中の C-C') における y 方向 BTR 塑性ひずみ増分の分布を Fig. 11 に示す. 縦軸は BTR 塑性ひずみ増分を示し, 横軸は溶接線方向の座標を示す. 同図より, 仮付け後方付近に大きな引張りの BTR 塑性ひずみ増分が発生していることがわかる. この理由として, Fig. 12 に示すように, 溶接が進行し, 仮付け部が溶融することにより, 仮付け部付近に蓄積されていた引張り応力が開放された瞬間に大きな引張りひずみが発生したためと考えられる.

次に, 溶接最終端で発生する塑性ひずみ, および, 同位置において発生する幅方向変位すなわち端部回転変形の関係について詳細に検討を行う. Fig. 13 に, Fig. 11 中 A 点における塑性ひずみと B 点の幅方向変位の時系列変化を示す. Fig. 13 において横軸は時間を示し, 縦軸は, 塑性ひずみおよび端部の幅方向変位を示す. 図中の実線は端部の回転変形の履歴を示し, 点線は塑性ひずみの履歴を示す. この図から, 終端部に熱源が到着通過する, 溶接開始から約 146 秒後に, 終端部において大きく開くような回転変形が発生していることが確認される. また, この回転変形の発生に伴い塑性ひずみが増加している様子が確認できる. Fig. 14 に

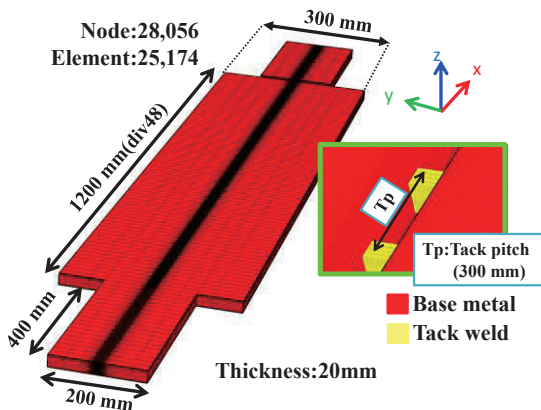


Fig. 9 Shape and size of test specimen for FCB welding.

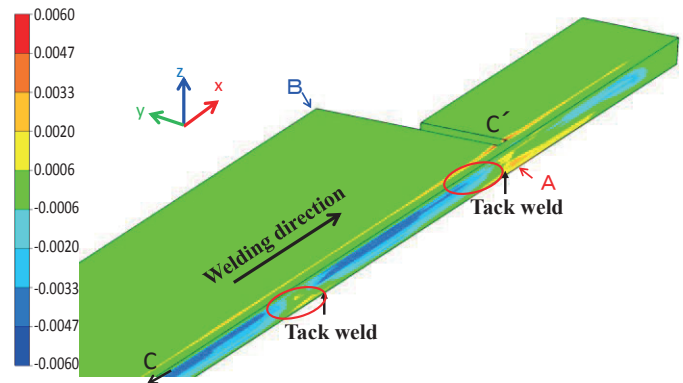


Fig. 10 Distribution of plastic strain increment in BTR near welding line.

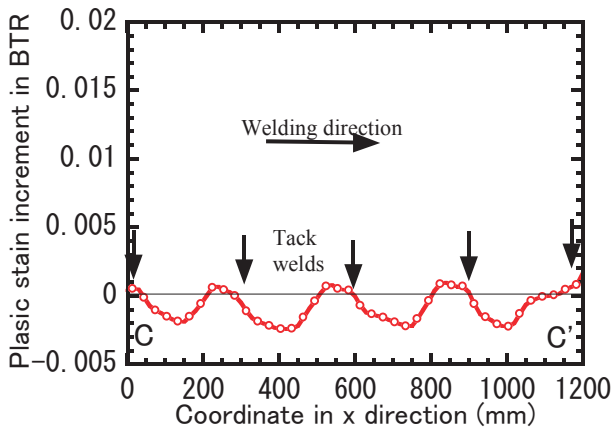


Fig. 11 Plastic strain increment in BTR along line C-C'. (z=3 mm)

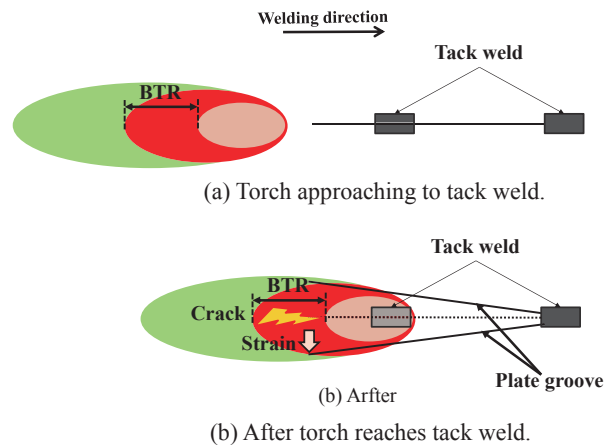


Fig. 12 Mechanism of solidification crack.

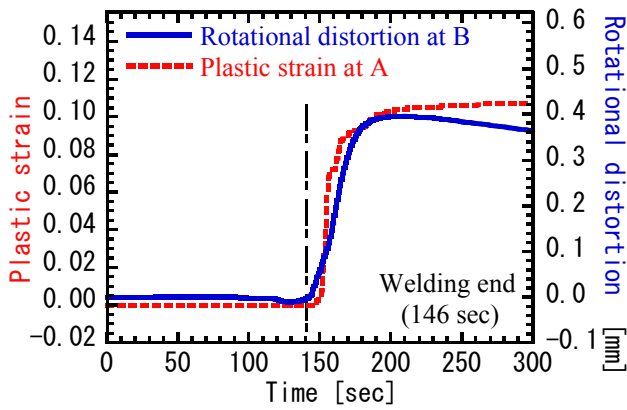


Fig. 13 Time history of rotational distortion and plastic strain.

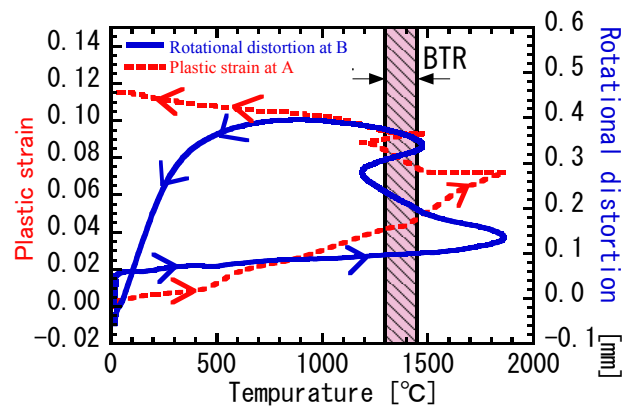


Fig. 14 Temperature history of rotational distortion and plastic strain.

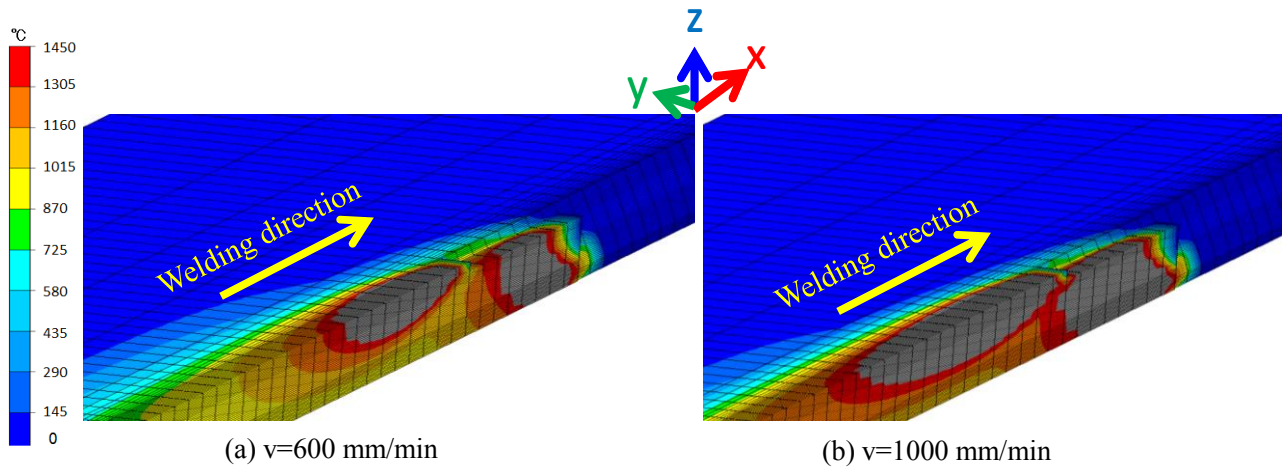


Fig. 15 Temperature distribution and shape of molten pool.

Fig. 13 と同地点における塑性ひずみおよび終端部の回轉變形と終端部における温度履歴の関係を示す。横軸には温度を示し、縦軸には塑性ひずみおよび端部の回轉變形を示す。また、図中の斜線部は BTR(1300-1450°C)を示す。実線は端部の回轉變形の履歴を示し、点線は塑性ひずみの履歴を示す。同図より、1 電極目で大きなひずみが発生し、それが溶融によりリセットされるが、2 電極目の通過に応じて再度大きなひずみ増分が発生していることが確認できる。

#### 4. 3 溶接速度の影響

溶接速度が端部割れに及ぼす影響について検討するために、前節の条件に加え、溶接速度が 600 mm/min, 800 mm/min, 1000 mm/min の異なる 3 種類の溶接速度を用いて解析を実施した。解析においては、単位長さ当たりの入熱量を一定とした。

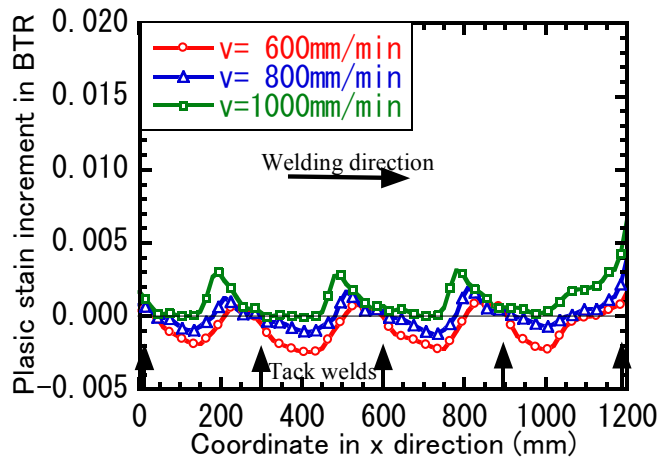


Fig. 16 Plastic strain increment in BTR along welding line. (z=3 mm)

Fig. 15 に溶接線方向中央部における 600 mm/min および 1000 mm/min の場合の温度分布を示す。同図より、溶接速度が大きいほど、溶融池は溶接線方向に長くなることが確認できる。Fig. 16 に溶接速度が BTR 塑性ひずみ増分に及ぼす影響について示す。縦軸は前節と同様に裏面から z 方向に 3 mm の位置における BTR 塑性ひずみ増分を示し、横軸は溶接線方向の座標を示す。図中の○印、△印および□印はそれぞれ溶接速度が 600 mm/min, 800 mm/min および 1000 mm/min の場合を示す。同図より、高速溶接ほど大きな引張りの BTR 塑性ひずみ増分が発生し、仮付け後方付近に

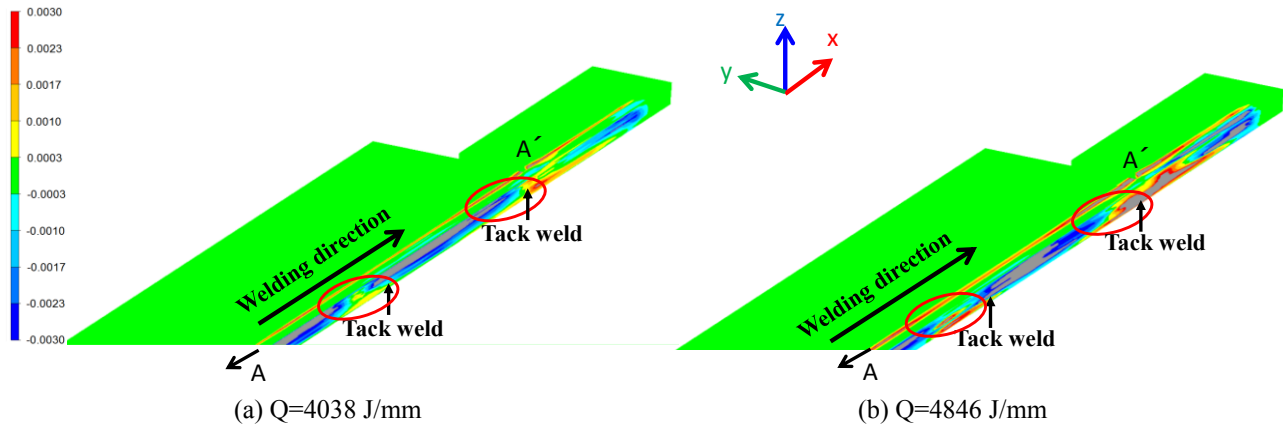


Fig. 17 Distribution of plastic strain increment in BTR near welding line.

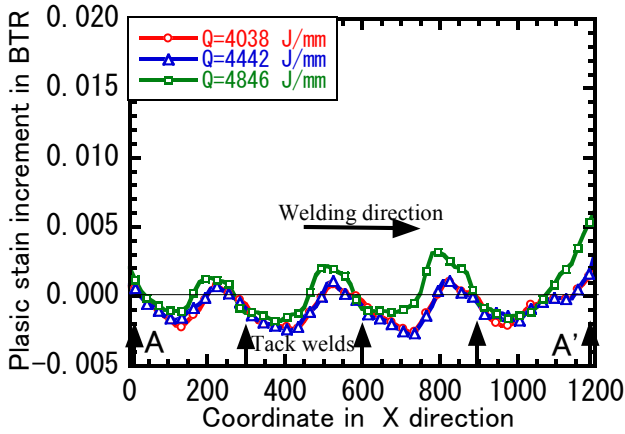


Fig. 18 Plastic strain increment in BTR along welding line. ( $z=3$  mm)

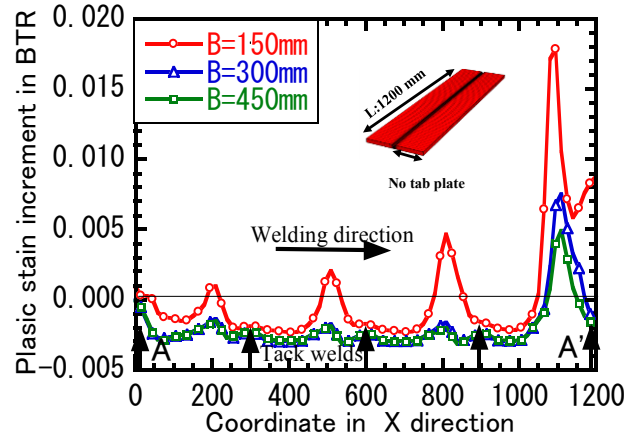


Fig. 19 Plastic strain increment in BTR along welding line. ( $z=3$  mm)

大きな値をとることが確認できる。また、高速溶接ほど、高いBTR塑性ひずみ増分の発生位置が後方へ移動することが確認できる。この理由としては、高速溶接ほど、熔融池形状が溶接線方向に長く分布するため、仮付けが溶けた瞬間のBTR位置が、高速溶接ほどトーチ後方へと移動したためと考えられる。その大きさに関しては、溶接速度が大きいくほど大きくなるのが分かる。この理由としては、高速溶接ほど溶接線方向の熱膨張が大きくなり、それに起因して面内の回転変形に伴う引き裂き力が大きくなるためと考えられる。

以上の結果から、高速溶接ほど大きな引張りのBTR塑性ひずみ増分が発生していることが確認でき、このことにより、高速溶接ほど割れ発生の可能性が高いと言える。

#### 4. 4 入熱量の影響

入熱量の影響について検討するために、入熱量が4038 J/mm, 4442 J/mm, 4846 J/mmの異なる3種類で解析を実施した。Fig. 17に溶接線を通るzx断面におけるBTR塑性ひずみ増分を示す。同図から、入熱量が大きいくほど大きなBTR塑性ひずみ増分が発生しており、割れ発生の可能性が高いことが確認できる。Fig. 18に入熱量がBTR塑性ひずみ増分におよぼす影響について示す。縦軸は、 $z=3$  mmの溶接線上におけるBTR塑性ひずみ増分を示し、横軸は溶接線方向座標を示す。図中の○印、△印および□印はそれぞれ入熱量が4038 J/mm, 4442 J/mm, 4846 J/mmの3ケースのBTR塑性ひずみ増分を示している。同図からも入熱量が大きいく場合に大きな引張りのBTR塑性ひずみ増分が発生していることがわかる。この理由としては、入熱量が大きいくほど溶接線方向の膨張量が大きくなり、それに伴い面内回転変形が大きくなるためと考えられる。

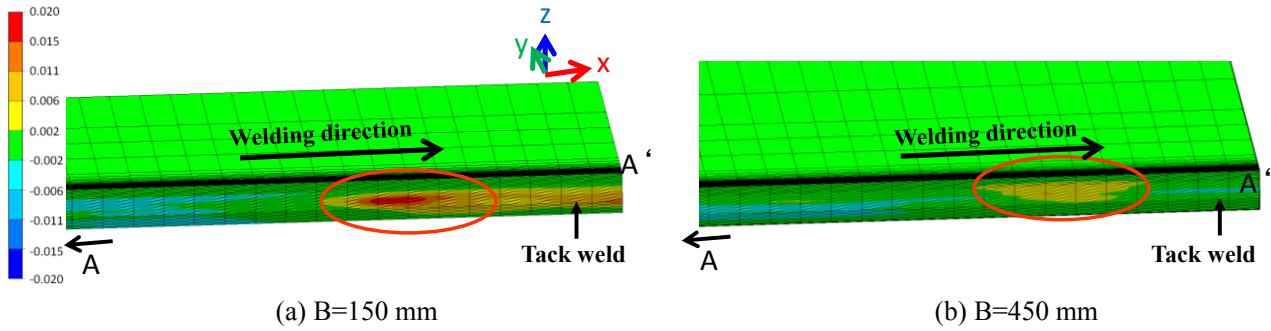


Fig. 20 Distribution of plastic strain increment in BTR near welding line.

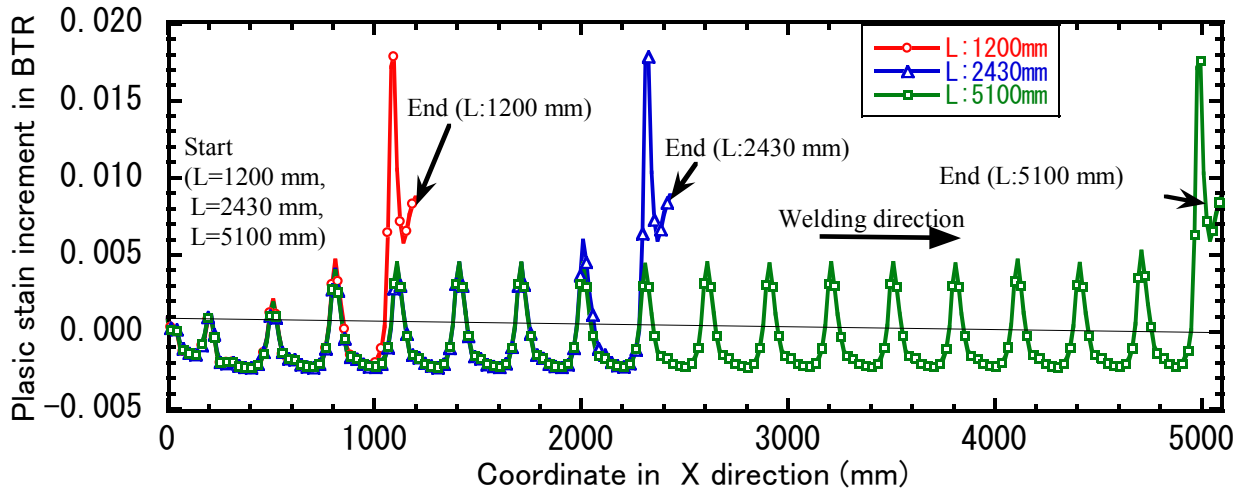


Fig. 21 Distribution of plastic strain increment in BTR along welding line.

#### 4. 5 試験体寸法の影響

##### 4. 5. 1 板幅の影響

板幅が端部割れに及ぼす影響について検討するために、板幅(半幅)を 150mm, 300mm, 450mm とした 3 ケースについて解析を実施した. Fig. 19 に板幅が BTR 塑性ひずみ増分に及ぼす影響について示す. 縦軸は BTR 塑性ひずみ増分を示し, 横軸は溶接線方向座標を示す. 図中の○印, △印および□印はそれぞれ板幅(半幅)が 150 mm, 300 mm および 450 mm の場合を示している. 同図より, 板幅が小さいほど大きな引張りの BTR 塑性ひずみ増分が発生しており, 板幅が小さくなるのに従い割れ発生が発生しやすいことが分かる. Fig. 20 に溶接線を通る  $zx$  断面における BTR 塑性ひずみ増分を示す. 同図からも板幅 450 mm の場合は 150 mm の場合に比べて大きな BTR 塑性ひずみ増分が発生していることが確認できる. これは, 板幅の増加に伴い, 面内回転変形が抑制されたためと考えられる.

##### 4. 5. 2 板長さの影響

本項では, 板長さが端部割れに及ぼす影響について検討するために, 板長さが 1200 mm, 2430 mm および 5100 mm の 3 ケースについて解析を実施した. Fig. 21 に, 板長さが BTR 塑性ひずみ増分に及ぼす影響について示す. 縦軸は BTR 塑性ひずみ増分を示し, 横軸は溶接線方向座標を示す. 図中の○印は板長さ 1200 mm の場合を示し, △印は 2430mm, □印は 5100mm の場合を示す. 同図より, それぞれの場合における BTR 塑性ひずみ増分は, 溶接始端部付近においてほぼ一致していることがわかる. すなわち, 始端部において板の長さが BTR 塑性ひずみ増分に及ぼす影響は小さいことが分かる. また, 終端部に関しては, それらの値はほぼ一致することが確認できる. このことから, 板長さは始終端の割れ易さにほぼ影響しないことが分かる.

以上より, BTR 塑性ひずみ増分を用いることで, 複数電極を用いた場合の割れについても検討可能であると考えられ, 今後の本手法の発展に期待が持てる.

## 5. 結言

FCB 大型鋼板板継溶接時における凝固割れの発生予測を目的とした FEM 熱弾塑性解析を実施し、溶接金属の BTR で発生する塑性ひずみの増分値を用いた評価手法を用いて、終端割れの評価・予測を行った結果、以下の知見を得た。

- 1) 多電極 FCB 溶接を想定した熱伝導解析を実施した結果、実験結果と良好に一致する溶け込み形状が得られた。また、エレメントバースを用いることで、電極の進行とともに溶接部の要素がビードとして形成される過程を再現することができた。
- 2) BTR 塑性ひずみ増分を用いて凝固割れ発生メカニズムについて検討した結果、仮付け後方付近において大きな引張り BTR 塑性ひずみ増分が発生することを確認した。また、終端ほど大きな引張り BTR 塑性ひずみ増分が発生することを確認した。
- 3) 終端部における塑性ひずみと面内回転変形が連動していることを確認した。
- 4) 溶接速度に関しては、高速溶接ほど、大きな引張り BTR 塑性ひずみ増分が発生することが分かった。また、板幅に関しては、板幅が小さいほど、大きな引張り BTR 塑性ひずみ増分が発生することが分かった。また、入熱量が大きいほど大きな引張り BTR 塑性ひずみ増分が発生することが分かった。板長さに関しては、BTR 塑性ひずみ増分におよぼす影響は小さいことが分かった。

## 参考文献

- 1) K. Nagatani, M. Komura: One-side Submerged Arc Welding : the Key to Modern Ship Construction, KOBE STEEL ENGINEERING REPORTS/Vol.50, No.3 (Dec,2000),pp.70-73
- 2) M. Komura: Shielded Metal Arc Welding ・ Submerged Arc Welding : Journal of The Japan Welding Society, Vol.72 (2010), pp.46-53
- 3) M. Shibahara, T. Iwamoto, T. Osuki, K. Ogawa, H. Serizawa, H. Murakawa : Modeling of Mechanical behavior of Solidification Cracking During Welding, 溶接構造シンポジウム, (2011), pp.41-48
- 4) N. Okuda, K. Tanaka : Mechanism and Prevention of the End Crack in One Side Submerged Arc Welding (Report 1) — The Effect of Welding Conditions and the Occurrence Mechanism —, Vol.51 (1982), No.4,pp.343-349,
- 5) M. Shibahara, K. Ikushima, S. Itoh, K. Masaoka : Computational Method for Transient Welding Deformation and Stress for Large Scale Structure Based on Dynamic Explicit FEM, QJJWS, Vol.29, No.1 (2011), pp.1-9
- 6) M. Shibahara, K. Ikushima: Ultra High Speed and Large Scale Computational Using Idealize Explicit FEM, 溶接構造シンポジウム, (2011), pp.301-308
- 7) T. Senda, F. Matsuda, G. Takano, K. Watanabe, T. Kobayashi, T. Matsuzaka : Studies on Solidification Crack Susceptibility for Weld Metals with Trans-Varestraint Test (1) : Investigation for Commercially Used Constructional Metals and Alloys, Journal of The Japan Welding Society, Vol.41, No.6 (1972) , pp.113-127
- 8) R. Kayano, T. Ishiguro, K. Nishimoto : Effect of Ni Content on Solidification Cracking Susceptibility of Ni-base Superalloy Inconel 706, QJJWS, Vol.16, No.3 (1998) , pp.365-373
- 9) M. Shibahara, T. Dobashi, T. Iwamoto, T. Osuki, K. Ogawa, H. Serizawa, H. Murakawa : Numerical Analysis of Hot Cracking in Welded Pipe Structure, 溶接学会全国大会講演概要, (2011), pp.81-81