

公益社团法人 日本設計工学会

JOURNAL OF JAPAN SOCIETY FOR DESIGN ENGINEERING

ONLINE ISSN: 2188-9023 PRINT ISSN: 0919-2948

This is "Advance Publication Article". Category: Paper Received date: 11 June 2021 Accepted date: 25 August 2021 J-STAGE Advance publication date: 16 December 2021 Publication date: ***** Corresponding author: Nao-Aki NODA (E-mail address: noda.naoaki844@mail.kyutech.jp) DOI: 10.14953/jjsde.2021.2936

Copyright©2021 Japan Society for Design Engineering

4 段式圧延機用複合ワークロールにおける圧延中の内部応力と疲労損傷評価

Rolling Stress and Fatigue Failure Analysis in Bimetallic Roll When the Work Roll is Used in Four-High Rolling Mill

野田 尚昭*¹, Mohd Radzi ARIDI *², 佐野 義一*³, 高田 翔*⁴, 孫 子豊*⁵, 高瀬 康*⁶ (Nao-Aki NODA) (Mohd Radzi ARIDI) (Yoshikazu SANO) (Kakeru TAKATA) (Zifeng SUN) (Yasushi TAKASE)

Abstract

In hot rolling mills, bimetallic rolls consisting of HSS and DCI are extensively used because of their excellent hardness and wear resistance although fatigue failure study is not available. To extend the roll life service, in this study, a three-dimensional finite element method is applied to investigate the rolling stress of the work roll in the four-high rolling mill. To clarify the mechanical stress, zero residual stress is assumed. Then, the fatigue strength is discussed by focusing on several critical points inside of the work roll. The effect of the crown profile at the backup roll surface is clarified as well as the effect of the wear profiles at the work roll surface. It may be concluded that the most critical point is located at the HSS/DCI boundary point B_0^{270} where (r,z)=(270 mm,0) because the largest stress amplitude appears due to the contact of rolled steel. Another critical point is located at B_{750}^{270} where (r,z)=(270 mm,750 mm) due to the contact of backup roll.

Key words

bimetallic roll, stress analysis, fatigue failure, steel rolling, roll profile, four-high rolling mill

- *1 正会員,九州工業大学工学研究院(〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1), noda.naoaki844@mail.kyutech.jp
- *2 非会員,九州工業大学大学院(同上),radz7cr@gmail.com
- *3 非会員,九州工業大学工学研究院(同上), sano.yoshikazu029@mail.kyutech.jp
- *4 非会員,九州工業大学大学院(同上),q104065k@mail.kyutech.jp

*5 非会員,九州工業大学大学院(同上),sunzifengshenzhen@yahoo.coh.jp

*6 正会員,九州工業大学戸畑・若松キャンパス技術部(同上), takase.yasushi415@mail.kyutech.jp

1 緒言

鋼の熱間圧延では、ワークロールの耐摩耗・耐肌あれ性と耐熱き裂性を改善する様々な研究が行われており^{1)~6)},現在では、熱間圧延でハイス製複合ロール(ハイスロールともいう)が、幅広く用いられている^{7),8)}. このロールは、遠心鋳造法で製造され、高炭素系高速度鋼(HSS)と球状黒鉛鋳鉄(DCI)がそれぞれ外層材と 内層材として使用されている⁹⁾.ハイス製複合ロールはロール寿命に達するまでの総圧延長さが、それ以前 の高合金グレンロールや高クロムロールに対比して10倍以上に達するものもある.

ワークロール表層は、表面肌荒れ等による表面粗さや摩耗を除去するために、バックアップロールよりも 少ない圧延量で頻繁に研削される.このため、バックアップロールで問題となるスポーリング(ロール表面 から発生した転がり疲労き裂が内部に向かって生じる表層剥離)はほとんど生じない.しかし、使用中に研 削される外層と異なり、ロール内部の HSS/DCI 境界部及び内層は、ロール全寿命に相当する 10⁷ 回を越え る繰返し荷重を受ける.しかも、HSS/DCI 境界層の鋳造過程で、遠心鋳造固有の微小欠陥や不健全なミク ロ組織が生じることがあり、圧延負荷の繰返しによって HSS/DCI 境界やその内部における剥離事象を伴う. このように、ロールの長寿命化に加えて、圧延材の高強度化に伴う高負荷圧延など、ロール使用条件が厳し くなる中で、ロール内部を起点とする疲労破壊に関する知見が不十分である.

図1に本論文で対象とする内部疲労破壊の例を示す^{10),11)}.図1(a)に示す高合金グレンロールの破壊起点 では、ロール軸方向中央部のGrain/FC境界付近でロール内部から表面に向かう半だ円形のビーチマークが 観察される.このようなGrain/FC境界付近の剥離は、ロール胴端部でも生じることがあり、主として半径 方向応力 σ_r剥離が生じる.このように、本研究で対象とするワークロールの内部破壊と、ロールメーカーが 評価を行っているバックアップロールのスポーリング(表層剥離)^{12)~14)}は、同じ疲労破壊でも破壊のメカニ ズムが全く異なる.すなわち、転がり疲労によりバックアップロールにはスポーリングが生じるが、そのメ カニズムは主として転がり疲労に基づく表層数 mm 内部を起点とするものであり、せん断応力に支配される. このような現状を鑑みて、著者らはこれまで研究のないワークロール内部の疲労破壊に対する強度評価の必 要性を痛感してきた.すなわち、ロール自体の強度に関する要因と圧延上の負荷要因に基づいて、ロール全 域で疲労危険度評価を行い、信頼性保障の観点からロール全域の強度を明らかにすることが重要であると考 える.



そこで、本研究では、4段圧延機用ハイス製複合ロールを対象に、ロール内部に生じる圧延応力に着目して、

Fig. 1 Failure at Grain/FC boundary in bimetallic work roll (Grain =Grain graphite, FC= Flake graphite cast iron) (a) Fractured surface; A: Near boundary, B: Beach mark in shell, C: Roll surface, (b) Cross-section view of spalling crack^{10, 11)}

疲労破壊の危険部位を明らかにする.なお、ここでは圧延により生じる応力の意味で圧延応力を用いる.最 終的な破壊リスクの評価に、ロールの残留応力を考慮することは、不可欠であるが、その導入のための熱処 理方法は各ロールメーカーによっても異なる.よって、ここでは、まずこれまで研究の見当たらない圧延中 のロールに生じる応力を明確にするため、残留応力はゼロとする.そして、圧延応力の観点から、これまで のロール破損事故例^{10),15)}も参考にして、疲労破壊危険部位を明らかにする.これまでに行われた圧縮応力 場での疲労の研究は、転がり疲労試験のような特別な試験方法に限定されており、一般によく用いられる通 常の疲労試験による評価は行われていない、すなわち、通常の疲労破壊が圧縮応力場でどのように生じるか を考慮した研究は極めて少ない^{16)~18)}.よって、本論文では、圧縮応力下での耐久限度線図を提案する.

2 解析方法

表1に解析で用いたロール寸法諸元と圧延荷重 P_{total} ,線荷重 $p_B^{ave} = P_{total}/L$, $p_S^{ave} = P_{total}/W$ を示す. **図 2**に示すようにワークロールの直径 $D_W = 660$ mm,長さL = 1800mm,バックアップロールの直径 $D_B = 1400$ mm,長さL = 1800mm とした.圧延材(Rolled steel)の幅はW = 1200mm とする.圧延荷重はロール全体で $P_{total} = 16400$ kN を負荷することを標準とする^{19),20)}.このとき,圧延材による線荷重は $p_S^{ave} = P_{total}/W$ となる.また、**図2**に示すようにバックアップロールには長さ90mm,深さ20mmの面取りを設ける²¹⁾.面取りの必要性については4章で述べる.

Table 1 Rolling size and condition (Base value)

Size	Work roll	Backup roll	Rolled steel ^a
Diameter (mm)	$D_w = 660$	D_{B} =1400	_
Length / Width (mm)	L=1800	L=1800	W=1200
Rolling force, $P_{total}(kN)$		16400	
Line force, p_{B}^{ave} from Backup roll (kN/mm)		$P_{total}/L=9.1$	
Line force, p_s^{ave} from Rolled steel (kN/mm)		$P_{total}/W=13.7$	

^a Inlet thickness: 4.9 mm, Outlet thickness: 3.3 mm, Contact width: 23 mm



Fig. 2 Three-dimensional FEM model of four-high rolling mill

表2に解析で使用するロールの材料特性を示す²²⁾.バックアップロールは高クロム鋼を使用し,ワークロールの外層は高炭素ハイス(ハイス又は HSS で表示する)を,ワークロールの内層は球状黒鉛鋳鉄(DCI)を用いるものとする.外層は厚み 60mm(r = 270 ~ 330mm)である.これまでの研究より,熱による応力の変化は,表層 1mm 程度までしか及ばず,今回対象としている HSS/DCI 境界付近には及ばない^{23),24)}ことが知られている.また,ここで対象とするロール内部の熱応力は圧延開始後から1時間ほどでロール内外温度差がなくなり,50℃~80℃で定常状態に達するので消滅する.ロール摩耗によるロール組み換えまでに通常10時間以上使用されることから,疲労破壊を考える場合に圧延開始初期の熱応力による影響を無視する場合が多い¹¹⁾.よって,本研究では温度は室温とする.**図3**に室温でのワークロールの HSS 層と DCI 層の両方の応力 - ひずみ線図を示す.これは,材料特性のデータベース(J-MatPro²⁵⁾)を利用している.**表3**に同様部分の化学成分(mass,%)を示す^{26),27)}.

本解析には、3次元弾塑性有限要素法 MSC Marc/Mentat 2012 を用いる. ワークロールの内部応力について塑性変形が発生するか明らかではないため、弾塑性解析を本解析で用いた. 図4に FEM 解析モデルを示す. 最小メッシュは 30mm×30mm×30mmで、4 節点4 面体要素を用い,応力集中部には8 節点6 面体要素を用いる. 節点数 22,320,要素数 20,006 である. ワークロールとバックアップロールの接触解析には, 直接拘束法を用いる.

Property	HSS	DCI	Backup roll
Tensile strength (MPa)	1575	415	1575
$Fatigue \ strength^b \ (MPa)$	630	166	630
Yield strength (MPa)	1270	410	_
Young' s modulus (GPa)	230	174	210
Poisson' s ratio	0.3	0.28	0.3
Density (kg/m ³)	7600	7300	7800

Table 2 Material properties of the rolls

^b From reference ²²⁾



Fig. 3 Stress-strain relations for HSS and DCI

Element	С	Si	Mn	Р	S	Ni	Cr	Мо	Со	V	W	Mg
HSS	1~3	<2	<1.5	<1	<1	<5	2~7	<10	<10	3~10	<20	<10
DCI	$2.5 \sim 4$	1.5~3.1	<1	< 0.1	< 0.1	0.4~5	$0.01 \sim 1.5$	$0.1 \sim 1$	<1	<1	<1	0.02~0.08

Table 3 Chemical compositions of the work roll (mass, %) $^{26), 27)}$



Fig. 4 FEM mesh for backup roll and work roll

3 ロール回転により生じるワークロールの応力変化

ロール内部起点の疲労破壊を考察するに際してさきの調査結果⁶⁾を参考にして破壊リスクの高いロール内 部3次元空間領域(危険領域)を経験に基づいて想定する.その危険領域においてロール回転に対応して変動 する半径方向応力 σ_r に注目する.ロール内部疲労破壊事例によれば,破壊起点部はr = -定面,すなわち半 径方向に直行する面に沿って見られる^{10),15)}.

本節ではロール内部の疲労を支配する最大応力振幅発生位置を解析結果に基づいて考察する.応力振幅の 変動は円周方向に現れるので、ここでは基本的な形状のロールを対象にすれば良い.解析に用いるロールプ ロフィール、圧延負荷及び解析対象を**表4**に示す.

3.1 ワークロール表面の圧延応力の周方向の応力変化

圧延状態の解析では圧延トルクを無視し、圧延荷重のみを考慮する.**図5**に解析に用いる線荷重 $p_B(z)$, p_S^{ave} のモデルを示す.ワークロールはバックアップロールと $\theta = 90^{\circ}$ で接触し、線荷重 p_B を受ける.また、 圧延材と $\theta = -90^{\circ}$ で接触し、線荷重 p_S^{ave} を受ける。線荷重 p_S はワークロール摩耗プロフィールの影響は受けにくいが、圧延材の幅方向に温度の影響を受けて変動する。その解析法は一般化されていないので、ここでは $p_S^{ave} = \text{const.}$ として扱う。

図6にワークロール表面のz = 0に生じる σ_r の周方向の変動を示す.表面応力と内部応力が周方向に同様に変化することは後述する(図8,図9参照).注目する応力 σ_r において接触域 $\theta = -90^{\circ}$ (圧延材側)が最大 圧縮応力となる. $\theta = 90^{\circ}$ (バックアップロール側)がそれに次いで大きい.これは,圧延材から受ける荷重幅 が 1200mm であり,バックアップロールから受ける荷重幅より短いことによる.

	Ro	ll profil	e (mm)		
	Backup roll		Work roll	Rolling force ratio	(MDa)
	ℓ_c	h_c	h_w	- P/P _{total}	(MII a)
Section 3 (Fundamental profile)	90	0	0	1.0	Stress $\sigma_r, \sigma_{\theta}, \sigma_z$

Table 4 Fundamental roll profile and rolling force considered in Section 3

 ℓ_c : Chamfer length, h_c : Crown profile, h_w : Wear profile



Fig. 5 Definition of $p_B(z)$ and p_S^{ave} due to contact between backup roll and work roll



Fig. 6 Stress distribution σ_r along the roll surface in the θ -direction at z = 0 in Fig. 5 when $P/P_{total} = 1.0$

3.2 ワークロール表面と HSS/DCI 境界の軸方向の応力変化

次に、**図7**(a)に示すワークロールの表面(r = 330mm)とHSS/DCI境界面(r = 270mm)における5つの 角度($\theta = -90^\circ$, -45° , 0° , 45° , 90°)でのz方向の応力分布を比較する.**図1**の例に示すように、HSS/DCI 境界に生じたき裂は,表面ならびに周方向に進展する.よって,圧縮の最大をとる σ_r に注目すれば十分である. 破壊は σ_r によって生じているので、ここでは、圧縮の最大をとる σ_r に注目する.**図7**(b)にロールの表面、 HSS/DCI境界面における各角度の応力 σ_r を示す.前節ではz = 0の表面で $\theta = -90^\circ$ において最も大きい圧 縮応力が発生していることが示された.軸方向の表面とHSS/DCI境界面の応力分布に注目した場合でも同 様に、 $\theta = -90^\circ$ (圧延側)で最大圧縮応力が各種応力で発生している. $\theta = 90^\circ$ (バックアップロール側)がそれ に次いで大きい.その他の応力 σ_{θ} , σ_z についても解析を行ったが、応力 σ_r が最大圧縮応力となる.そのため、 今後の解析では応力 σ_r に着目して考察を行う.参考までに、圧縮応力 σ_r は、表面(r = 330mm)において $\sigma_r = 817$ MPa < 1270MPa となり外層(HSS)の降伏応力を下回っている.同様に、HSS/DCI境界 (r = 270mm)においても $\sigma_r = 388$ MPa < 410MPa となり内層(DCI)の降伏応力以下である.



Fig. 7 Stress distribution σ_r along the surface r = 330mm and the boundary layer r = 270mm in the z-direction, (a) Surface and boundary layers in the work roll, (b) stress distribution σ_r at the HSS/DCI boundary and the surface in Fig. 7 (a) when $P/P_{total} = 1.0$

3.3 HSS/DCI 境界付近の軸方向の応力変化

図8にHSS/DCI境界層 r = 270mmの内側近傍からロール表面まで255mm $\leq r \leq 330$ mmの $\sigma_r を示$ $す. 図8(a)は、バックアップロール側(<math>\theta = 90^\circ$)におけるワークロールとバックアップロールの接触領域 $z \leq 900$ mmの $\sigma_r を示す.$ 図8(a)に示すr = -定の σ_r の応力分布には、接触領域の端部付近でピークがみ られる. 図8(b)は、圧延側($\theta = -90^\circ$)でのワークロールと圧延材の $\sigma_r を示す.$ 同様に、接触端部でその接 触領域 $z \leq 600$ mmの σ_r が大きく、表面の最大応力位置は、内部でも同様である. 図8(a),(b)を同じrで比べると図8(b)の圧縮応力が大きいことがわかる. 図8(c)に応力分布のコンター図を示す. この等高 線図から、圧延鋼の長さ W/2 = 600mmが、バックアップロール長さより小さいため、rが小さいロール内 部まで大きな圧縮応力が生じていることがわかる.

本研究で扱う疲労破壊は図1の例に示すように、ロール内部で発生し、ハイス(HSS)と球状黒鉛鋳鉄(DCI)のHSS/DCI境界部を含む内部から生じる.すなわち、図1に示すようなHSS/DCI境界近傍のき裂発生に

関して、HSS/DCI境界付近の σ_r の応力振幅が重要である。そこで本論文では、4章で実圧延を近似した条件を決定した後、5章で、このような、これまで研究のなされていない HSS/DCI境界層近くの疲労破壊を対象として、HSS/DCI境界上の内部応力 σ_r に注目して考察する。



(c) Contour map for stress σ_r at $\theta = \pm 90^\circ$ in Fig. 2

Fig. 8 Stress σ_r at r = constant when P/P_{total} = 1.0, (a) for the contact region between work roll and backup roll, (b) for the contact region between work roll and rolled steel (c) Contour map for stress σ_r

4 ワークロールに設ける摩耗プロフィールの線荷重への影響

本節の解析に用いるロールプロフィール, 圧延負荷及び解析対象を**表5**に示す. ここでは, ロールプロフィール *h_c*, *h_w*を変化させたときの線荷重に対する影響を考察して実圧延条件を決定する.

ワークロールはバックアップロールから線荷重 $p_B(z)$ を, 圧延材から p_S^{ave} を受ける. ワークロールがバッ クアップロールから受ける線荷重 $p_B(z)$ は,式(1)で与えられる.また,総圧延荷重 P は式(2)で,線荷重 p_B^{ave} は式(3)で,圧延材から受ける線荷重 p_S^{ave} 式(4)で与えられる(**図5**参照)²⁸⁾.なお,式(1)と(3)は,線 荷重の平均値 $p_B(z)$ と p_B^{ave} の違いを説明している.

$$p_B(z) = \int_{\frac{\pi}{2} - \theta_1}^{\frac{\pi}{2} + \theta_1} \sigma_r(r, \theta, z) |_{r = 330 \text{mm}} \cos^2 \theta r d\theta$$
(1)

$$P = \int_{0}^{z_1} p_B(z) dz \tag{2}$$

 $p_B^{ave} = P/L \tag{3}$

 $p_S^{ave} = P/W \tag{4}$

ここで、 θ_1 は、**図 5(a)**に示される接触領域の角度、 z_1 は接触長さである.また、 $\sigma_r|_{r=330}$ はロール表面の接触応力である.なお、接触角 θ_1 は小さいので応力の座標変換は無視できる.線荷重 $p_B^{ave} = P/L$ は一般に用いられるワークロールへの外力である。**図 5**に示す線荷重 p_S^{ave} は第3節で述べたように $p_S^{ave} = P/W =$ const.として扱う.

4.1 実圧延モデルにおけるワークロールの摩耗プロフィールとバックアップロールのクラウンプロ フィール

緒言に述べたように, ロール全域で, 疲労危険度評価を行うため, 図2示すバックアップロール直径 $D_B(z)$ に設ける適切なクラウン量 h_c と, ワークロールの直径 $D_W(z)$ に生じる適切な摩耗量プロフィールを設定する. 同時に, ロールの熱膨張によるロールの形状変化(サーマルクラウン)もバックアップロールによる線荷重分 布に影響を与えるが, 摩耗プロフィールに対比して滑らかに変化するので, ここでは無視する. ここで, バッ クアップロール直径 $D_B(z)$ に設けるクラウン量 h_c と, ワークロールに生じる直径 $D_W(z)$ を式(5), (6)で表 現し図9に示す. 基本条件では摩耗量 $h_w = 0$ である. ℓ_a は, ワークロールの曲線部の長さであり, ℓ_b は, バッ クアップロールの曲線部の長さである.

$$D_B(z) = 1400 + 2h_c \sqrt{1 - z/\ell_b}$$
(5)

$$D_w(z) = 600 + 2h_w \sqrt{1 - z/\ell_a} \tag{6}$$

式(6)の摩耗プロフィールは、摩耗端部での変化が大きく、ロール中央に向かって摩耗量 h_w が緩やかに変化する。円弧形状で与えられる場合に比べて、バックアップロールのクラウンプロフィールの式(5)の最大相対誤差は、 $h_c = 0.5$ mm に対して 0.06/0.5 = 12%以内で一致させている。

式(5),(6)を用いて解析に用いる適切なバックアップロールのクラウン量 h_c を考察する.バックアップ ロールの曲がりによるたわみ $\Delta \delta_z$ は中心軸における軸方向胴部端部のたわみ $\delta_{z=900}$ と軸方向中央のたわみ $\delta_{z=0}$ の差から求まり、 $\Delta \delta_z = \delta_{z=900} - \delta_{z=0} = 0.2$ mmとなる.また、接触相手のワークロールの最大摩耗量は、 $h_w^{\text{max}} = 0.3$ mmと見積もることができる、クラウン量 h_c は、これらの和、すなわち $h_c = \Delta \delta_z + h_w^{\text{max}}$ とすれば よい、よって、バックアップロールのクラウン量 $h_c = \Delta \delta_z + h_w^{\text{max}} = 0.2$ mm + 0.3mm = 0.5mmとする.

	Ro	ll profil	e (mm)		Target results (kN/mm)
	Backı	ıp roll	Work roll	Rolling force ratio P/P_{total}	
	ℓ_c	h_c	h_w		
Section 4	90	0.5	0~0.3	0.5~1.5	Line force $p_{\scriptscriptstyle B}$
(General prome)					

Table 5 General roll profile and rolling force considered in Section 4

 ℓ_c : Chamfer length, h_c : Crown profile, h_w : Wear profile

Fig. 9 Crown profile with height h_c at the backup roll and wear profile with depth h_w at the work roll

4.2 実圧延モデルにおけるワークロール摩耗プロフィール

実圧延モデルで用いるワークロールの適切な摩耗プロフィールを検討するために、**図9**で、クラウン量 $h_c = 0.5$ mmを固定して、ワークロールの摩耗量 $h_w = 0, 0.1, 0.2, 0.3$ mmと変化させて、線荷重 $p_B(z)$ への 影響を議論する。**図10**に異なる摩耗量における接触領域に沿った線荷重 $p_B(z)$ を示す、摩耗量 $h_w = 0$ のと き線荷重 $p_B(z)$ が最も大きくなり、その発生位置は摩耗量 h_w が増加するにつれてロール端面側に移動する.

Fig. 10 Line force $p_B(z)$ from backup roll when $h_c = 0.5$ mm, $P/P_{total} = 1.0$ and $h_w = 0, 0.1, 0.2, 0.3$ mm (Point may express real rolling condition)

図 11 に圧延荷重 $P/P_{total} = 0.5, 1.0, 1.5$ に対する最大線荷重 $p_B(z)$ とその位置を示す. ここでは, 圧延材 温度や圧延荷重の設定誤差等のばらつきや, 噛みこみ時の衝撃等を考慮して圧延荷重を標準荷重に対して $P/P_{total} = 0.5 \sim 1.5$ とした. 図 11 に示すように, 最大線荷重 $p_B(z)$ は圧延荷重 P/P_{total} によらず, 摩耗量 h_w が増加とともに小さくなる.最大線荷重の発生位置は $h_w = 0$ のとき圧延材幅端部(z = 600mm)付近で発生し, h_w が増加すると, この位置はロールの端面へ移動する. これは, ロール中心のクラウンが高く, 端面に向かっ ていくにつれてクラウンが徐々に小さくなっていることが関係している.

以降の解析では、最大摩耗量 $h_w^{\text{max}} = 0.3$ mm では、 $p_B(z)$ が小さいので、最大線荷重 $p_B(z)$ が比較的高く、 摩耗量も比較的大きい $h_w = 0.2$ mm を用いる.

Fig. 11 Maximum line force $p_B(z)$ from backup roll side vs. distance from center when $P/P_{total} = 0.5, 1.0, 1.5$ and wear depth $h_w = 0, 0.1, 0.2, 0.3$ mm

5 実圧延を想定したロールの疲労危険度評価

前章までの議論より,バックアップロール面取り長さ $\ell_c = 90$ mm, クラウン量 $h_c = 0.5$ mm, ワークロー ル摩耗量 $h_w = 0.2$ mm と設定し,実圧延を想定した解析を行う. **表6**に解析に用いるロールプロフィールと 圧延負荷及び解析対象を示す.ここで,圧延荷重は $P/P_{total} = 1.0$ が標準であるが,実圧延で想定される噛み こみ時の衝撃や,圧延材温度低下などの危険要因を考慮して,本節ではより厳しい条件 $P/P_{total} = 1.5$ を設定 する.

Table 6	Standard roll p	profile and rolling	force considered	in Section 5
---------	-----------------	---------------------	------------------	--------------

	Ro	ll profil	e (mm)		
	Backup roll		Work roll	<i>D/D</i>	(MPa)
	ℓ_c	h_c	h_w	- r/r _{total}	(IVII a)
Section 5 (Standard profile)	90	0.5	0.2	1.5	Stress σ_r

 ℓ_c : Chamfer length, h_c : Crown profile, h_w : Wear profile

5.1 ロール内部応力の解析結果

HSS/DCI境界付近での剥離やロール中心付近からの破損事例(**図1**)を考慮して、想定される危険領域の 疲労強度を考察する.ロール回転毎に表れる応力 σ_r の最大・最小値のサイクルがロール内部疲労き裂の駆 動力である²⁹⁾.そこで、注目するロール内部の位置を**図12**に $B_{0-900}^{270}|_{\theta=-90^\circ}, B_{0-900}^{270}|_{\theta=90^\circ}, B_{0-900}^{270}|_{\theta=0^\circ}, C_{0-900}^0|_{\theta=0^\circ}, c_{0-90}^0|_{\theta=0^\circ}, c_{0-900}^0|_{\theta=0^$

図 13 には HSS/DCI 境界上の圧延材側 ($\theta = -90^{\circ}$) とバックアップロール側 ($\theta = 90^{\circ}$) それぞれの応力 σ_r の 軸方向変化を示す. これらの圧縮応力はロール胴長中央 z = 0 から胴端 z = 900mm の間でほぼ一定である. その引張りの最大値は z = 0 にて $\sigma_{rmax}^{\theta=0^{\circ}} = 4$ MPa と無視できる程度である.

次に、**図 13**により疲労破壊に支配的な応力である応力振幅 σ_a の値とその位置を求める.応力振幅 σ_a は 圧延材側($\theta = -90^\circ$)で最小値を示す範囲($0 \le z \le 600$ mm)とバックアップロール側($\theta = 90^\circ$)で最小値を示す 範囲(600mm $\le z \le 900$ mm)に分けて考える.ここでz = 600mm は2つの応力分布が交差する軸方向の位 置である.ロール胴中央を含む圧延材側($\theta = -90^\circ$)の範囲における最小応力は $\sigma_{rmin}^{\theta = -90^\circ} = -602$ MPaであり, 同様に最大応力振幅はz = 0において $\sigma_a^{max} = \sigma_{rman}^{\theta = -90^\circ} = 606$ MPaである.以下この位置(r, z)

Fig. 12 Position of σ_r inside the work roll

Fig. 13 Rolling stress σ_r at $\theta = 0^\circ$, $\theta = 90^\circ$ and $\theta = -90^\circ$ along z-direction on the boundary r = 270mm of the work roll when $P/P_{total} = 1.5$ (Stress unit, MPa)

= (270mm, 0)を B_{0}^{270} で表す. 一方, ロール胴端部を含むバックアップロール側(θ = 90°)側の範囲における 最小応力は $\sigma_{r\min}^{\theta=90^{\circ}}$ = -486MPa であり,この領域での最大応力振幅はz = 750mm において $\sigma_{a}^{\max} = \sigma_{r\max}^{\theta=0^{\circ}}$ - $\sigma_{r\min}^{\theta=90^{\circ}}$ = 488MPa が求まる.以下この位置(r, z) = (270mm, 750mm)を B_{750}^{270} で表す.

図 14 にワークロール一周にわたる HSS/DCI 境界上(r = 270mm)の応力分布を示す. 実線の中央の応力 σ_r at z = 0 に注目すると, 圧延材側で最大圧縮応力 σ_r , 次いでバックアップロール側の圧縮応力 σ_r が発生す る. また, 破線で示す端面側の応力 σ_r at z = 750mm においては, バックアップロール側のみで圧縮応力 σ_r が発生する.

続いて、中心部からの破壊を想定して**図 15** でワークロール中心(r, z) = (0, 0)での応力振幅を考察する. 中心(r, z) = (0, 0)は最大引張応力 $\sigma_{r_{max}}^{\theta=90^{\circ}}$ = 47MPa(θ = 90°)、最大圧縮応力 $\sigma_{r_{min}}^{\theta=0^{\circ}}$ = -85MPa(θ = 0°)が生じ、最大応力振幅 σ_{a}^{max} = 132MPa となる、以下、中心(r, z) = (0, 0)を C_{0}^{0} とする.

Fig. 14 Stress distribution σ_r at the boundary along θ -direction at z = 0 and z = 750mm when $P/P_{total} = 1.5$

Fig. 15 Rolling stress σ_r at $\theta = 0^\circ$ and $\theta = 90^\circ$ along *z*-direction at the work roll center r = 0 when $P/P_{total} = 1.5$

以上述べた3つの危険領域に $B_0^{270}|_{\text{rolled steel}}, B_{750}^{270}|_{\text{backup roll}}, C_0^0$ をまとめて図16に示す.表7にこれらの3点の応力振幅および平均応力を示す.

Fig. 16 Position of three critical points $(B_0^{270}, B_{750}^{270}, C_0^0)$ on the circle inside of the work roll

at B_0^{210} , B_{750}^{210} and C_0^{0} on the circle when $P/P_{total} = 1.5$							
All points on the circle	$\sigma_{r_{ m max}} \ ({ m MPa})$	$\sigma_{r_{ m min}} \ ({ m MPa})$	σ_m (MPa)	$\sigma_a \ ({ m MPa})$			
B_0^{270}	4	-602	-299	303			
B_{750}^{270}	2	-486	-242	244			
C_0^0	47	-85	-19	66			

Table 7Maximum stress, minimum stress, mean stress and stress amplitudeat B_0^{270} , B_{750}^{270} and C_0^0 on the circle when $P/P_{total} = 1.5$

5.2 耐久線図による疲労危険度評価

表7より、ロール内部の注目点はいずれも圧縮応力場にある.このような圧縮応力場での疲労破壊は軸受や圧延用バックアップロールでは転がり疲労として多くの研究例がある^{30)~33)}.しかし、いずれの材料強度も主として転がり疲労強度で評価されており、通常の疲労試験による評価は適用されていない.すなわち、通常の疲労試験による強度のデータは大きな圧縮場ではほとんど見当たらない⁸⁾.これまでの圧縮応力場での疲労の研究によれば、疲労き裂発生段階では、平均応力の影響はほとんど認められず、き裂発生寿命は応力振幅によって支配されることが示されている^{16)~18)}.一方、き裂進展段階では、完全な圧縮状態(例えば、**図17 (c)**)でき裂は停留し、疲労破壊には至らないことが知られている^{16)~18)}.そこで、これまで議論がなされていない、大きな圧縮応力場における疲労強度を耐久線図を用いて以下のように考える.

図 17 は大きな圧縮場における疲労強度と耐久線図であり、以下のような考え方で著者らが創案したもの である.はじめに、修正グッドマン線の延長線上のaと圧縮片振り45°の線との交点をEとする.点Eは圧 縮片振り(図 17 (c))であるため、疲労に伴うすべり線は発生するが、最終破断には至らない^{16)~18)}.そこで、 点Eに最終破断を生じさせるために必要な引張応力振幅を点Dの両振り疲労限である σ_{w0} をもとに考察する. 図 17 (b)の点Dの σ_{w0} の引張側の応力振幅 $\sigma_a = \sigma_{w0} = 166$ MPaに対して、図 17 (c)の点Eの圧縮側の応力 振幅は $\sigma_a = 554$ MPa(= 277MPa × 2)と3倍以上である.点Eでの疲労損傷は、疲労き裂発生段階のもので あり、応力振幅により支配されるので、点Dの損傷に比べて格段に大きい、したがって、点Eでき裂を進 展させるための引張応力として点F'の σ_{w0} を考えるとそれは過大となる.一方、点Eではこれまでの研究 からすべり線は発生するが^{6),8)}、き裂の進展と最終破断は生じない、よって、点Eと点F'の中間である点 F を通る直線を圧縮側平均応力における耐久線図とする.加えて圧縮強度 - $\sigma_{\rm B}$ 及び,圧縮側の片側疲労振幅 限界 $\sigma_{\rm B}$ を強度限界域として A-D-F-G-H を耐久線図とする.**図 17** には危険領域における 3 点 B_{750}^{270} , B_0^{270} , C_0^0 を示す.安全率 SF はいずれも 1 以上あり,安全側にあるが,圧延材側に存在する B_0^{270} が相対的に最も 危険側にあることがわかった.一方,ロール中心部 C_0^0 では,危険度は小さく,実体ロールでの経験とかけ 離れているのは,残留応力や材料欠陥を考慮していないことによる.応力の大きさに対する,疲労耐久限界 強さの比を安全率 SF と定義して(**図 17** 中),疲労危険度を評価する指標とする.**図 17** (**a**)の**〇**は,先の研 究で求めた残留応力を重ね合わせた場合の B_0^{270} の結果 ^{9),34),35)}である.この場合には,SF = 0.95 < 1 となり, さきの調査結果 ^{10),11)}にあるように,実際のロール破壊がこの付近で生じることと一致する.

6 結言

本研究では、4段圧延機用ハイス製複合ロール(内層 DCI)を対象に、ロール内部に生じる圧延応力に着目 して、疲労危険度評価の面から考察した。負荷要因として、圧延応力の影響を第一義とし、残留応力はゼロ とした。そして、圧延応力の観点から、これまでのロール破損事故例^{10,11)}も参考にして、疲労破壊危険部 位を考察した。用いた圧延条件は、具体的には、実在製鉄所の平均的な圧延材における条件を参考にして¹⁶⁾

ー定とし、ワークロールの直径 $D_W = 660$ mm、長さL = 1800mm、バックアップロール(高クロム鋼)の直径 $D_B = 1400$ mm、長さL = 1800mm とした(**図2**参照). 圧延材の幅W = 1200mm とし、圧延荷重は全体で $P_{total} = 16400$ kNを標準とした^{19),20)}. なお、圧延負荷要因に含まれ、圧延初期に現れる熱応力は、疲労への影響が小さく無視した.以下に得られた結論を示す.

- (1) 実圧延での疲労破壊の経験に基づく危険領域(HSS/DCI境界近傍と中心)に注目して,疲労破壊危険度 を考察した.その結果,圧延材側の線荷重に対応する HSS/DCI境界部 B₀²⁷⁰と,バックアップロール側 の線荷重のピークに対応する HSS/DCI境界部 B₇₅₀ とで,それぞれ大きい応力振幅が生じ,疲労破壊危 険度の高いことを示した.
- (2) 疲労破壊危険部の考察において、ロール回転ごとに生じる最大・最小のロール半径方向応力 o_r を基に、耐久線図を用い、相対安全率 SF を定義して疲労レベルを評価した.疲労破壊危険領域の解析結果は、 外内層 HSS/DCI 境界と内層中央部それぞれを起点とする実ロールの破壊事例を裏付けるものである.
- (3) ロール内部疲労を支配する半径方向応力 or に関して, 圧縮応力域での公知の破壊条件が無いため, 圧縮 応力下での耐久限度線図を提案した. 具体的には完全片振荷重下では最終破断に至らないことから, 必 要な引張応力を推定した.

なお,今後,残留応力を含めた実圧延条件を近似したもとで,疲労破壊危険部位および危険部位をより詳 細すなわち残留応力,材料欠陥を含む強度を考察していく予定である.

参考文献

- 1) Goto, K., Matsuda, Y., Sakamoto, K. and Sugimoto, Y.: Basic Characteristics and Microstructure of High-carbon High Speed Steel Rolls for Hot Rolling Mill, ISIJ Int., 32, 11 (1992), 1184.
- Kang, Y. J., Oh, J.C., Lee, H. C. and Lee, S.: Effects of Carbon and Chromium Additions on the Wear Resistance and Surface Roughness of Cast High-Speed Steel Rolls, Metall. Mater. Trans. A, 32 (2001), 2515.
- Park, J. W., Lee, H. C. and Lee, S.: Composition, Microstructure, Hardness, and Wear Properties of High-Speed Steel Rolls, Metall. Mater. Trans. A, 30 (1999), 399.
- 大段剛, 辻本豊, 木村広之: 優れた耐摩耗性を有する高合金グレンロールの開発, 鋳造工学, 85, 6 (2013), 361.
- 5) Sedlaček, M., Podgornik, B. and Milanovič, S.: A Modified Heat Treatment to Improve the Properties of Double-Layer Cast Rolls, Mater. Technol., 48, 6 (2014), 983.
- 6) Molinari, A., Pellizzari, M., Tremea, A., Biggi, A. and Corbo, G.: Effect of Matrix Microhardness on Thermal Fatigue Behavior of Spincast High Speed Steels for Hot Rolls, Mater. Sci. Technol., 21, 3 (2005), 352.
- 7) 上宮田和則,石川晋也,宮原広郁,紺野裕司:熱間圧延ロール用に開発した高耐摩耗型鋳鉄ロールの耐 摩耗特性に及ぼすMC型炭化物の影響,鉄と鋼,106,12 (2020),883.
- Sano, Y., Hattori, T. and Haga, M.: Characteristics of High-carbon High Speed Steel Rolls for Hot Strip Mill, ISIJ Int., 32, 11 (1992), 1194.
- 9) Noda, N.A., Sano, Y., Aridi, M.R., Tsuboi, K. and Oda, N.: Residual Stress Differences between Uniform and Non-Uniform Heating Treatment of Bimetallic Roll, Effect of Creep Behavior on Residual Stress, Metals, 8, 11 (2018), 952.
- 10) 佐野義一,木村和夫:ホットストリップミル仕上後段作業ロールに生じるスポーリングの統計的解析, 鉄と鋼,73,9 (1987),1154.

- 11) 佐野義一:熱間圧延用ロールにおける内部疲労破壊と課題―実機におけるき裂発生問題と評価,第 148・149回西山記念技術講座,(1999),1-10.
- 12) Li, H., Jiang, Z., Tieu, K. A. and Sun, W.: Analysis of Premature Failure of Work Rolls in a Cold Strip Plant, Wear, 263 (2007), 1442.
- 13) Pantazopoulos, G. and Vazdirvanidis, A.: Fractographic and Metallographic Study of Spalling Failure of Steel Straightener Rolls, J. Fail. Anal. Prev., 8 (2008), 509.
- 14) Dong, Q., Cao, J.-G., Li, H.-B., Zhou, Y.-S., Yan, T.-L. and Wang, W.-Z.: Analysis of Spalling in Roughing Mill Backup Rolls of Wide and Thin Strip Hot Rolling Process, Steel Research Int., 86, 2 (2015), 129.
- 15) Schröder, K.H.: A Basic Understanding of the Mechanics of Rolling Mill Rolls, Eisenwerk Sulzau-Werfen ESW-Handbook, (2003).
- 16) 西谷弘信,山下尚義:70/30黄銅疲れき裂の発生および伝ばに対する平均応力の影響,日本機械学会論 文集A編, 32,242 (1966),1456.
- 17) 西谷弘信,後藤真宏:S45C焼なまし材の引張圧縮疲労におけるき裂発生および初期き裂伝ばに及ぼす 平均応力の影響,日本機械学会論文集A編,50,460 (1984),1926.
- 18)秋庭義明,田中啓介,谷口尚正:片振圧縮繰返し下における低炭素鋼切欠材での微小疲労き裂の伝ばと 停留,日本機械学会論文集A編,53,493 (1987),1768.
- 19) 佐野義一:鉄鋼/非鉄金属圧延加工用ロールの最近の技術, 第93回塑性加工学講座 棒線形管の圧延を中 心とした「圧延加工の基礎と応用」, 199-213.
- 20) 酒井悠正,野田尚昭,佐野義一,張国偉,高瀬康:スリーブ組立式圧延ロールの界面クリープに及ぼす 駆動トルクの影響,鉄と鋼,105,12 (2019),1126.
- 21) 社団法人日本鉄鋼協会:わが国における最近のホットストリップ製造技術,社団法人日本鉄鋼協会, (1986),311.
- 22) 濱田繁, 迫田優, 佐々木大輔, 上田正治, 野口博司: 微視組織構造に注目したパーライト鋼の疲労限度 特性評価について, 材料, 60,9 (2011),790.
- 23) 関本靖裕,田中守通,沢田良三,古賀政義:熱間圧延条件のワークロール表面温度に及ぼす影響,鉄と 鋼, 61, 10 (1975), 2337.
- 24) 関本靖裕:熱間圧延ロールの材質と寿命(塑性加工用工具の材質と寿命特集号),塑性と加工,23,261 (1982),952.
- 25) 株式会社ユーイーエス・ソフトウェア・アジア: JMatPro, (online), available from <https://www. usi-asia.com/jmatpro/>, (accessed 2021-07-16).
- 26) Noda, N. A., Hu, K., Sano, Y., Ono, K. and Hosokawa, Y.: Residual Stress Simulation for Hot Strip Bimetallic Roll during Quenching, Steel Research Int., 87, 11 (2016), 1478.
- 27) Noda, N. A., Hu, K., Sano, Y., Ono, K. and Hosokawa, Y.: Usefulness of Non-Uniform Heating and Quenching Method for Residual Stress of Bimetallic Roll, FEM Simulation Considering Creep Behavior, Steel Research Int., 83, 3 (2017), 1.
- 28) Johnson, K. L.: Contact Mechanics, Cambridge University Press, (2003), 92.
- 29) Luo, G. and Liu, Y.: Two Simplified Methods for Fatigue Crack Growth Prediction under Compression-Compression Cyclic Loading, Mar. Struct., 58 (2018), 367.
- 30) 寺田岳, 清水茂夫: 軸受鋼における回転曲げ疲労試験に関する研究, 2010年度精密工学会春季大会学 術講演会, 2010S(0), (2010), 695-696.

- 31) 長瀬光夫,清水茂成,清水英明,田部博輔,工藤浩一,後藤宏:厚板仕上圧延機用補強ロールの疲労層 と改削基準について,鉄と鋼,56,9 (1970),1201.
- 32) Sakai, T., Lian, B., Takeda, M., Shiozawa, K., Oguma, N., Ochi, Y., Nakajima, M. and Nakamura,
 T.: Statistical Duplex S-N Characteristics of High Carbon Chromium Bearing Steel in Rotating
 Bending in Very High Cycle Regime, Int. Journal of Fatigue, 32 (2010), 497.
- 33) Zalnezhad, E., Sarhan, A.A.D. and Jahanshahi, P.: A New Fretting Fatigue Testing Machine Design, Utilizing Rotating-Bending Principle Approach, Int. J. Adv. Manuf. Technol., 70 (2014), 2211.
- 34)野田尚昭, Aridi, M. R., 鳥越亮太, 坪井健二, 佐野義一:焼戻し処理による複合圧延ロールの残留応力低 減効果と考察, 塑性と加工, 61, 716 (2020), 183.
- 35) 野田尚昭, Aridi, M. R., Abdul Rafar, R., 孫子豊, 佐野義一, 高田翔, 高瀬康: 複合スリーブロールに おける残留応力への製造プロセスによる影響, 設計工学, 56, 11 (2021), 581.