S25C および SUS304 の同種材摩擦圧接における温度分布の数値解析

Numerical Analysis of Temperature Distribution in Friction Welding of Two Similar Materials of S25C or SUS304

一色 美博*・山口 博**・川井 五作***・越智 秀****・小川 恒一**

Yoshihiro ISSHIKI, Hiroshi YAMAGUCHI, Gosaku KAWAI, Hiizu OCHI and Koichi OGAWA

(Received April 24, 2006)

An approach to combine a friction heat input model with a non-steady heat conduction analysis has enabled a numerical simulation of a heat input and a transient temperature distribution in friction welding processes. This report describes the result obtained by applying this approach to the friction welding process of two similar materials of S25C carbon steel or SUS304 stainless steel. When base metals are different, the friction heat input model and the thermophysical property data are changed depending on a quality of base metal. Comparison between a calculated result and an experimental result was carried out, and appropriateness of this approach was examined. Furthermore, a difference of temperature distribution in friction welding region with the difference of thermophysical property of base metal was examined, and also the heat-affected zone was investigated. As a result, it was verified that this approach could simulate a characteristic of a welding process in brake-type friction welding. And the calculated results agreed with the experimental results on a difference of quantity of heat input to be caused by a difference of a friction welding condition. A difference of a temperature history caused in a different base metal appeared to be estimated from a calculated result, and it was confirmed that this approach was appropriate. The width of heat-affected zone was estimated by an calculated result of the maximum temperature distribution in the vicinity of friction surface by using this approach combining a friction heat input model with a non-steady heat conduction analysis.

Key Words: Friction Welding, Friction Heat Input, Transient Temperature Distribution, Heat-Affected Zone, Finite-Element Analysis

1. 緒言

摩擦圧接法は接合に要するエネルギーが少なく短時間で接合できるため、その用途が拡大している¹⁾。一方、その圧接条件は一般に過去の経験や研究報告などに基づいて選定されることが多く、圧接現象に対応した選定方法の確立が求められている。この種の問題に関して、摩擦圧接時の機械的仕事によって生じる熱量すなわち入熱で継手の機械的性質を整理する試みがなされており²⁾、アプセット過程における入熱が継手の静的強度に大きく関わっていることが明らかとなった^{3,4)}。このようなアプセット過程の挙動を詳細に把握するには、摩擦圧接時の圧接部における温度履歴を知ることが重要と考えられる。そこで著者らは、アプセット過程における圧接部過渡温度分布の推定を目的として、摩擦入熱に関する簡

易モデルを構築するとともに有限要素法による非定常熱伝導解析を行う方法を提案し、これを炭素鋼の摩擦圧接に適用してその妥当性を検証した⁵⁾。この方法は圧接圧力と回転速度のデータおよび母材の熱物性データを基に圧接過程の伝熱解析を行うので、大部分の生産用圧接機のようにトルク測定ができない場合においても圧接部の温度分布を推定することができるが、母材の材質が異なる場合、摩擦入熱モデルと熱物性データを母材に応じて変更する必要がある。

本報告では、前報⁵⁾の S25C 炭素鋼同種材摩擦圧接の解析に加え、SUS304 ステンレス鋼同種材の摩擦圧接にも本方法を適用できるように摩擦入熱モデルと熱物性データを変更して解析を行い、実験結果と比較してその妥当性を確認するとともに母材の熱的性質の違いによる圧接部温度分布の差異および熱影響部について検討した。

* 摂南大学工学部(〒572-8508 寝屋川市池田中町 17-8)

Faculty of Engineering, Setsunan University (17-8 Ikedanakamachi, Neyagawa, Osaka 572-8508, Japan)

** 大阪府立大学総合教育研究機構(〒599-8531 堺市学園町 1-1)

Faculty of Liberal Arts and Sciences, Osaka Prefecture University (1-1 Gakuencho, Sakai, Osaka 599-8531, Japan)

*** 大阪産業大学工学部(〒574-8530 大東市中垣内 3-1-1)

Faculty of Engineering, Osaka Sangyo University (3-1-1 Nakagaito, Daito, Osaka 574-8530, Japan)

**** 大阪工業大学リエゾンセンター(〒535-8585 大阪市旭区大宮 5-16-1)

Liaison Center, Osaka Institute of Technology (5-16-1 Omiya, Asahi-ku, Osaka 535-8585, Japan)

2. 実験方法

摩擦圧接の実験にはブレーキ式摩擦圧接機を用いた。供試材は S25C 炭素鋼（熱間圧延）と SUS304 ステンレス鋼（冷間引抜き）であり、直径 20 mm の供試材を長さ 80 mm（回転側）と 200 mm（静止側）に切断したものを圧接母材とした。圧接部近傍の過渡温度分布を測定するため、静止側母材の摩擦面からの軸方向距離 2.5 mm と 6.5 mm の位置に、直径 3 mm、深さ 5 mm の穴をあけた試験片を作成し、各々の穴底に素線径 0.32 mm のガラス被覆クロメル・アルメル熱電対を溶接した。また、摩擦トルクを測定するため、摩擦面から約 40 mm の位置に 90° 交叉 2 軸歪みゲージを母材表面に貼付した。用いた圧接条件を Table 1 に示す。なお、今回の実験では摩擦圧接時の入熱および温度分布の調査を主眼としているので、圧接圧力は通常の圧接条件より低く設定してある。実験においては温度、摩擦トルクのほか、光学式非接触回転計にて摩擦速度、ポテンシオメータにて寄り代、圧力変換器にて圧接圧力を各々検出し、サンプリング周期 10 ms にてメモリレコーダに逐次記録した。

3. 数値解析方法

摩擦圧接時の温度分布の数値解析には有限要素法を用いた。同種材の圧接であるので、解析領域は Fig.1 に示すように片側の母材のみとし、直径 20 mm、つかみ部を含む長さ 140 mm の範囲を半径方向に 4 分割、軸方向に 46 分割した。初期の母材温度を 20 °C とし、摩擦開始からアプセット圧力負荷後までの二次元軸対称非定常熱伝導の計算を行った。摩擦面には後述の摩擦入熱モデル⁵⁾で計算される熱流束を与える。つかみ部に対応する母材側面の温度は 20 °C に固定し、つかみ部以外の側面では熱伝達および熱放射による放熱を考慮した。解析に用いた S25C と SUS304 の比熱 c ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)

Table 1 Friction welding conditions.

Condition	C1	C2	C3	C4
Friction pressure P_1 (MPa)	30	15	15	15
Upset pressure P_2 (MPa)	100	100	100	100
Friction time t_1 (s)	10	10	5	2.5
Rotation speed N (s^{-1})	50	50	50	50

Fig.1 Mesh data of specimen.

および熱伝導率 λ ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$) を Fig.2 に示す。なお、物性データ⁶⁾が明らかでない温度範囲においては図中の破線で示すように、既知の限界温度に相当する値を近似値として用いた。実際の摩擦圧接においては時間の経過とともに母材の形状が変化し、その一部がバリとして外部に排出される。特にアプセット過程では母材の変形は大きい、摩擦過程、アプセット過程を通して母材の変形による入熱は摩擦入熱に比べてかなり小さいので⁷⁾、ここでは変形入熱は無視した。また、解析を簡単にするため、母材の形状は変化しないものとして取り扱い、バリの排出による熱の流出は無視している。

摩擦入熱に関しては摩擦面に作用する摩擦力から算出する。Fig.3 に示す摩擦面内の微小半径領域 Δr_e の要素 e における単位時間あたりの摩擦入熱 q_e (W) は、摩擦力を F_e (N)、線速度を $v_e = 2\pi r_e N$ (ms^{-1}) とすれば式(1)で表される。

$$q_e = F_e \cdot v_e \quad (1)$$

ここで、 r_e (m) は半径、 N (s^{-1}) は摩擦速度である。摩擦力 F_e は半径位置と時間の関数であり、摩擦面に作用する局所圧力と摩擦面の状態によって変化する。ここでは摩擦応力が見掛けの摩擦係数 μ_e と摩擦面にはたらく平均の圧力である摩擦圧力 P_f (Pa) の積で表されると仮定し、次式で摩擦力を与える。

$$F_e = \mu_e \cdot P_f \cdot 2\pi r_e \Delta r_e \quad (2)$$

Fig.2 Specific heat and thermal conductivity of S25C carbon steel and SUS304 stainless steel.

Fig.3 Elementary area on friction surface.

μ_e は摩擦面における分子結合の形成と破壊に関連する係数と考えられ、理論的に与えることは困難であるが、 μ_e と線速度の関係に関しては実験的に式(3)が提案されている⁸⁾。

$$\mu_e = \frac{A}{v_e^k} \quad (3)$$

ここで、 A 、 k は経験的に定まる係数である。係数 k については、母材の材質に無関係に文献⁸⁾で提示されている一定値 1.7 を用いた。また、S25C に対する係数に関しては、前報⁵⁾と同様 $A = 5.4$ とするが、SUS304 に対しては、S25C に比べ SUS304 の摩擦トルクが小さいことから、Table 1 の各条件で実施した実験結果をもとに係数値を修正し $A = 3.1$ とした。さらに、見掛けの摩擦係数 μ_e は温度の影響も受けると考えられるので、これが母材の変形抵抗の温度依存性^{9,10)}と同様に变化すると仮定し、S25C と SUS304 の μ_e を各々 Fig.4(a), Fig.4(b)のように与えた。なお、式(3)において $k > 0$ の場合、線速度が小さい領域で μ_e は増大するが、摩擦応力が母材のせん断強さを越えることはないので $\mu_e \cdot P_f \leq \tau_{lim}$ なる制約条件を加えた。ここで、 τ_{lim} (Pa)は上限のせん断応力であり、母材のせん断強さに対応するがこの値も変形抵抗の温度依存性と同様に变化すると仮定した。また、母材温度が融点 (S25C では 1530 °C, SUS304 では 1410 °C) に達した場合、摩擦力は無視できると考え μ_e を 0 とした。

4. 実験結果および解析結果

4. 入熱と温度分布

Table 1 に示す各々の摩擦圧接条件について、S25C 炭素鋼および SUS304 ステンレス鋼の圧接圧力と回転速度の実測データを用いて数値計算を行った。実験結果の一例として、摩擦圧力 $P_1 = 30$ MPa, 摩擦時間 $t_1 = 10$ s (条件 C1) における圧接圧力と摩擦速度の測定値を Fig.5, 摩擦トルクと寄り代の測定値を Fig.6 に示す。Fig.6(a), Fig.6(b)に示されるように、S25C, SUS304 ともにトルクは摩擦開始直後に急激に増大して最大トルクが発生し、その後徐々に低下して定常状態に至り、アプセット過程で再度大きくなる。SUS304 の摩擦圧力

Fig. 5 Variations in pressure and rotation speed with time: (a) S25C-C1 and (b) SUS304-C1.

Fig. 6 Variations in torque and burn-off length with time: (a) S25C-C1 and (b) SUS304-C1.

の実測値は S25C に比べ若干高いにもかかわらず、SUS304 のトルクは S25C に比較して小さく、また、SUS304 の寄り代が S25C よりかなり小さいなど、母材の材料特性の差が現れている。

摩擦圧力 $P_1 = 30$ MPa, 摩擦時間 $t_1 = 10$ s (条件 C1), $P_1 = 15$ MPa, 摩擦時間 $t_1 = 5$ s (条件 C3) における摩擦トルクおよび摩擦速度の実験値から求めた摩擦入熱と数値計算で得られた摩擦入熱を S25C について Fig.7, SUS304 について Fig.8 に各々示す。なお、実験における摩擦入熱の計算では摩擦仕事から熱への変換効率を 1 とした⁷⁾。Fig.7 において、摩擦開始直後に現れる摩擦入熱のピーク値は、条件 C1 の実験値、計算値が各々 9.2 kW, 10.4 kW, 条件 C3 の実験値、計算値が 7.7 kW, 5.4 kW であり、Fig.8 については、条件 C1 の実験値、計算値が 5.7 kW, 8.7 kW, 条件 C3 の実験値、計算値が 4.0 kW, 5.0 kW である。実験では接合端面の性状が多少ばらつき、圧接開始直後の入熱にその影響が大きく現れるため、入熱のピーク値の実験結果と計算結果が大きく異なる場合もあるが、両材質の入熱の数値計算結果には摩擦開始直後の入熱のピークや摩擦時間 t_1 直後にアプセット時の再加熱が現れるなど、プレーキ式摩擦圧接過程の特徴が再現されており、

Fig. 4 Nominal coefficient of friction: (a) S25C and (b) SUS304.

Fig. 7 Comparison of measured friction heat input and calculated friction heat input: (a) S25C-C1 and (b) S25C-C3.

Fig. 8 Comparison of measured friction heat input and calculated friction heat input: (a) SUS304-C1 and (b) SUS304-C3.

圧接条件の違いによる入熱量の差異も含め、計算結果は実験結果とほぼ一致している。

S25C および SUS304 について、半径位置 r が 5 mm、摩擦面からの軸方向距離 x が 2.5, 6.5 mm における温度の実験結果と計算結果を Fig.9, Fig.10 に各々示す。なお、同一位置における実験値と計算値を楕円でまとめて示している。Fig. 9(a), Fig.9(b)に示されるように、摩擦面に近い $x=2.5$ mm における温度の実験値は摩擦開始直後に上昇、アブセット開始後の僅かな時間遅れの後に最高温度に達し、その後冷却のため低下する。また、 $x=6.5$ mm における温度の上昇は $x=2.5$ mm の温度上昇に比べて緩やかであり、このような軸方向距離の違いによる温度変化の差異が計算結果にも表れている。また、圧接条件が C1 である Fig.9(a) と Fig.10(a) の $x=2.5$ mm における温度履歴を比較すると、SUS304 の最高到達温度は実験値、計算値ともに S25C の最高到達温度に比べ僅かに低いことがわかる。一方、圧接条件 C3 では、Fig.9(b) と Fig.10(b) の $x=2.5$ mm における温度履歴に示されるように、実験値、計算値ともに SUS304 の最高到達温度は S25C の最高到達温度に比較し若干高くなっている。このように母材の材質の違いによる温度履歴の差が計算結果にも現れており、本解析方法が妥当であることが確認できる。

半径位置 $r=5$ mm、軸方向距離 $x=0, 1, 2, 4$ mm における温度履歴の計算結果を S25C について Fig.11, SUS304 について Fig.12 に各々示す。Fig.11, Fig.12 に示されるように、

Fig.9 Comparison of measured temperature and calculated temperature at $x=2.5$ mm and $x=6.5$ mm: (a) S25C-C1 and (b) S25C-C3.

(a)

(b)

Fig.10 Comparison of measured temperature and calculated temperature at $x=2.5$ mm and $x=6.5$ mm: (a) SUS304-C1 and (b) SUS304-C3.

(a)

(b)

Fig.12 Variation in calculated temperature near friction surface: (a) SUS304-C1 and (b) SUS304-C3.

(a)

(b)

Fig. 11 Variation in calculated temperature near the friction surface: (a) S25C-C1 and (b) S25C-C3.

何れの母材、圧接条件においても摩擦面 ($x=0$ mm) の温度は摩擦開始後急激に上昇し、アプセット開始直後に最高温度に達している。圧接条件 C1 の場合、摩擦時間 t_1 が長いいため摩擦面の温度はほぼ融点に達している。SUS304 の融点は S25C より低いので、**Fig.11(a)**と **Fig.12(a)**との比較からわかるように、摩擦面における SUS304 の最高到達温度は S25C より低い。一方、条件 C3 では、摩擦圧力 P_1 が低く t_1 も短いので、摩擦面の温度は融点に達していない。SUS304 の熱伝導率は S25C より小さいため、摩擦面から母材方向への熱流束は SUS304 の方が小さくなり、この影響で **Fig.11(b)**と **Fig.12(b)**に示されるように、摩擦面における SUS304 の最高到達温度の方が S25C より高くなっている。そして、この摩擦面における温度履歴の差異が摩擦面近傍の領域にも及んでいることがわかる。このことから、**Fig.9**, **Fig.10**において見られる母材材質の違いによる圧接部近傍の温度履歴の差異は、摩擦面における温度履歴の差に起因するものと推察される。

4.2 熱影響部

S25C の圧接条件 C1, C2, C3, C4 について、半径位置 $r=5$ mm における温度の計算結果から求めた摩擦面近傍の最高到達温度の軸方向分布を、マイクロビッカース硬度分布の測定結果とともに **Fig.13** に示す。軸方向位置は摩擦開始時の摩擦面からの距離で表している。マイクロビッカース硬度の測定は、圧接実験終了後充分長い時間を経た後、母材軸を通

Fig.13 Maximum temperature distribution and hardness distribution (HV0.5) perpendicular to weld interface: (a) S25C-C1, (b) S25C-C2, (c) S25C-C3, and S25C-C4.

る平面で試験片を切断し、切断面にバフ研磨を施して行った。目視により圧接界面を確認し、この界面位置から軸方向に硬さ分布を測定したので、Fig.13においては圧接終了時の寄り代 δ を用いて軸方向位置を補正してある。なお、解析では母材の変形は無視している、アプセットによる母材の変形が大きい場合、Fig.13に示す最高到達温度の分布は圧接終了後に測定した硬さ分布と位置関係が若干ずれることになるが、両分布を対比することにより圧接後の圧接部近傍の硬さに及ぼす温度履歴の影響を検討することは可能と思われる。Fig.13(a)からわかるように、圧接条件C1では摩擦面において約1500℃である最高到達温度は、摩擦面から遠ざかるに従って漸次低下する。一方、硬さに関しては、摩擦面からの距離が約8mmより遠い領域ではほぼ一定値であるが、摩擦面に近づくに従って硬さは次第に高くなっている。このような硬さの変化は他の圧接条件においても同様に見られる。そして、条件C1, C2, C3, C4の順に摩擦面の最高到達温度が低下するとともに、例えば最高到達温度が500℃を越える領域の幅は減少しており、今回の実験条件では、これに伴って硬さの変化する領域も条件C1, C2, C3, C4の順に小さくなっている。また、圧接界面に近い部位における硬度の増加割合は圧接条件によって異なり、条件C4が最も大きい。

半径位置 $r=5$ mmにおける摩擦面近傍の温度履歴をFig.14に示す。最高到達温度から500℃に至るまでの平均冷却速度は、条件C1, C2, C3, C4に対して各々31, 44, 74, 155℃/sであり、また、S25Cの A_3 変態点(830℃)から500℃までの冷却時間は各々17, 12, 6, 3sである。CCT線図デー

タベース¹¹⁾によれば、炭素量0.15%炭素鋼の場合、 A_3 変態点から500℃までの冷却時間が約3s以下でマルテンサイト変態が生じて硬度が上昇し、炭素量0.3%では約7s以下の冷却時間で硬度が上昇する。これらのことから、S25Cの条件C4において硬度の増加が大きくなるのはマルテンサイト変態によるものと考えられる。また、条件C1, C2, C3のように冷却時間がより長い場合でも、CCT線図データベースにおいてパーライト組織による硬さの変化が認められることから、これらの条件でも熱影響による硬さの変化が現れたものと思われる。

SUS304の圧接条件C1, C2, C3, C4について、半径位置 $r=5$ mmにおける摩擦面近傍の最高到達温度の軸方向分布およびマイクロビッカース硬さ分布をFig.15に示す。S25Cの

Fig.14 Variation in calculated temperature near friction surface of S25C carbon steel.

Fig.15 Maximum temperature distribution and hardness distribution (HV0.5) perpendicular to weld interface:
(a) SUS304-C1, (b) SUS304-C2, (c) SUS304-C3, and SUS304-C4.

場合と同様に、最高到達温度は摩擦面から遠ざかるに従って漸次低下するとともに熱影響部において硬さが変化し、また、熱影響部幅は最高到達温度分布に対応して条件C1, C2, C3, C4の順に小さくなるが、SUS304では熱影響部の硬度は母材硬度より低くなることわかる。そして、Fig.16に示す圧接部近傍(楕円内の領域)の光学顕微鏡写真からわかるように、圧接界面から離れた位置において観察される母材の層状組織(繊維組織)が圧接界面では見られず、熱影響による組織の変化が明瞭に現れている。SUS304の場合、Fig.17に示す半径位置 $r=5\text{ mm}$ における温度履歴からわかるように、平均冷却速度はS25Cと同様に圧接条件によって異なるが、母材硬度に対する圧接界面近傍の硬度の減少割合はFig.15に示されるようにほとんど変わらない。圧接界面近傍の硬度が、焼きなましあるいは溶体化処理状態におけるSUS304の常温ビッカース硬さ $HV=140\sim190$ に近いことから、今回使用した供試材が冷間圧延ステンレス鋼材であるため、摩擦圧接による熱の影響で母材の硬度が焼きなまし状態の硬度まで低下したと思われる。以上のことから、温度履歴と硬さの関係が既知であれば、摩擦入熱モデルと非定常熱伝導解析を組み合わせた本方法を用いることにより、摩擦面近傍における最高到達温度分布の解析結果から熱影響部幅を推定できることが明らかとなった。

5. 結言

S25C 炭素鋼および SUS304 ステンレス鋼の同種材摩擦圧接について、摩擦入熱モデルと有限要素法による非定常熱伝

導解析を組み合わせる方法を用いて、摩擦圧接過程の解析を

Fig.16 Macrostructure near weld interface of SUS304 stainless steel under welding condition of C2.

Fig.17 Variation in calculated temperature near friction surface of SUS304 stainless steel.

行うとともに実験結果と比較した。得られた結果は以下の通りである。

- (1) 摩擦圧接時の入熱の計算結果にはブレーキ式摩擦圧接過程の特徴が再現されており、圧接条件の違いによる入熱量の差異も含め、計算結果は実験結果とほぼ一致している。
- (2) 母材材質の違いによる温度履歴の差が計算結果に現れており、本解析方法が妥当であることが確認できた。
- (3) 摩擦入熱モデルと非定常熱伝導解析を組み合わせる本方法を用いて、摩擦面近傍における最高到達温度分布を求めれば、温度履歴と硬さ等の力学特性の関係を知らることにより、熱影響部幅を推定できることが明らかとなった。

引用文献

- 1) 摩擦圧接協会編：摩擦圧接 (1979), コロナ社.
- 2) 篠田剛, 棚田和重, 加藤良久, 冷水孝夫：軽金属溶接, **31** (1993) 462-468.
- 3) 澤井猛, 小川恒一, 越智秀, 山本義秋, 古川宏之, 菅泰雄：軽金属溶接, **38** (2000) 66-76.
- 4) 澤井猛, 小川恒一, 山口博, 越智秀, 山本義秋, 菅泰雄：高温学会誌, **28** (2002) 336-343.
- 5) 一色美博, 山口博, 川井五作, 小川恒一：高温学会誌, **31** (2005) 225-231.
- 6) 材料学会：熱処理シミュレーションのための材料特性データベース「MATEQ」, 材料学会.
- 7) 一色美博, 山口博, 川井五作, 澤井猛, 小川恒一：高温学会誌, **30** (2004) 279-285.
- 8) V.K. Lebedev, V.I. Vill and Chernenko: Avt. Svarka, **3** (1981) 1-4.
- 9) 菅泰雄, 小沢順一, 宮川尚吾, 小川恒一：摩擦圧接, **5** (1998) 43-50.
- 10) ステンレス協会, ステンレス鋼便覧(1995), 日刊工業新聞社, 147.
- 11) 物質・材料研究機構：溶接用CCT線図データベース, 物質・材料研究機構.