

熱間圧延機における 複合圧延ロールの疲労強度解析 (その 1)

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

はじめに

鋼の熱間圧延では、ハイス鋼とダクタイル鋳鉄からなる複合ロールが、硬度と耐摩耗性に優れているため広く使用されているが、疲労損傷に関する研究はない。ロールの寿命を延ばすために、ここでは、4 段式圧延機複合ロールの残留応力と圧延応力を、3 次元有限要素法を適用して、解説する。予熱、焼入れ、焼戻しを考慮して残留応力を解析し、この結果を初期条件として、ロール圧延時の応力解析を連続して行う。次に、圧延ロールの内部で大きな応力振幅を受けるいくつかの危険箇所を焦点を当てて、疲労破壊のリスクを説明する。また、簡便にリスクを評価するために、単純な重ね合わせ法の精度についても解説する。

金属加工において圧延は他のどの製造プロセスよりも生産トン数が多い。圧延技術は、一見成熟しているように見えるが、さらに発展し、進歩している^{1)~13)}。図 1 は、熱間圧延スタンドミルの粗圧延スタンドの圧延ロールを示す。従来の単材

ロールから、耐摩耗性、耐ヒートクラック性を向上させた複合圧延ロールを開発している^{14)~16)}。HSS/DCI ロール (HSS: ハイス鋼, DCI: ダクタイル鋳鉄) を表すために、本稿では、「複合ロール」を使用している。ロール中心部には高い靱性が求められ、ロール表面には耐摩耗性、耐熱性が求められる¹⁷⁾。複合ロールは、外層に HSS、内層に DCI を使用した遠心鋳造法で製造されている¹⁸⁾。この稿では、「外層」という用語は、HSS/DCI 境界の外側の領域全体を表す。また、HSS/DCI 境界内の内部領域全体を表すために「内層」を使用する。複合圧延ロールは、従来の高合金グレンロールや高クロムロールに比べて 10 倍以上の使用寿命を実現している。複合圧延ロールの外層は、使用中に損傷したロール表面を除去した後、ロール直径の限界まで繰り返し使用できる。バックアップロールに比べて圧延ロールの表面をより頻繁に研磨し、摩耗による表面粗さを取り除く。このため、圧延ロールでは、通常、ロール表面で発生した疲労き裂が除去されるため、表面スポーリングはほとんど発生しない。しかし、複合圧延ロールの内層は

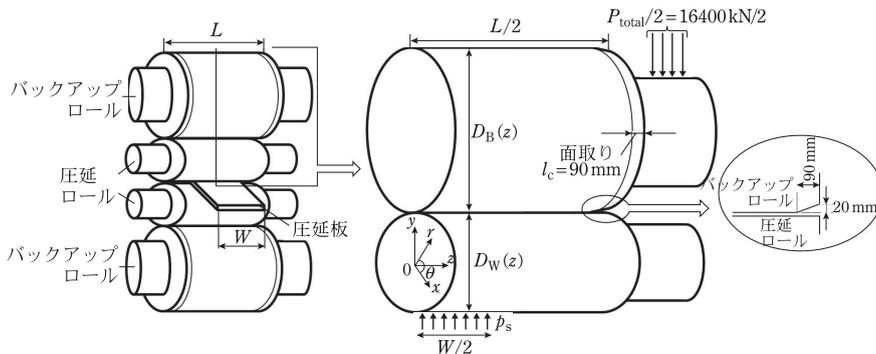


図 1 4 段式圧延機の熱間圧延ロールとその 3 次元モデルの模式図。

連続使用され、ロールの総寿命に相当する 10^7 回を超える多数の繰り返し荷重を受ける。鑄造工程で発生する小さな欠陥や異常な微細構造は、繰り返しの圧延負荷による境界層の剥離を引き起こすことがある¹⁹⁾²⁰⁾。

これまでのロール損傷の研究は主に表面破壊、いわゆるスポーリングに焦点が当てられており、これは主にロール表面から数 mm の深さでの転がり接触疲労によるせん断応力によって引き起こされる^{21)~29)}。複合圧延ロールの内層における HSS/DCI 境界破壊について利用できる研究はほとんどない。いくつかの研究では、内層での疲労き裂の発生について述べているけれども¹⁹⁾²⁰⁾、この境界破壊の原因となる圧延時の法線応力 σ_r については議論がない。

そこで本稿では、3次元弾塑性接触 FEM を適用して4段式圧延機での圧延時に発生する圧延応力を評価する。筆者らによる最近の検討では、適切な圧縮残留応力がロール表面での熱割れを防ぐため、焼き入れと焼き戻しを解析することによって残留応力が明らかになる^{30)~33)}。したがって、本稿では、残留応力を分析した後、図1に示すように、圧延ロールとバックアップロールに合計の圧延力 P_{total} がかかる場合の圧延解析を適用することによって、その限界を明らかにする³⁴⁾³⁵⁾。経験的に知られているいくつかの重要なポイントに焦点を当てることによってロール材料の影響を考慮する。ロール1回転ごとの連続的なFEM解析は時間がかかるため、残留応力と圧延応力を重ね合わせることによる簡易な評価方法を検討する。

解析方法

本稿では、ロール残留応力を初期条件として考慮する。次に、転がり応力解析を行う。残留応力解析の詳細は文献^{30)~33)}に示されている(次回付録A参照)ので、本章では主に圧延応力解析の方法に焦点を当てる。本検討においては、バックアップロールの疲労破壊が起こりにくいことから、圧延ロールの疲労に着目した。バックアップロールの材質は軸受鋼に近く、摩耗や疲労に強い。また、バックアップロールの表面は、磨耗層と疲労層を除去するために時々研磨される。表1に、解析に使用したロールの寸法を示す。図1に示すように、この調査では、次の諸元が考慮される。圧延ロール径 $D_W = 660$ mm、バックアップロール径 $D_B = 1400$ mm、両ロール本体長 $L = 1800$ mm、圧延鋼幅 $W = 1200$ mm が一般的に使用されており、多くのロールメーカーや鉄鋼会社によって典型的な条件として認識されている。圧延ロールとバックアップロールには、標準値 $P_{total} = 16400$ kN である総圧延力 P_{total} がかかる³⁴⁾³⁵⁾。また、圧延ロールには、バックアップロールからの線荷重 $D_B = P_{total}/L$ がかかる。図1に示すように、圧延ロールの圧延応力はロールプロファイルの影響を受ける^{36)~41)}。これらのロールプロファイルには、バックアップロールの面取り、バックアップロールのクラウン、圧延ロールの摩耗プロファイルが含まれる。鉄鋼業界の代表的な7スタンド熱延仕上用圧延機の中で、最も過酷な使用条件で使用される No.4 仕上スタンドは、比較的大きな摩耗が発生し、疲労破壊が発生する可能性がある

表1 ロール寸法と積載条件(基準値)。

大きさ	圧延ロール	バックアップロール	圧延鋼板 ^{a)}
直径 (mm)	$D_W = 660$	$D_B = 1400$	—
長さ/幅 (mm)	$L = 1800$	$L = 1800$	$W = 1200$
圧延力 P_{total} (kN)		$P_{total} = 16400$	
バックアップロールからの線圧力 P_B (kN mm ⁻¹)		$p_B = P_{total}/L = 9.1$	
バックアップロールからの線圧力 P_S (kN mm ⁻¹)		$p_S = P_{total}/W = 9.1$	

a) 入口の厚さ：4.9 mm、出口の厚さ：3.3 mm、接触幅：23 mm。

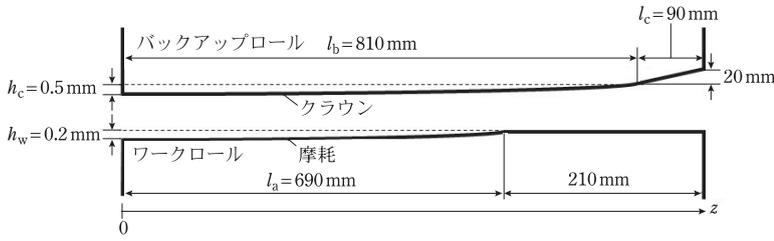


図2 $h_c = 0.5 \text{ mm}$ のバックアップロールのクラウンプロファイルと $h_w = 0.2 \text{ mm}$ の圧延ロールの摩耗プロファイル。

と考えられる。これまでの報告では、ロール1回転中に熱板(圧延鋼材)の加熱・冷却による熱応力が表層から数 $\mu\text{m} \sim 1 \text{ mm}$ の深さで発生し、境界付近の応力には影響を与えないことが知られている^{42)~44)}。すなわち、圧延開始後、ロール温度は上昇し、1時間後に安定し、約 $50 \sim 80^\circ\text{C}$ の平衡温度に達する¹⁹⁾⁴⁵⁾。このように、初期の温度上昇は疲労に影響しないので、本稿では室温で解析を行っている。

図2は、 $h_c = 0.5 \text{ mm}$ のバックアップロールのクラウンプロファイルと、 $h_w = 0.2 \text{ mm}$ のワークロールの摩耗プロファイルを示している。この解析では、式(1)がバックアップロールのクラウンを表し、式(2)が圧延ロールの摩耗クラウンを表すと仮定する。圧延ロールの湾曲部の長さを l_a 、バックアップロールの湾曲部の長さを l_b とする(図2参照)。

$$D_B(z) = 1400 + 2h_c \sqrt{1 - z/l_b} \quad (1)$$

$$D_W(z) = 660 - 2h_w \sqrt{1 - z/l_a} \quad (2)$$

圧延ロールとの接触により、バックアップロールの変形により、 $z = 0$ と $z = 900 \text{ mm}$ で異なるたわみが生じる。これは、 $\delta(z = 900) - \delta(z = 0) = 0.2 \text{ mm}$ として表すことができる。また、圧延ロールに現れる最大摩耗は、 $h_w = 0.3 \text{ mm}$ と見積もることができる。これらのプロファイルを考慮して、バックアップロールのクラウンを $h_c = 0.5 \text{ mm} (= 0.2 \text{ mm} + 0.3 \text{ mm})$ に設定した。表2に解析に使用したロールの材料特性を示す⁴⁶⁾。バックアップロールには高クロム鋼、圧延ロールの外層にはハイス鋼、圧延ロールの内層にはダクタイル鋳鉄(DCI)が使用されている。外層HSSの厚さは 60 mm ($r = 270 \sim 330 \text{ mm}$) である。

図3は、室温での圧延ロールのHSS層とDCI層の両方の応力-ひずみ線図を示している。表3に、

表2 ロールの材料特性。

項目	HSS	DCI	バックアップロール
引張強度 (MPa)	1575	415	1575
疲労強度 ⁴⁶⁾ (MPa)	630	166	630
降伏応力 (MPa)	1270	410	—
ヤング率 (GPa)	230	174	210
ポアソン比	0.3	0.28	0.3
密度 (kg/m^3)	7600	7300	7800

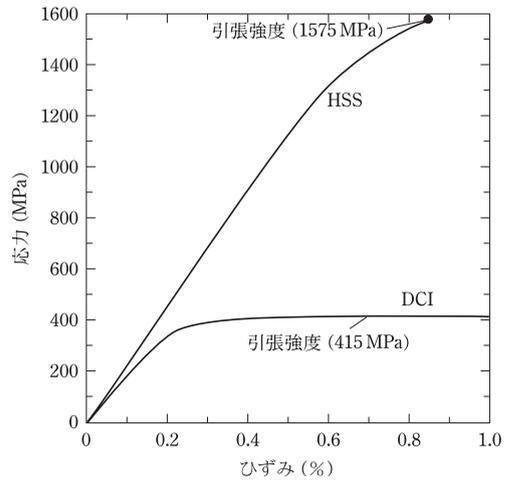


図3 圧延ロールのHSSとDCIの応力-ひずみ関係。

圧延ロールの両層の化学組成(質量%)を示す³¹⁾。表3に示すように、外層のHSSには約2%の炭素が含まれ、内層には約3%の炭素が含まれている。 castingプロセスでは、外層のHSSが最初に铸造され、その後、外層の内面がほぼ固化した後、内層のDCI铸造が開始される。DCI铸造中、固化したHSSの内面が再び溶融し、外層HSSと内層DCIの成分がHSS/DCI境界付近で混合される。この混合物により、炭化物とグラファイトがHSS/DCI境界の周囲に不均一に分布し、壊れやすい微細構

表3 圧延ロールの化学組成 (質量%)

要素	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Co	V	W	Mg
HSS	1~3	<2	<1.5	<1	<1	<5	2~7	<10	<10	3~10	<20	<10
DCI	2.5~4	1.5~3.1	<1	<0.1	<0.1	0.4~5	0.01~1.5	0.1~1	<1	<1	<1	0.02~0.08

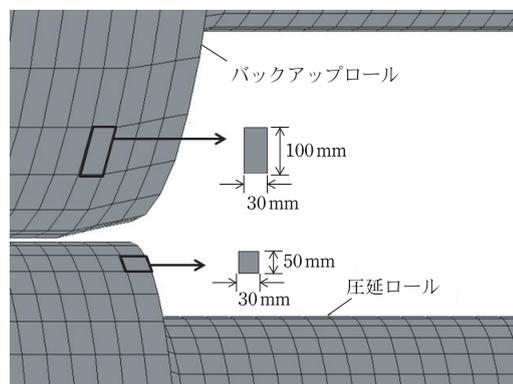


図4 バックアップロールとワークロールのFEMメッシュ。

造を形成される。これらの状況を考慮して、本稿ではHSS/DCI境界付近の疲労破壊のリスクに焦点を当てている。解析においては、ソフトウェアMSC Marc/Mentat 2012を使用して、3次元の弾塑性解析を実行した。圧延ロールの内部応力に対して塑性変形が生じるかどうかは不明であるため、本解析では弾塑性解析を用いた。図4にFEM解析モデルを示す。最小メッシュは30mm×30mm×30mmで、使用される要素の種類は、応力集中部分で4接点の4面体要素タイプと8接点の6面体要素タイプである。ノード数は23,883、要素数は21,410である。圧延ロールとバックアップロールの接触解析は直接拘束法を採用している。この検討では、付録Aに記載されている以前の残留応力解析^{30)~33)}を圧延応力解析に拡張している。まず、以前の研究で使用された軸対称FEMモデルの代わりに、図4の3Dモデルを使用して同じシミュレーションを実行する。残留応力が得られた後、後述するように連続圧延応力解析は、残留応力を初期条件として使用して行った。得られた結果は、残留応力と圧延応力の両方を反映している。

複合圧延ロールに与える残留応力 (圧延応力解析の初期条件)

本検討では、圧延応力解析の初期条件として圧延残留応力を考慮した。残留応力シミュレーションの詳細は既報に記載されているので^{30)~33)}、残留応力シミュレーションの概要を付録Aで簡単に紹介する。このシミュレーションでは、さまざまな異なる熱処理によるロールの表面から内部までの残留応力分布を求めることができる。X線回折法や超音波法などの非破壊的な方法では内部応力を求めることができないため内部応力を求めるにはザックスポーリング法やディスクカット法などの破壊検査を行い、費用と手間がかかる⁴⁷⁾⁴⁸⁾(付録B参照⁴⁹⁾)。図5は、予熱、焼入れ、焼き戻し処理後の残留応力 σ_r 、 σ_θ 、および σ_z を示している(付録Aを参照)。図5(a)は、 $0 \leq r \leq 330$ mmの場合の固定 $z=0$ での残留応力 σ_r 、 σ_θ 、 σ_z を示している。図5(a)では、引張応力 σ_z は圧縮応力 σ_z とバランスが取れている。図5(b)は、 z 方向に沿った境界 $r=270$ mmでの結果を示す。剥離の原因となる引張応力 σ_r は、 z 方向に沿ってほぼ一定である。これらの残留応力は、軸対称FEMモデルを使用することにより、以前の研究^{30)~33)}で詳細に説明されているように、2つの焼き戻しプロセスを考慮して解析できる。以前の残留応力解析^{30)~33)}は、次の方法で、本稿で示す圧延応力解析に拡張できる。まず、以前の研究で使用された軸対称FEMモデルの代わりに3Dモデルを使用して、同じシミュレーションを行う。そして、残留応力を求めた後、それを初期条件として連続的に圧延応力を解析する。得られた結果は、残留応力と圧延応力の両方を反映している。図6は、この研究で検討した境界破壊の例を示す。図6(a)に示すように、点Aのグレン/FC境界(グレン:結晶粒黒鉛、

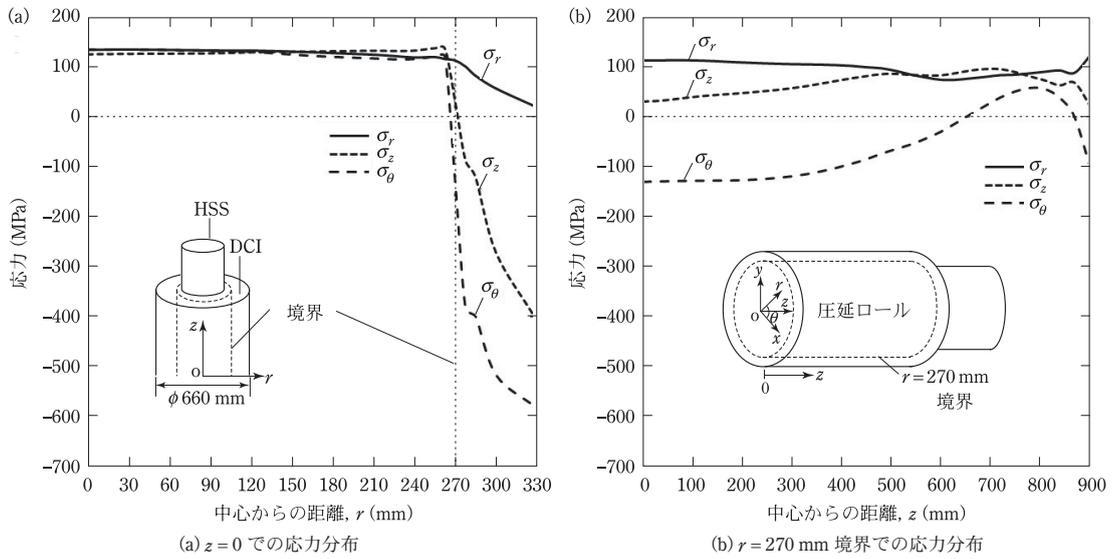


図5 加熱、焼入れ、焼戻し処理後の境界 $r=270$ mm での発生残留応力 $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z$. (a) $z=0$ での $r=0\sim 330$ mm の応力分布, (b) HSS/DCI 境界 $r=270$ mm での $z=0\sim 900$ mm の応力分布.

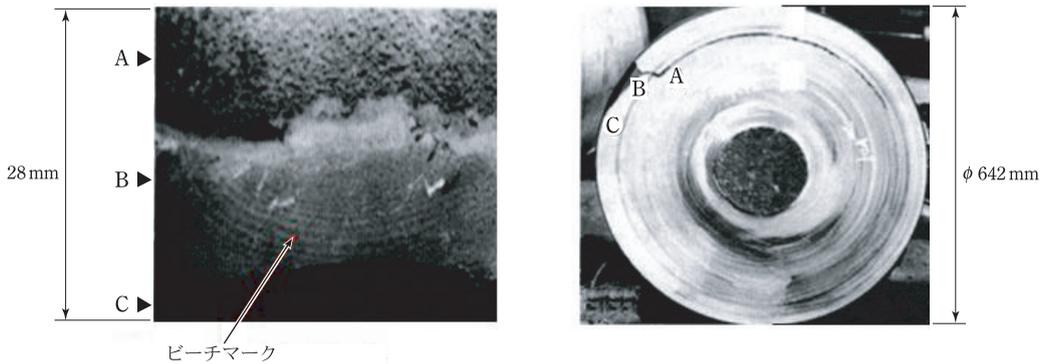


図6 き裂が複合圧延ロールのグレン/FC 境界で発生し、表面に向かって伝播する境界破壊.

FC: 片状黒鉛鑄鉄) 付近に半だ円形のピーチマークが明確に見られ、疲労き裂が内側境界で開始することを示している。点Aを通過し、表面に伝播する²⁰⁾。ロールメーカーの企業は、ロール本体の端近くで同様の障害が見られる場合があることも確認した(図9のB₂₇₀点を参照)。図6に示すような剥離は、ロール回転中の半径方向応力 σ_r の変動によって引き起こされる。本稿では σ_r に起因するこの内部疲労破壊について検討する。これまでの多くの研究では、バックアップロールの表面スポー

リングのみに焦点が当てられていた^{21)~29)}。このような転がり疲労やスポーリングは、ロール表面から数 mm 内部のせん断応力によって引き起こされるので、図6の破損とは大きく異なる。

連続 FEM 解析により得られた複合圧延ロールに生じる圧延応力

ここでは、図5の残留応力を持つ複合圧延ロールを図1の4段式圧延機で使用した場合の圧延応

力について説明する。これまでに報告された破壊事例も参考にして疲労破壊のリスクを以下に示す危険箇所を評価する。この評価では、ロールの1回転ごとに現れる σ_r の最大値と最小値の繰り返し、すなわち応力振幅が、内部疲労破壊を引き起こす駆動力と見なすことができる⁵⁰⁾。内部疲労破壊を支配する最大応力振幅 σ_r を推定するために、図7は $B_{0-900}^{270}|_{\theta=-90^\circ}$ 、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=90^\circ}$ 、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=0^\circ}$ 、 $C_{0-900}^0|_{\theta=90^\circ}$ 、 $C_{0-900}^0|_{\theta=0^\circ}$ で表される圧延ロールの内側を想定したいくつかの臨界線を示している。たとえば、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=-90^\circ}$ は、 $r=270$ mm、 $z=0-900$ mm、 $\theta=-90^\circ$ 、の線を表す。 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=-90^\circ}$ の上付き文字270は r 座標 $r=270$ mmを表し、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=-90^\circ}$ の下付き文字0-900は z 座標上の $z=0-900$ mmを表す。表1に示すように、 p_B はバックアップロールから圧延ロールにかかる線荷重を表し、 p_S は圧延鋼材から圧延ロールにかかる線荷重を表す。 $\theta=-90^\circ$ からの圧延鋼の接触による圧延応力の変化を推定するために、図8は $r=270$ mmの境界上で $B_{0-900}^{270}|_{\theta=-90^\circ}$ および $B_{0-900}^{270}|_{\theta=0^\circ}$ の間の応力 σ_r の変化を示している。応力振幅は、角度 $-90^\circ \leq \theta \leq 0^\circ$ で最大となることに注意する必要がある。これは、最大の引張応力 σ_r が $\theta=0^\circ$ に現れ、最大の圧縮応力 σ_r が $\theta=-90^\circ$ に現れるためである。図5(b)の σ_r は図8の σ_r とほぼ等しく、圧延応力 σ_r 振幅は $\theta=0^\circ$ でほぼ0になる。図8からも、圧延鋼幅が600 mmであるため、 $0 \leq z < 600$ mmの範囲で最大

の圧縮応力が現れることがわかる。図8では、応力振幅は $0 \leq z \leq 600$ mmの領域で考慮されている。次に、 $(r,z)=(270,0)$ において最大引張応力 $\sigma_{r_{max}}^{\theta=0^\circ} = 115$ MPa、最大圧縮応力 $\sigma_{r_{min}}^{\theta=-90^\circ} = -347$ MPa、最大応力振幅 $\sigma_a^{\max} = \sigma_{r_{max}}^{\theta=0^\circ} - \sigma_{r_{min}}^{\theta=-90^\circ} = 462$ MPaが現れることがわかる。 $(r,z)=(270 \text{ mm}, 0)$ でのこの最大応力振幅は、 $B_0^{270}|_{\text{Rolled steel}}$ で表され、疲労破壊の論拠となる。

バックアップロールの接触による圧延応力の変動を $\theta=90^\circ$ から推定するために、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=90^\circ}$ およ

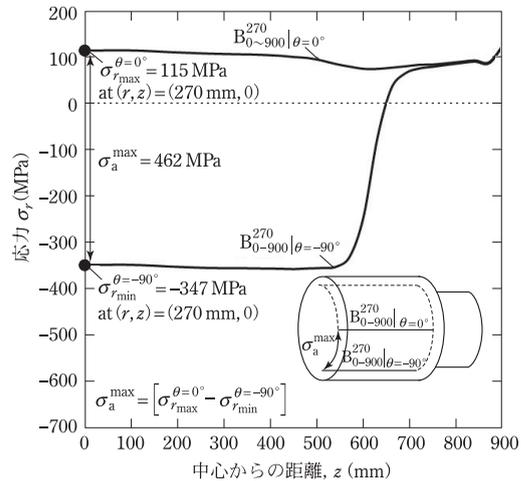


図8 $\theta=-90^\circ$ からの圧延鋼材の接触による境界 $r=270$ mmでの応力分布 σ_r の変化。2本の線の差が応力振幅を示す。

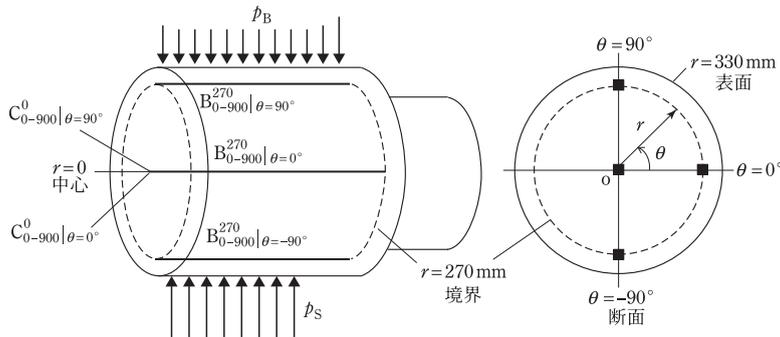


図7 σ_r の応力分布を考慮した5本の直線で表される危険箇所 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=-90^\circ}$ 、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=90^\circ}$ 、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=0^\circ}$ 、 $C_{0-900}^0|_{\theta=90^\circ}$ 、 $C_{0-900}^0|_{\theta=0^\circ}$ の説明図。3本の直線 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=-90^\circ}$ 、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=90^\circ}$ 、 $B_{0-900}^{270}|_{\theta=0^\circ}$ は、 $r=270$ mmの境界上にある。ロール中心 $r=0$ に沿った2本の直線(重なっている) $C_{0-900}^0|_{\theta=0^\circ}$ 、および $C_{0-900}^0|_{\theta=90^\circ}$ は、 σ_r 分布が $\theta=0^\circ$ および $\theta=90^\circ$ 方向で考慮されていることを示す。

び $B_{0-900}^{270}|_{\theta=0^\circ}$ で表される応力分布 σ_r を図9に示す。境界 $r=270$ mm 上の z 方向に沿って、応力変動は、角度 $0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$ の間で最大になる。図9では、応力振幅は $0 \leq z \leq 810$ mm の領域で考慮されている。次に、引張応力 $\sigma_{r_{\max}}^{\theta=0^\circ} = 86$ MPa と圧縮応力 $\sigma_{r_{\min}}^{\theta=-90^\circ} = 265$ MPa、最大応力振幅 $\sigma_a^{\max} = \sigma_{r_{\max}}^{\theta=0^\circ} - \sigma_{r_{\min}}^{\theta=-90^\circ} = 351$ MPa が $(r, z) = (270 \text{ mm}, 750 \text{ mm})$ において示される。次に、 $B_{0-900}^{270}|_{\text{Rolled steel}}$ で疲労破壊につ

いて説明する。ロール中心破断の危険性を評価するために、 $r=0$ のロール中心における $C_{0-900}^0|_{\theta=0^\circ}$ および $C_{0-900}^0|_{\theta=90^\circ}$ で表される応力分布を図10に示す。 $z=0$ において、最大応力振幅 σ_r は、最大引張応力 $\sigma_{r_{\max}}^{\theta=0^\circ} = 169$ MPa および最小引張応力 $\sigma_{r_{\min}}^{\theta=-90^\circ} = 35$ MPa と分かる。最大応力振幅 $\sigma_a^{\max} = \sigma_{r_{\max}}^{\theta=0^\circ} - \sigma_{r_{\min}}^{\theta=-90^\circ} = 134$ MPa は $(r, z) = (0, 0)$ において疲労破壊を説明した $B_0^{270}|_{\text{Rolled steel}}$ によって示される。

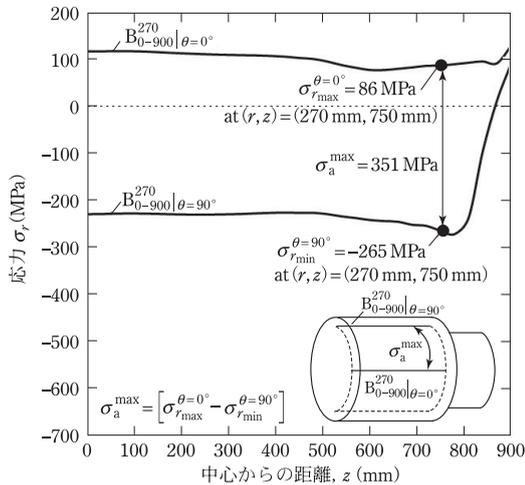


図9 $\theta=90^\circ$ からのバックアップロールの接触による境界 $r=270$ mm での応力分布 σ_r の変化。2本の線の差が応力振幅を示す。

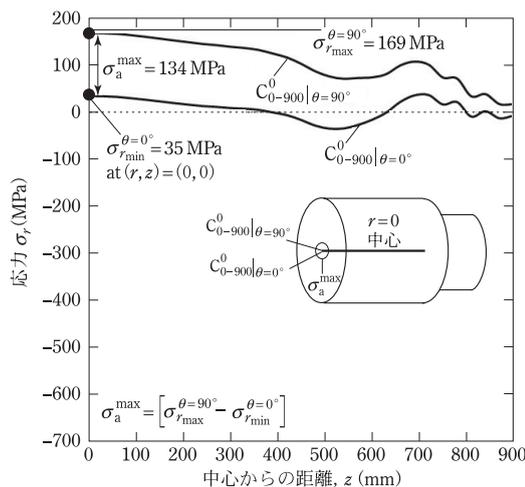


図10 圧延鋼材とバックアップロールの接触による $r=0$ すなわちロール中心での応力分布 σ_r の変化。2本の線の差が応力振幅を示す。

参考文献

- 1) H. Shimoda, S. Onodera and K. Hori: Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., **32** (1966), 689.
- 2) T. Irie, K. Takaki, I. Tsutsunaga and Y. Sano: Tetsu-to-Hagane, **65** (1979), 293.
- 3) J. H. Lee, J. C. Oh, J. W. Park, H. C. Lee and S. Lee: ISIJ Int., **41** (2001), 859.
- 4) M. Sedláček, B. Podgornik and S. Milanović: Mater. Technol., **48** (2014), 983.
- 5) N.-A. Noda, K. Hu, Y. Sano, Y. Hosokawa and X. Wang: ISIJ Int., **57** (2017), 1432.
- 6) S. Tutumi, S. Hara and S. Yoshi: Tetsu-to-Hagane, **57** (1971), 818.
- 7) S. Spuzic, K. N. Strafford, C. Subramanian and G. Savage: Wear, **176** (1994), 261.
- 8) Z. H. Guo, F. Xiao, S. Lu, H. Li and B. Liao: Adv. Mater. Sci. Eng., **2016** (2016), 1.
- 9) N.-A. Noda, Y. Sano, Y. Takase, Y. Shimoda and G. Zhang: J. Jpn Soc. Technol. Plasticity, **58** (2017) 66.
- 10) K. Hu, Y. Xia, F. Zhu and N.-A. Noda: Steel Res. Int., **89** (2018), 1.
- 11) N.-A. Noda, H. Sakai, Y. Sano, Y. Takase and Y. Shimoda: Metals, **8** (2018), 998.
- 12) H. Sakai, N.-A. Noda, Y. Sano, G. Zhang and Y. Takase: Tetsu-to-Hagane, **105** (2019), 1126.
- 13) H. Sakai, N.-A. Noda, Y. Sano, G. Zhang and Y. Takase: ISIJ Int., **9** (2019), 889.
- 14) K. Goto, Y. Matsuda, K. Sakamoto and Y. Sugimoto: ISIJ Int., **32** (1992), 1184.
- 15) J. H. Ryu and H. B. Ryu: ISIJ Int., **43** (2003), 1036.
- 16) J. W. Park, H. C. Lee and S. Lee: Metall. Mater. Trans. A, **30** (1999), 399.
- 17) Y. Sano, T. Hattori and M. Haga: ISIJ Int., **32** (1992), 1194.
- 18) H. Fu, Q. Xiao and J. D. Xing: Mater. Sci. Eng. A, **474** (2008), 82.

- 19) Y. Sano: in The 245th JSMS Committee on Fatigue of Materials and The 36th JSMS Committee on Strength Design · Safety Evaluation, The Society of Materials Science Japan, Kyoto, Japan, (1999), 40.
- 20) Y. Sano and K. Kimura: *Tetsu-to-Hagane*, **73** (1987), 1154.
- 21) H. Li, Z. Jiang, K. A. Tieu and W. Sun: *Wear*, **263** (2007), 1442.
- 22) G. Pantazopoulos and A. Vazdirvanidis: *J. Fail. Anal. Prev.*, **8** (2008), 509.
- 23) M. A. Tolcha, H. Altenbach and G. S. Tibba: *Fatigue Fract. Eng. M.*, **42** (2019), 2611.
- 24) Q. Dong, J.-G. Cao, H.-B. Li, Y.-S. Zhou, T.-L. Yan and W.-Z. Wang: *Steel Res. Int.*, **86** (2015), 129.
- 25) Y. Ohkomori, C. Sakae and Y. Murakami: *J. Soc. Mat. Sci., Japan.*, **50** (2001), 249.
- 26) Y. Ohkomori, I. Kitagawa, K. Shinozuka, R. Miyamoto, S. Yazaki and M. Inoue: *Tetsu- to- Hagane*, **73** (2009), 691.
- 27) J.-G. Cao, Y.-P. Wang, N. Kong, L.-H. Yang, A.-Q. Hou and Z.-B. Wang: *Engineering Mechanics*, **28** (2011), 194.
- 28) N. Kong, J.-G. Cao, Y.-P. Wang, A. K. Tieu, L.-H. Yang, A.-Q. Hou and Z.-B. Wang: *Mater.*, **29** (2014), 129.
- 29) M. Drobne, U. Klannik, P. Fajfar and M. Terelj: *J. Mater.*, **12** (2021), 186.
- 30) N.-A. Noda, K. Hu, Y. Sano, K. Ono and Y. Hosokawa: *Steel Res. Int.*, **87** (2016), 1478.
- 31) N.-A. Noda, K. Hu, Y. Sano, K. Ono and Y. Hosokawa: *Steel Res. Int.*, **88** (2017), 1600165.
- 32) N.-A. Noda, Y. Sano, M. R. Aridi, K. Tsuboi and N. Oda: *Metals*, **8** (2018), 952.
- 33) N.-A. Noda, M. R. Aridi, R. Torigoe, K. Tsuboi and Y. Sano: *J. Jpn Soc. Technol. Plasticity*, **61** (2020), 183.
- 34) Y. Sano: in The 93rd Lecture on Technology of Plasticity, The Japan Society for Technology of Plasticity, Nagoya, Japan, (2004), 199.
- 35) H. Sakai, N.-A. Noda, Y. Sano, G. Zhang and Y. Takase: *Tetsu-to-Hagane*, **105** (2019), 1126.
- 36) The Iron and Steel Institute of Japan, Recent hot strip manufacturing technology in Japan, The Iron and Steel Institute of Japan, Tokyo, Japan, (1987).
- 37) Z. Y. Jiang, D. Wei and A. K. Tieu: *J. Mater. Process. Technol.*, **209** (2009), 4584.
- 38) J.-G. Cao, G.-C. Wei, J. Zhang, X.-L. Chen and Y.-Z. Zhou: *Journal of Central South University : Science & Technology of Mining and Metallurgy*, **15** (2008), 264.
- 39) N. T. Zhao, J.-G. Cao, J. Zhang, Y. Su, T.-L. Yan and K.-F. Rao: *Journal of University of Science and Technology Beijing*, **15** (2008), 352.
- 40) J.-G. Cao, S. J. Liu, J. Zhang, P. Song, T.-L. Yan and Y.-Z. Zhou: *J. Mater.*, **211** (2011), 1768.
- 41) X.-T. Li, M.-T. Wang, F.-S. Du and G.-L. Zhang: *Journal of Central South University : Science & Technology of Mining and Metallurgy*, **21** (2014), 2160.
- 42) F. J. Belzunce, A. Ziadi and C. Rodriguez: *Eng. Fail. Anal.*, **11** (2004), 789.
- 43) Y. Sekimoto, K. Tanaka, K. Nakajima and T. Kawanami: *Tetsu-to-Hagane*, **61** (1975), 2337.
- 44) Y. Sekimoto: *J. Jpn Soc. Technol. Plasticity*, **23** (1982), 953.
- 45) C. S. Li, H. L. Yu, G. Y. Deng, X. H. Liu and G. D. Wang: *J. Iron Steel Res. Int.*, **14** (2007), 18.
- 46) S. Hamada, Y. Sakoda, D. Sasaki, M. Ueda and H. Noguchi: *Soc. Mater. Sci.*, **9** (2011), 790.
- 47) A. A. Garcia-Granada, D. J. Smith and M. J. Pavier: *Int. J. Mech. Sci.*, **42** (2000), 1027.
- 48) K. Kamimiyada, Y. Konno and A. Yanagitsuru: *Mater. Trans.*, **61** (2020), 1987.
- 49) N. A. Noda, K. Hu, Y. Sano, Y. Hosokawa and X. Wang: *ISIJ Int.*, **57** (2017), 1432.
- 50) G. Luo and Y. Liu: *Mar. Struct.* **58** (2018), 367.

のだ・なおあき NODA Nao-Aki

1984 九州大学大学院工学研究科機械工学専攻博士課程修了。九州工業大学工学部講師・助教授を経て、教授。焼嵌め式ローラや特殊ボルト等の産学連携に関する研究に従事。日本設計工学会論文賞受賞。日本機学会材料力学部門賞業績賞、日本機械学会フェロー。自動車技術会フェロー。2019-2021 日本材料学会九州支部長。2022.04 九州工業大学名誉教授。

さの・よしかず SANO Yoshikazu

1967 九州大学大学院機械修了。日立金属入社。1992 技師長。1996 九州大学より博士(工学)授与。学術研究員、九州工業大学支援研究員を経て(株)ホーシン技術顧問。焼嵌め式ローラの構造設計に関する研究に従事。(公社)日本設計工学会 2019 年度論文賞受賞。

たかせ・やすし TAKASE Yasushi

1985 九州工業大学技術職員。1993 同工学部設計生産工学科夜間主コース卒業。2002 技術専門職員。2007 「任意寸法の試験片に対して正確な応力集中係数を与える計算式に関する研究」で博士(工学)。2020 年度日本塑性加工学会教育賞受賞。

ほった・げんじ HOTTA Genji

1979 九州工業大学卒業。(株)日鉄エレックスを経て2008 有明工業高等専門学校機械工学科教授。2012 熊本大学より博士(工学)授与。2019 より九州工業大学客員教授, 2021 西日本工業大学客員教授。日本技術士会ものづくり部会長。2021 年度技術士功労章受章。