

(論文)

大型鍛鋼品を対象とした焼入れに関する検討

有川剛史* (博士(工学))・今村亮祐・松宮知朗・沖田圭介 (博士(工学))・松田真理子 (博士(工学))

Study of Polymer Quenching for Application to Large Forged Steel Products

Dr.Takefumi ARIKAWA・Ryosuke IMAMURA・Tomoaki MATSUMIYA・Dr.Keisuke OKITA・Dr.Mariko MATSUDA

要旨

ポリマー焼入れは、油焼入れと比較して冷却速度が速いのが一般的である。このため、焼入れの致命的な問題である焼割れが発生しやすいと考えられており、複雑形状の大型鍛鋼品にポリマー焼入れを適用している例は少ない。したがって、大型鍛鋼品へのポリマー焼入れの導入は技術的に新しい取り組みであるといえる。

ポリマー焼入れによる焼割れを防止するには、焼入材の形状や大きさに加えて、焼入れに伴う発生応力の関係を把握することが重要である。そこで当社は、焼割れ発生事例がある段付き丸棒を対象に、フランジ厚と焼入応力の関係について調査した。焼入応力解析と実機実験により、フランジ半径方向の焼入応力が焼割れに大きく影響を及ぼしていることを確認した。また、ラボ実験を行うことにより焼割れ発生応力の目安となる応力値も明らかにした。

Abstract

In general, polymer quenching results in a faster cooling rate than oil quenching. Therefore, polymer quenching is regarded as more vulnerable to quench cracking, which is a fatal problem of the process, and there are only a few cases where it is used for large forged steel products with complicated shapes. Thus, introducing polymer quenching to large forged steel products is regarded as a new technological challenge. In order to prevent quench cracking during polymer quenching, it is important to understand the relationship between the stress generated by the quenching and the shape/size of the material to be quenched. Hence, Kobe Steel studied the relationship between flange thickness and quenching stress in a stepped round bar that had experienced quench cracking. Stress analysis and actual machine experiments on the quenching confirmed that the quenching stress in the radial direction of the flange has a large effect on quench cracking. In addition, laboratory experiments have revealed the stress value that can be used as a guideline for the stress causing quench cracking.

キーワード

大型鍛造品, ポリマー焼入れ, 焼割れ防止, 焼入応力, 焼入応力解析, 冷却速度

まえがき = 船用エンジンなどに使用される軸材をはじめとする大型鍛鋼品は高強度化の傾向にあり、焼入性に優れた低合金鋼を焼入れして優れた機械的特性を確保することが一般的である。大型鍛鋼品の焼入工程では、焼割れや熱処理変形などの不具合を防止する目的で油焼入れが施されることが多い。しかし、油焼入れは火災発生の危険性や油煙による環境汚染などのリスクを伴う。このため環境防災の観点から、油焼入れの代替として水溶性ポリマー液を用いた焼入れが活用されている¹⁾。

ポリマー焼入れは一般的に、油焼入れと比較して冷却速度が速いため、焼入れの致命的な問題である焼割れが発生しやすいと考えられている²⁾。さらに焼割れは、焼入品の体積が大きいほど、また形状が複雑であるほど発生しやすいと考えられている^{3), 4)}。そのため、複雑形状の大型鍛鋼品にポリマー焼入れを適用している例⁵⁾は少なく、大型鍛鋼品へのポリマー焼入れの導入は技術的に新しい取り組みであるといえる。

大型鍛鋼品の焼入工程において焼割れを発生させないポリマー焼入工程を確立するには、焼割れ発生条件を定量的に把握して適切に工程管理を行うことが必要である。焼割れの発生限界は現在のところ明確にはなっていないものの、焼入れに伴う発生応力が焼割れの発生要因

の一つとして挙げられている。さらに、焼入れに伴う発生応力の影響因子には、焼入材の形状や大きさによって生じる応力集中のような形状因子、および温度分布に関する熱的因子がある⁶⁾。これらの影響因子が複合的に作用することによって焼入材に大きな引張応力が発生することがある。そのため、ポリマー焼入れによる焼割れを防止するためには、焼入材の形状や大きさと焼入れに伴う発生応力との関係を把握することが重要である。

焼入中の発生応力の推定に関しては、数値解析を用いたさまざまな取り組み^{7)~9)}が行われている。しかしながら、数値解析を大型鍛鋼品に適用した事例¹⁰⁾や、数値解析と大型鍛鋼品の実験結果とを比較した事例は少ない。そこで当社は、焼割れを発生させない大型鍛鋼品のポリマー焼入プロセスの確立を目指し、焼割れ発生事例がある段付き丸棒のフランジを対象に、フランジ厚と焼入れに伴う発生応力の関係について調査した。また、実操業への焼入応力解析の活用について検討した。

1. 解析による焼入応力の推定

1.1 フランジ部の焼割れ

段付き丸棒の焼割れの発生事例を図1に示す。フランジ部に周方向の割れが発生していることが確認でき

* 素形材事業部門 鋳鍛鋼ユニット 鋳鍛鋼工場 鍛圧部

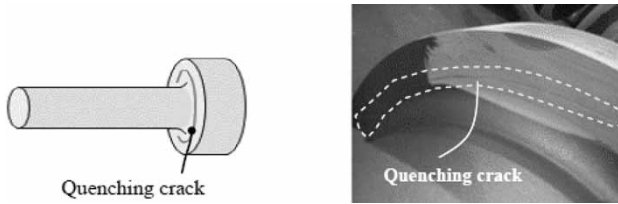


図1 段付き丸棒の焼割れ事例
Fig.1 Example of quenching crack of stepped shaft

る。フランジ部の焼割れの特徴は以下の2点である。

- (1) 割れ発生方向が必ず周方向である。
- (2) フランジ厚が薄い場合に発生する傾向がある。

1.2 焼入応力の解析方法

大型鍛鋼品に対しては、形状や鋼種ごとに焼入実験を行うことは困難である。そのため、任意の形状・鋼種に対して焼入応力を把握するには、熱処理を対象とした応力解析（以下、熱処理応力解析という）が必要である。そこで、熱処理応力解析を行うことによってフランジ厚とポリマー焼入れに伴う発生応力（焼入応力）との関係を調査した。

対象材は表1に示す低合金鋼とした。また熱応力解析では、冷却過程における温度、相変態および応力・ひずみの連成を解析した。解析に使用する応力-ひずみ曲線は、対象とする鋼種にて実施した引張試験結果を用いた。熱伝導率、比熱などの熱物性についても実測により得られた値を使用した。この応力-ひずみ曲線および熱物性には、それぞれ温度および生成相の依存性も考慮している。それぞれの代表データを図2に示す。なお、熱物性に関してはMaterial-A, Bではほとんど同じ値を示したため、Material-Aのみを掲載した。また、変態中の塑性変形に影響を及ぼす変態塑性係数は、文献値⁹⁾を参考にベイナイト変態では $6.30 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ 、マルテンサイト変態では $8.00 \times 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$ とした。変態潜熱はマルテンサイト変態およびベイナイト変態ともに $8.4 \times 10^3 \text{ J/kg}$ とした。

冷却中の相変態開始は、等温変態線図（TTT線図）と式(1)に示すSheilの法則¹¹⁾を用いて判定した。 $\tau(T)$ は、 T 度における相変態開始時間を意味しており、 β が1に達すると変態開始と判定する。

$$\beta = \int_0^t dt / \tau(T) \dots\dots\dots (1)$$

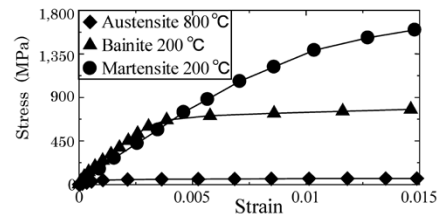
つぎに、変態開始後は式(2)に示すJohnson-Mehl-Avramiモデル¹²⁾をベースに、オーステナイトからベイナイト（またはフェライト+パーライト）への変態率を決定する。 y は変態分率であり、材料パラメータである $b(T)$ 、 $n(T)$ は温度の関数である。 t は時間を示す。なお、 $b(T)$ 、 $n(T)$ を同定するには、各温度において二組の等温変態中の時刻-変態率の関係が必要となる。

$$y = 1 - \exp[-b(T)t^{n(T)}] \dots\dots\dots (2)$$

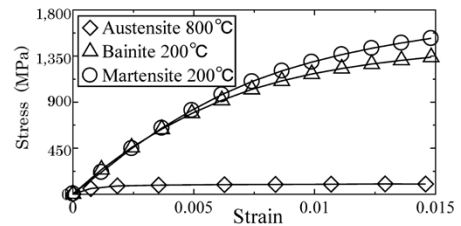
また、マルテンサイト変態に関しては式(3)に示すKoistien-Marburger¹³⁾のモデルをベースに変態率を決定する。 y および y_f はそれぞれ、マルテンサイトおよび残留オーステナイトの相分率を示す。 A_M は材料パラメ

表1 試験鋼材の化学成分
Table 1 Chemical composition of test steels

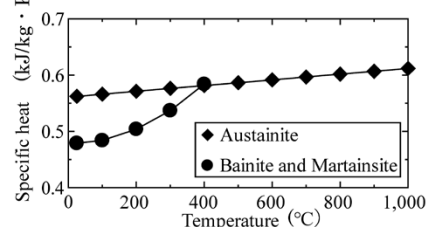
(unit: wt%)					
Material	C	Si	Mn	Cr	Mo
Material-A	0.40	0.25	1.00	2.00	0.25
Material-B	0.35	0.05	0.90	1.60	0.354



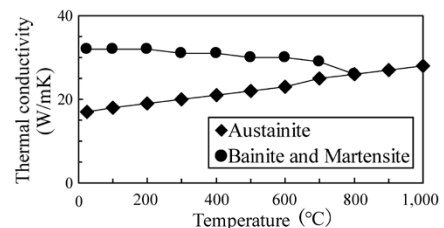
(a) Mechanical properties of Material-A



(b) Mechanical properties of Material-B



(c) Specific heat of Material-A



(d) Thermal conductivity of Material-A

図2 解析に用いた物性値

Fig.2 Material properties used for analyses

ータ、 M_s は無応力下でのマルテンサイト変態開始温度および T は温度を示している。

$$y = y_f [1 - \exp\{-A_M(M_s - T)\}] \dots\dots\dots (3)$$

なお、冷却中の変態開始温度および変態分率の推定に使用するTTT線図は、対象とする材料に近い成分のデータを修正して使用した。ここで、図3に示すように解析での変態開始温度および変態分率がフォーマスタ試験で実測した連続冷却中の温度とひずみの関係と一致することを確認している。なお、図中のC.R.は冷却速度を示している。数値シミュレーションソフトには、汎用(はんよう)有限要素解析ソフトFORGE®(TRANSVALOR社の登録商標)を使用した。

1.3 熱伝達係数の同定

ポリマー焼入れ中の温度変化を推定するには、ポリマー水溶液の熱伝達係数が必要である。そこで、小型材の焼入試験を行ってポリマー水溶液の熱伝達係数を採取し

た。ポリマー水溶液のポリマー濃度は25 vol%とした。ポリマーには市販のポリアルキレングリコール系ポリマー (PAG) を用いた。実験装置の概略を図4に示す。相変態や表面酸化の影響を受けない熱伝達係数を採取するため、試験材はインコネル600を採用した。なお、インコネル600とA材、B材の比熱は同程度である。試験体形状はφ20mm×60mmの円柱形状とした。ポリマー水溶液の容量は1.7Lとした。900℃に加熱した試験体をポリマー水溶液中に浸し、試験体の中心および上面、側面、下面から1.5mm位置(図5(a))での温度変化を熱電対により計測した。焼入れ開始時のポリマー水溶液の温度 T_s はヒータを用いて作業時の温度である50℃に設定した。なお、焼入れ前後での液温の変化は10℃

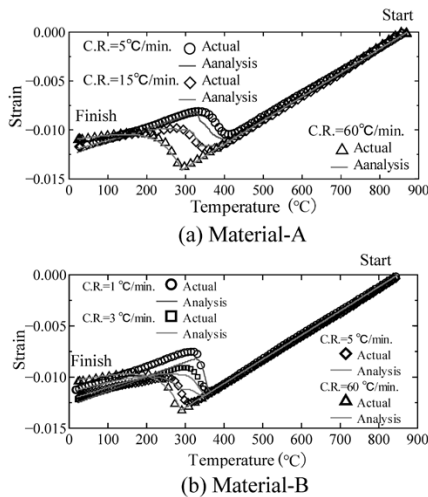


図3 実験結果および解析結果に基づく連続冷却中の温度とひずみの関係
Fig.3 Relationship between temperature and strain during continuous cooling based on experimental and analytical results

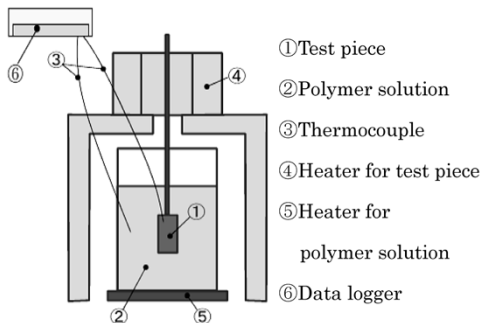


図4 実験装置の概略図
Fig.4 Schematic of experimental apparatus

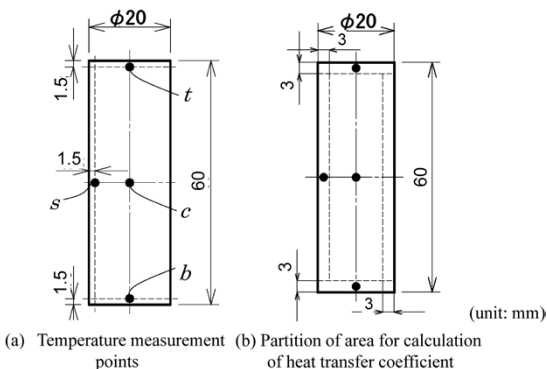


図5 温度測定用試験体
Fig.5 Test piece for temperature measurement

程度であった。実験で得られた冷却曲線から熱伝達係数を算出した。また熱伝達係数は、図5(b)に示すように測温位置に対してエリアを分割し、各エリア間の熱のやりとりを考慮して各エリアでの熱伝達係数を式(4)から算出した。ここで、 m :各エリアの質量、 C_p :各エリアの比熱、 T :各エリアの温度、 T_{bulk} :各エリア近傍の溶液温度、 dT/dt :冷却速度、 h :各エリアの熱伝達係数、 A :各エリアの表面積、 l :中心から各測温点までの距離を示す。添え字 t :上面、 s :側面、 b :底面、 c :中心、 i :熱伝達係数を算出する測定位置($i = t, s, b, c$ のいずれか)を示す。

$$m_i C_{pi} \frac{dT_i}{dt} = h_i A_i (T_i - T_{bulk, i}) - m_c C_{pc} \frac{dT_c}{dt} \left[\frac{(T_c - T_i) A_i}{l_i} + \frac{(T_c - T_i) A_t}{l_t} + \frac{(T_c - T_i) A_b}{l_b} + \frac{(T_c - T_i) A_s}{l_s} \right] \quad (4)$$

円柱試験体の側面(s 点)における熱伝達係数を式(4)より算出した値を図6に示す。なお、得られた熱伝達係数の妥当性を確認するため、次節にて精度検証を行った。

1.4 温度予測の精度検証

小型試験で得られた熱伝達係数を用いて大型材の温度が精度良く予測できるかを確認するため、実機ポリマー槽での実測温度と解析による冷却計算結果との比較を行った。温度測定材の形状を図7に示す。870℃に加熱した試験体をポリマー水溶液中に浸し、試験体フランジ部の中心(e)および側面(f), (g)の3箇所の温度変化を熱電対により計測した。なお、実操業機ポリマー槽では液温を50℃に保持し、周方向が均一に冷却されるようポリマー水溶液を攪拌(かくはん)しながら焼入れを行った。解析で用いた熱伝達係数は、平均的な傾向を示すと考えられる円柱試験体の側面(s 点)の値とした。試験材は表1で示したA材である。実測結果と解析結果との比較を図8に示す。フランジ部での実測結果と

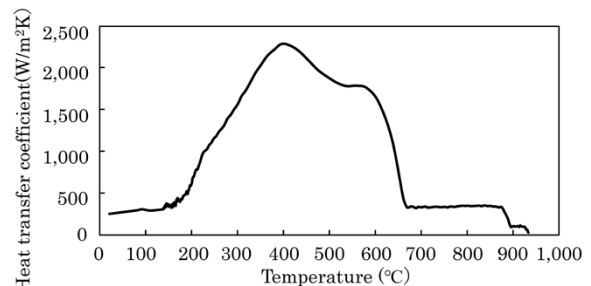


図6 ポリマー焼入れでの熱伝達係数
Fig.6 Heat transfer coefficient in polymer quenching

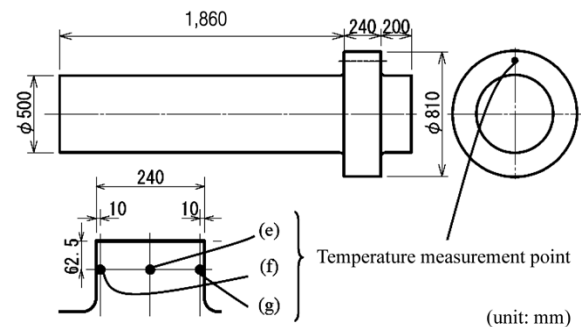


図7 試験片形状および熱電対取り付け位置
Fig.7 Shape of test material and thermocouple mounting positions

解析結果はよく一致しており、本解析の温度推定に関しては、実現象を推定する上で妥当な結果であると判断できる。なお、(g)点での結果は(f)点と重なるため、グラフでは省略した。

1.5 段付き丸棒の焼入応力解析

焼入応力に及ぼすフランジ厚の影響を確認するため、50 mmから200 mmまでの計6種類のフランジ厚を有する段付き丸棒形状で焼入応力解析を行った。解析モデルを図9に示す。解析モデルの軸径およびフランジ径は実製品を代表するサイズとした。また、焼入れ時のポリマー水溶液の攪拌によって温度の対称性が確保できていることから、計算時間の短縮を図るために解析モデルは軸対称モデルとした。焼入れ時の初期温度は900℃とし、ポリマー水溶液の濃度は25 vol%とした。

実フランジでの割れ状況(図1)からフランジに生じる半径方向応力が割れ発生に関与すると推察される。そこで半径方向応力に着目し、焼割れ事例と解析で得られた100 mm厚フランジにおける半径方向の応力コンター図(焼入れ開始から1,500秒後)を比較した(図10)。

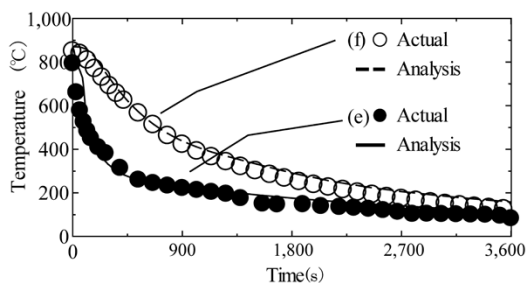


図8 ポリマー焼入れ時の試験材表面の温度変化
Fig.8 Temperature change during polymer quenching of test material

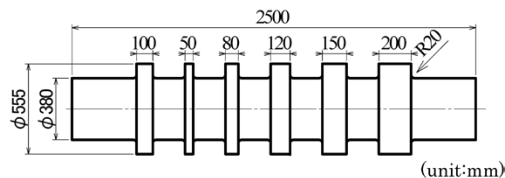


図9 解析対象とした段付き丸棒の形状
Fig.9 Shape of stepped round bar for analyzing

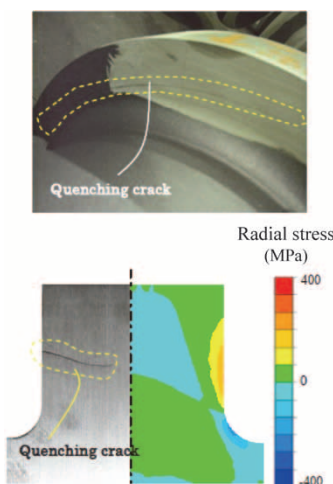


図10 フランジ部における焼割れ事例と焼入れ開始から1,500秒後の半径方向応力解析結果との比較
Fig.10 Comparison of actual quenching crack and analysis result of radial stress in flange after 1,500 seconds from start of quenching

焼割れ発生位置と最大応力の発生位置がよく一致することが確認できる。

つぎに、焼入れ終了時(焼入れ開始から3,600秒後)の各方向の応力コンター図(A材)および100 mm厚フランジの拡大図を図11に示す。焼割れが発生したことのあるフランジ平面部だけでなく、フランジ外周面や軸部でも引張応力が発生していることが分かる。しかしながらこれまで、フランジ外周面や軸部で焼割れが発生したことがないことから、これらの引張応力が焼割れに寄与しないことが推察される。フランジ外周面では、フランジ平面部と比べて発生する応力値が小さいため焼割れが発生していないと考えられる。いっぽうで、軸部では表面側が圧縮応力となっているため焼割れが発生しなかったと考えられる。すなわち、焼割れの発生には鋼材表面での大きな引張応力の発生が大きく寄与することから、周方向に割れが発生した実フランジの表面には半径方向に大きな引張応力が生じたと考えられる。

フランジ平面部における半径方向の焼入応力において、焼入れ中の最大値とフランジ厚との関係を図12に示す。図12にはA材およびB材の計算結果を示している。フランジ厚が薄くなるほど、半径方向に発生する最大の引張応力が高くなることが分かる。フランジ厚200 mmに対して、フランジ厚50 mmでは2~3倍の応力が発生することが分かった。少なくとも今回の焼入材形状では、鋼種によらずフランジ厚が薄くなるにつれて半径方向応力が大きくなる傾向は同じであった。また、大型鍛

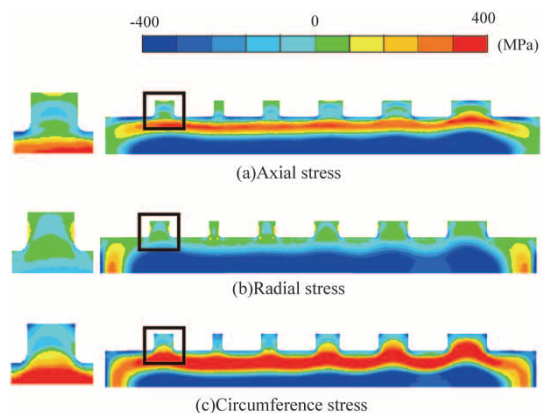


図11 焼入れ終了時(焼入れ開始から3,600秒後)の応力コンター図
Fig.11 Stresses contour maps at end of quenching (after 3,600 seconds from start of quenching)

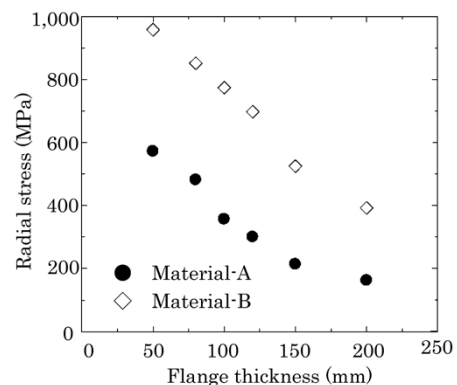


図12 フランジ厚と焼入れ中の最大焼入応力(計算値)との関係
Fig.12 Relationship between flange thicknesses and maximum quenching stress (analysis results) during quenching

鋼品のフランジ部では厚さの低下に伴って焼割れが発生しやすい傾向にあることを考え合わせると、本結果として得られた傾向も焼入れに伴う半径方向の発生応力が焼割れ発生要因の一つであることを示唆している。

2. 段付き丸棒の焼入実験

2.1 実験方法

これまでの検討結果を踏まえ、フランジ厚と焼入応力の関係を実験で検証した。焼入応力は残留応力で評価した。試験体(段付き丸棒)は表1に示した低合金鋼(A, B材)を用いた。試験体形状を図13に示す。図13(b)に示したB材は解析で用いた形状と同じであるが、A材は材料採取の都合上、図13(a)に示す形状とした。

実験では、870℃に加熱した試験体をポリマー水溶液中(25 vol%)に浸した。試験後はフランジ平面部の半径方向の残留応力を確認するため、X線回折残留応力測定装置(パルステック社製μ-360n)にて残留応力測定を行った。フランジ平面部の残留応力の測定位置(軸中心部からの位置)を表2に示す。半径方向の残留応力測定位置は、焼入応力解析において高い半径方向応力が得られた位置を参考に決定した。なお、残留応力測定時は焼入材表面に付着した酸化スケールを除去した後、表面を電解研磨して測定した。

2.2 実験結果

フランジ平面部の表層部における残留応力の測定結果(A材:フランジ厚50 mm, B材:フランジ厚50 mm, 200 mm)を図14に示す。横軸にフランジ表面からの深さ位置、縦軸に残留応力値を示す。解析結果と同様に最表面でフランジ半径方向に引張の残留応力が発生している。応力値はフランジ表面から内側に入るに従って徐々に上昇し、表面から100μmほど内側で最大値を示している。焼入れ時の表面における発生応力を時系列的に推

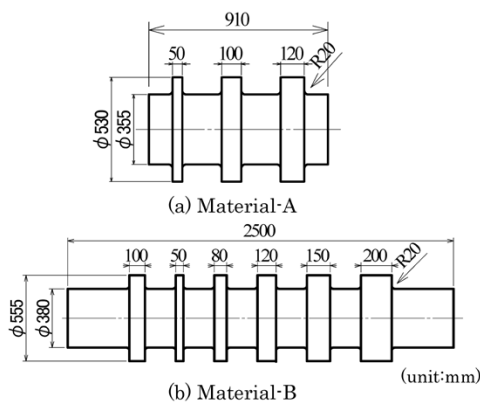


図13 焼入実験用段付き丸棒の形状

Fig.13 Shape of stepped round bar for quenching testing

表2 残留応力測定箇所の軸心からの位置

Table 2 Location of residual stress measurement position from axis center

		(unit: mm)					
Material	Flange thickness	50	80	100	120	150	200
	Material-A		212.5	—	212.5	222.5	—
Material-B		225.0	225.0	235.0	245.0	245.0	250.0

定すると、焼入れ開始直後に熱収縮に起因する引張応力が発生し、その後、マルテンサイト変態による体積膨張によって圧縮応力が発生する。最終的には全体がバランスする形で残留応力が分布する。しかし最表面は、焼入れ初期の熱収縮に起因する引張応力が内部よりも大きく、それに起因して圧縮側の残留応力成分が最表面で大きくなり、図14に示すような残留応力分布になったと推定する。いっぽうで、解析結果においては最表面での引張応力が最大となっており(図10)、今回観察された表層部の応力分布は再現できていなかった。最表面の詳細な応力分布の把握については、最表面や表層部での有限要素分割数(要素の大きさ)の適正化に加えて、実際に即した熱伝達係数の算定などが今後の課題として考えられる。

残留応力の最大値をフランジ厚について整理した結果を図15に示す。フランジ厚が薄くなるにつれて引張残留応力が大きくなることが確認できる。また、鋼種による残留応力値に関しては、各フランジにおいてB材がA材よりも大きい値を示した。B材はA材よりも焼入性に優れた鋼種であり、B材の方がマルテンサイト変態しやすいことが残留応力値に影響したと考えられる。

これらの結果から、段付き丸棒形状ではフランジ厚が薄くなるのに従って焼入応力が大きくなる傾向にあることが実験からも確認できた。また、フランジ厚と半径方向応力の関係において、図15に示す実験結果と図12に示す焼入応力解析結果とは、定性的に似た傾向があることが確認された。

つぎに、実験後の試験材(A材)を焼鈍して切断し、100 mm厚のフランジ内部のブリネル硬さの分布を調査した。その結果と解析によって得られたマルテンサイト

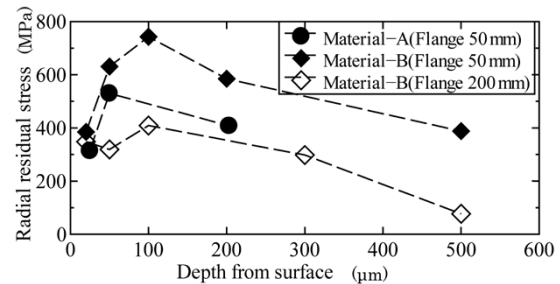


図14 フランジ平面の表層部における残留応力分布

Fig.14 Residual stress distribution near surface of flange plane

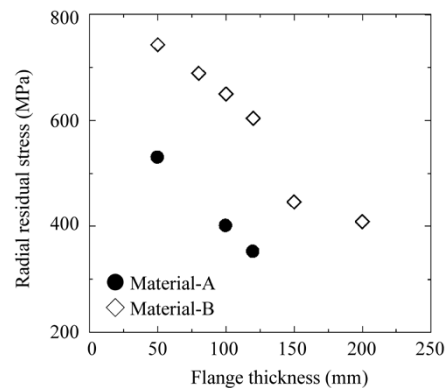


図15 フランジ厚と最大残留応力との関係

Fig.15 Relationship between flange thickness and maximum residual stress

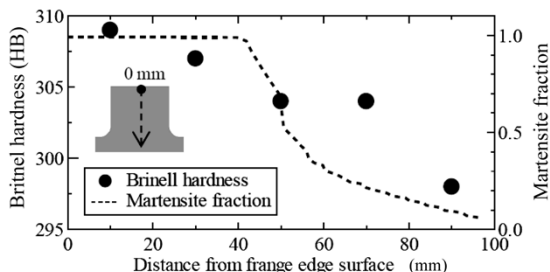


図16 実測したブリネル硬さと解析によるマルテンサイト分率との関係

Fig.16 Relationship between measured values of Brinell hardness and Martensite fractions obtained by analysis

分率を図16に示す。解析によるマルテンサイト分率の高い領域では硬度が高く、マルテンサイト分率の低下に伴って、硬度も低下していることが分かる。本結果より、焼入れ時の組織予測に関しても解析によって定性的な傾向は再現されると考えられる。

これらの結果から、定性的な傾向を把握する上では、大型鍛鋼品の焼入れ工程においても焼入れ応力解析が十分適用可能であることが確認できた。

3. 焼割れ抑制条件の検討

3.1 小型実験

焼入れ応力解析により大型鍛鋼品の焼入れ中の発生応力を推定することが可能となった。いっぽう、焼割れの発生を抑制するには焼入れ中に発生する応力を把握することが重要である。

そこで、小型実験による焼割れ発生応力の推定を行った。小型実験の試験材形状は、過去の文献⁶⁾を参考に $\phi 20 \times 60$ mmの円柱形状とした。試験材の材質は表1に示すMaterial-Aとし、50 kgの鋼塊を真空溶解にて作製して鍛造した後、試験片（以下、標準材という）を採取した。また、本研究では大型鍛鋼品を対象としていることから、大型鋼塊で生じる成分偏析が焼割れ発生に及ぼす影響を調べる必要がある。このため、同一成分で造塊した40 tの大型鋼塊を鍛造成形した軸材からも試験片を採取した。なお、試験片採取位置は図17に示す位置とし、採取位置を参考にSurface材、1/2R材、Center材と呼ぶことにする。試験材を900℃まで加熱して2時間保持し、焼入れを行った。なお、焼入れ冷媒には実験の容易さから水を使用した。

3.2 実験結果

標準材、Surface材、1/2R材、Center材それぞれの焼入れ実験結果を表3に示す。1/2R材にて焼割れの発生が確認された。焼割れの発生方向は図18に示すように軸方向であった。つぎに、焼割れ破面のSEM観察写真を図19に示す。破面の大部分が粒界破壊を主とした脆性破面であることや、最表面から数百 μ mの領域が延性破壊していることが分かる。これらのことから、今回の試験で確認された焼割れの破壊形態は従来の知見⁶⁾と同様の様相であることが明らかになった。

また、偏析帯のないSurface材では割れがなく、偏析帯を含む1/2R材の多くで割れが発生したことから、焼割れには偏析帯が関与していると推察される。すなわ

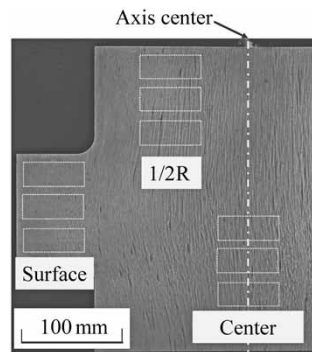


図17 大型鍛造軸材のマクロ写真と焼入試験片採取位置
Fig.17 Schematic of macro structure of large forged shaft and positions of specimens for quenching test

表3 焼入実験結果
Table 3 Results of quenching test

Quenching temperature	Base	Surface	1/2R	Center
900℃	○○○	○○○	●●○	○○○

(○: no cracks, ●: cracked)

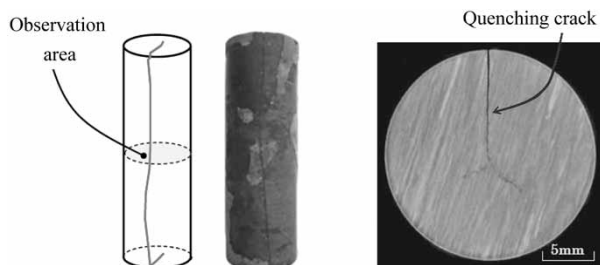


図18 焼割れが生じた1/2R材の外観および断面写真
Fig.18 Appearance and macro structure of cross section of 1/2R specimen

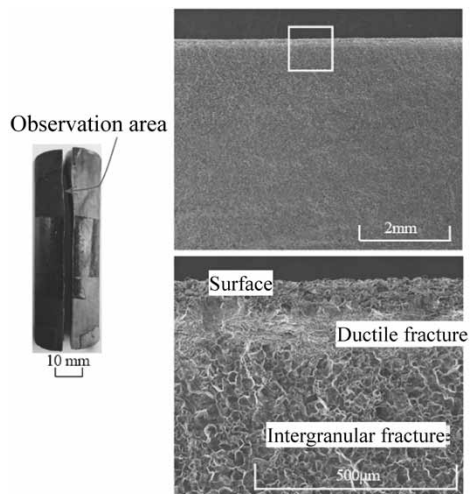


図19 焼割れ破面のSEM画像
Fig.19 SEM microstructure of quenching crack surface

ち、焼入れ材表面に偏析帯の現出を防止することができれば、焼割れは抑制しやすくなると考えられる。

つぎに焼割れ発生限界を定量化するため、試験材の残留応力を計測した。焼割れの生じていない焼入れ材の残留応力値は焼割れを生じさせない程度の応力値である。そのため、厳密ではないものの、焼入れ後の残留応力値は焼割れが発生するか否かを判断する目安として考えることができる。

まず、焼入れ後に焼割れが発生していない900℃焼入

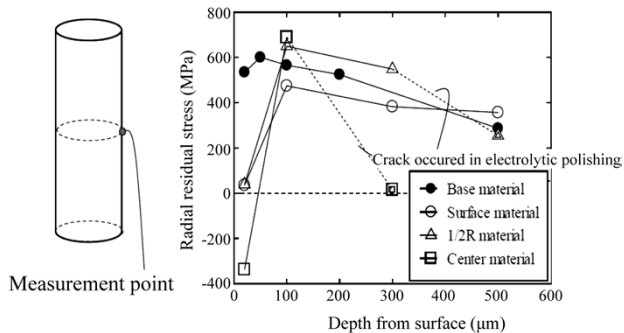


図20 試験材表層部の周方向残留応力測定結果
Fig.20 Measurement results of circumferential residual stress near surface of specimens

試験材を対象に、2章で述べた実験で用いたX線回折残留応力測定装置によって残留応力を計測した。残留応力の測定位置は円柱材の長手中央部とした。この位置は、試験材の焼割れ状況、および別途実施した円柱試験材の焼入応力解析結果¹⁴⁾を参考に決定した。なお、残留応力測定時は焼入材表面に付着した酸化スケールを除去した後、表面を電解研磨して測定した。

試験材表層部における周方向の残留応力測定結果を図20に示す。残留応力値は鋼材表面から内部(軸心側)に入るに従って徐々に上昇し、50~100μm内側において最大値を示している。残留応力の最大値は、Surface材で最も小さく475 MPa、標準材では600 MPa、1/2R材では605 MPa、Center材では試験材のなかで最も大きい690 MPaを計測した。また、図20内の点線で示すように、1/2R材、Center材を対象とした測定において、電解研磨時に割れが発生した。割れ発生前に計測した残留応力値は600 MPa以上であった。

本実験での結果と、2章で述べた実体試験結果とを考えると、割れに起因する支配応力方向は異なるものの、測定された最大残留応力値はほぼ同等である。このことから、本鋼種の焼割れ発生限界は、安全をみて600 MPaにできると考えられる。

このように、各鋼種での実験結果と焼入応力解析結果とを組み合わせることによって、焼割れの発生を防止することができる適正なフランジ厚の設計が可能になると考える。

むすび = 焼割れを発生させない大型鍛鋼品のポリマー焼入プロセスの確立を目指して、段付き丸棒のフランジを対象に、フランジ厚と焼入れに伴う発生応力の関係を調査した。以下に得られた結果を示す。

- ・ 焼入応力解析の結果、フランジ部での焼割れ発生位置と、FEM解析によって得られた半径方向応力の最大値の発生位置とがよく一致した。このことから、半径方向の焼入応力が焼割れ発生に大きく影響を及ぼしていることが分かった。
- ・ 実機相当材の段付き丸棒形状で焼入実験した結果、フランジ厚が薄くなるに従って焼入応力が大きくなる傾向にあることが確認できた。
- ・ 材料の相変態データや機械的特性、熱物性データを採取してFEM解析を実施した。その結果、大型鍛鋼品

における焼入工程においても焼入材の残留応力を比較的精度良く推定できることを確認した。

- ・ 大型鍛鋼材の表層部、1/2R部、および中心部から試験材を採取し、900℃での焼入れを施す実験を行った。その結果、1/2R位置の偏析材で焼割れが発生した。この結果から、偏析材では焼割れが発生しやすい傾向にあることが確認できた。また、焼割れ発生応力の目安値が600 MPaであることを明確にした。
- ・ 大型鍛鋼品の焼入プロセスにおいて焼割れを抑制するには、偏析帯の位置を考慮した工程設計が必要である。成分偏析などの材質のばらつきが鋼塊内部で必ず生じる大型鍛鋼品においては重要な検討項目であるといえる。

参考文献

- 1) 石山 治ほか. R&D神戸製鋼技報. 2010, Vol.60, No.2, p.20-23.
- 2) 笠井秀明. 熱処理. 2006, Vol.46, No.6, p.339-345.
- 3) 内田富士夫ほか. 鑄造工学. 2005, Vol.77, No.10, p.696-703.
- 4) 大和久重雄. 熱処理. 1990, Vol.30, No.2, p.63-67.
- 5) 志水実男ほか. 三菱製鋼技報. 1989, Vol.23, p.33.
- 6) 福谷理明ほか. 日本船舶海洋工学会論文集. 2007, 第6号, p.119-129.
- 7) 井上達雄ほか. 材料. 1995, Vol.44, No.498, p.103-109.
- 8) 有本亨三. Sanyo Technical Report. 2013, Vol.20, No.1, p.11-23.
- 9) 岡村一男ほか. 熱処理. 2002, Vol.42, No.5, p.319-325.
- 10) 柳沢祐介ほか. 材料学会講演論文集. 2014, p.205.
- 11) E. Scheil. Anlaufzeit der Austenitumwandlung, Arch. Eisenhüttenwes. 1935, Vol.12, p.565-567.
- 12) W. A. Johnson et al. Transaction of AIME. 1939, Vol.135, p.416-458.
- 13) D. P. Koistinen et al. ACTA Metallurgica. 1959, Vol.7, p.59-60.
- 14) 有川剛史ほか. 日本機械学会論文集. 2017, Vol.83, No.845, p.16-00442.



有川剛史

素形材事業部門
鑄鍛鋼ユニット 鑄鍛鋼工場 鍛圧部



今村亮祐

素形材事業部門
鑄鍛鋼ユニット 技術部



松宮知朗

技術開発本部 機械研究所
(現 電力事業部門 神戸建設本部 建設部)



沖田圭介

技術開発本部 機械研究所



松田真理子

素形材事業部門
鑄鍛鋼ユニット 技術部