

摩擦圧接における第1位相の摩擦トルクのシミュレーション*

木村 真晃**, 吉岡 顕二***, 日下 正広**, 瀬尾 健二**, 富士 明良****

Simulation of Friction Torque in First Phase of Friction Welding*

by KIMURA Masaaki**, YOSHIOKA Kenji***, KUSAKA Masahiro**, SEO Kenji** and FUJI Akiyoshi****

The authors have clarified the joining mechanism of the first phase of friction stage during friction welding process for similar materials. The present paper describes the simulated friction torque in the first phase during friction stage for joining of mild steels. The joining model of the wear stage and the seizure stage were constructed from the joining phenomenon that was obtained by experiment. In actual simulation, the real contact area and the thermal stress at welded interface in the wear stage, and the seizure temperature and the relative speed of welded interface in the seizure stage were taken into consideration. The calculations of the friction torque and the temperature of welded interface were carried out under the conditions that were coupled with the friction pressure, the relative speed and the yield strengths of base metals.

The following are concluded.

(1) The calculated values of friction torque, initial torque and elapsed time for initial torque were in approximate agreement with the experimental values. The calculated values of temperature at welded interface of center portion were higher than that of periphery portion at the time that the friction torque reached to the initial torque.

(2) It was clarified that the initial torque value depends on the seizure temperature at welded interface, and the yield strength that correspond to the seizure temperature.

(3) Simple calculation for required level to capacities of the friction welding machine can be estimated the initial torque by the seizure temperature.

Key Words: Friction welding, First phase, Simulation, Friction torque, Temperature at welded interface, Joining model, Seizure temperature, Simple calculation

1. 緒 言

近年、工業製品の高性能化、高機能化が求められており、このような製品を得るためにはセラミックス系材料やタニウム系材料に代表される材料の接合が必要である。摩擦圧接法はこれらの同種材料の接合が容易かあるいは異種材料との接合が可能となる場合が多く、その用途が増大しており、これにともなって種々の材料に対する合理的な圧接条件の設定が必要である。しかし、これまでの作業経験から炭素鋼同士の圧接条件についてのみ JIS に規格化¹⁾されているのが現状である。

実際に圧接条件の設定を行う場合、選定基準として一般的に継手の引張強さが挙げられるが、接合後の継手に試験

片加工を施した後に引張試験を行わなければならない。このため、作業現場で瞬時に圧接条件を決定することは容易でない。また、圧接条件の選定手法として、小川ら²⁻⁴⁾がバリの形状などから決定する方法をいくつか示しているものの、これらの報告では、使用した材料や形状、圧接条件が異なるために系統的な比較は難しく、接合前に圧接条件を選定できるとは言い難い。上述したように、圧接条件を合理的に選定するためには、摩擦圧接の接合メカニズムの解明が不可欠である。しかし、摩擦圧接の接合メカニズムが十分明らかにされているとは言えず、試行錯誤により圧接条件の設定が行われている。

著者らは、摩擦圧接の接合メカニズムを解明するため、第1位相の接合現象について検討を行ってきた^{5,6)}。その結果、圧接面外周部から擦れ加工状態となってこれが中央部へと広がり、全面が擦れ加工状態となった後に中央部から外周部へと焼付きを生じ、圧接面全面が接合されることが観察された。また、観察結果より第1位相の接合メカニズムをモデル化することができ、第1位相を擦れ過程と焼付過程とに分けて考えるのがより合理的であることを示した⁵⁾。さらに、摩擦トルクに及ぼす各種因子の影響について検討し、初期トルクの値および初期トルク到達時間は、接合端面の直径差および母材降伏特性の影響をほとんど受け

*原稿受付 平成14年1月21日 平成12年度秋季全国大会で発表

**正 員 姫路工業大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Himeji Institute of Technology

***学 生 員 姫路工業大学大学院(現:ダイトロンテクノロジー(株)) Student member, Graduate Student, Himeji Institute of Technology (Present Address: Daitron Technology Co., Ltd.)

****正 員 北見工業大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Kitami Institute of Technology

ず、摩擦圧力、摩擦速度、予熱温度に大きく影響することを明らかにした⁶⁾。

これらの結果を考慮すると、作業現場などで瞬時にデータを得ることができる初期トルクの値が圧接条件の選定基準になりうると考えられる。また、実用にあたり摩擦圧接機の必要性能を知るためにも、初期トルクの値を前もって推定することは非常に重要である。このため、あらかじめ接合する母材物性値と圧接条件をパラメータとして摩擦トルクのシミュレーションを行うことは有意義と判断される。そこで本報告では、接合する母材物性値と圧接条件をパラメータとして、第1位相における摩擦トルクのシミュレーション方法について提案を行った。そして、得られたシミュレーション結果は実験値にほぼ一致させることができたという結果を踏まえ、鋼同士の接合の場合について、初期トルクの値の簡易的な推定方法を示した。

2. 計算方法

2.1 シミュレーションにおけるモデルとアルゴリズム

摩擦圧接の第1位相は、擦れ過程と焼付過程とに分けて考えるのがより合理的である⁵⁾。前者の擦れ過程では、圧接面同士の発熱、温度上昇、これにともなう母材降伏特性の変化、さらに擦れ加工による新生面の創成などがお互いに連成し、刻々と変化している。一方、後者の焼付過程では、母材の圧接面の温度、圧力および相対速度に支配された瞬間的な焼付きと、その焼付部分の瞬間的なねじり破断、これにともなう発熱、温度上昇、そして再度の焼付きという一連の現象が複雑に絡み合っており繰り返されている。これらは摩擦圧力、摩擦速度などの圧接条件、接合端面の直径、母材降伏特性および予熱温度などの影響を受け、お互いに影響を及ぼし合っていると考えられる。このような一連の現象をできるだけ忠実に取り入れたシミュレーションを行うことが望ましいものの、計算は非常に複雑となることが予想される。ここではできるだけ簡単に計算するため、以下に述べるようなより単純化させたモデルでシミュレーションを行った。

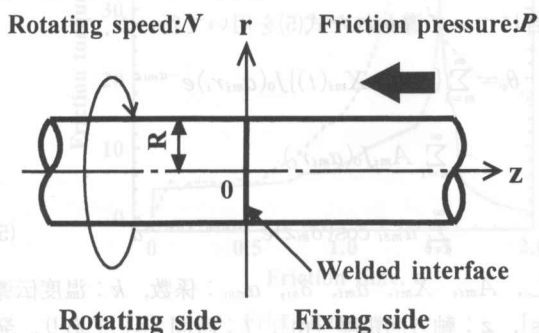


Fig. 1 Coordinate system and boundary condition.

Fig.1に示すように、半径 R の半無限長の丸棒が $z=0$ の接合端面においてその全面が均一な摩擦圧力 P で接触し、回転数 N で摩擦圧接される場合を考える。圧接面では軸対象な瞬間面熱源が発生し、その熱が半径方向および軸方向へ伝導すること、半径 R である外表面から熱が放散することを考慮した。実際の計算では、丸棒は Fig.2 に示すように接合端面を D 個の同心円筒の集合体と考え、軸方向の変位を零、すなわち平面ひずみ状態を保つと仮定した。計算の流れは以下の通りであり、そのアルゴリズムを Fig.

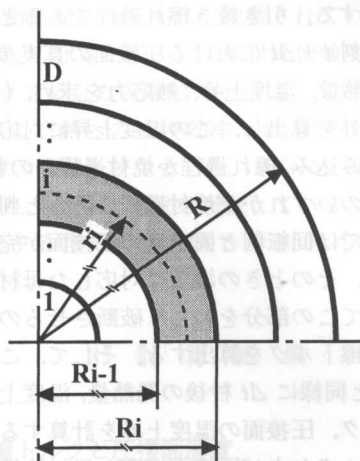


Fig. 2 Partition of weld faying surface.

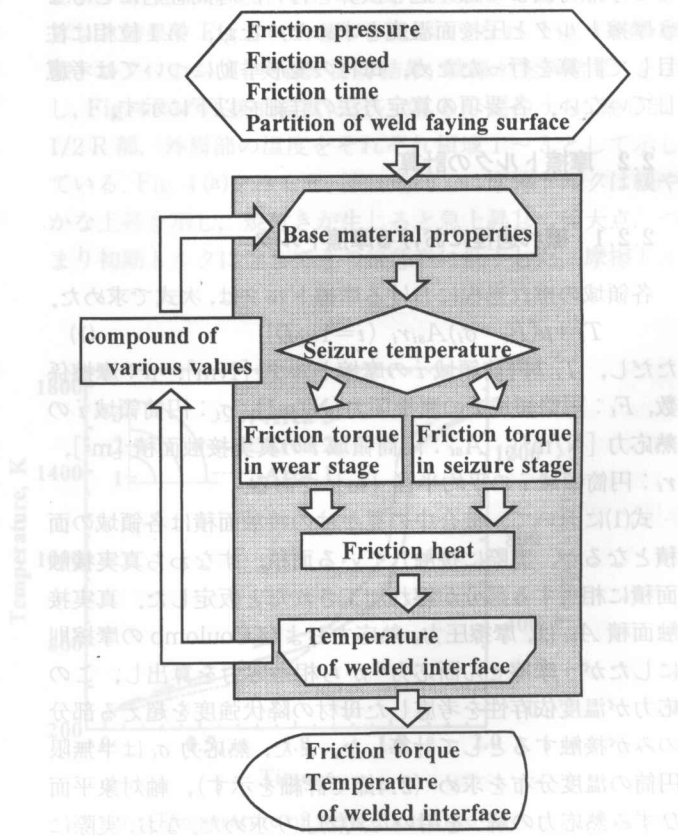


Fig. 3 Flow chart of simulation.

3に示す。まず、圧接面をいくつかの円筒領域に分割し、摩擦圧力、摩擦速度を入力する。さらに、母材物性値を読み込み、圧接面の各領域における焼付温度を算出する。そして、各領域が擦れ過程にあるか焼付過程にあるかを判断する。擦れ過程にある場合、領域ごとに任意時刻 t において摩擦圧力、熱応力、母材降伏強度から接合端面における真実接触面積を計算し、この面が摩擦されることによる摩擦トルクを求める。そして Δt 秒間このトルクで接触したことによる発熱が瞬間熱源として圧接面に生じたとして $t + \Delta t$ 秒後の温度上昇を算出する。次に、各領域の温度上昇に対応した母材物性値を読み込み、再び擦れ過程か焼付過程かの判断をする。引き続き擦れ過程であると判断された場合、次の時刻 $t + \Delta t$ における圧接面の真実接触面積、摩擦トルク、発熱量、温度上昇、熱応力を求め、 $(t + \Delta t) + \Delta t$ 秒後の温度上昇を算出し、この温度上昇に対応した母材物性値を再度読み込み、擦れ過程か焼付過程かの判断をする。もし、各領域のいずれかが焼付過程にあると判断された場合、この領域では回転側と固定側の圧接面が完全に一体となったと考え、そのときの温度に対応した母材のねじり破断強さを用いてこの部分をねじり破断させるのに必要なトルクとして摩擦トルクを算出する。そして、この摩擦トルクより、上述と同様に Δt 秒後の発熱量、温度上昇などを求め、摩擦トルク、圧接面の温度上昇を計算する。以上のように、摩擦トルクおよび圧接面温度と母材物性値を互いに連成させ、分割したすべての円筒領域が焼付温度以上となる摩擦時間まで繰り返し演算を行い、時間経過とともに摩擦トルクと圧接面温度を求めた。なお、第1位相に注目して計算を行ったため、母材の変形挙動については考慮していない。各要項の算定方法の詳細を以下に示す。

2.2 摩擦トルクの計算

2.2.1 擦れ過程における摩擦トルク

各領域の擦れ過程における摩擦トルクは、次式で求めた。

$$T_i = \mu(F_i - \sigma_i)A_{si}r_i \quad (i=1 \dots D) \quad (1)$$

ただし、 T_i ：円筒領域 i の摩擦トルク [Nm]、 μ ：摩擦係数、 F_i ：円筒領域 i の摩擦圧力 [N/m^2]、 σ_i ：円筒領域 i の熱応力 [N/m^2]、 A_{si} ：円筒領域 i の真実接触面積 [m^2]、 r_i ：円筒領域 i の平均半径 [m] である。

式(1)において、接合中の見かけの接触面積は各領域の面積となるが、実際に接触している面積、すなわち真実接触面積に相当する部分が擦れ加工されたと仮定した。真実接触面積 A_{si} は、摩擦圧力、熱応力および Coulomb の摩擦則にしたがう摩擦せん断応力⁷⁾から相当応力を算出し、この応力が温度依存性を考慮した母材の降伏強度を超える部分のみが接触するとして計算した。また、熱応力 σ_i は半無限円筒の温度分布を求め (2.4節で詳細を示す)、軸対象平面ひずみ熱応力の解⁸⁾を用いた式(2)より求めた。なお、実際には接合中において固定側の母材が油圧シリンダにより負荷

されているため、この力による軸方向のひずみを ε_{zi} として考慮している。

$$\sigma_i = \frac{2\nu\alpha E}{(1-\nu)R^2} \int_0^R \theta_i r_i dr_i - \frac{\alpha E}{1-\nu} \theta_i + \varepsilon_{zi} E \quad (2)$$

ただし、 ν ：ポアソン比、 α ：線膨張係数 [$1/^\circ C$]、 E ：縦弾性係数 [MPa]、 θ_i ：円筒領域の圧接面温度 [$^\circ C$]、 ε_{zi} ：軸方向のひずみである。

2.2.2 焼付過程における摩擦トルク

著者らの実験⁹⁾で用いた圧接条件では、圧接面中央部から焼付きを生じたことが観察された。しかし、焼付現象は理論的に解明されていない。そこで本計算においては、2.5節で詳細を示すように、両母材の圧接面同士の相対速度と温度の関数として焼付条件が一義的に定まると仮定し、その条件を満たした部分を焼付領域 A_i とした。そして、焼付過程における各領域 i の摩擦トルクは、この焼付領域をせん断破壊する力から得られると仮定して次式より求めた。

$$T_i = Z_s A_i r_i \quad (3)$$

ただし、 Z_s ：せん断破壊強さ [N/m^2] であり、母材降伏強度と同じとした。なお、式(1)および式(3)の $1 \sim D$ までの各領域の摩擦トルクをすべて加算することで、摩擦トルクとした。

2.3 熱量の計算

圧接面に生じる単位時間当たりの熱量 Q_i [J/s] は、各領域 i において生じる摩擦仕事がある効率で熱に変わるとし、圧接面で発生する摩擦トルクとその時点の回転数の積から次式⁹⁾を用いて算定した。

$$Q_i = \frac{2\pi}{60} N T_i \eta \quad (4)$$

ただし、 N ：圧接機の回転数 [rpm]、 η ：熱への変換効率である。

2.4 圧接面温度の計算

圧接面温度の計算は、石田¹⁰⁾の方法によって行った。すなわち、式(4)により求められる熱量が圧接面に瞬間的に発生した場合の軸対象二次元非定常熱伝導方程式を考え、初期条件として母材の温度が周囲媒体の温度と同一であること、境界条件として母材から周囲媒体中へ放熱があるとした場合について導かれた式(5)を用いて行った。

$$\theta_i = \sum_{m=1}^{\infty} \{A_{mi} + X_{mi}(t)\} J_0(\alpha_{mi} r_i) e^{-\alpha_{mi} z} - \sum_{m=1}^{\infty} A_{mi} J_0(\alpha_{mi} r_i) + \sum_{s=0}^{\infty} a_{msi} \cos(\delta_{si} z) e^{-k(\alpha_{mi}^2 + \delta_{si}^2)t} a \quad (5)$$

ただし、 A_{mi} 、 X_{mi} 、 α_{mi} 、 δ_{si} 、 a_{msi} ：係数、 k ：温度伝導率 [m^2/s]、 z ：軸方向距離 [m]、 t ：時間 [s] であり、発熱量 Q_i は係数 A_{mi} に含まれる。

2.5 焼付温度の計算

前述のように、焼付現象は理論的に解明されていない。また、トライボロジにおいては、焼付きは摩擦面間の相対速度が速いほど、また接触圧力が高いほど生じやすいといわれている¹¹⁾。しかし、焼付きを生じるときの温度という観点からでは、相対速度が低いほど、また摩擦圧力が高いほど低い温度で焼付きを生じると考えられる。さらに、既報⁶⁾で示した実験結果のように、摩擦圧力の増加にもなって初期トルクの値は増加するものの、30 MPa 以上の摩擦圧力となるとほぼ飽和している。これらを考慮して、焼付温度 θ_s [°C] は圧接面における相対速度と摩擦圧力の関数として、次式で与えられると仮定して計算に用いた。

$$\theta_s = \theta_{YT1} + \theta_{YT2} \left(\frac{\nu}{\nu_0'} \right)^{n_1} \left(\frac{P_0}{P} \right)^{m_1} \quad (\nu < \nu_1) \quad (6)$$

$$\theta_s = \theta_{YT1} + \theta_{YT2} \left(\frac{\nu}{\nu_0} \right)^{n_2} \left(\frac{P_0}{P} \right)^{m_2} \quad (\nu \geq \nu_1) \quad (7)$$

なお、 θ_{YT1} 、 θ_{YT2} ：焼付温度係数 [°C]、 ν ：相対速度 [m/s]、 ν_0 、 ν_0' 、 ν_1 ：相対速度係数 [m/s]、 P ：摩擦圧力 [MPa]、 P_0 ：基準摩擦圧力 [MPa] である。なお、式中の各係数は、摩擦圧力 30 MPa、摩擦速度 27.5 s⁻¹ の場合における既報⁶⁾

の実験結果とできるだけ一致するように定めた。すなわち、予熱温度の増加にもなって擦れ過程の時間が短くなり、約 200°C の予熱温度において接触開始直後から摩擦トルクが急上昇したこと、さらに、圧接面中央部で生じた焼付きが外周部まで拡大したことが観察され、そのときの温度は約 600°C 以上であると推定できることなどを考慮して、Table 1 に示すように各係数を定めた。

2.6 母材物性値

本報告では、既報^{5,6)}の実験結果との比較のため、母材物性値は S15CK の値を用いた。熱伝導率、温度伝導率、線膨張係数の各物性値は、資料¹²⁾に記載されている各温度の値を直線補完して計算に代入し、母材降伏強度および縦弾性係数は既報⁶⁾で示した実験結果を補完して用いた。また、摩擦係数 μ および熱への変換効率 η は温度に依存せず一定で、それぞれ 0.3 および 1 とした。さらに、実際の接合が大气中で行われ、母材は高速で回転していることから、熱伝達率は流動する空気の数値である 500 [W/m²K] とした¹³⁾。

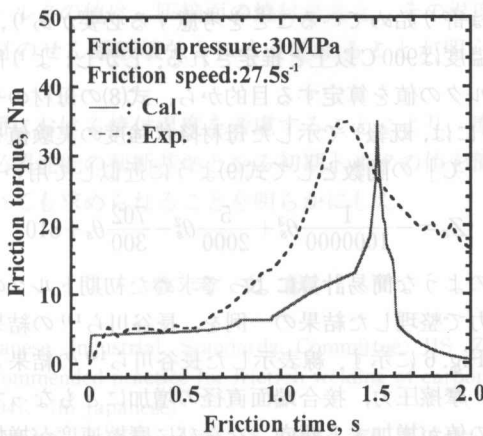
3. 計算結果

3.1 摩擦トルクと圧接面温度

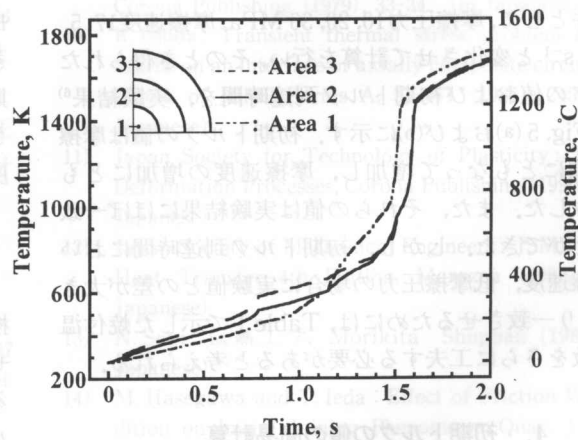
摩擦トルクと圧接面温度の計算の一例として、摩擦圧力 30 MPa、摩擦速度 27.5 s⁻¹ とし、圧接面を 6 等分割して計算した結果を Fig. 4 (a) および (b) に示す。なお、Fig. 4 (a) の摩擦トルクにおいて、実線が計算結果、破線が実験結果⁵⁾を示し、Fig. 4 (b) の圧接面温度において、6 分割のうち、軸心部、1/2 R 部、外周部の温度をそれぞれ領域 1~3 として示している。Fig. 4 (a) をみると、擦れ過程では摩擦トルクは緩やかな上昇を示し、焼付きが生じると急上昇して極大点、つまり初期トルクに達してその後急激に低下した。摩擦トルク

Table 1 Calculate values of equations (6) and (7).

Factor	Value
ν_0	1.037m/s
ν_0'	0.518m/s
ν_1	0.443m/s
P_0	30MPa
θ_{YT1}	200°C
θ_{YT2}	420°C
m_1	0.08
m_2	0.08
n_1	1.95
n_2	0.35

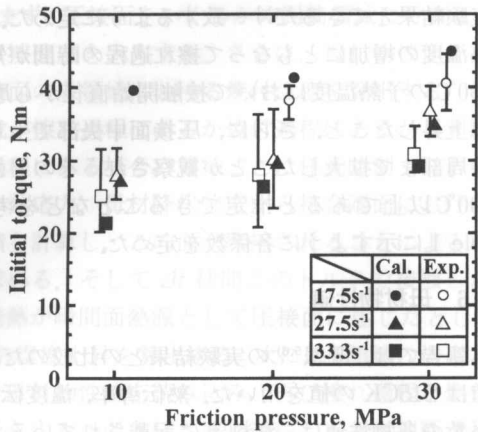


(a) Friction torque

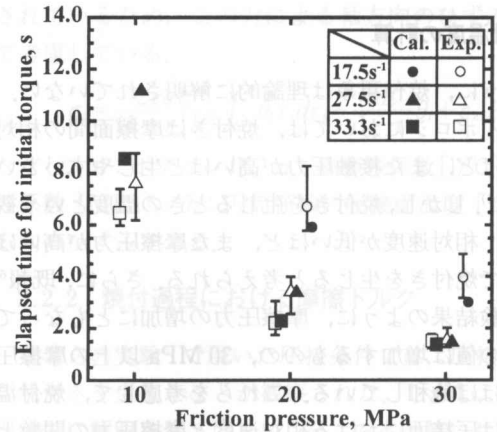


(b) Temperature of welded interface

Fig. 4 Calculated torque curve and temperature and experimented friction torque curve.



(a) Initial torque



(b) Elapsed time for initial torque

Fig. 5 Calculated and experimented initial torque and elapsed time for initial torque.

クの時間経過にともなう変化傾向は、焼付き始めて摩擦トルクが上昇し始める時間が実験結果よりやや遅くなっているものの、実験結果にほぼ一致している。なお、焼付いて摩擦トルクが急上昇している途中、なめらかでない点が見られるが、これは計算にあたっての円筒分割数 D が 6 分割と少ないことに依存すると考えられる。さらに、初期トルク以後に急激に低下しているのは、バリの排出などを考慮していないために圧接面温度が非常に高くなることに起因している。実際にはバリとして圧接面から母材が排出され、圧接面温度はそれほど上昇しないと考えられるため、第2位相以後のシミュレーションについては、今後の検討課題である。一方、Fig. 4 (b) をみると、摩擦開始後、圧接面外周部である領域3の温度が中央部である領域1よりも高くなっているが、摩擦トルクが急上昇し始める時点で中央部の温度が急上昇して最も高くなっている。なお、データは示していないものの、他の圧接条件における計算結果も Fig. 4 に示した結果と同様な傾向が得られた。

3.2 初期トルクおよび初期トルク到達時間

圧接条件として、摩擦圧力10, 20, 30 MPa, 摩擦速度17.5, 27.5, 33.3 s⁻¹ と変化させて計算を行い、そのとき得られた初期トルクの値および初期トルク到達時間を、実験結果⁶⁾ と同時に Fig. 5 (a) および (b) に示す。初期トルクの値は摩擦圧力の増加にともなって増加し、摩擦速度の増加にともなって減少した。また、それらの値は実験結果にほぼ一致させることができた。しかし、初期トルク到達時間において、低摩擦速度、低摩擦圧力の場合に実験値との差が大きかった。より一致させるためには、Table 1 で示した焼付温度式の係数をさらに工夫する必要があると考えられる。

4. 初期トルクの値の簡易計算

接合中の熱的境界条件を考慮、母材の熱物性値、圧接面

における真実接触面積、熱応力などをお互いに連成させることにより摩擦トルクと圧接面温度のシミュレーションを行った。その結果、Fig. 4 および Fig. 5 で示したように初期トルクの値および初期トルク到達時間をほぼ推定することができた。また、初期トルクの値は、圧接面の焼付温度と、その温度における母材のせん断破壊強さにより定まることが明らかとなった。

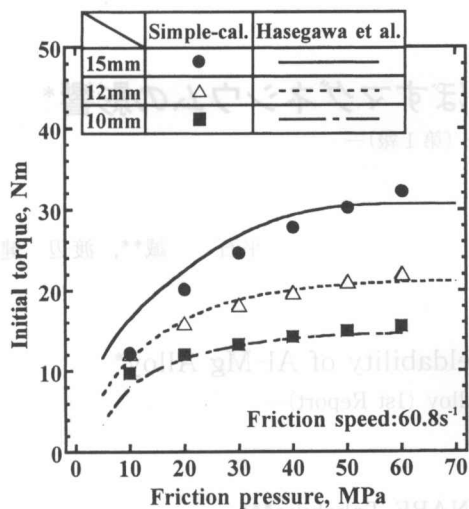
ところで、実用にあたっては、摩擦圧接機の必要性能を推定するために、初期トルクの値をより簡単に算定できることが望まれる。そこで、初期トルクの値をより簡単に算出する方法について検討を行った。すなわち、摩擦速度、摩擦圧力、試験片の半径が与えられると、式(6)および式(7)より外周部の焼付温度が算定でき、焼付温度が定まるとその温度に対応した母材のせん断破壊強さとして初期トルクを求めることができる。したがって、初期トルクの値は式(8)より簡単に算定できると考えられる。

$$IT = \frac{\pi}{12} (2R)^3 Z_s \quad (8)$$

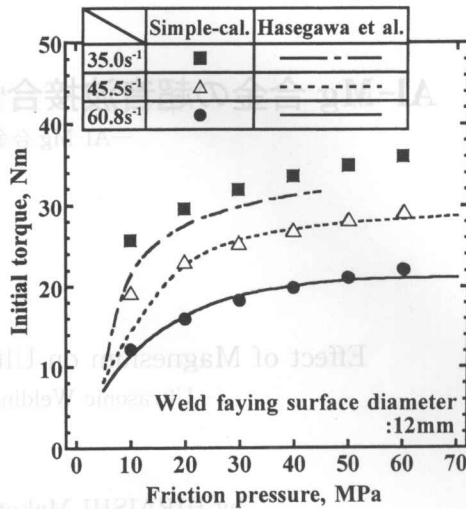
実際には初期トルク到達前に圧接面全面が赤く発光し、母材は寄り始めていることを考慮する必要がある。そのときの温度は900°C以上と推定される。しかし、より簡単に初期トルクの値を算定する目的から、式(8)の母材のせん断強さ Z_s には、既報⁹⁾ で示した母材降伏強度の実験値を母材温度 θ_s [°C] の関数として式(9)のように近似して用いた。

$$Z_s = -\frac{1}{1000000} \theta_s^3 + \frac{5}{2000} \theta_s^2 - \frac{702}{300} \theta_s + 810 \quad (9)$$

このような簡易計算によって求めた初期トルクの値を摩擦圧力で整理した結果の一例を、長谷川ら¹⁴⁾ の結果とあわせて Fig. 6 に示す。線表示した長谷川ら¹⁴⁾ の結果と比較すると、摩擦圧力、接合端面直径の増加にともなって初期トルクの値が増加する傾向、ならびに摩擦速度が増加するにともなって初期トルクの値が低下する傾向はほぼ一致した。また、圧接条件によっては異なる値があるものの、比



(a) Effect of weld faying surface diameter



(b) Effect of friction speed

Fig. 6 Relationship between calculated initial torque and friction pressure at simple calculation.

較的に近い初期トルクの値を得ることができた。

以上の結果より、鋼の摩擦圧接においては、圧接面の焼付温度における母材降伏強度から初期トルクの値を簡単に求めることができるため、作業現場などにおいて摩擦圧接機の必要性能に対する判断基準になると考えられる。

5. 結 言

本報告では、接合する母材物性値と圧接条件をパラメータとして、第1位相における摩擦トルクのシミュレーション方法について提案を行った。また、鋼同士の接合の場合について、初期トルクの値の簡易的な推定方法を示した。得られた知見を以下に要約する。

- (1)初期トルクの値および初期トルク到達時間の計算結果は、実験結果に比較的良く一致させることができた。また、圧接面温度は、最初外周部が高いものの、初期トルク付近では中央部の温度が高くなる計算結果を示した。
- (2)初期トルクの値は、圧接面の焼付温度と、その温度における母材のせん断破壊強さにより定まることが明らかとなった。
- (3)圧接面における焼付温度を考慮することにより、摩擦圧接機の必要性能の判断基準となる初期トルクの値を簡易計算においても求められることを明らかにした。

参 考 文 献

- 1) Japanese Industrial Standards Committee: JIS Z 3607 Recommended practice for friction welding of carbon steel, (1994). (in Japanese)
- 2) K. Ogawa, H. Yamaguchi, S. Kaga and K. Sakaguchi: Optimization of Friction Welding Condition for S45C Carbon

- Steel, Quar. J. JWS, 11-1 (1993), 24-29. (in Japanese)
- 3) K. Ogawa, T. Kurosawa, A. Takehara, T. Amakawa, H. Yamaguchi and Y. Takashima: Evaluation of Performance of Aluminum Alloy Friction Welded Joint by Image Analysis, J. Light Metal Welding & Construction, 32-12 (1994), 517-522. (in Japanese)
- 4) K. Ogawa, H. Yamaguchi, G. Kawai and T. Sawai: Selection of Optimum Welding Condition and Evaluation of Joint Performance Using Friction Welding Behaviour, Quar. J. JWS, 16-1 (1998), 18-24. (in Japanese)
- 5) M. Kimura, H. Mioh, M. Kusaka, K. Seo and A. Fuji: Observation of the Joining Phenomena in First Phase of Friction Welding, Quar. J. JWS, 20-3 (2002), 425-431. (in Japanese)
- 6) M. Kimura, M. Kusaka, K. Seo and A. Fuji: Effect of Various Conditions on Friction Torque in First Phase of Friction Welding, Quar. J. JWS, 20-3 (2002), 432-438. (in Japanese)
- 7) Japan Society of Lubrication Engineers: 潤滑ハンドブック, Yokendo (1982), 66-70. (in Japanese)
- 8) H. Ishikawa: 弾性と塑性の力学, Yokendo (1999), 145-153. (in Japanese)
- 9) Japan Friction Welding Association: Friction Welding, Corona Publishing (1979), 33-34. (in Japanese)
- 10) R. Ishida: Transient thermal stress problem due to heat source on an interface of axially composite circular cylinder, Trans. of JSME Series A, 51-471 (1985), 2459-2464. (in Japanese)
- 11) Japan Society for Technology of Plasticity: Tribology in Deformation Processes, Corona Publishing (1990), 35-40. (in Japanese)
- 12) Japan Society of Mechanical Engineers: JSME Data Book: Heat Transfer 4th Edition, Maruzen (1986), 317. (in Japanese)
- 13) N. Seki: 伝熱工学, Morikita Shuppan (1988), 43. (in Japanese)
- 14) M. Hasegawa and T. Ieda: Effect of Friction Welding Condition on Initial Joining Phenomena, Quar. J. JWS, 17-1 (1999), 24-34. (in Japanese)