

圧延圧接方式による熱間シートバー 接合技術の検討

三宅 勝*・曾谷 保博*・谷本 直*²・藤田 文夫*

A Roll-bonding Technology of Sheet Bars by Hot Strip Mill Rolling

Masaru MIYAKE, Yasuhiro SODANI, Sunao TANIMOTO and Fumio FUJITA

Synopsis : A roll-bonding technology of sheet bars aimed at fully continuous hot strip rolling was studied. Rolling of two piled up sheet bars at the entry of roll-bite was modeled and roll biting conditions were discussed in conjunction with friction coefficient between a work roll and a sheet bar as well as friction coefficient at the interface of two sheet bars. Pushing force by sheet bar's inertia was estimated by a spring-mass system model and the influence of the pushing force on roll biting conditions were examined. To examine the influence of the oxide layer at the interface of two sheet bars on biting and bonding phenomena, rolling experiments were performed by both laboratory rolling mill and production hot strip mill. If the thickness of oxide layer at the interface of sheet bars is thin enough, both biting and bonding can be achieved. It appeared that sheet bar's inertia force has great influence on roll-biting of two pile up sheet bars.

Key words: roll-bonding; roll-biting; oxide layer; hot strip mill.

1. 緒言

近年、鋼の熱間薄板圧延ラインにて粗圧延後のシートバーを接合し、複数のコイルを接合して仕上圧延を行う熱延完全連続化技術が確立された。品質安定化、歩留まり向上、極薄鋼板の製造、高潤滑圧延などに役立っている¹⁻³⁾。これらの熱延完全連続化ラインでは、シートバーの接合方法として、誘導加熱+圧接方式¹⁾、レーザー溶接³⁾などが採用され、安定したシートバー接合が達成されている。これらの新接合技術では、接合機や周辺設備の導入による設備の大型化、設備費の増大という問題も生ずる。そこで、誘導加熱接合やレーザー溶接などの接合装置無しに、単純に2枚のシートバーを熱間にて圧接接合できないかという発想が生じる。鑄造スラブを所定の厚みまで減厚圧延する粗圧延の出側、すなわち仕上圧延入側で連続する2枚のシートバー（先行シートバー、後行シートバーと呼ぶ）を、搬送テーブルの高さ調整にて所定の長さだけ重ねることは、簡易な設備で実現可能である。

今まで、2枚の薄板を重ねた状態にて温間圧延を行うことにより、界面を接合する重ね接合圧延技術の報告がなされている⁴⁾。ARBと呼ばれるこの接合圧延技術は、歪の蓄積を利用して結晶粒を超微細化する目的で使用されており、その目的から材料の再結晶温度以下にて実施されている。固相接合には温度と圧力が重要な因子であり、加工を与えることによって原子の移動を容易にすること、再結晶

温度を低下させること、等により接合がなされる⁵⁾。この技術を熱間鋼に適用した場合、Fe原子が相手材界面に拡散し、容易に接合がなされる可能性がある。しかしながら、重ね接合圧延では界面の清浄度を保つことが重要であり、熱間鋼の接合では酸化スケールの存在が大きな問題になると思われる⁶⁾。また、2本のシートバーを重ねて圧接しようとする場合、板厚が2倍になる部分での圧延ロールへの噛み込み、すなわち後行シートバー先端部のロールバイトへの噛み込み性を明らかにする必要がある。このような形態の圧延に対し、材料の慣性力を含めてロールバイトへの噛み込み性を定量的に議論した報告例はない^{7,8)}。

本技術では、接合部の非定常幅変形が大きくなるという問題も生ずるが、圧延可否と接合部が仕上圧延中に破断しないことが第一の必要条件である。そこで本研究では、圧延圧接方式による熱間シートバー接合技術に関し、2枚重ね状態での圧延ロールバイトへの噛み込み性と界面の接合性に絞って議論を行う。噛み込み性、接合性に対する条件を明確にすることを目的に、計算およびラボ圧延機、実機圧延機を使用した圧延実験による検討を行った。

2. 2枚重ね圧延での噛み込み条件と接合条件のモデル化

2.1 噛み込み限界モデル

Fig. 1 に、端部2枚重ね圧延における後行シートバー噛

平成15年6月4日受付 平成15年7月30日受理 (Received on June 4, 2003; Accepted on July 30, 2003)

* JFEスチール(株)スチール研究所 (Steel Research Laboratory, JFE Steel Corp., 1 Kokan-cho Fukuyama 721-8510)

* 2 日本工業大学電気電子工学科 (Department of Electrical & Electronics Engineering, Nippon Institute of Technology)

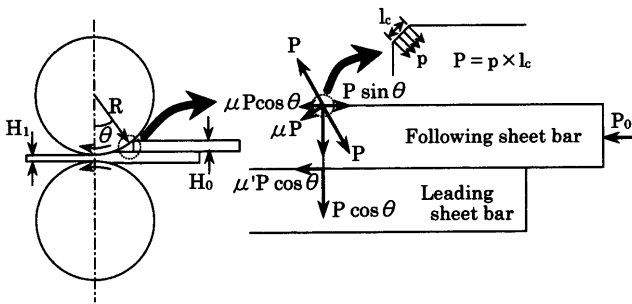


Fig. 1. Equilibrium of forces acting on the following sheet bar.

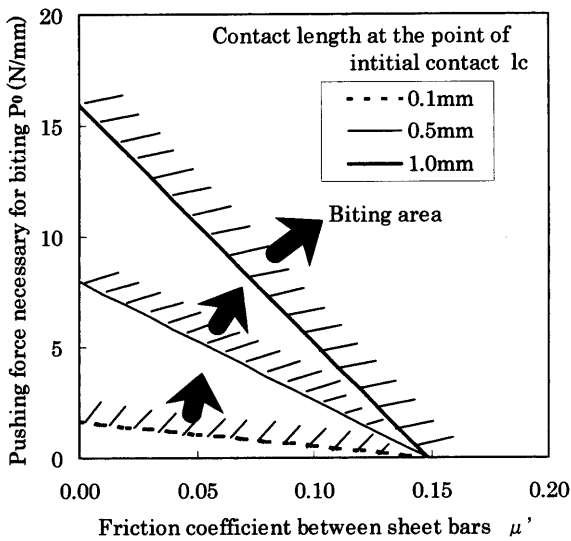


Fig. 2. Biting area related with friction coefficient and pushing force.

み込み時の力の釣り合いをモデル化した。圧延ロールとシートバー間、先行シートバーと後行シートバーの界面における摩擦係数をそれぞれ μ, μ' とし、後行シートバーのテーブルローラー搬送による慣性力等を考慮し、後行シートバーに単位幅あたり P_0 の押し込みを負荷している。また、厳密にはシートバーの自重による界面での摩擦力等も存在するが、Fig. 1では考慮していない。

Fig. 1の関係より、後行シートバーが噛み込むための条件は(1)式で表される。

$$\mu P \cos \theta + \mu' P \cos \theta + P_0 \geq P \sin \theta \dots \dots \dots (1)$$

ただし、 P は後行シートバー先端が圧延ロールから受ける半径方向の単位幅あたりの荷重、 θ はFig. 1の状態における噛み込み角である。また、Fig. 1では後行シートバー先端部はある有限の接触長さ l_c にて圧延ロールと接触した状態を想定し、接触圧力 p は均一と近似している。実機相当圧延条件として $R=400\text{mm}$ 、 $H_0=30\text{mm}$ 、 $H_1=17\text{mm}$ 、そして接触圧力 p を後行シートバーの変形抵抗で近似し(118MPaを使用)、(1)式にて計算した後行シートバーが噛み込むための領域をFig. 2に示す。(1)式は、後行シ-

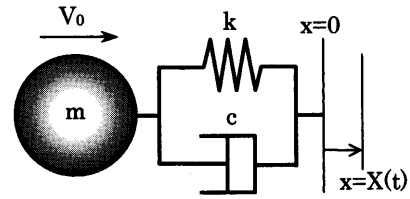


Fig. 3. Spring-mass system to estimate pushing force by sheet bar's inertia.

トバーが圧延ロールに接触する瞬間の状態に成り立つ関係であるため、接触長さ l_c を1mm以下の範囲にてプロットした。

Fig. 2によると、通常の熱間圧延での圧延ロールと材料間の摩擦係数である $\mu=0.3$ の条件では、 $P_0=0$ でもシートバー間の摩擦係数 μ' が0.15程度であれば後行シートバーは噛み込む。また、 $\mu'=0.0$ の条件では、例えば先端部接触長さを1mmと仮定すると、単位幅あたり16N程度の押し込み力にて噛み込むことになる。シートバー間の摩擦係数については、3章にて示す2枚重ね状態でのラボ圧延実験にて、噛み込み性に及ぼす酸化スケール厚みとの関係として議論し、押し込み力の影響については、次項でのモデル化と3章で示す実機圧延実験結果にて考察を行う。

2.2 ロールバイトへの後行シートバー押し込み力

次に、ロールバイトへの後行シートバーの押し込み力に関し、テーブルローラーにて搬送されているシートバーが圧延ロールに衝突する際の慣性力の検討を行った。Fig. 3に示すように、後行シートバーの圧延ロールへの衝突をバネマス系で近似して運動方程式を解き、慣性力 P_s を求めた。衝突後の変位 x は、ロール回転速度、先進率からロールバイト入側、出側速度 V_0, V_1 を決定し、後行シートバー速度がロールバイト内にて $V_0 \rightarrow V_1$ と線形に増加していくと仮定して与えている。後行シートバーは、テーブルローラーにより速度 V_0 で突入すると仮定し、(2)式の慣性力式を導いた。

$$P_s = k e^{-\frac{h}{\sqrt{1-h^2}} \omega t} \left\{ \frac{V_0}{\omega_0 \sin \psi} \left(1 - \frac{1}{m \omega_0^2} \right) \sin \omega t + \frac{1}{m \omega_0^2} (A t^2 + B t) \right\} \dots \dots \dots (2)$$

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}}, \quad A = \frac{(V_1 - V_0)(V_1 + V_0)}{4l_d}, \quad B = V_0$$

$$h = \frac{c}{c_c}, \quad \omega = \omega_0 \sqrt{1-h^2}, \quad \psi = \tan^{-1} \left(-\frac{\sqrt{1-h^2}}{h} \right)$$

ただし、 m, k はシートバー重量とバネ定数、 l_d は入側厚を $2H_0$ 、出側厚を H_1 とした時の接触弧長である。 c_c は臨界減衰係数、 c は粘性減衰率、 h は減衰比である。例として、後行シートバーの寸法を $30\text{mm} \times 1000\text{mm} \times 84500\text{mm}^3$

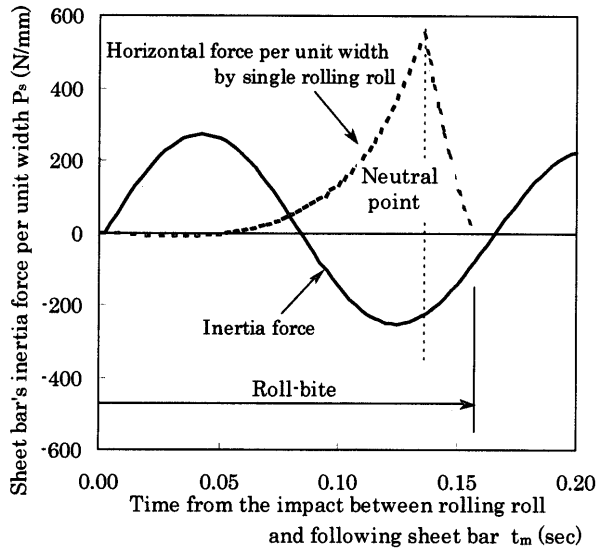


Fig. 4. Sheet bar's inertia force and horizontal force by single rolling roll.

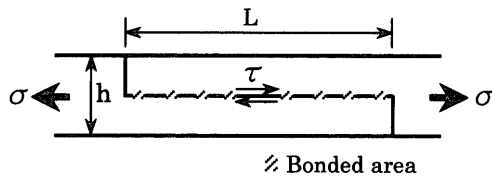


Fig. 5. Bonding force and interstand tension model.

(質量 20×10^3 kg), 1000°C での軟鋼のヤング率を 85 GPa (\rightarrow バネ定数 30 kN/mm), 対数減衰率 0.157 (\rightarrow 減衰比 0.025) を使用して計算した慣性力推移を Fig. 4 に示す。 1000°C での軟鋼のヤング率と減衰率は、別途、片持ち共振法により実測した値である。衝突直後に単位幅あたり最大 270 N 程度の慣性力が発生しており、約 80 ms 後には力が反転(跳ね返り方向)している。また、Fig. 4 中には、入側板厚を $2H_0$ 、出側厚を H_1 とし、Orowan の式にて計算した水平面力⁸⁾(ロール1本分)も同時にプロットした。本条件では、後行シートバーは上ロールに衝突後、瞬時に(1)式にて見積もられる必要押し込み力以上に到達して噛み込み、その後、慣性力が跳ね返り力に反転するまでには後行シートバー上面には上圧延ロールから、また、下面には先行シートバーを介して伝達される下圧延ロールからの引き込み力が作用するため、そのまま2枚重ね状態での圧延が継続可能であると考えられる。

2.3 圧延機間にて破断しないための接合条件

次に、2枚重ね状態での圧延がなされた後、熱間仕上圧延機内にて接合部が破断しないための条件について検討する。Fig. 5は、2枚重ね圧延後、圧延機間の張力が作用している状態をモデル化したものであり、全接合力 F が圧延機間での全引張り力 P より大きければ破断しない ((3)式)。

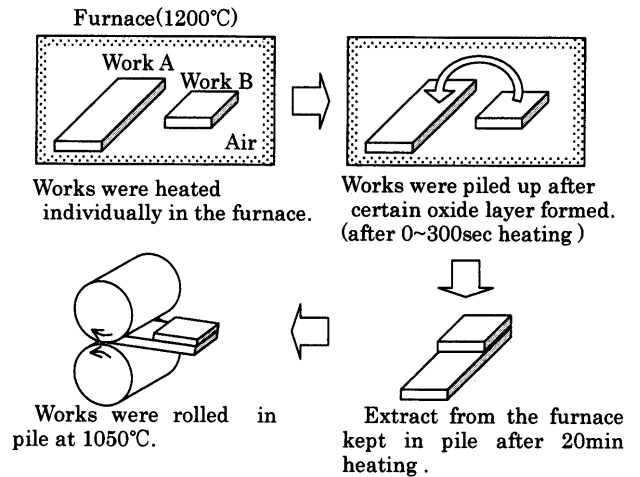


Fig. 6. Schematic drawing of roll biting experiment.

$$P = \sigma h W, \quad F = \alpha L W \cdot \beta \tau, \quad \alpha L \cdot \beta \tau > \sigma h \dots \dots \dots (3)$$

ただし、 α はシートバーの重なり面積に対して実際に接合している面積の割合(接合面積割合と呼ぶ)、 L は圧延後の重なり長、 β はバルク材の引張り強さに対する接合強度比、 τ は材料のせん断強さ、 σ は単位面積あたりの圧延機間張力、 h は圧延機出側での板厚、 W は板幅である。

3. 2枚重ね圧延実験による検討

3.1 モデル圧延機による2枚重ね圧延実験

3.1.1 端部2枚重ね噛み込み限界実験

(i) 実験方法

噛み込み性に及ぼす2枚重ね界面の摩擦状態の影響を確認するため、モデル圧延機による圧延実験を行った。試験片界面の摩擦状態を変化させるため、Fig. 6に示す手順にて酸化スケール厚を変化させた。板厚 6.0 mm、板幅 50 mm で長さ 110 mm (試験片 A) と長さ 50 mm (試験片 B) の SPHC 試験片各々1枚ずつを、あらかじめ炉温 1200°C に昇温済みの加熱炉内に並べて装入し、0~300秒後に炉蓋を開けて炉内にて2枚の試験片の上面同士を重ねた後(重ね代 50 mm)、再度炉蓋を閉めて総加熱時間 20分後に2枚重ねの状態にて試験片を取り出した。2枚重ねの状態にて外表面のスケールを軽く除去し、加熱炉から取り出して圧延を開始するまでの時間を調整し、試験片の断面平均温度 1050°C にて圧延を行った。圧延ロール径 150 mm、胴長 250 mm、圧延速度 2.3 mpm、先行材の圧下率 r_1 を 10, 30, 50%とした。2枚の試験片界面の酸化スケール厚みは、試験片を2枚重ねの状態にて加熱炉から取り出した後、圧延せずに水焼入れしたサンプルの2枚重ね界面を光学顕微鏡で写真撮影して測定した。この方法にて変化させた酸化スケール厚みは試験片1枚あたり最大 200 μm であり、一例として重ね合わせ前加熱時間を 120 sとした試験片表面の酸化スケールの光学顕微鏡写真を Fig. 7に示す。この写真

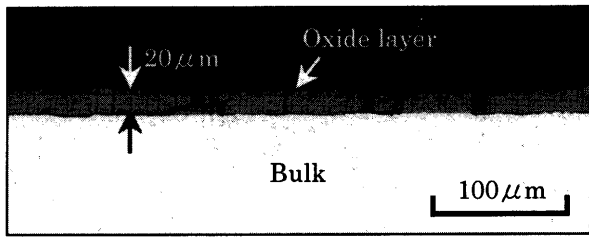


Fig. 7. Example of Oxide layer (2 min heating before piling).

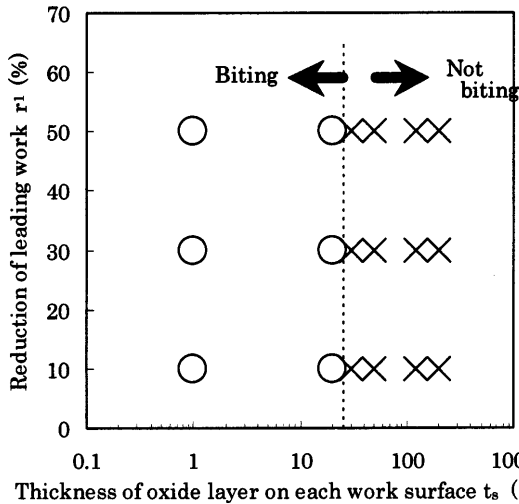


Fig. 8. Results of biting experiment with two piled up works by laboratory rolling mill.

から読み取った平均厚さは20 μm, X線回折から組成は内層から FeO:Fe₃O₄:Fe₂O₃=95:4:1 であった。

(ii) 実験結果と考察

Fig. 8 は、本実験での噛み込み性を評価した結果であり、○は噛み込み性良、△は噛み込み性悪（後行材が後方にずれ、重ね代が短くなった状態にて噛み込み）、×は後行材が噛み込まなかった場合である。試験片1枚あたりの酸化スケール厚 t_s が20 μm程度以下であれば2枚重ね状態にて噛み込み、それより大きな厚みでは全く噛み込まなかった。噛み込み性良の条件では、特別に押し込み力を負荷せずに後行材をロールに軽く押し当てただけで噛み込んだこと、また圧延荷重から逆算した圧延ロールと材料間の摩擦係数は0.3であったことから、(1)式に $P_0=0\text{N/mm}$, $\mu=0.3$ を代入して推定した2枚重ね界面での摩擦係数をFig. 9に示す。酸化スケール厚 t_s が20 μm程度以下では、先行材の圧下率50%の条件でも噛み込んだことから $\mu' > 0.184$ であり、また、酸化スケール厚 t_s が30 μm程度以上では、先行材の圧下率が10%でも噛み込まなかったことより $\mu' < 0.138$ であったと推定される。Lenardらは⁹⁾、通常の熱間圧延において被加工材表面の酸化スケール厚みが厚い場合、加工により酸化スケールが碎けて潤滑作用を示すため、酸化スケールが厚いほどロールと被加工材間の摩擦係数が低下することを示している。2枚重ね界面でも、

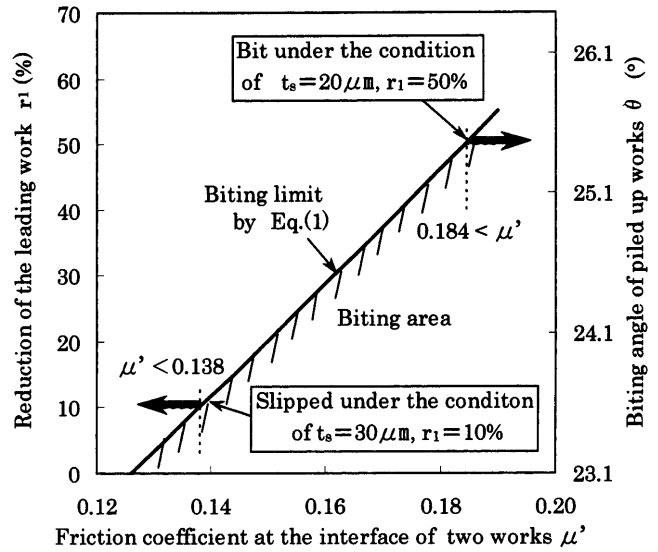


Fig. 9. Biting limit estimated by Eq. (1).

同様な機構により先行材と後行材の界面での摩擦係数が低下したと考えられ、Fig. 9に示したごとく、実際の噛み込み挙動と(1)式を組み合わせることにより、2枚重ね界面での摩擦係数の推定が可能である。

3.1.2 2枚重ね圧延での接合性実験

(i) 実験方法

次に、接合性に及ぼす2枚重ね界面の酸化スケール厚さの影響を検討した。試験片は、板厚6.0 mm, 板幅50 mm, 長さ110 mmのSPHCであり、圧延ロール径φ150 mm, 胴長250 mm, 圧延速度は2.3 mpmである。本実験では、酸化スケール厚さと接合性の関係を調査することが目的であり、酸化スケール厚が20 μm以上の場合でも確実に2枚重ね状態にて噛み込ませる必要がある。Fig.10に本実験の手順を示すが、大気雰囲気加熱により酸化スケール厚を調整し(0~64 μm)、酸化スケール付きの試験片を常温で所定の長さの重ね代にて2枚重ねの状態とした後、重ね部の側面を溶接し、確実に2枚重ね部分を噛み込ませるようにした。重ね代は15, 30, 45 mmである。再加熱中の2枚重ね界面の酸化スケール厚の増加を防止するため、Ar雰囲気にて1200°Cに昇温した加熱炉中で20分間加熱を行った後に試験片を取り出し、先行材の圧下率 $r_1=10, 30, 50\%$ にて圧延を行った。圧延後の試験片中央部から30 mm^w×200 mm^lの引張り試験片を製作して常温での引張り試験を行い、接合強度の評価を行った。

(ii) 実験結果と考察

接合強度の評価は、試験片母材の引張強さに対する比率で整理した。Fig.11に、圧延前の試験片1枚あたりの酸化スケール厚に対する接合強度の実験結果を示す(重ね代30 mm)。界面の酸化スケール厚が薄い場合、Fig.12(a)に示すような破断挙動を示し、引張り最大荷重位置にて接合先端部剥離→最薄部が引張り破断を起こした(Type A)。ま

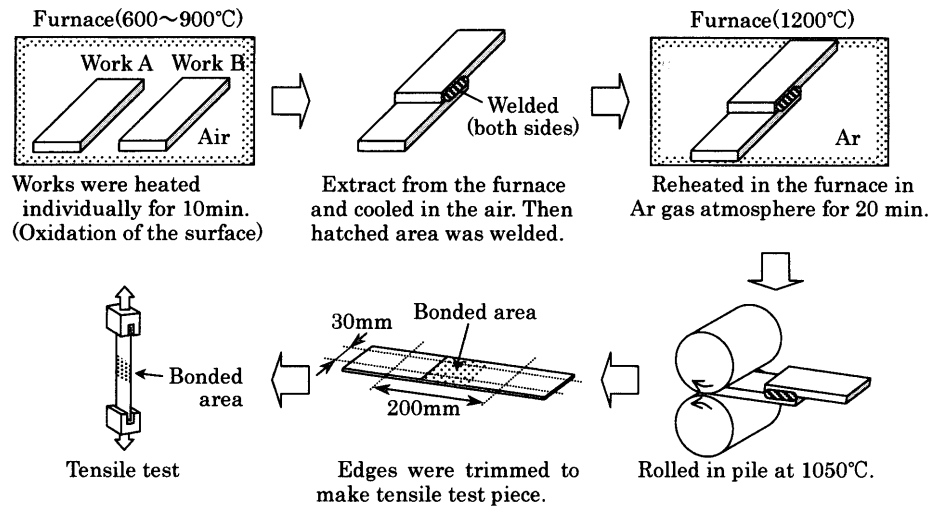


Fig. 10. Schematic drawing of roll-bonding experiment.

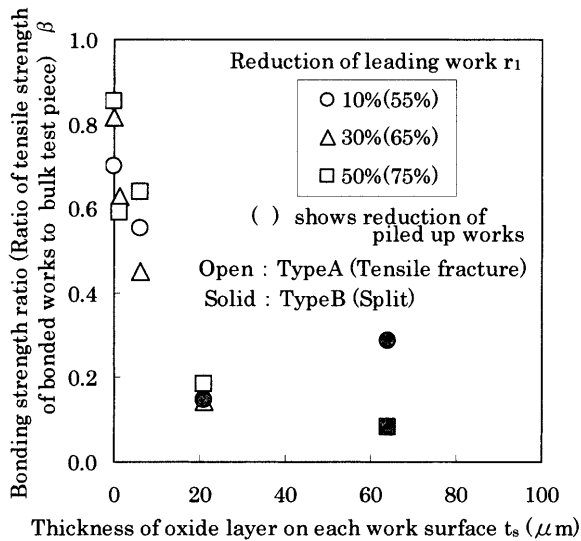


Fig. 11. Results of bonding experiment by laboratory rolling mill.

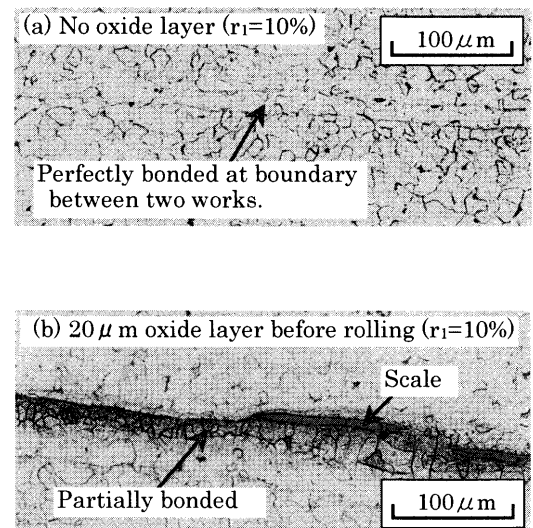


Fig. 13. Interface of two works after $r_1=10\%$ laboratory rolling experiment. (a) No oxide layer before rolling, (b) $20\ \mu\text{m}$ oxide layer on each work before rolling.

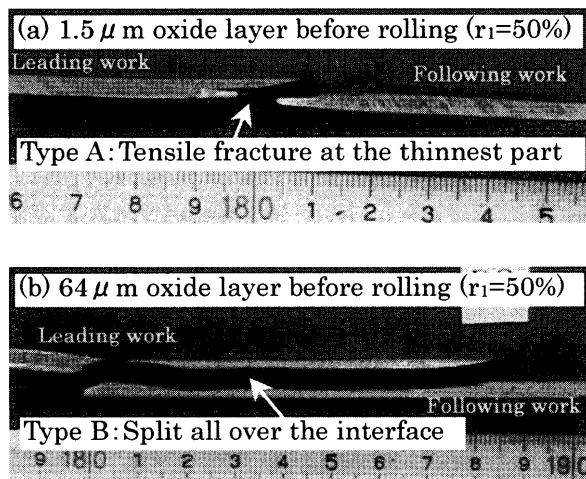


Fig. 12. Side view of work pieces after tensile test. (a) $1.5\ \mu\text{m}$ oxide layer on each work before rolling, (b) $64\ \mu\text{m}$ oxide layer on each work before rolling.

た、界面の酸化スケールが厚い場合には、Fig.12(b)に示すように接合部が低荷重にて剥離した (Type B)。図中の接合強度は、引張り最大荷重を板断面積で除算したものであり、Type A では接合先端部が剥離する強度、Type B では全面剥離時の強度である。Fig.13(a)は、界面の酸化スケール厚が非常に薄い条件の圧延後のサンプルを、板幅中心にて圧延方向に切断した断面の光学顕微鏡写真である。界面は再結晶粒に覆われてほとんど消失してことがわかる。これに対し、界面の酸化スケール厚が厚い条件では、Fig.13(b)のごとく酸化スケールが分断されて所々に残存して部分的にしき接合されていないため、Fig. 9 では界面の酸化スケール厚に反比例して接合強度が低下したものと考えられる。酸化スケール厚が $20\ \mu\text{m}$ の場合、 $r_1=10\%$ では Type B の完全剥離形態、 $r_1=30\%$ 以上では Type A の引張破断形態となった。これは、圧下率を大きくすることにより、スケールの

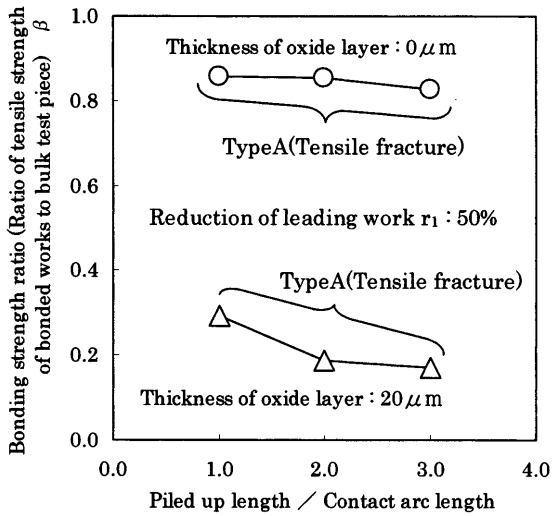


Fig. 14. Influence of piled up length on bonding strength.

分断，界面の圧力上昇の両面から接合性が向上したためと考えられる。ばらつきはあるものの，接合強度比が0.1~0.3にて接合部が剥離している。

Fig.14は，接合強度に及ぼす重ね代の影響であり($r_1 = 50\%$)，重ね代は接触弧長に対する長さの比として整理した。安定した2枚重ね状態での圧延が成立するためには，重ね代を接触弧長以上にする必要があると考えられる。酸化スケール厚 $0\mu\text{m}$ ， $20\mu\text{m}$ ともにすべて Type A の破断形態となり，重ね代の影響は見られない。そこで，(3)式を用い，重ね代が接触弧長と同等の場合での接合面積率を推定する。試験時の母材引張り強さと圧延後の実測重ね部長さ，端部剥離時の引張り応力，板厚実測値等を(3)式に代入すると，酸化スケール厚 $0\mu\text{m}$ ($\beta=0.85$)， $20\mu\text{m}$ ($\beta=0.29$)での接合面積率は，両者とも18%以上となった。

3.2 実機での端部2枚重ね圧延実験

3.2.1 実験方法

モデル圧延機での実験結果に基づき，京浜製鉄所熱延工場にて端部2枚重ね圧延による接合実験を行った。寸法 $242\text{mm}^1 \times 970\text{mm}^w \times 7420\text{mm}^l$ ($13.7 \times 10^3\text{kg}$) の SPHC 相当スラブを 1250°C に加熱後，6パスの粗圧延にて板厚 29mm のシートバーとした後，仕上圧延機の第1スタンドのみで圧延を実施し(圧延速度 100mpm)，圧延中に第1スタンド直前の走間シャーにてシートバーを切断した。そして，圧延中のシートバー(先行シートバー)の尾端部と，切断された尾端部側のシートバー(後行シートバー)の先端部を約 700mm 長だけ重ね，2枚重ね状態で第1スタンドに通板させた。圧延ロール径は $\phi 800\text{mm}$ である。2枚重ね部が第1スタンドを通過後に圧延機を停止し，常温近辺まで冷却後，サンプルを採取して接合部の観察を行った。実績出側板厚は，先行シートバー定常部にて 17.6mm ，2枚重ね部分では最大 20.4mm 程度であった。今回の実機試験では，通常行っている高圧水によるシートバーのデスクーリング

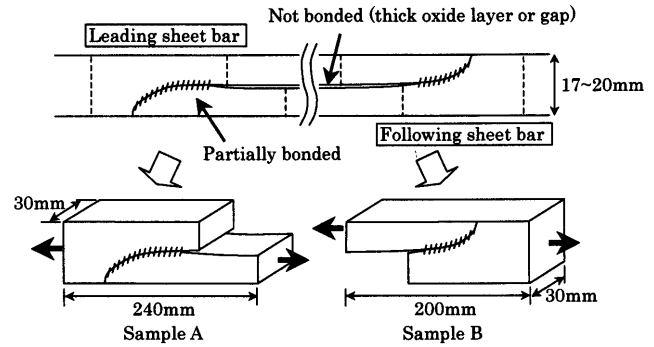


Fig. 15. Tensile test pieces made from bonded sheet bars.

は行わなかった。

3.2.2 実験結果と考察

今回の実験では，噛み込み性に関しては全く問題なく，スムーズに圧延が行われた。デスクーリングを行わなかったことより，圧延後のサンプル観察では，2枚重ね界面に厚さ $30\sim 170\mu\text{m}$ 程度の酸化スケール層が見られ，圧延による減厚を考慮すると，圧延前のシートバー1枚あたりの酸化スケール厚みは $300\mu\text{m}$ 以上であったと推定される。Fig. 6からは，このように厚い酸化スケールがシートバー表面に存在する場合には2枚重ね状態にて噛み込むことは期待できないことから，シートバー間の摩擦による引き込み力は非常に弱かったものの，2章にて検討した後行シートバーの慣性力の作用により，2枚重ね状態にて容易に噛み込みがなされたものと考えられる。慣性力は材料の重量が重いほど大きく，ラボ試験材では慣性力がほとんど作用しないため噛み込み性に及ぼす酸化スケール厚みの影響が大きかったものの，実機シートバーでは慣性力の影響が支配的であったと考えられる。

シートバーを冷却した後，接合状況を確認したところ，板幅中央部の後行シートバー最先端部と先行シートバー最尾端部の極わずかの領域のみが部分的に接合していた。その部分から Fig.15に示すように界面観察と接合強度試験用の試験片を製作した。Fig.16は Sample B の圧延方向断面の光学顕微鏡写真であり，接合部では2枚重ね界面位置に細かい再結晶粒が見られ，初期界面は消失している(Fig.16(a), (b))。その他の部分には，非常に厚い酸化スケール層が存在しており，全く接合していない(Fig.16(c))。Fig.17に Sample A と Sample B の引張り試験後の外観を示すが，Sample A ではチャッキング部が破断し，Sample B はバルク材の引張り強さに対して 0.2 程度の引張り力にて界面が剥離した。ラボ実験での変形形態の観察から，重なり部先後端の非正常変形部ではせん断変形が大きく，酸化スケールの分断，剥離に有利であるため，接合しやすい条件であると考えられる。特に，Sample A に相当する後行シートバー最先端部では，シャーによる切断から重ね部が圧延されるまでの時間が約9秒であったことから，切断面の酸化スケール厚みが薄く，かつ2枚重ね圧延によりこ

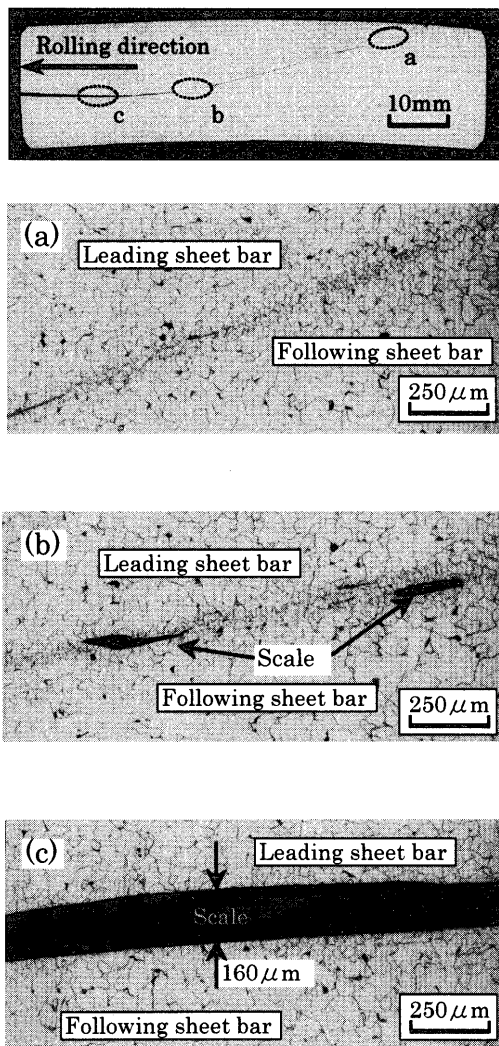


Fig. 16. Interface of two sheet bars around the tail end of the leading sheet bar by hot strip mill experiment. (a)–(c) At each part of the interface.

の切断面が2枚重ね界面側に倒れこむため、接合強度が非常に高くなったものと考えられる。

通常、熱間仕上圧延機前にてデスクレーンングを施すと、第1スタンドまでに成長する酸化スケール厚みは5~10 μm程度であり¹⁰⁾、今回接合しなかった部分に関して、デスクレーンングした直後にシートバーを重ねることにより、界面への酸素の供給が絶たれ、酸化スケール厚さを10 μm以下にすることが可能である。熱間圧延においては、圧延ロールと材料間に存在する酸化スケールは、ロールバイト入口付近の変形にて粒界が割れて結晶単位に分断され、圧延によりバルク表面に押し込まれることが報告されており¹¹⁾、2枚重ね圧延の場合にも、界面の酸化スケールが同様な変形により分断され、バルク同士が接触した部分にて接合が行われると考えられる。2章にて検討した(3)式に、実機の第1圧延機と第2圧延機間張力5 MPa、1000°C近辺での軟鋼の引張り強さ50 MPa(最大せん断強さ25 MPa)、重ね代700 mm(圧延後長さ2100 mm)、実機試験にて得られた接合強度比0.2を代入すると、接合面積比が0.8%以上あ

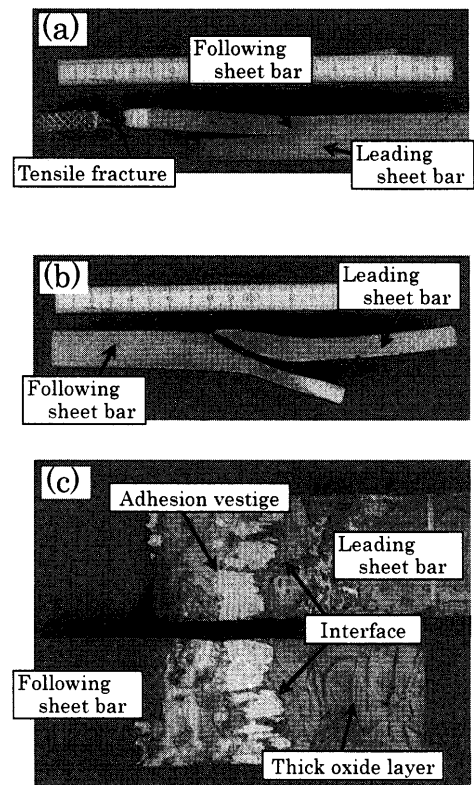


Fig. 17. Tensile test piece after tensile test. (a) Side view of Sample A, (b) side view of Sample B, (c) interfaces of Sample B.

れば破断しないことになる。重ね代は製品にならないため、極力重ね代を短くすることが望ましく、極論すると2枚重ね状態での圧延が成立する条件、つまり重ね代を接触弧長(約130 mm)と同等とした場合でも、接合面積比は13%以上であれば圧延機間にて破断しないと推定される。モデル圧延実験での結果と、デスクレーンング後の酸化スケールの生成速度を考慮すると、この接合面積比は仕上圧延機前にてデスクレーンングを施すことにより十分確保可能と考えられ、かつ噛み込み性の安定化も図れると考えられる。

4. 結言

圧延圧接方式による熱間シートバー接合技術に関し、2枚重ね状態での圧延ロールバイトへの噛み込み性と界面の接合性を検討し、以下のことがわかった。

(1) 2枚重ね状態での噛み込み条件をモデル化し、モデル圧延実験結果と比較することにより、2枚重ね状態での噛み込み性に及ぼす酸化スケール厚み、摩擦係数の定量的な影響評価が可能である。

(2) 2枚重ね状態での噛み込み性に及ぼす材料慣性力の影響のモデル化と実機圧延実験結果から、実機熱間圧延条件では慣性力が噛み込み性に大きく影響していると考えられる。

(3) 接合部が仕上圧延機間にて破断しないための接合条件について考察した。通常のシートバー厚みの条件では、2枚のシートバーの重ね代を接触弧長程度としても接合面積比が13%以上であれば接合部は破断せず、仕上圧延前のデスクーリングを行うことにより十分実現可能であると考えられる。

文 献

- 1) 二階堂英幸：第169・170回西山記念技術講座，日本鉄鋼協会編，東京，(1998)，80.
- 2) S.Matsuo, K.Maeda, S.Oshita, E.Kuboyama, S.Nishibayashi, Y.Mitai, K.Niizawa, H.Tsuneta and H.Akazawa: *CAMP-ISIJ*, **13** (2000), 1056.
- 3) K.Minamida, M.Kido, N.Hamada, A.Sugihashi, H.Yamamoto, K.Nishiyama and S.Nishibayashi: *CAMP-ISIJ*, **13** (2000), 1057.
- 4) Y.Saito, H.Utsunomiya, N.Tsuji and T.Sakai: *Acta Mater.*, **47** (1999), 579.
- 5) 新溶接法便覧，日刊工業新聞社，東京，(1967)，331.
- 6) 新日本製鐵（株）：特開昭51-112459，(1976).
- 7) 鈴木 弘：圧延百話(71)，養賢堂，東京，(2000)，391.
- 8) H.Matsuno, K.Aoyagi and S.Yanagimoto: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **24** (1983), 1126.
- 9) P.A.Munther and J.G.Lenard: *J. Mater. Process. Technol.*, **88** (1999), 105.
- 10) A.Kaga, K.Mizuta, J.Fukumori, T.Kawamizu and M.Kyung-Zoon: *Mitsubishi Heavy Ind. Tech. Rev.*, **36** (1999), 300.
- 11) H.Okada: *CAMP-ISIJ*, **15** (2002), 1119.