

ショットピーニングのピーニング効果
に関する基礎的研究

学位論文：博士(工学)1994-14

1995. 1

渡邊吉弘

目 次

序 論	1
第1編 ショットピーニングと残留応力分布	
第1章 残留応力分布に及ぼすショットピーニング条件の影響	11
1-1 緒 言	11
1-2 実験方法	12
1-2-1 供試材および浸炭処理	12
1-2-2 アークハイト値	13
1-2-3 カバレッジ	14
1-2-4 残留応力測定	15
1-2-5 ショットピーニング条件	15
1-3 実験結果	16
1-3-1 ショット粒径の残留応力分布への影響	16
1-3-2 ショット粒硬度の残留応力分布への影響	18
1-3-3 投射速度の残留応力分布への影響	19
1-3-4 投射時間の残留応力分布への影響	20
1-3-5 投射角度の残留応力分布に与える影響	21
1-3-6 投射領域内の残留応力分布の違い	22
1-3-7 投射装置による残留応力分布の違い	23
1-4 種々の条件を組み合わせたショットピーニング 加工後の残留応力分布	24
1-5 結 言	27
第2章 ハードショットピーニングにおける アークハイト測定基準片の検討	29
2-1 緒 言	29
2-2 実験方法	30
2-3 実験結果	30
2-4 検 討	32
2-4-1 アークハイト値と投射速度	32
2-4-2 アークハイト値と残留応力	35
2-4-3 アルメンストリップの変形	39

2-4-4	高硬度基準片で測定したアークハイト値	39
2-5	結言	41
第3章	残留応力分布のシミュレーション	43
3-1	緒言	43
3-2	実験方法	43
3-3	実験結果	44
3-4	予測式の算出	47
3-4-1	ピーニングによる塑性域深さ	47
3-4-2	圧縮残留応力分布	51
3-5	計算値と実験値の比較	55
3-6	結言	57
第II編	強度特性に及ぼすショットピーニングの影響	
第4章	浸炭材の疲労強度特性に及ぼすショット粒の影響	59
4-1	緒言	59
4-2	実験方法	60
4-3	実験結果および考察	62
4-3-1	ショット粒の破砕状況の比較	62
4-3-2	疲労試験結果	65
4-4	検討	67
4-5	結言	69
第5章	高強度鋼 SCM435 の遅れ破壊に及ぼす	
	ショットピーニングの効果	71
5-1	緒言	71
5-2	実験方法	72
5-2-1	試験片および遅れ破壊試験	72
5-2-2	ショットピーニング加工	74
5-3	実験結果および考察	74
5-3-1	表面層の残留応力分布	74
5-3-2	遅れ破壊試験結果	76
5-3-3	ピーニング処理材の表面組織	80
5-4	検討	80

5-4-1	変位量測定	80
5-4-2	破面観察	85
5-5	結 言	85
第6章 浸炭鋼の遅れ破壊に及ぼすショットピーニングの効果		89
6-1	緒 言	89
6-2	実験方法	90
6-2-1	試験片および遅れ破壊試験	90
6-2-2	水素量測定	92
6-2-3	ショットピーニング加工	92
6-3	実験結果および考察	92
6-3-1	表面層の残留応力分布	92
6-3-2	水素量測定結果	93
6-3-3	遅れ破壊試験結果	95
6-4	結 言	97
結 論		99
参考文献		105
関連発表論文		114
謝 辞		115

序 論

序 論

ショットピーニングの現状

日本経済を引っ張ってきた自動車産業は、内需の長期低迷、輸出の減少、さらに1ドル=100円の円高に追い打ちをかけられ、戦後ほぼ一貫して続いた成長に別れを告げ、転換期を迎えた。こうした状況下において各自動車メーカーの生き残り戦略が進み、個性ある自動車の開発がめざましくなり⁽¹⁾、操作性、動力性能、燃費の向上、静粛性の向上などが求められるようになっている。さらに、高出力・高性能化・安全対策強化など車両重量が増加する要因が増す一方で、近年の地球規模環境問題に端を発し⁽²⁾⁻⁽³⁾、C A F E（企業平均燃費）規制の強化や排ガス規制の動きが活発化し、エンジンの燃焼効率改善は言うまでもなく、いかに車体を小型・軽量化するかが燃費規制を達成するための鍵となっており、10%の軽量化で約6~7%の燃費向上が可能と言われている⁽⁴⁾。

これら自動車産業のみならず一般機械、構造物の小型化、軽量化は製造の経済性とともに動力性能、サービス性の向上の見地から重要な工学、技術上の課題とされてきた。一方、小型化、軽量化の妨げとなるのは部品の材料強度、特に耐用期間中の疲労強度の確保である。以上のことから自動車構成部品・機械部品の耐久信頼性を高めることが不可欠となり、そのための強度向上策として形状改良、材料の改善、熱処理、表面処理の改善など各部品の機能を踏まえた最も合理的な方策が講じられている。たとえば、経済的に引き合う鉄鋼材料の高疲労強度化として、疲労破壊の起点となる材料表面の硬化を目的とした熱処理である高周波焼入れと浸炭焼入れ⁽⁵⁾は工業的に広く利用されている。

高強度化の手法の一つとしてショットピーニング処理は、材料依存性が少なく他の加工技術と比較して安価で疲労強度向上が図れる点でメリットが多く、古くからばねの強度向上の手段として用いられてきた技術である⁽⁶⁾⁻⁽¹⁰⁾。1945年の日本の敗戦とともに米軍の日本進駐にともなって米軍関係の車両の修理技術として米軍指定のショットピーニングが行われた。ショットピーニングが最も組織的に実用化されたのがばね工業会と航空機関係の業界である。

ショットピーニング処理は、部品加工工程後半において球形のショット粒を秒速数十メートルから百数十メートルの速度で加工物に投射し、加工物表面に球状の微小痕と加工硬化および圧縮残留応力を生成させる冷間加工処理である。圧縮残留応力の発生機構として、ショット粒が加工物の表面に投射された場合、局所的な塑性変形が生じ広範囲に広がろうとするが、ショット粒の衝突の影響を受けていない下部の弾性域がそれを拘束し両者は平衡する。したがって、伸ばされた塑性域部分には弾性域の拘束により圧縮残留応力が発生し、逆に、弾性部分には引張応力が発生する。加工物の厚さが大きい場合には、加工が表面近傍に限られるので下部の弾性域では低い引張応力が加工物厚さ全体に分布する⁽¹¹⁾。ショットピーニング処理により付与された圧縮残留応力が、外力である引張応力を相殺する形で作用し、加工物の疲労強度を向上させる。この効果は応力勾配のある切欠きなどを有する部材で顕著である。こうしたことから、古くから自動車用のばねなどの高強度化に用いられているが、近年、懸架コイルばねに対し、より一層の高強度化を行うために、ストレスピーニングを適用し、従来よりも大きな圧縮残留応力を付与することにより30%の高強度化をもたらした開発もされている⁽¹²⁾。また、高強度化を安価に図れることから、自動車部品であるコンロッド、ボールジョイント、クランクシャフト、トーションバーなどに対するピーニング処理の適用範囲が増加している^{(13) - (14)}。これらのことは、軽量化のニーズから部材の強度向上が更に必要になったことに加え、投射条件を管理するショットピーニング装置の改善^{(15) - (20)}、投射速度測定装置⁽²¹⁾あるいは高硬度の高寿命ショット粒の開発^{(22) - (26)}といったピーニング処理の周辺技術の向上、そしてピーニング効果としての圧縮残留応力を測定するX線応力回析装置の発達^{(27) - (29)}も大きな一因となっている。

浸炭鋼へのショットピーニング効果

近年の自動車における高出力・高性能化の動きの中で、動力伝達部品にも新機構が次々に投入されている。動力伝達部品である歯車や軸類を高強度化・小型化し、トランスミッションボックスが小型化できれば、周辺のユニットの小型化も合わせて可能となり軽量化に寄与するとともに室内空間の増大といった副次的な

効果も期待できる。さらに、自動車の高級感を出すため静粛性に対し配慮する目的で動力伝達部品から生じる騒音を軽減させる方策が取られている⁽³⁰⁾⁻⁽³¹⁾。そのために歯車のかみあい伝達誤差を減少させることが必要となり、設計諸元の選択としては歯車のかみあい率を増す目的から、高歯化、低圧力角化、円周ピッチ誤差の低減が進められている。この結果、歯車の歯元にはより大きな曲げ応力が作用するようになった。このような背景のもと、歯車材料には耐摩耗性と疲労強度を確保するため、従来よりSCr420やSCM420に代表されるような浸炭肌焼鋼が用いられている。現在行われている工業的な浸炭法は、CO-CO₂ガス平衡論による処理であるため、雰囲気ガス中のCO₂、H₂、微量に存在しているO₂などが浸炭用鋼に添加されているCr、Mn、Si、Alなどの元素に対し酸化性雰囲気となる。このため、浸炭処理中にこれら元素が表面付近で結晶粒界に沿って内部酸化し、表面層の焼入れ性を低下させ、トルースタイトのような不完全焼入れ層（粒界酸化層）が生成される⁽³²⁾。これら浸炭鋼の疲労破壊は、粒界酸化層を起点としてき裂が発生、その後き裂は、有効硬化層深さまで旧オーステナイト粒界に沿った粒界破壊、内部では粒内破壊を呈することが確認されている⁽³³⁾⁻⁽³⁶⁾。この表面異常層を改善する方法として、種々の試みがなされている。まず、浸炭時の雰囲気をできるだけ酸化性にしない方法として真空浸炭と呼ばれる処理法がある。この処理により疲労強度が通常の浸炭に比べ10%程度向上すると報告されている⁽³⁷⁾。また、内部酸化による表面の焼入れ性の低下を窒素を拡散させることにより回復させる方法がある。この方法では、浸炭工程の終わりに5~10分程度NH₃ガスを添加するだけで、大幅な炉の改造を必要としない⁽³⁸⁾。さらに、粒界酸化層の低減と浸炭鋼の靱性を高めた新しい高強度歯車用鋼の開発と実用化が進められている⁽³⁹⁾⁻⁽⁴⁰⁾。また、電解研磨などにより表面異常層を除去する試みもなされ、この加工を施すと約25%の疲労強度向上になるが、工業化するには多くの問題が残されている⁽⁴¹⁾。

このような背景のもと、浸炭鋼へのショットピーニングが実用化され種々の歯車へ適用されるようになってきている。浸炭後にショットピーニング処理を行うことは、異常層の発生を抑えようとする前述した各方法とは異なって、積極的に異常層に残留応力を付与しようとするものである。さらに、浸炭鋼にショットピーニングを施した場合、浸炭焼入れ時に生じた残留オーステナイトがピーニング加工

により加工誘起マルテンサイトとなり、被加工物の表面硬さを増加させることが一般的に知られている。これらのピーニング効果により浸炭鋼の疲労強度が浸炭のままの材料に比べ30%~50%向上すると報告されている⁽⁴²⁾⁻⁽⁵⁸⁾。さらに近年では、疲労限度の大幅な向上を狙い、より大きな投射エネルギーによりアークハイトが0.6mmAを越えるような条件で加工するハードショットピーニングが実施されるようになっている⁽⁵⁹⁾⁻⁽⁶⁴⁾。

ハードショットピーニングは投射エネルギーを高めるために従来よりも高い投射速度で、また浸炭鋼の表面硬度に近づけた高硬度ショット粒を使用して加工する方法である。また、浸炭窒化+ハードショットピーニングにより、圧縮残留応力を1000MPa以上に高め、この結果浸炭のままの材料に比べて疲労限度が約1.3倍になることが報告されている⁽⁶⁵⁾⁻⁽⁶⁶⁾。しかしながら、ハードショットピーニングを適用する場合、浸炭部品の表面に粒界酸化層などの浸炭異常層が存在すると、表面粗さを劣化させ、疲労限度を低下させることも指摘されている⁽⁶⁷⁾。さらに、ハードショットピーニングを施した浸炭材の残留応力分布の特徴として、圧縮残留応力の最大値が表面から50 μ m程度内部に存在するため、最表面の圧縮応力が必ずしも高くないという現象が生じている。応力の最大値が内部に存在するのは、投射エネルギーが大きいため、内部に比べ表面での塑性変形の程度が著しく、圧縮応力が緩和されるために生じる現象である。これらのことから、最初に ϕ 0.6mm~1.0mm程度の粒径のショット粒で投射した後に、粒径が ϕ 0.3mm以下の細かいショット粒で加工を施す2段ピーニングや粒径の細かいショット粒のみを使用するビーズピーニングと称される加工方法も検討されている⁽⁶⁸⁾⁻⁽⁷⁰⁾。また、浸炭歯車の歯元強度向上のみならず、破面のピッチング強度に対して、ショットピーニングの有効性が確認されている⁽⁷¹⁾⁻⁽⁷⁶⁾。

ショットピーニングのその他の効果

ショットピーニング効果の代表的な応用例として、構造物溶接継手の疲労強度改善が挙げられる⁽⁷⁷⁾⁻⁽⁸⁷⁾。溶接された部材にはHAZ（熱影響域）と呼ばれる箇所に引張応力が生じている。この部位にショットピーニングを施し、圧縮応力を付与することで疲労強度改善の効果が顕著となる。ショットピーニング以外

の溶接継手疲労強度向上の改善策としてTIG処理（止端部再溶解）があるが、その効果は 2×10^6 での強度を未処理材に比べ65%向上させるのに対し、ショットピーニングでは95%もの向上が得られたという報告もある⁽⁸⁸⁾⁻⁽⁹⁵⁾。

また、ショットピーニングの効果として、表層部への圧縮残留応力付与により、結晶粒界を封鎖する状態とし、SCC（応力腐食割れ）を抑制あるいは遅延させる。これは化学プラントに用いられる圧力容器などに広く活用されている。さらに、化学プラントの構造物に用いられるステンレス鋼への効果のみならず、他の材料としてハステロイなどの特殊鋼、Al合金、Ti合金など各種非鉄合金についてもショットピーニングの耐SCCの効果が顕著であると報告されている⁽⁹⁶⁾⁻⁽¹⁰⁶⁾。近年では、これらの効果に着目し、原子力発電設備の圧力容器などへの応用も取り組まれているが⁽¹⁰⁷⁾、これら重要保安部品に対してのショットピーニング処理を行う場合には、加工技術、品質管理及び効果の確認などの向上が更に切望されている。

さらに、蒸気タービン用部材の高温フレッチング疲労強度に対してもショットピーニング効果が確認されている⁽¹⁰⁸⁾⁻⁽¹¹²⁾。これらの効果の主たる理由は、表面層に付与された圧縮残留応力であり、前述した理由と同様なものである。また、ショットピーニングの効果は、フレッチング腐食及びフレッチング摩耗にも有効であると報告されている⁽¹¹³⁾。蒸気タービン鋼として知られる12Cr-Mo-W-V鋼製試験片に対してのショットピーニングの効果として、高温のフレッチング疲労強度が1.8倍となること⁽¹¹⁴⁾や自動車用重ね板ばねのフレッチング疲労寿命が2倍になることも報告されている⁽¹¹⁵⁾。

ショットピーニング処理が最も多く活用されている鋼材として、ばね鋼や浸炭肌焼鋼などが挙げられるが、前述したようにその効果に材料依存性が少ないことから、次に示す材料にも盛んに応用されている。近年、機械構造用鋼材として注目されている球状黒鉛鋳鉄がその代表例であり、ショットピーニングの効果を確認した研究が多くなされている⁽¹¹⁶⁾⁻⁽¹²⁷⁾。特に、球状黒鉛鋳鉄はその高耐摩耗性や耐孔食性に優れることに着目され、自動車用歯車として重要視されるようになってきている。しかし、焼入れ鋼に比べ疲労強度が劣るため、ショットピーニング処理によって改善させようというものである。

次に、アルミニウム合金鋳物について、疲労強度の向上策としてショットピー

ニング処理が有効な手段であることが報告されている⁽¹²⁸⁾⁻⁽¹²⁹⁾。向上の要因は、表面層の圧縮残留応力であり、残留応力を平均応力として取り扱うことにより疲労限度が定量的に評価できることも確認されている。また、SAE 5454展伸材アルミニウム製自動車用ホイールにショットピーニング処理を行ったところ、その疲労寿命が約3～5倍に向上したことが報告されている⁽¹³⁰⁾。さらに、7000系アルミ合金、Al-SiC複合材料およびAl-Li合金の疲労寿命に及ぼすショットピーニングの効果が確認されている⁽¹³¹⁾⁻⁽¹³⁹⁾。

チタン合金はその優れた耐食性、軽量、高強度、高靱性などの理由で、ジェットエンジンのタービン翼やディスクといった航空機、ロケットの構造材料として広く用いられている。近年では自動車のコンロッドなどにも軽量化のニーズから用いられるようになった。ショットピーニング処理はこれらの材料の疲労強度向上に有効であると報告されている⁽¹⁴⁰⁾⁻⁽¹⁵⁴⁾。

ところで、ショットピーニング処理は、表面層に圧縮残留応力を付与することや加工硬化により、おもに構造部材の疲労強度向上に利用されている。一方、ショットピーニング効果の加工原理をうまく利用したピーンフォーミングと呼ばれる加工が、航空機の翼成形などに用いられている⁽¹⁵⁵⁾⁻⁽¹⁵⁶⁾。この加工は常温で行えること、また、プレス成形の場合では必要となる金型がこの加工では必要とされないことで経済的にも優れた方法であると言われている。この加工原理は、後述のアルメンストリップの反りと同様に、投射された面のみが塑性的な伸びを引き起こし投射側と反対方向へ反ることを利用している。この場合、部材には圧縮残留応力は付与されない。ただし、ショット粒の投射量や投射速度などにより翼などの反り量が大きく異なるため、コンピューターでそれらの制御を行いながら希望する反りを生じさせるように加工されている。

以上のように、ショットピーニングは材料依存性がなく疲労強度などを向上させることで幅広く工業界で利用されていることを述べてきた。しかし、どのショットピーニング条件で加工したものでも同様な効果が得られることはなく、他の表面処理法と同様に、最適条件が存在するということは言うまでもない⁽¹⁵⁷⁾⁻⁽¹⁵⁸⁾。特に、圧縮残留応力の分布形態がショットピーニングの加工条件により種々変化することから⁽¹⁵⁹⁾、ピーニング効果を最大限引き出すための条件設定が重要な課題である。近年、有限要素法などの手法を用いて、ショットピーニングにより

生じる残留応力分布を予測する研究が多くなされるようになってきている⁽¹⁶⁰⁾⁻⁽¹⁶⁵⁾。しかしながら、ショット粒と部材の衝突現象など複雑な機構が絡むために、残留応力分布を完全に予測することは難しいようである。

さらに、破壊力学の手法を用いてショットピーニングにより生じた圧縮残留応力場におけるき裂発生およびき裂進展挙動を解明することで、ショット処理材の疲労強度を予測することや、最も高い疲労強度が得られる最適な残留応力分布を求めるといった研究も近年盛んに行われている⁽¹⁶⁶⁾⁻⁽¹⁷⁸⁾。

本研究の目的と新規性

本論文は、主に、高強度鋼に及ぼすショットピーニングの効果の実用上の問題点やその解決手法について提案し、ショットピーニング加工の機械構造部品仕上げ工程への適用範囲拡大のための指標となることを目的としている。

前述したように、ショットピーニング加工により、部材の疲労強度、環境強度、摩擦・摩耗抵抗の向上を図ることができる。そのような効果が生じる理由としては、表面層に付与された圧縮残留応力、加工硬化、粒界封鎖および油だまり効果などが挙げられるが、主たる理由は圧縮残留応力である。ところで、ピーニングにより付与される圧縮残留応力は、材料強度、投射条件に依存して変化し、これらは局所的な塑性ひずみの付与の程度に起因している。一方、近年の高強度鋼に対するピーニング加工の場合には部材に作用する負荷応力の増大に比例して、付与すべき圧縮残留応力も増大させることが必要となり、加工の経済性や効率を考慮し、最適な加工条件を見いだすことが要求されるのは当然である。また、ピーニング加工の加工強度の目安となるアークハイト値は、ますます高くなる傾向にあるが、一方で、アークハイト値と残留応力分布が対応しなくなっていることは、アークハイト値を測定するアルメンストリップが1950年代に基準化され、当時のピーニング強度が現在よりもかなり低いレベルで処理されていたことを考えれば容易に予想できることである。さらに、付与される圧縮残留応力分布の分布形態のパラメーターとして、残留応力の最大値および最表面の値、残留応力が最大となる表面からの深さ、そして、残留応力が生じる加工物内の影響深さなどが挙げられるが、これらをシミュレーションにより予測することが要求されている。こ

これらの予測が可能になれば、破壊力学の観点から部材の寿命を予測し、最大の効果を引き出す応力分布を求め、その分布を付与するショットピーニング条件をあらかじめ設定できることにもなる。

したがって、本研究では、特に高強度鋼の圧縮残留応力に注目して、第1にショットピーニング加工における投射条件により変化する圧縮残留応力分布の形態を明らかにすることを目的とした。そして、アークハイト値と圧縮残留応力の関係に着目し、通常基準片として用いられるアルメンストリップA片の限界と今後のハードショットピーニングに適した基準片の提案を行う。さらに、残留応力をシミュレーションする予測式の提案とその有用性を実証する。第2に、ピーニング効果の実施例として、浸炭鋼の疲労強度に及ぼすハードショットピーニングの影響について疲労強度のばらつきの観点から検討した。一般に、ピーニング用ショット粒として用いられている鋳鋼ショットを用いてハードショットピーニングを行った場合、ショット粒の破碎により疲労強度にばらつきが生じることが報告されている⁽¹⁷⁹⁾。このような背景のもと、特にハードショットピーニング用に開発された高靱性・高硬度ショット粒であるラウンドカットワイヤーの疲労強度のばらつきに及ぼす影響について調査し、その適用の可否を検討する。

また、高強度鋼における問題として、強度が増すほどその遅れ破壊強度が低下し、高強度化の妨げになっていることが挙げられる。高強度鋼の遅れ破壊は、静的破断荷重以下の一定荷重下で、突然破壊が起きる現象で、広義には水素により脆化が進む水素脆化割れと腐食溶解支配の応力腐食割れとがある。前述したようにピーニング効果がステンレス鋼の応力腐食割れに有効であることから、遅れ破壊にも有効であるかどうかを高強度材料の焼入れ焼戻し材および浸炭処理材について、2種類の実験方法で検討した。

本論文の構成

本論文はショットピーニングにおけるショットピーニング効果の基礎的な研究を目的としたものであり、2編より構成される。

第I編は3章から構成され、高強度鋼におけるショットピーニングと残留応力分布について基礎的な問題を取扱う。

第1章では、ショットピーニング加工の主たる効果である圧縮残留応力について加工条件と分布形態の関係について述べている。分布形態は前述したように投射条件（ショット粒径，ショット粒硬度，投射時間，投射速度，投射角度）に依存する。また，エア式の投射装置を用いた場合には投射領域内の部位により応力分布が異なる。したがって，本章ではこれらの点を明らかにする。

第2章では，ショットピーニングの日常作業の管理項目であるアークハイト値と圧縮残留応力分布について述べる。アークハイト値は通常，硬度がHV500程度のアルメンストリップA片で測定されるが，近年のハードショットピーニングに適用することが困難になっている。そこで，高硬度基準片を提案し，この基準片で測定したアークハイト値と残留応力分布の関係を求める。合わせて，従来のアルメンストリップA片の問題点を明らかにする。従来，これらの関係に着目して研究した例は少なく，本研究における特徴の一つである。

第3章では，ショットピーニング加工により付与される圧縮残留応力分布をシミュレートする予測式を提案する。第1章で得られた結果が示すように，ピーニング条件により応力分布が種々変化するが，分布を求めるためにはX線応力回折が必要となっている。ところが，測定時間が長く，さらに内部方向の分布を求める場合には破壊検査となるために多くの課題が残されている。したがって，本研究では分布を予測する式を提案し，問題解決のための手がかりとする。

第II編も，3章から構成され，高強度鋼における疲労強度および遅れ破壊特性に及ぼすショットピーニングの効果について述べる。

第4章では，浸炭鋼にハードショットピーニングを施す場合，実用上の問題点として指摘される疲労強度のばらつきについて，ショット粒の破碎に起因する観点からその理由を明らかにする。また，高靱性・高硬度ラウンドカットワイヤーの有用性について検討し，このショット粒を使用することで，ショットピーニング処理中のショット粒の破碎が少なくなり，疲労強度のばらつきを低減できることを示す。

第5章では，ショットピーニング効果の用途開発として，高強度鋼の遅れ破壊に対する影響を確認し，ピーニング加工が遅れ破壊強度を向上させる手段として有効であることを示す。前述したように，ピーニング効果の耐応力腐食割れに対する有効性にはいくつかの報告があるが，遅れ破壊に関する研究はほとんどなく，

本研究における特徴の一つである。

第6章では、浸炭鋼の遅れ破壊に及ぼすピーニング効果について明らかにする。自動車用歯車などに浸炭処理を施した場合、歯車部は強化されるものの、ファスナー部では強度過剰のために遅れ破壊が問題となり、高周波焼戻しを施して強度を低下させたり、防炭処理などを行い強度が高くなならない工夫を行っている。そこで、第5章で明らかにするように、高強度鋼焼入れ焼戻し材に対してピーニング効果が有益であることを反映して、浸炭鋼への効果を検討する。実用上、ピーニング効果が顕著であれば、浸炭鋼の遅れ破壊防止のための加工法としても、強度向上の方策と同様有効な手段となる。

第I編 ショットピーニングと残留応力分布

第1章 残留応力分布に及ぼす ショットピーニング条件の影響^(A-1)

1-1 緒言

ショットピーニング効果の重要なものの一つとして疲労強度の改善が挙げられるが、その主な要因は表面層の圧縮残留応力による。一方、圧縮残留応力の大きさおよびその分布はショットピーニングの加工条件により種々変化することから、疲労強度を向上させるためにその条件設定が重要な課題となる。

圧縮残留応力の分布形態として、最表面に圧縮応力の最大値が生じる場合や表面直下で生じる場合があり、これはピーニング加工強さにより変化する。また、圧縮応力の最大値はピーニング強さや材料強度に依存する。一方、ピーニング処理された部材も単純な平滑材とは異なることが多く、外力が作用した場合には、ある負荷応力分布を持つことになる。例えば、最表面に最大負荷応力が作用している場合には、ピーニングによる圧縮残留応力の最大値も最表面にあることが望ましく、表面直下ではその効果が減少することが予想される。したがって、部材に作用する負荷応力分布を有限要素法などによって計算することと、それを考慮したピーニング処理後の圧縮残留応力分布を決定することが疲労強度向上を図る上に重要である。ただし、本研究では有限要素法による解析は行っていない。

一般に、ショットピーニングにより付与される圧縮残留応力分布は、Fig. 1.1に示すように、大別すると被加工材強度、ショット粒硬度、ショット粒径、投射速度、投射時間、投射角度、投射領域および投射装置などの投射条件に大きく依存する。一方、これらの条件が応力分布に与える影響を確認した報告はいくつか挙げられるが⁽¹⁸⁰⁾⁻⁽¹⁸²⁾、浸炭鋼のような高強度鋼で調査した報告は少ない。また、同程度の圧縮残留応力分布を付与する場合に、数種類のピーニング条件からのアプローチが考えられるが、ピーニング加工における経済性なども考慮して最も効率よく最適ピーニング条件を決定する必要がある、これらピーニング条件と圧縮残留応力分布の関係を検討することは意義あるものと考えられる。

そこで、本章では上述したショットピーニング条件がSCM420浸炭鋼の圧縮残留応力分布（主応力方向の残留応力：材料軸方向）に与える影響を評価する。

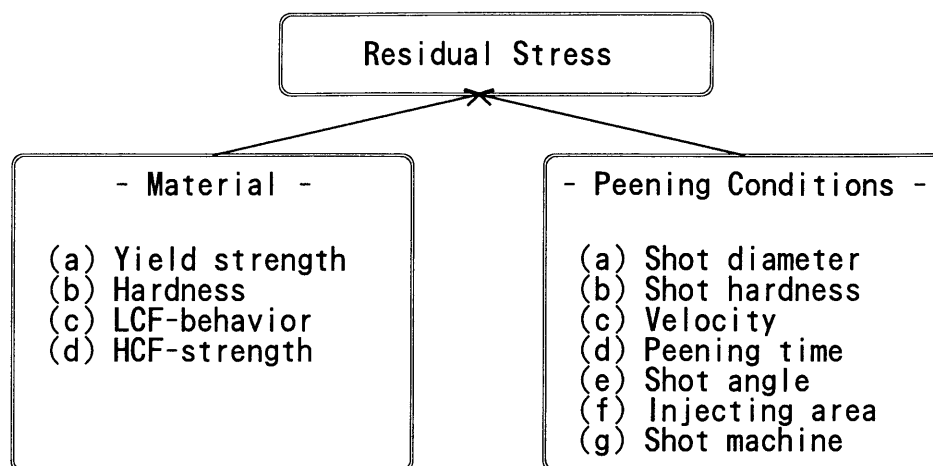


Fig.1.1 Relation between residual stress and shot peening conditions

Table 1.1 Chemical composition of specimen (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	S-Al
0.20	0.26	0.84	0.018	0.013	0.09	0.08	1.19	0.15	0.021

1 - 2 実験方法

1 - 2 - 1 供試材および浸炭処理

供試材料は直径22mmのSCM420鋼熱間圧延棒である。その化学組成をTable 1.1に示す。素材を1193Kで1時間焼ならし後、幅19mm、長さ76mm、厚さ10mmに機械加工し、Fig. 1.2に示す浸炭処理を施したものを試験片とした。浸炭処理では、吸熱反応型のCO、H₂、N₂からなる変成ガス（通称Rxガス）中で、1183Kで3時間保持後、1103Kまで炉冷し、この温度で30分保持した後油焼入れを行った。その後、433Kで2時間の焼ならしを行った。浸炭処理後の試験片表面の硬度、中心硬度および硬化層深さをTable 1.2に示す。

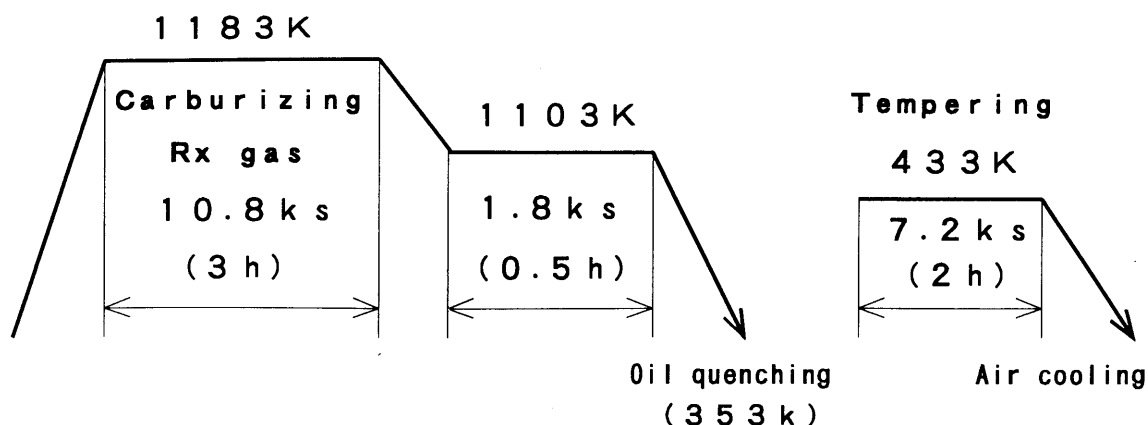


Fig.1.2 Carburizing condition

Table 1.2 Vickers hardness of specimen after carburizing

Surface (HV)	Core (HV)	Efective depth (mm)
722	390	0.90

1-2-2 アークハイト値

アークハイト値は、1950年代に考案されたもので、ショットピーニング強さに相当する量を現在のところ最も簡便な方法で測定できるということから、作業現場での品質管理や設計における指示条件となっている。測定は、Fig. 1.3に示すように、測定基準片であるアルメンストリップを保持具で固定し、ショットピーニング処理を施した後取り外し、反り量をダイヤルゲージで計測する。測定基準片であるアルメンストリップは、硬度がHRC44-50のもので、厚さが1.3mmの市販のA片を用いた。また、測定したアークハイト値はmmAと表示する。

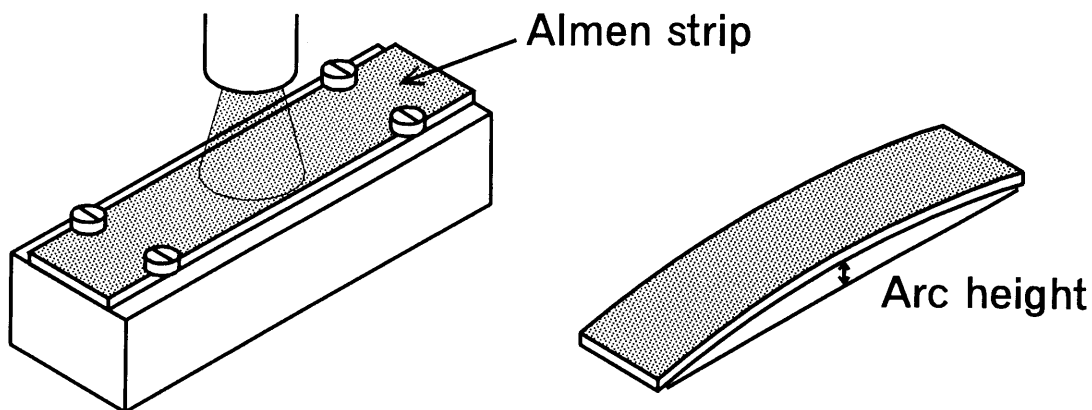


Fig.1.3 Measurement of arc height value

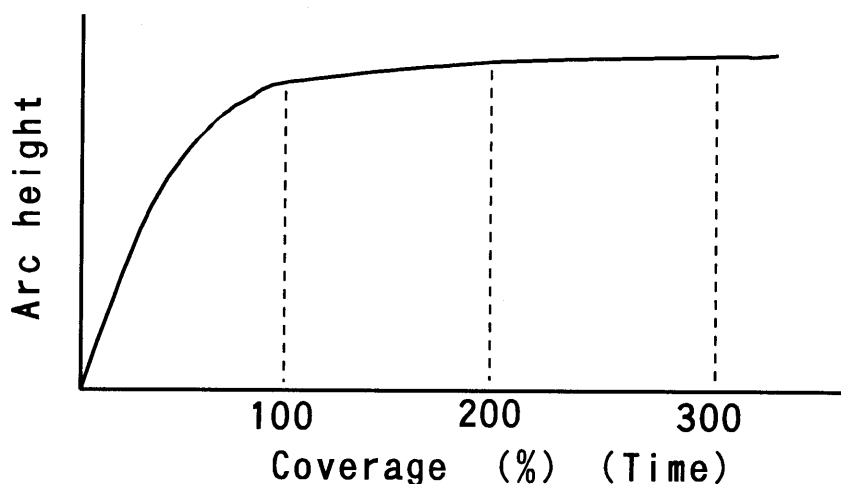


Fig.1.4 Relation between arc height and coverage

1-2-3 カバレッジ

カバレッジはショット粒による圧痕の面積率を示す量で、アークハイト値の測定時にアルメンストリップを実体顕微鏡で10倍に拡大して目視により求める。ショット粒による圧痕が表面全体に及ぶとき、カバレッジ100%と表示する。Fig. 1.4 にアークハイト値とカバレッジの関係を示す。図に示すように、カバレッジがほぼ100%となる投射時間でアークハイト値は飽和する。また、カバレッジが200%、300%であるということは、100%となる投射時間の2、3倍の時間ショットピーニング加工を行ったことを意味する。

1-2-4 残留応力測定

残留応力の測定はX線法である $\sin^2\psi$ 法を用いて行った。特性X線は、Cr, $K\alpha$ 線を用い、出力電圧および電流はそれぞれ30kV, 10mAである。式(1-1)は応力の算出式であり⁽¹⁸³⁾、試料面法線とX線回折を行う(211)格子面法線とのなす角 2θ を変化させ、回折角 ψ を測定することにより、 $2\theta - \sin^2\psi$ 線図の傾きから残留応力を計算した。なお、応力定数 K には、-317.9MPa/degを用いた。また、角度 2θ は、 $0^\circ, 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ, 40^\circ$ と変化させた。

$$\begin{aligned}\sigma &= -\frac{E}{2(1+\nu)} \times \cot\theta \times \frac{\pi}{180} \times \frac{\delta 2\theta}{\delta \sin^2\psi} \\ &= K \frac{\delta 2\theta}{\delta \sin^2\psi}\end{aligned}\quad (1-1)$$

内部方向の残留応力の測定は、 $1 \times 2\text{mm}$ のマスキングを施した上で電解研磨により表面層を徐々に除去しながら行った。マスキングを施した理由は、電解研磨時の応力の再分布を極力防ごうとするものである。

1-2-5 ショットピーニング条件

本研究で使用したショットピーニングの加工装置は遠心投射式とエア一式で、各々の条件の影響を最も効果的に評価できるように、いずれかの装置を用いた。

供試材は、遠心投射式の場合、Fig. 1.5 (a)に示すように、全投射領域の中央部に、かつ、投射角度が供試材に対して直角になるように調整した。また、エア一式の場合にはFig. 1.5 (b)に示すように、供試材より150mmの位置に直径が10mmのノズルをセットし、供試材の中央部を投射領域の中央になるように調整した。遠心式の場合と同様に投射角度は供試材に対して直角である。また、供試材は、両機械内テーブル中央部に取り付けた加工台にセットし、テーブルを12rpmで回転させながら加工を施した。投射速度は遠心投射式の場合、インペラーの回転速度より計算で求めた。図に示すように、供試材とインペラーの距離が比較的接近

していることから、ショット粒は、インペラーからの初速度で供試材に投射されているものとする。また、エア式の場合は、投射速度を実測することが困難なため、投射速度と密接に関連する投射圧力で代用した。ここで、ショット粒の投射重量は遠心投射式の場合、100Kg/min、エア式の場合、9Kg/minである。

また、実験に使用したショット粒は、ラウンドカットワイヤーでその形状写真をFig. 1.6に示す。なお、投射速度または投射圧力および投射時間は、各実験結果の中に記述してある。

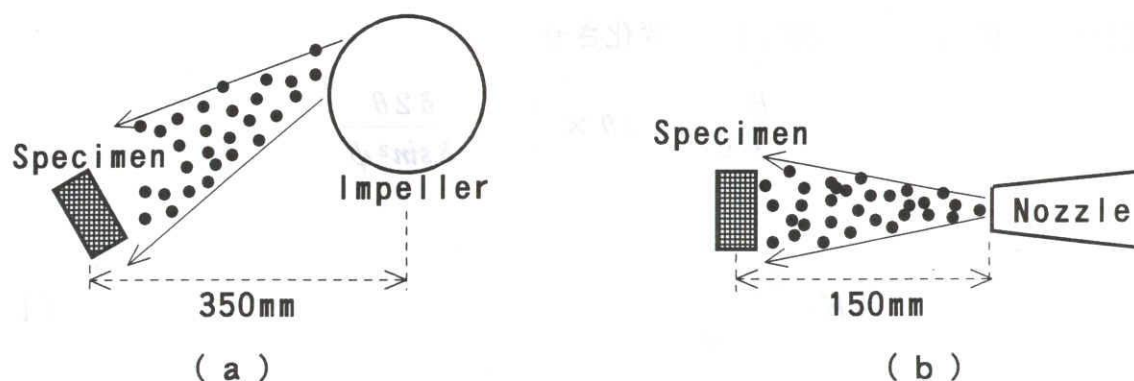
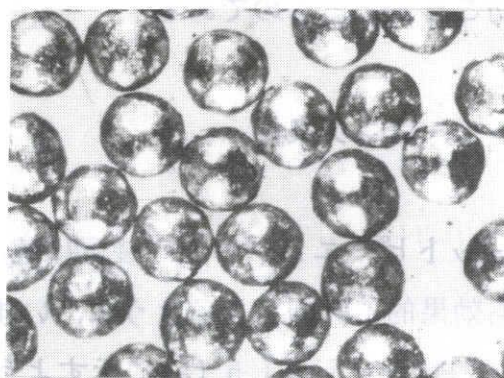


Fig.1.5 Location of specimen in each shot peening machine



0.9mm

Fig.1.6 Photo of rounded cut wire

1-3 実験結果

1-3-1 ショット粒径の残留応力分布への影響

ショット粒径の影響を確認するために、硬度がHV700で直径が0.4mmと0.8mmの

ラウンドカットワイヤーを用いた。投射装置はエア式で、投射圧力は0.5MPa、投射時間は90sである。Fig. 1.7にショットピーニング処理後の残留応力分布を示す。ショット粒径が0.4mmの場合、最表面の残留応力は-700MPaであり、圧縮残留応力の最大値は-1050MPaとなっている。一方、0.8mmの場合では前者が-450MPaで、後者が-950MPaである。なお、図中に示したように、アークハイト値は、ショット粒径が0.8mmの方が約2倍高くなっているが、圧縮残留応力の最大値は逆に低くなっていることがわかる。

このように、粒径を大きくしても圧縮応力の最大値はほとんど変化しない。逆に、最表面層では粒径の大きい方が低い圧縮応力になっている。このことは、ここでの圧縮応力を最大にする粒径が存在していることを示唆している。また粒径がある程度以上大きくなると、ショット粒の運動エネルギーが大きくなったことにより、表面の塑性変形の程度が著しく、圧縮応力が緩和される可能性を示している。そして、粒径の大きい0.8mmの場合には深さが80 μm を超えても高い圧縮応力が存在しており、粒径を大きくすることによりピーニング効果層が大きくなることもわかるが、これもショット粒の運動エネルギーが大きくなったためと理解できる。

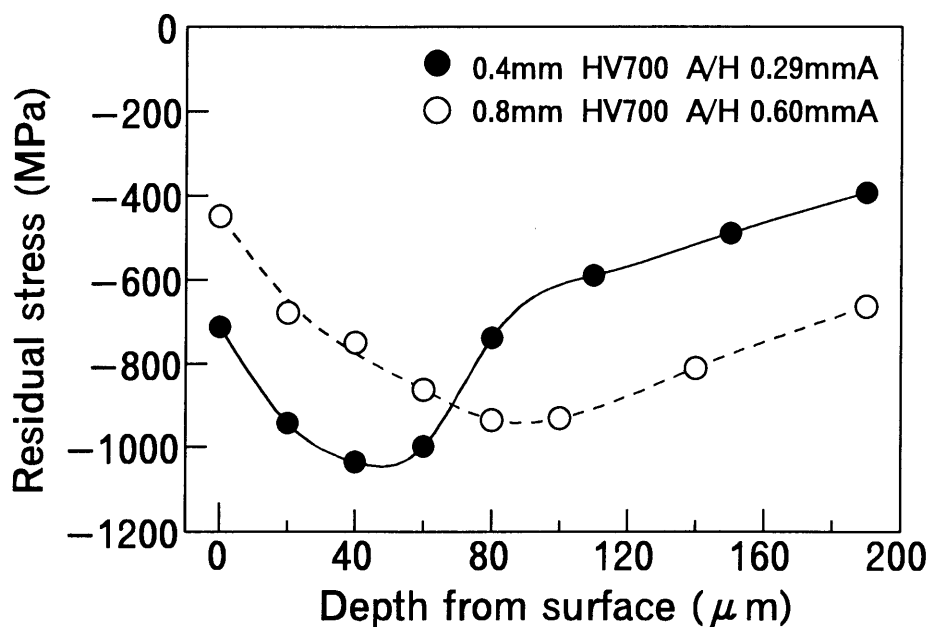


Fig.1.7 Effect of shot diameter on residual stress distribution

1-3-2 ショット粒硬度の残留応力分布への影響

ショット粒の硬度の影響を確認するため、実験において用いたショット粒は直径が0.3mmで硬度がHV520, HV720およびHV790のラウンドカットワイヤーである。投射装置はエア式で、投射圧力は0.5MPaと0.4MPaである。また、投射時間は60sである。Fig. 1.8にショットピーニング処理後の残留応力分布を示す。

ショット粒の硬度の影響では、最表面の応力は同程度であるが、最大圧縮残留応力はHV520の場合、-650MPa, HV720の場合、-1200MPa, さらにHV790の場合は、-1450MPaとショット粒の硬度に比例して高くなった。ただし、最大圧縮残留応力値に大きな違いがあるものの、アークハイト値はほぼ同程度となっており、アークハイト値が圧縮残留応力の最大値の大きさに対応していないことがわかる。このように、ショット粒硬度を高くすることにより極端に圧縮応力の最大値が増大する。しかし、ショット粒径が同じであることから、最表面の応力値や深さ方向の効果層にはほとんど影響がない。

以上のように、ショット粒の硬度が浸炭鋼の表面硬度(HV722)と同程度以上になると、投射圧力を低くしても高い圧縮応力が得られることになる。これは、衝突時にショット粒自体の変形が生じにくくなるため、被加工材の塑性変形が効率よく発生した結果であると考えられる。

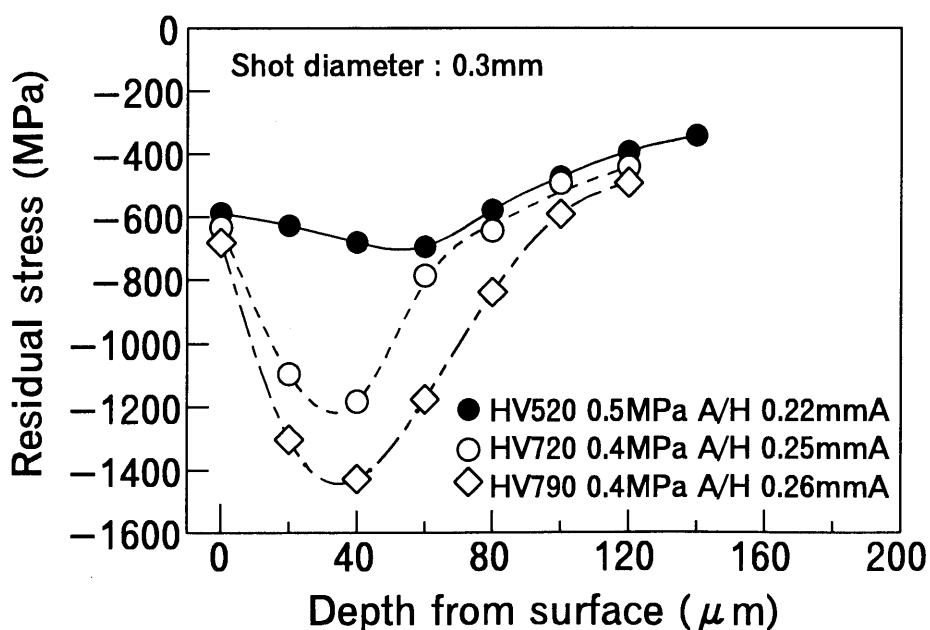


Fig.1.8 Effect of shot hardness on residual stress distribution

1-3-3 投射速度の残留応力分布への影響

ショット粒の投射速度の影響を確認するために、実験において用いたショット粒は、直径が0.6mmで硬度がHV720のラウンドカットワイヤーである。投射装置は遠心投射式で、インペラーの回転数により求めた投射速度は62m/sと82m/sである。また、投射時間は180sである。Fig. 1.9にショットピーニング処理後の残留応力分布を示す。

ショット粒の投射速度が62m/sの場合、最表面の残留応力は-420MPaであり、圧縮残留応力の最大値は-820MPaとなっている。一方、82m/sの場合では前者が-500MPaで後者が-950MPaである。なお、ショット粒の投射速度を高くすると、圧縮残留応力の最大値の増加とともにアークハイト値も高くなっている。ここでは、前述した結果とは異なり、アークハイト値と残留応力の最大値は対応していることがわかる。

このように、投射速度を大きくすることにより圧縮応力の最大値はやや向上する。また、深さ方向への影響層も若干大きくなる。ただし、投射速度を増大して運動エネルギーを高めたにもかかわらず、粒径の影響のところでも述べたような最表面層での応力緩和が生じていない。また、さらに高速にした場合については不明である。

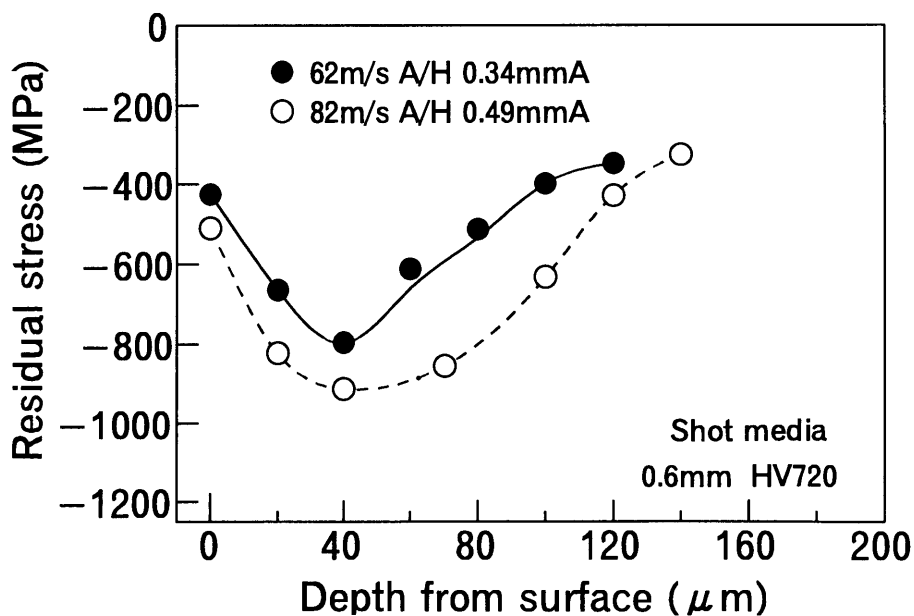


Fig.1.9 Effect of shot velocity on residual stress distribution

1-3-4 投射時間の残留応力分布への影響

ショット粒の投射時間の影響を確認するために、実験において用いたショット粒は、直径が0.6mmで硬度がHV620のラウンドカットワイヤーである。投射装置はエア式で、投射圧力は0.5MPaである。また、投射時間は40s, 60s, 100sの3水準である。Fig. 1.10にショットピーニング処理後の残留応力分布を示す。

ショット粒の投射時間が増加するにつれて圧縮残留応力の深さ方向への効果領域が増大する。また、最表面層の応力値は変わらないものの、表面から40 μ mまでの応力は投射時間が短いほど大きくなっている。これは投射時間が長くなるにつれて、塑性変形量が大きくなり前述したように応力緩和が次第に大きくなるためと考えられる。

以上、4つの条件をまとめると、ショット粒硬度の応力の最大値に与える影響が最も大きい。高強度鋼に作用する負荷応力が大きいことを考えれば、ピーニングによる圧縮残留応力の最大値も大きくすることが必要となる。したがって、最も経済的に高い応力を付与することができる条件としては、ショット粒の硬度を部材の表面硬度に近くすることが必要となる。

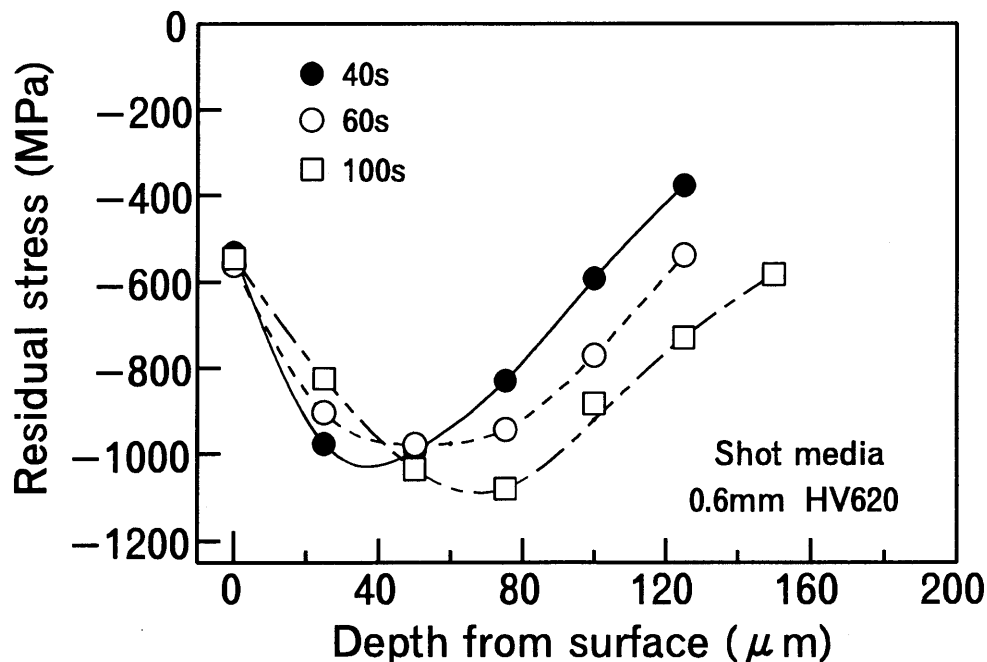


Fig.1.10 Effect of peening time on residual stress distribution

1-3-5 投射角度の残留応力分布に与える影響

上述した4条件の他に、投射角度の影響を確認する必要がある。これは、歯車などへ投射する際、歯底にノズルの中心方向をセットした場合には、歯面に対して投射角度が直角にならない。したがって、歯面に付与された応力分布は、歯底のそれと比較すると深さ方向への効果層あるいは最大圧縮残留応力値が小さくなることが予想される。一方、歯車の強度は、歯元の曲げ強さと歯面の面圧強度に依存している。これらをショットピーニングにより向上させるには、歯元あるいは歯面に対して圧縮残留応力を効果的に付与することが望ましく、投射角度の影響について確認する必要がある。

そこで、ショット粒の投射角度の影響を確認するため実験において用いたショット粒は、直径が0.6mmで硬度がHV600のラウンドカットワイヤーである。投射装置はエア式で、投射圧力は0.3MPaである。また、投射時間は供試材を自転させないで行ったため、5sとした。これはカバレッジ200%に相当する時間である。投射方法はFig. 1.11に示すように、投射領域の中央を供試材の中央になるようにノズルを設置し、90°、60°、30°の3水準の投射角度とした。

ショットピーニング処理後の残留応力分布をFig. 1.12に示す。ショット粒の投射角度が小さくなるにつれて、圧縮残留応力の最大値及び深さ方向への効果領域が低下する。また、図に示したように、各々のアークハイト値を測定した結果でも投射角度に比例して小さくなっている。ただし、投射角度が60°の場合には、30°の場合と比較すると残留応力分布あるいはアークハイト値ともに90°と比べて低下率が少なくなっている。これらのことから、実用上では投射角度60°が限界であると考えられる。したがって、歯底に投射方向の中心をセットした処理を行う場合でも、歯面に対して投射角度が60°以上にセットできれば、歯元同様の圧縮残留応力分布が付与できることになる。

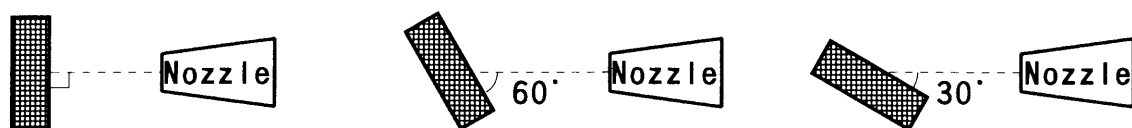


Fig.1.11 Shot angle

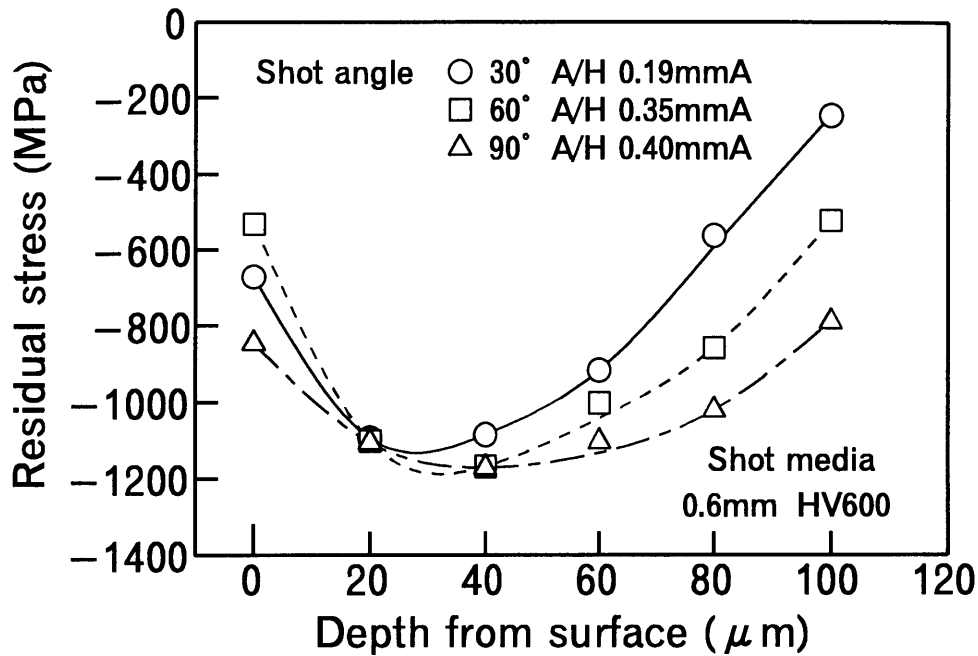


Fig.1.12 Effect of shot angle on residual stress distribution

1-3-6 投射領域内の残留応力分布の違い

エア式の投射装置を用いてショットピーニング処理を行う場合、遠心投射式と比較して投射領域が極端に小さくなる。例えば、エア式ではノズルの直径が10mmの場合に、投射領域の直径がせいぜい40~50mmにしかない。このことから、投射領域中央部と端部では応力分布の違いが起きることが予想される。したがって、エア式の投射装置を用いる場合には、前述した投射角度の影響の他に投射領域内の応力分布の差の有無を確認する必要がある。

そこで、投射領域内の応力分布の違いを確認するため、1-3-5で用いたショット粒を使用し、投射圧力を0.3MPaで供試材にショットピーニング加工を行った。投射時間は60sである。投射後、投射領域中央部と中央より10mm離れた位置および15mmの位置で残留応力の測定を行い、領域内の差を確認した。Fig. 1.13にショットピーニング処理後の残留応力分布を示す。

投射領域中央部から10mm離れたところに付与された圧縮残留応力分布は、最大値に差は認められないものの、深さ方向の効果領域に差が生じている。これは、領域内でショット粒の投射密度が端になるほど減少し、言い換えれば、投射時間

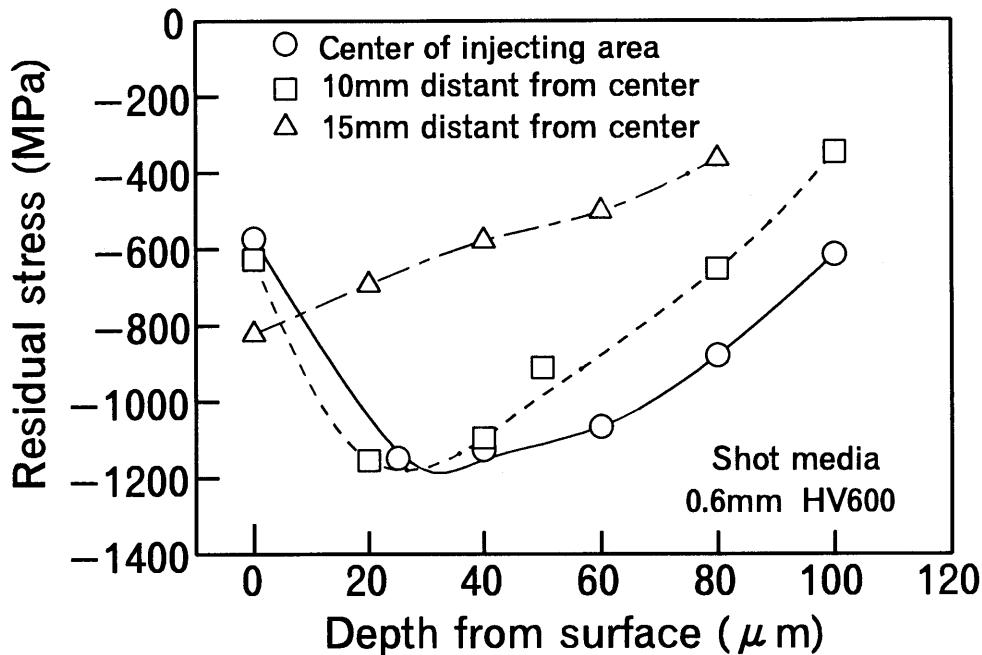


Fig.1.13 Effect of injecting area on residual stress distribution

が結果として短くなり、1-3-4で示したように深さ方向の分布が小さくなったものと考えられる。一方、15mmの位置では、最表面の圧縮残留応力は大きくなっているが、深さ方向への分布は他の2箇所と比べて極端に小さくなっている。したがって、実用上広範囲にわたってショットピーニング加工を施す場合、これら深さ方向の低下を防ぐ手段としては、投射領域直径を20mm程度と考え、ノズルの本数を増すかノズルを移動させて投射領域内での差をできるだけ生じないようにすることが必要となる。

1-3-7 投射装置による残留応力分布の違い

一般的なショットピーニングの加工装置の選択として、多量少品種生産で広い投射領域が要求される場合には遠心投射式を、また、少ロットで比較的投射領域が小さい場合はエア式を用いる。しかし、投射装置を全く異なる機械で同一品質が得られるかどうかについては疑問が残る。

そこで、ショット粒の投射装置の影響を確認するため、1-3-5で用いたショット粒を使用し、供試材にショットピーニング加工を行った。投射条件として

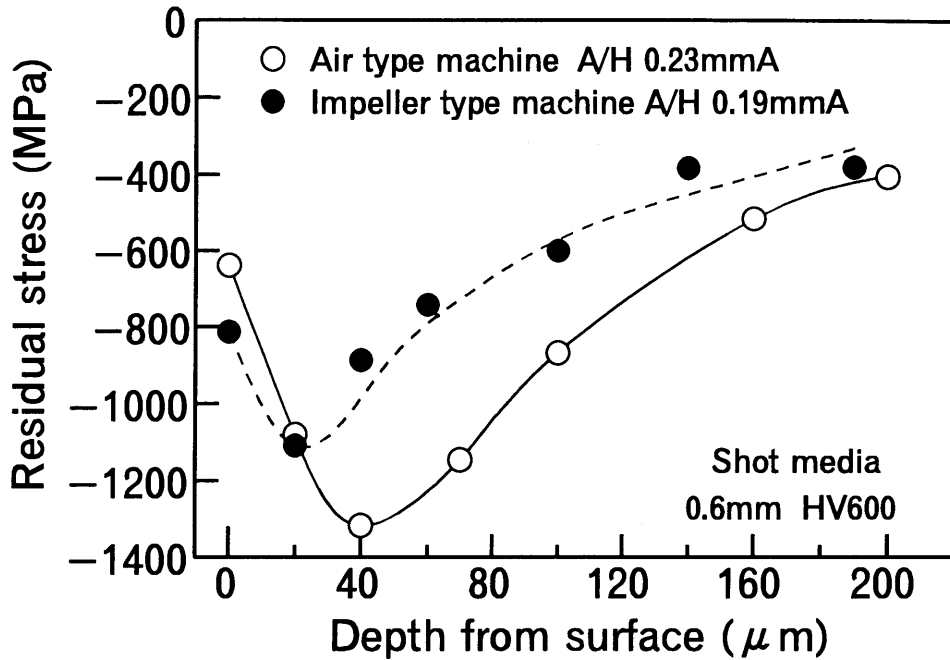


Fig.1.14 Effect of shot machine on residual stress distribution

は、予備実験の後、アークハイト値がほぼ0.20mmAになるように設定した。遠心投射式の場合、投射速度が45m/s、投射時間は180sとなり、エアー式の場合、投射圧力が0.2MPa、投射時間は60sであった。ここで、投射時間の差は100%カバレッジに達するまでの時間の違いである。

Fig. 1. 14にショットピーニング処理後の残留応力分布を示す。図より、応力分布には投射装置の違いによる差が明らかに生じている。エアー式の場合、圧縮残留応力の最大値及び効果層が遠心投射式に比較すると大きくなっている。これは、投射領域内のショット粒の衝突密度の差と考えられる。したがって、同じ応力分布を付与する目的で、かつ、投射領域に制約が無い場合には、エアー式を用いることにより投射時間を短くすることも可能となり、ショットピーニング処理を効率よく行うことができる。

1-4 種々の条件を組合せたショットピーニング加工後の残留応力分布

上述したように、種々のショットピーニング条件により残留応力分布は変化する。一方、ピーニング条件を組合わせて加工を行えば、希望する応力分布が得ら

れることになる。そこで、Fig. 1.15に示すように、(a) 圧縮残留応力の最大値と最大値を生じる深さを徐々に大きくする、(b) 圧縮残留応力の最大値は変えずに、最大値を生じる深さを徐々に大きくする、この2種類の残留応力分布を付与させる条件を1-3の結果を考慮して決定する。

まず、(a)の分布を付与する条件として、圧縮残留応力の最大値を大きくする必要がある。1-3-2の結果からショット粒の硬度を変えることにより最大値が変化することから、ショット粒の硬度を徐々に高める条件を選ぶ。さらに、最大値を生じる深さも段階的に大きくする必要があるので、1-3-1, 1-3-3 および1-3-4の結果より、ショット粒径、投射時間、さらに投射速度を高める必要がある。

一方、(b)の分布の場合には、圧縮残留応力の最大値を同じにする必要がある。そこで、1-3-2の結果より同じ硬度のショット粒を使用する。また、最大値を生じる深さを徐々に大きくすることは、(a)の場合と同じ条件設定で行う。

これらの条件を考慮してショットピーニング加工を行い、残留応力を測定した結果がFig. 1.16およびFig. 1.17である。なお、投射装置はエア式を用い、他の条件は図中に記載した。結果は、ほぼ期待した残留応力分布がいずれの場合でも得られている。このように、いくつかの条件を組み合わせることにより希望する応力分布を付与できることになり、疲労強度を最も高めることができると思われる最適な残留応力分布を実現することが可能となる。

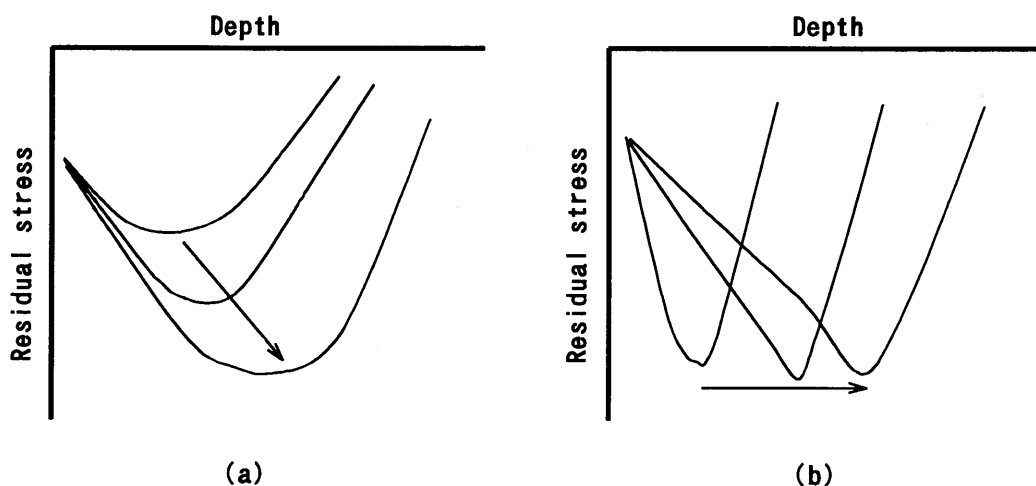


Fig.1.15 Illustration of different types of residual stress distribution

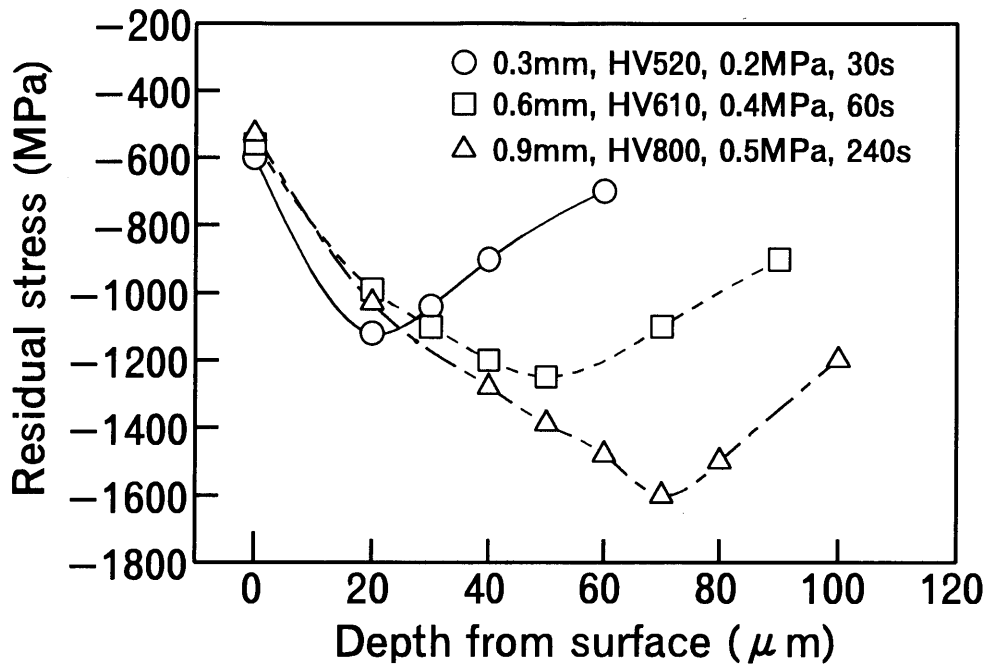


Fig.1.16 Residual stress distribution of type (a) in Fig.1.15

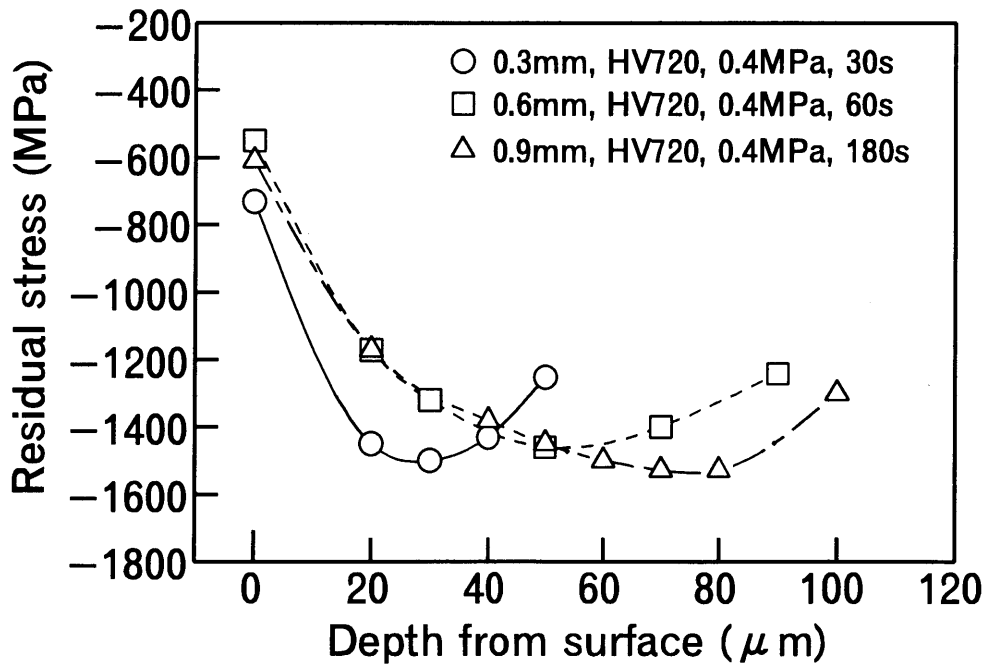


Fig.1.17 Residual stress distribution of type (b) in Fig.1.15

1-5 結 言

本章では、ショットピーニングの投射条件が付与される圧縮残留応力分布に及ぼす影響を調べ、以下の点が明らかとなった。

(1) ショット粒径の影響

ショット粒径を大きくしても圧縮応力の最大値はほとんど変化しない。逆に、最表面層では粒径の小さい方が高い圧縮応力になる。ただし、深さ方向への影響では、粒径を大きくすることによりピーニング効果層が大きくなる。

(2) ショット粒硬度の影響

ショット粒硬度を高くすることにより、極端に圧縮応力の最大値が向上する。また、硬度の高いショット粒を使用すると、投射圧力を低くしても高い圧縮応力が得られる。これらはショット粒の硬度が部材の表面硬度と同程度以上になり、塑性変形が効率よく発生した結果である。

(3) 投射速度の影響

投射速度を高くすることにより、圧縮応力の最大値がやや向上する。また、深さ方向への効果層も若干大きくなる。しかし、ショット粒の硬度が応力の最大値へ及ぼす影響に比べるとその効果は非常に小さい。

(4) 投射時間の影響

ショット粒の投射時間が増加するにつれて、圧縮残留応力の最大値及び深さ方向への効果領域が増大する。また、最表面層の応力値は変わらないものの、表面近傍における残留応力は投射時間が短いほど大きくなる。

(5) 投射角度の影響

ショット粒の投射角度が小さくなるにつれて、圧縮残留応力の最大値及び深さ方向への効果領域が低下する。ただし、投射角度が60°の場合には、30°の場合と比較すると、残留応力分布あるいはアークハイト値ともに減少の度合

いが90°と比べて小さくなる。これらのことから、実用上では投射角度60°が限界であると考えられる。

(6) 投射領域内の残留応力分布の違い

エア一式で投射領域中央部から10mm離れたところに付与された圧縮残留応力分布は、最大値に差は認められないものの、深さ方向の効果領域にやや差が生じている。一方、投射領域中央部から15mm離れたところでは、最表面の圧縮残留応力値は大きくなるものの、内部方向への分布は極端に小さくなる。したがって、実用上、エア一式の投射領域直径は20mm程度と考える必要がある。

(7) 投射装置による残留応力分布の違い

エア一式の場合、圧縮残留応力の最大値及び効果層が遠心投射式と比較すると大きくなる。したがって、同じ応力分布を付与する目的で、かつ、投射領域に制約がない場合にはエア一式を用いることにより投射時間を短くすることも可能となり、ショットピーニング処理を効率よく行うことができる。

第2章 ハードショットピーニングにおける アークハイト測定基準片の検討 (A-2. 3)

2-1 緒言

近年、浸炭歯車や高強度ばねなどの高硬度材料を対象に、表面層により高い圧縮残留応力を付与させることを目的として、ハードショットピーニングが施されている。ハードショットピーニングは、HV700程度の高硬度ショット粒を使用し、高い投射速度で加工する方法で、アークハイト値が0.6mmA以上の強い投射エネルギーによる加工が行われる。この処理により、従来のピーニングに比べ疲労強度をさらに20%~30%向上させることから注目されている⁽¹⁸⁴⁾⁻⁽¹⁸⁶⁾。

一方、ピーニング加工品全ての残留応力を測定できないことから、ショットピーニングのピーニング強度を評価するためにアークハイト値が用いられている。このアークハイト値は通常、A片のアルメンストリップを用いて測定される。この試験板は1950年頃に基準化され、焼入れ焼戻しを行ってロックウェル硬さがHRC 44~50のJIS G 3311（みがき特殊帯鋼）SK5M~SK7Mで製作されている。しかし、従来のピーニング条件に比べ、過酷な条件で処理されるハードショットピーニングにおいても、このアルメンストリップA片を使用することが適切であるかどうか疑問視される。久松⁽¹⁷⁹⁾は、A片で求めたアークハイト値が被加工材の最大圧縮残留応力の値に対応せず、疲労強度を推定するピーニング強度の尺度としては不適切であることを指摘している。しかし、アークハイト値を高く設定することが高い圧縮残留応力を付与することになると考えられている場合もある⁽¹⁸⁷⁾。

第1章で示したFig. 1.7およびFig. 1.8において、図中に記述したアークハイト値と残留応力分布が対応していない。例えば、ショット粒の粒径を大きくして高いアークハイト値が得られたにも関わらず応力分布には差がない場合や、ショット粒の硬度を高くして、アークハイト値に差がほとんど認められないにも関わらず圧縮応力分布は硬度の高いショット粒で投射した場合に大きくなっている。このことからハードショットピーニングにおいても、アークハイト値でその加工強度を推定することが不適切であると推察される。

そこで本章ではまず、ハードショットピーニングのピーニング強度を評価する場合、アルメンストリップA片で測定したアークハイト値では何が不適切であるかを明らかにしたうえで、ハードショットピーニングに適した基準片を見いだすために、A片に対して厚さあるいは硬さを変えた基準片を準備し、その基準片で測定したアークハイト値と残留応力の関係を求めた。アークハイト値の測定は、残留応力を全加工品に対して測定できない現状では日常のピーニング管理の観点に立てば必要なものであり、ハードショットピーニングにも適した基準片を見出すことは意義あるものと考えられる。

2-2 実験方法

ショットピーニングの加工条件をTable 2.1に示す。用いたショット粒は、直径が0.8mmで、硬度がHV550とHV730のラウンドカットワイヤーである。ショットピーニング加工装置は遠心投射式であり、投射速度が40m/s~82m/sとなるようインバーターにより制御した。カバレッジが100%と推定される時間が140sであることから、投射時間をその3倍の420sとした。

アークハイト値とピーニング処理により生じる残留応力の関係を調査するために、被加工材としてSCM420浸炭鋼の板材（幅 19mm，長さ 76mm，厚さ 7mm）を準備した。供試材の化学成分および浸炭処理条件は第1章で述べたものである。ピーニング処理後、被加工材の表面層の残留応力を、電解研磨で徐々に表面を除去しながら、板厚方向へ140 μ mの深さまで測定した。

2-3 実験結果

HV550およびHV730のショット粒を用いピーニング処理を施した場合の投射速度と、アルメンストリップA片で測定したアークハイト値との関係をFig. 2.1に示す。図より、いずれのショット粒で投射した場合でも投射速度が増すと、アークハイト値は投射速度にほぼ比例して増加すること、また、同一投射速度ではショット粒の硬度が高いほどアークハイト値が高くなることがわかる。

ここで、各々のショット粒で投射する場合に、同一アークハイト値0.65mmAと

Table 2.1 Shot peening conditions

Shot media	Rounded cut wire
Shot size	0.8 mm
Shot hardness	HV550, HV730
Shot velocity	40 ~ 82 m/s
Shot machine	Centrifugal type
Peening time	7 min (coverage 300%)
Table speed	3 rpm

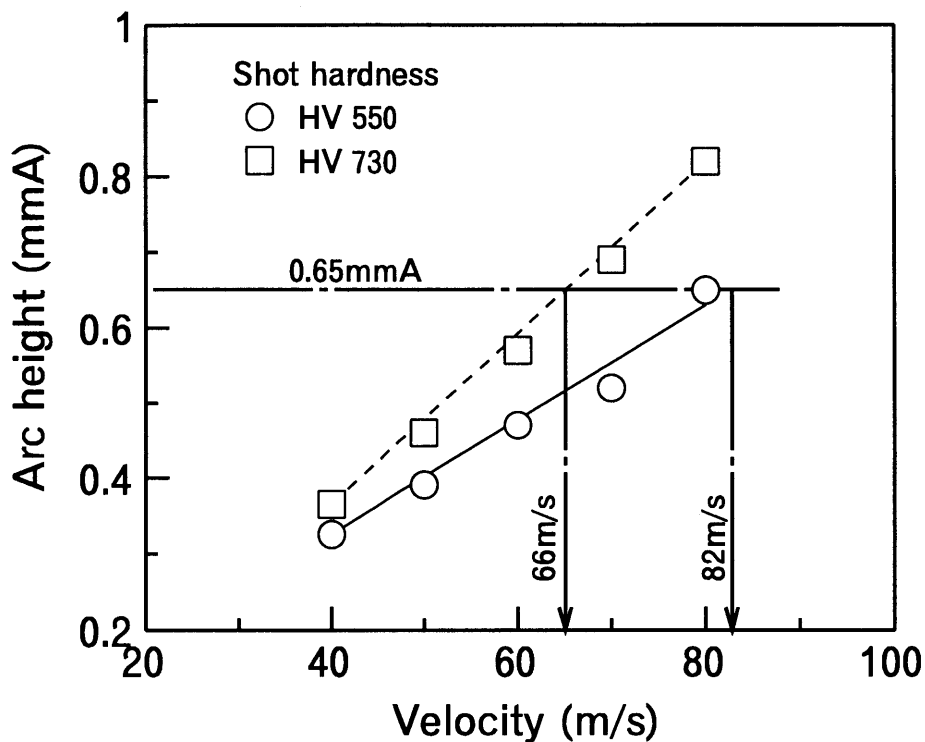


Fig.2.1 Relation between shot velocity and arc height value measured by A type strip

なる投射速度を图中的目視で引いた直線より求めた。その結果、このときの投射速度はショット粒硬度がHV550の場合82m/s, HV730の場合66m/sとなり、硬度の高い方が低い値となる。

このピーニング条件でショットピーニング処理を施した浸炭材の残留応力分布をFig. 2. 2に示す。なお、図には未処理材の結果も併記した。図より明らかなように、同一アークハイト値でも硬度が高いショット粒で投射された浸炭材の最大

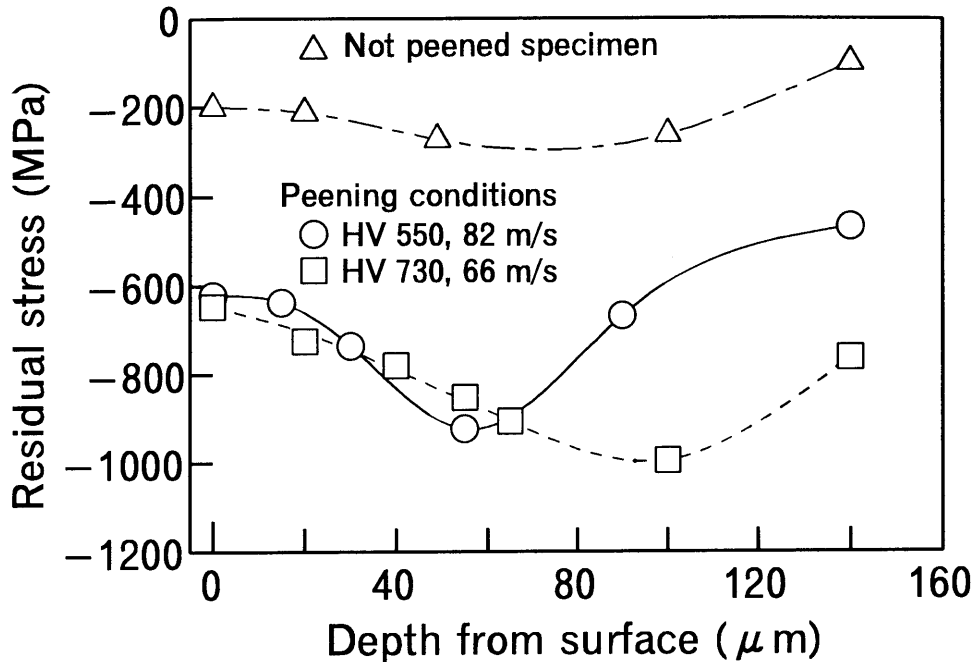


Fig.2.2 Residual stress distribution at arc height value 0.65 mmA

圧縮残留応力値は、投射速度が低いにもかかわらず高く、また残留応力も深くまで生じている。このように、ハードショットピーニングにおいては、使用するショット粒の硬度が異なる場合、アルメンストリップA片を用いて測定したアークハイト値は被加工材の最大圧縮残留応力値および圧縮残留応力が生じている範囲の大きさに対応していないことがわかる。特に、アークハイト値を高めれば圧縮残留応力の最大値が大きくなるといった見方が支配的であることから、これらの関係を満足する基準片の開発が必要なことは言うまでもない。

2-4 検討

2-4-1 アークハイト値と投射速度

ピーニング強度を評価する最適な基準片は、硬度の異なるショット粒で投射した場合でも、測定されたアークハイト値と圧縮残留応力値が一對一に対応するようなものでなければならない。また、同一投射速度で硬度の異なるショット粒を投射した場合、測定されるそれぞれのアークハイト値の差にショット粒の硬度の

差が十分反映されることが望ましい。Fig. 2. 1にみられるように、A片では投射速度が低いほどアークハイト値の差が小さくなる傾向にある。

ここで、A片がハードショットピーニングにおける測定基準片として対応できない理由は、ハードショットピーニングの高い運動エネルギーを反り量に反映できないためと考えられる。これらを補う方法としては、基準片の厚さや硬度を高める必要がある。そこで、適切な基準片を見出すために、アルメンストリップA片に比べ板厚が厚い市販のアルメンストリップC片と、A片と同素材、同じ厚さで、硬度がおよそHRC60になるような熱処理を施した高硬度基準片を準備した。高硬度基準片の熱処理条件は、1143Kで30分保持後、油焼入れ、その後、473Kで1時間保持後、空冷の焼戻しである。

Fig. 2. 3はC片、高硬度基準片について各々十数枚、厚さと硬度を測定した結果である。高硬度基準片の平均硬度はHRC59となり所定の硬度が得られている。また、そのばらつきも従来の基準片とほぼ同様であることがわかる。次に、基準片の厚さを測定した結果は、A片および高硬度基準片の厚さ規格 (1.295 ± 0.025 mm)、C片の規格 (2.388 ± 0.025 mm) を満足し、そのばらつきも従来の基準片とほぼ同程度である。

次に、これらの基準片を用いて、投射速度とアークハイト値の関係を求めた。最初に、市販のアルメンストリップC片で測定したアークハイト値と投射速度の関係をFig. 2. 4に示す。図より2種類の硬度のショット粒で投射した各々のアークハイト値の差はA片で測定したそれ (Fig. 2. 1) よりも小さくなり、測定誤差を考慮するとショット粒の硬度の差によるアークハイト値の差が検出できなくなる可能性がある。したがって、ハードショットピーニングに適した基準片を考慮するにあたり、板厚を厚くすることは不必要と考えられる。

次に、高硬度基準片を使用して測定したアークハイト値と投射速度との関係をFig. 2. 5に示す。図にはアルメンストリップA片の結果 (Fig. 2. 1) を比較のため併記した。図よりアークハイト値はいずれのショット粒で投射した場合にもA片による値に比べ低下しているが、全投射速度範囲でショット粒の硬度に対応してアークハイト値の差が大きくなる。また、投射速度の低い領域においてもアークハイト値に高い領域と同程度の差が現れている。

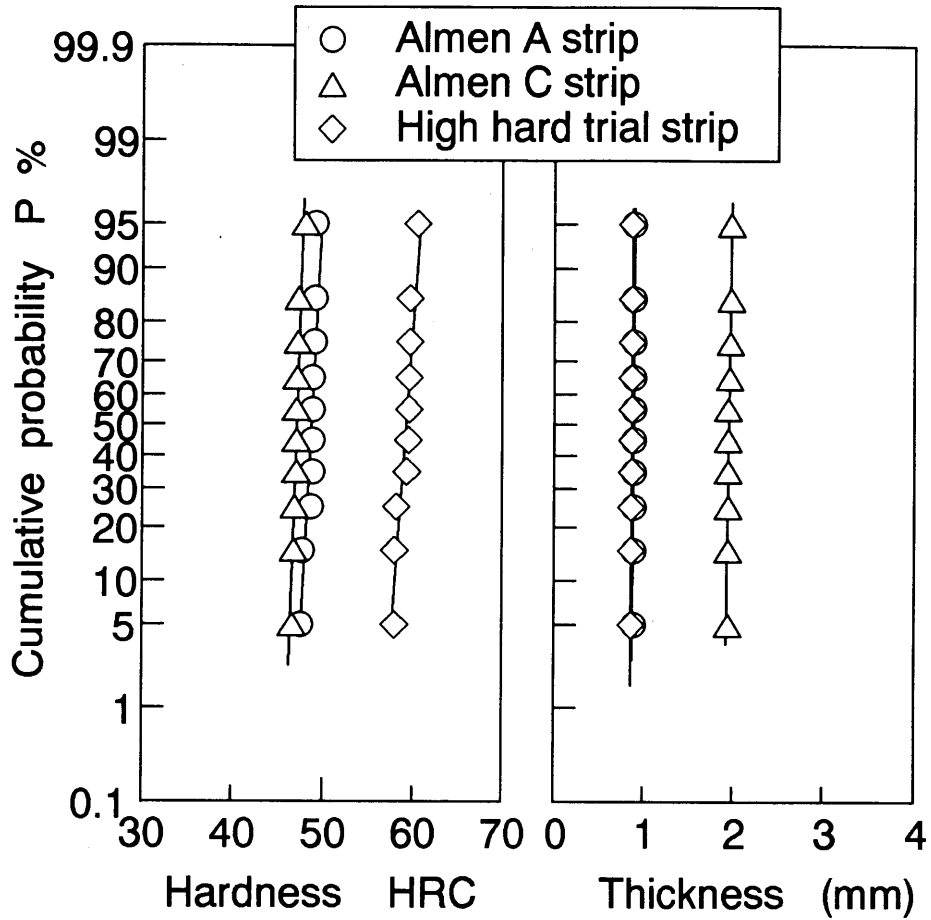


Fig.2.3 Normal distribution of hardness and thickness

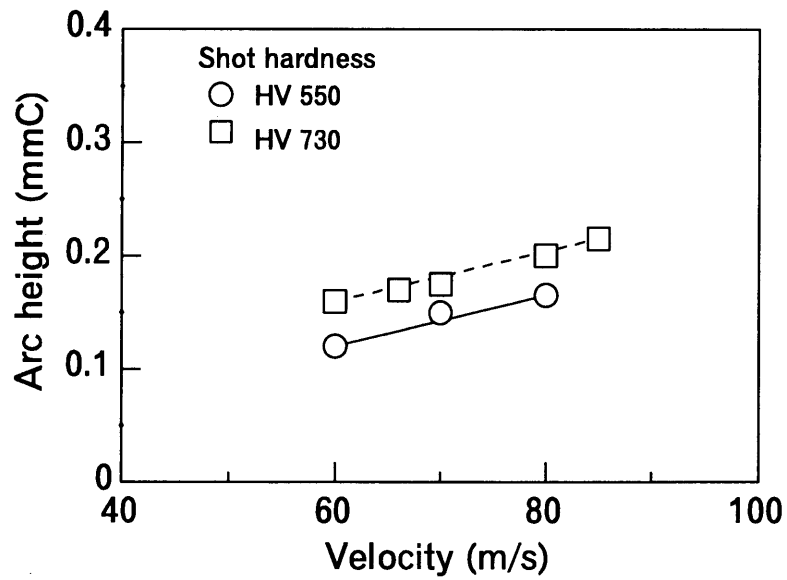


Fig.2.4 Relation between shot velocity and arc height value measured by C type strip

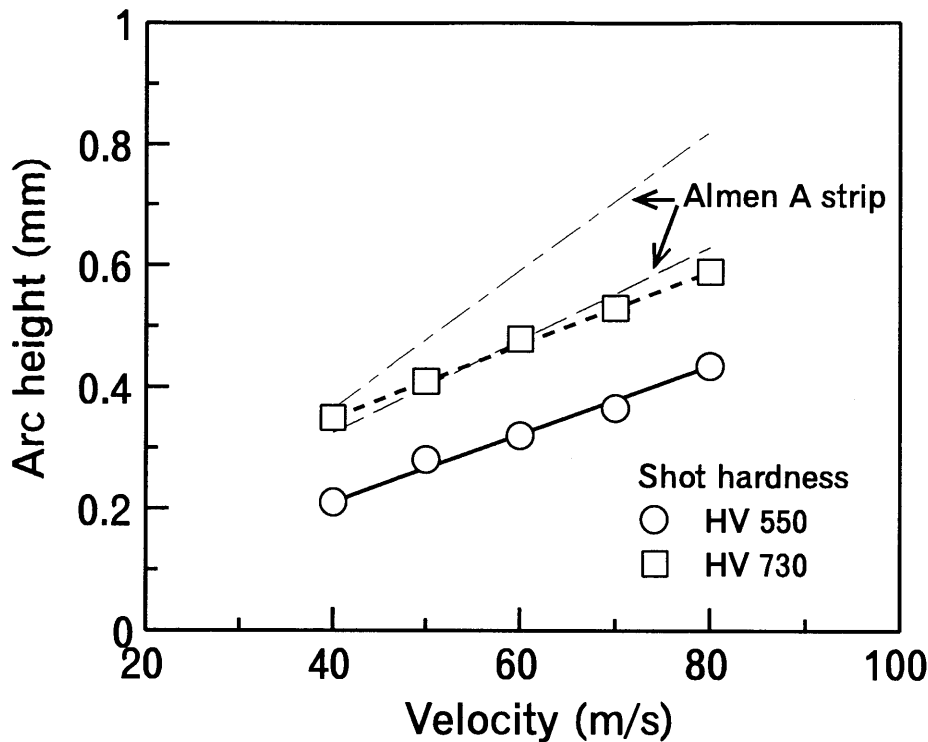


Fig.2.5 Relation between shot velocity and arc height value measured by high hard trial strip

2-4-2 アークハイト値と残留応力

以上のように、C片はハードショットピーニングに最適な基準片として適用できないことが判明した。次に、アークハイト値と最大圧縮残留応力値との関係をA片および高硬度基準片で評価することとした。そこで、2種類のショット粒を用いて任意の投射速度を選び、浸炭材にピーニング加工を施し、残留応力分布を求めた。

残留応力分布の測定結果をFig. 2. 6に示す。図より求めた最大圧縮残留応力値をTable 2. 2に示す。Table 2. 2の最大圧縮残留応力値とアルメンストリップA片で測定したアークハイト値との関係をFig. 2. 7に示す。同一アークハイト値でも硬度が高いHV730のショット粒で処理したときの最大圧縮残留応力値は高くなっている。すなわち、A片で測定したアークハイト値を用いて、最大圧縮残留応力値およびピーニング強度を予測することはできないことを示唆している。

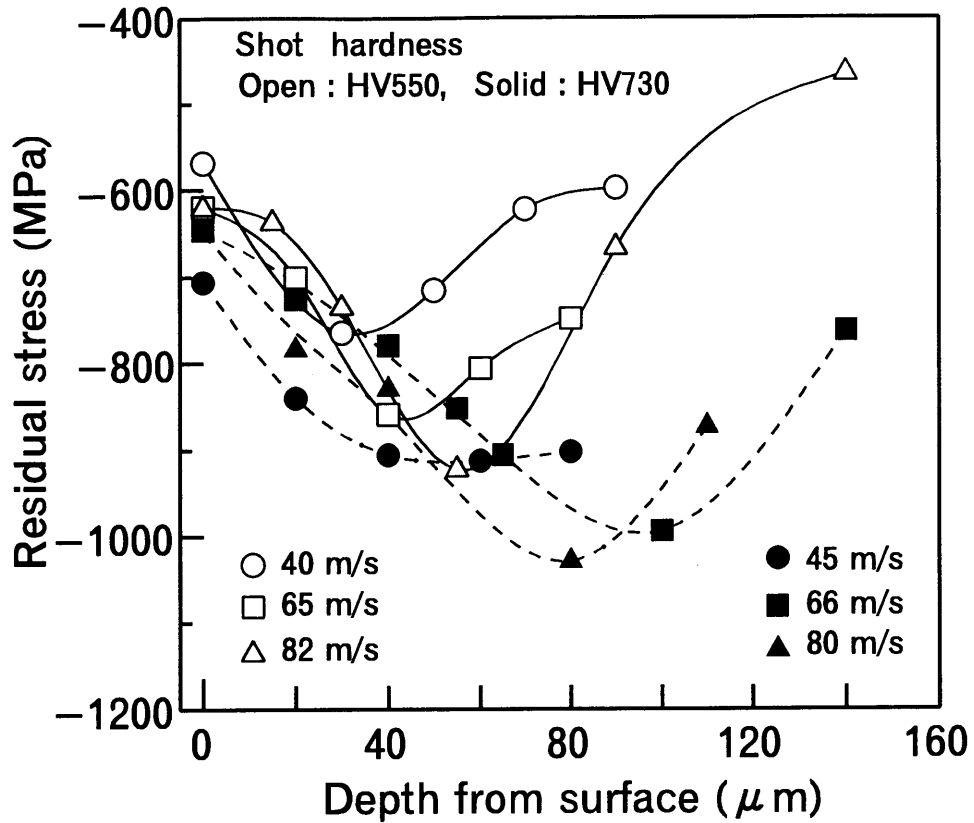


Fig.2.6 Residual stress distributions

Table 2.2 Maximum residual stress at each shot condition

Shot hardness (HV)	Shot velocity (m/s)	Maximum residual stress (MPa)
550	40	-765
	65	-854
	82	-922
730	45	-903
	66	-991
	80	-1030

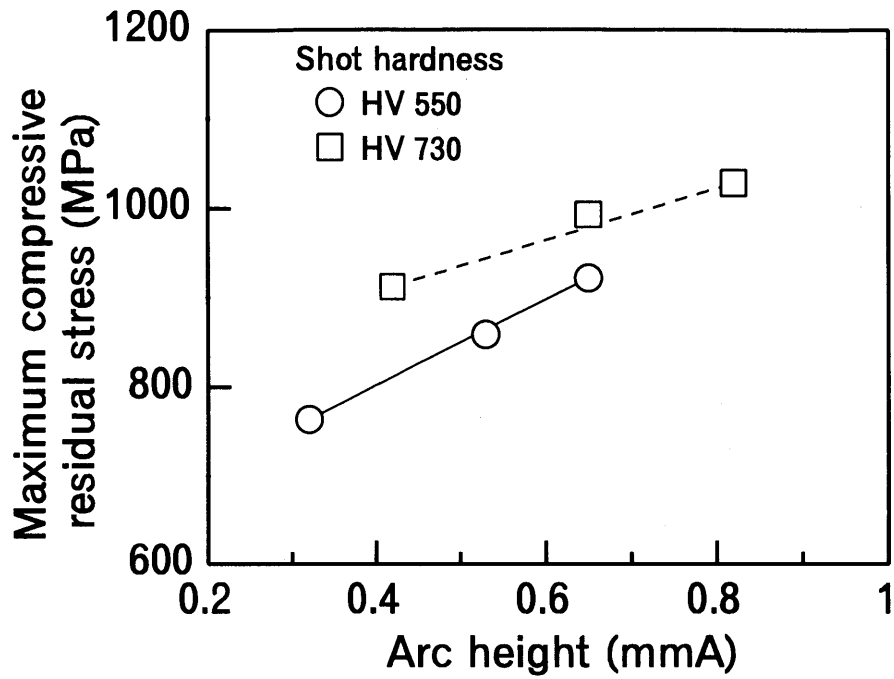


Fig.2.7 Relation between maximum compressive residual stress and arc height value measured by A type strip

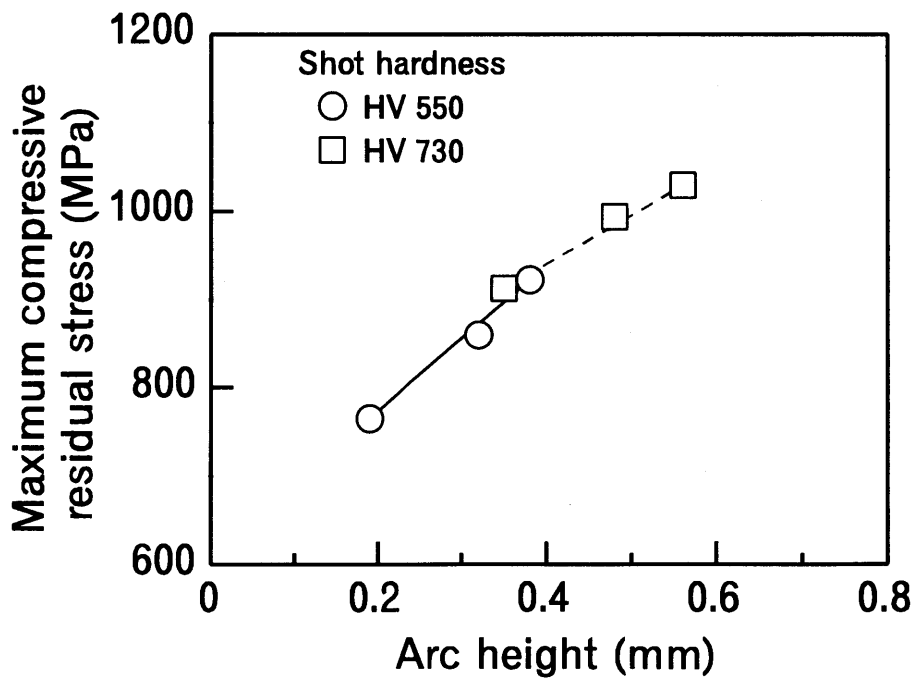


Fig.2.8 Relation between maximum compressive residual stress and arc height value measured by high hard trial strip

次に、Table 2.2に示した最大圧縮残留応力値を高硬度基準片で測定したアークハイト値で整理した結果をFig. 2.8に示す。図より、高硬度基準片で測定したアークハイト値と最大圧縮残留応力値との関係はショット粒硬度に依存せず、ほぼ一本の直線関係になることがわかる。すなわち、ショット粒の硬度にかかわらず、アークハイト値から最大圧縮残留応力値を推定できることになる。これは、測定基準片の硬度を浸炭材の表面硬度に近づけたことにより、従来の基準片では考慮されなかった部材の硬さとショット粒の硬さとの組み合わせが、より現実のピーニング加工条件に近づき、結果として測定されたアークハイト値と残留応力との関係が直線関係で整理できたものと考えられる。

さらに、Fig. 2.8においてショット粒硬度は異なるが、最大圧縮残留応力が同一となるアークハイト値0.42mmの条件でピーニング処理を施した浸炭材の残留応力分布をFig. 2.9に示す。図より明らかなように、硬度の異なるショット粒で投射した場合でも残留応力分布の形はよく一致している。すなわち、高硬度基準片で測定したアークハイト値は、部材の最大圧縮残留応力値のみならず残留応力の生じている範囲の大きさにも対応していることがわかる。

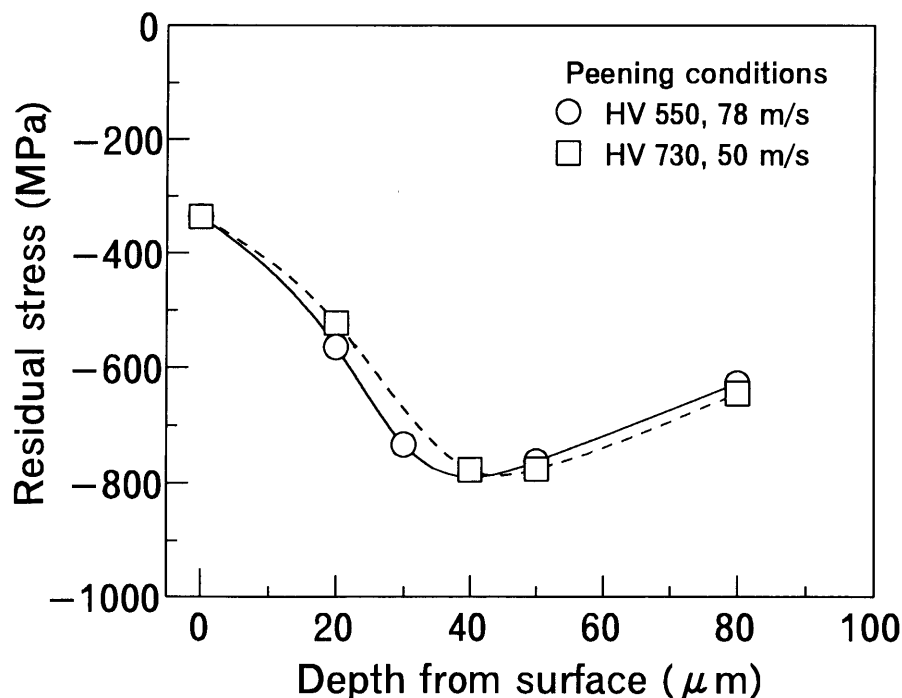


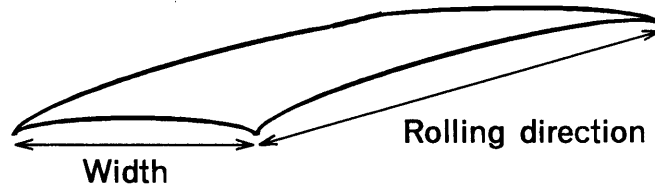
Fig.2.9 Residual stress distributions at arc height value 0.42mm measured by high hard trial strip

2-4-3 アルメンストリップの変形

アルメンストリップA片に強いピーニング条件で投射した場合、Fig. 2. 10に示すように基準片の圧延方向のみならず板幅方向にも反りが発生し、測定したアークハイト値の信頼性を低下させると考えらる。そこで投射速度が80m/sで2種類のショット粒をA片と高硬度基準片に投射したときに発生する板幅方向の反りの量を測定した。ショット粒硬度がHV730の場合、A片の反り量は0.52mmであり、高硬度基準片は0.21mmである。また、ショット粒硬度がHV550の場合でも高硬度基準片で発生した反り量はA片の反り量の約1/2となり、高硬度基準片を使用することで大幅に板幅方向の反りを抑えることができることになる。以上のように、高硬度基準片で測定したアークハイト値は、残留応力の値に対応するだけでなく、アークハイト値そのものの信頼性が高くなることを意味している。

2-4-4 高硬度基準片で測定したアークハイト値

Fig. 2. 11に同一ショットピーニング条件下でアルメンストリップA片と高硬度基準片で数回にわたり測定したアークハイト値を、ワイブル確率紙上にプロットした結果を示す。測定したアークハイト値のばらつきは明らかに高硬度基準片で測定した場合の方が小さくなっている。これは基準片そのものの硬度のばらつきが小さい高硬度基準片で測定したことと、2-4-3でも述べたように、板幅方向の変形が高硬度基準片では小さいことによるものと考えられる。



Shot velocity 80 m/s

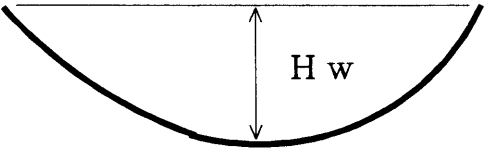



	Shot hardness HV730	Shot hardness HV550
Almen A strip	Arc height 0.82 mmA  Hw = 0.52 mm	Arc height 0.66 mmA  Hw = 0.36 mm
High hard trial strip	Arc height 0.56 mm  Hw = 0.21 mm	Arc height 0.39 mm  Hw = 0.17 mm

Fig.2.10 Comparison of bend height of width direction between A type strip and high hard trial strip

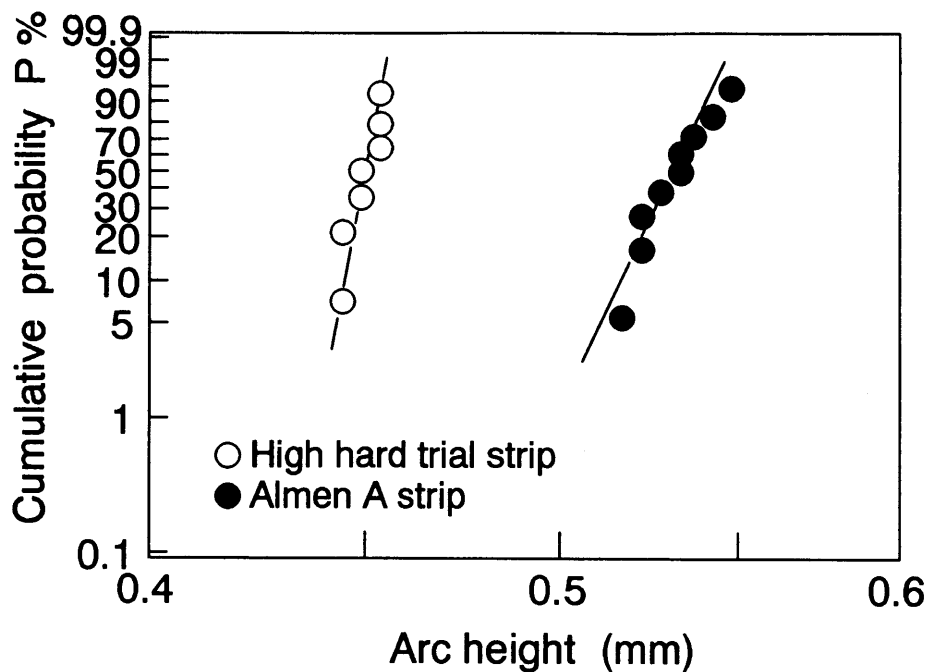


Fig.2.11 Weibull distribution of measured arc height values

2-5 結 言

本章では特にハードショットピーニングにおいてアークハイト値と圧縮残留応力の関係について検討を行い、通常基準片として使用されるアルメンストリップA片の問題点を明らかにした。さらに、ハードショットピーニングに適した基準片を提案した。

- (1) 浸炭材のような表面硬度の高いものにハードショットピーニングをする場合、市販のアルメンストリップで測定したアークハイト値が等しくても、部材の圧縮残留応力は高硬度ショットで投射された場合の方が高い値を示す。すなわち、ハードショットピーニングを行う場合、市販のアルメンストリップを使用したアークハイト値でショットピーニングの強度を評価するのは信頼性に欠けると考えられる。
- (2) ハードショットピーニングにおいて適切なピーニング強度を評価するためには、基準片の硬度を高くすることが必要であり、高硬度基準片で測定された

アークハイト値と最大圧縮残留応力値はショット粒硬度によらずほぼ直線関係になる。また、圧縮残留応力の生じている範囲の大きさにもよく一致する。これは基準片の硬度が部材の表面硬度に近づいたことにより、より現実のピーニング加工に近い状態が実現され、測定されたアークハイト値と残留応力の関係が直線関係に整理できたものと考えられる。

- (3) A片で測定されたアークハイト値が高い場合、基準片の板幅方向にも大きな反りが発生し、アークハイト値そのものの信頼性が低下する。一方、高硬度基準片では、板幅方向の反り量はA片に比べおよそ1/2となり、測定されたアークハイト値のばらつきも小さく、信頼性が高くなる。

第3章 残留応力分布のシミュレーション^(A-4)

3-1 緒言

第1章で述べたようにピーニングの処理条件によって残留応力分布の形態は変化し、このことにより部材の疲労強度が異なることから、最適な残留応力の分布形態を見いだす研究が多くなされている⁽¹⁸⁸⁾⁻⁽¹⁹⁰⁾。しかし、ピーニング処理条件と残留応力の分布形態は、ショット粒と部材の衝突機構など様々な因子が絡むため、シミュレーションによって定量化することが難しい⁽¹⁹¹⁾。森らは三次元有限要素シミュレーションにより単一ショットにおける加工硬化および残留応力分布を求めているが、複数ショットの取扱いは今後の課題としている⁽¹⁹²⁾。このために、疲労強度向上に最適な応力分布が見いだされても、その分布が得られたかどうかは実験によって確認するしかないのが現状である。

Y.F.Al-Obaid は静的な *Hertz* の接触理論から発展させた動的なピーニング条件と残留応力分布の基礎的な解析を行い、残留応力分布を予測するための理論式の提唱を行っている⁽¹⁹³⁾。しかし、投射速度と部材の板厚による分布形態への影響は研究されているものの、実験値との比較がなされておらず、そのまま理論式を運用することには疑問がある。

そこで本章では、まずS55C炭素鋼に数種類の条件でピーニング処理を行い、各々の条件が分布形態に及ぼす影響を実験的に求めた。これらは第1章で確認した点と重複する箇所もあるが、予測式への展開に際し実験データを一部引用する必要があるため行った。次に、*Y.F.Al-Obaid* の提案式を基にして、種々のピーニング条件を考慮にいたした予測式を提案し、実験で得られた残留応力分布と比較した。これらの研究により、ショットピーニングによる応力分布をシミュレートすることができれば意義あるものと考えられる。

3-2 実験方法

ショットピーニング処理に用いたショット粒は、直径が0.9mmと0.3mmで、硬度

Table 3.1 Chemical composition (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr
0.54	0.20	0.72	0.017	0.01	0.08	0.05	0.14

がHV700のラウンドカットワイヤーである。ショットピーニング加工装置は遠心投射式であり、投射速度は40m/sと80m/sとした。ショットピーニング加工は試験片の片面に施し、投射時間はカバレッジが100%となる時間を測定した上で100%の時間とその2倍の投射時間(カバレッジ200%)の2水準とした。カバレッジが100%になる時間はショット粒径が0.9mmの場合120sec, 0.3mmの場合は60secであった。以上の条件により、ショット粒径、投射速度および投射時間が残留応力分布に与える影響を調査した。被加工材はS55C炭素鋼(50mm×50mm, 厚さ10mm)である。被加工材の硬度が残留応力に及ぼす影響を確認するため、993Kで1時間保持の真空焼鈍を施したもの(以下、焼鈍材とする)と、1143Kで1時間保持した後、油焼入れし、その後593Kで1時間保持の焼戻しを行った(以下、焼入れ焼戻し材とする)2種類のを準備した。得られた硬度はそれぞれHV220およびHV500である。Table 3.1に被加工材の化学成分を示す。ここで、被加工材の硬度が使用したショット粒の硬度より十分低いことから、ショット粒を剛体として取り扱う。

ピーニング処理後、電解研磨でマスクングを施した上で徐々に研磨しながら、被加工材の表面層の残留応力をX線応力測定法により深さ方向へ測定した。

3-3 実験結果

焼鈍材および焼入れ焼戻し材について、ショット粒径と投射速度を変化させた場合の残留応力分布をFig. 3.1およびFig. 3.2に示す。本供試材においても、第1章で確認されたものと同様な傾向が認められた。

各材料ともショット粒径が大きくなると、圧縮残留応力の最大値(σ_{max})がやや増加する。また、圧縮応力がゼロとなる表面からの深さ(クロッシングポイント, 以下CPとする)も同様に、粒径が大きくなるにつれて大きくなる。

一方、被加工材の強度（ここでは初期降伏応力を意味する）の違いによる影響では、 σ_{max} は強度の高い焼入れ焼戻し材の場合-950MPa、焼鈍材の値は-450MPaであり、焼入れ焼戻し材は焼鈍材に比べおよそ2倍高くなっている。これは圧縮応力の最大値が被加工材の降伏応力に依存するとした *Wohlfahrt* の実験値と同様な傾向である⁽¹⁾。また、CPは、強度の低い被加工材の方が、投射条件が同じでも深くなっている。これはショットピーニングにより生じる局所的な塑性変形領域が、同一投射条件であれば強度の低い材料ほど大きくなるためである。

次に、いずれの材料でも投射速度が大きくなるとCPは深くなっている。一方、 σ_{max} はほぼ同じであり、投射速度の影響は小さい。

最後に、投射時間（カバレッジ）を変化させた場合の残留応力分布をFig. 3.3に示す。いずれの被加工材においても、投射時間が σ_{max} に与える影響は小さく、投射時間が2倍となっても残留応力は同程度の値となっている。CPは投射時間の増加につれて、深くなる傾向にある。

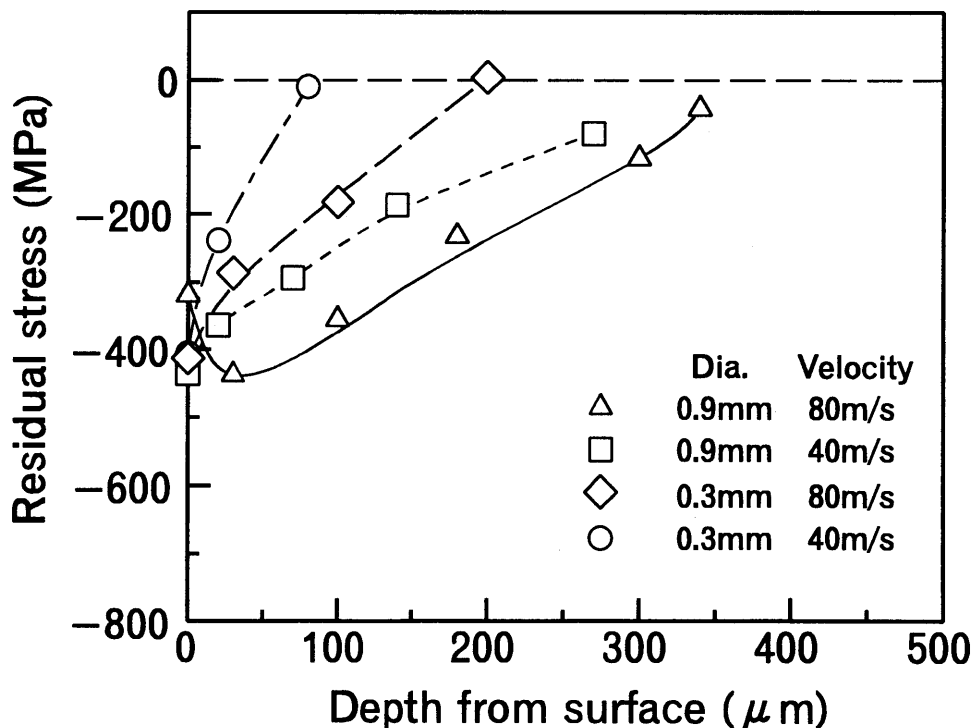


Fig.3.1 Residual stress distribution of annealed specimens at each shot condition

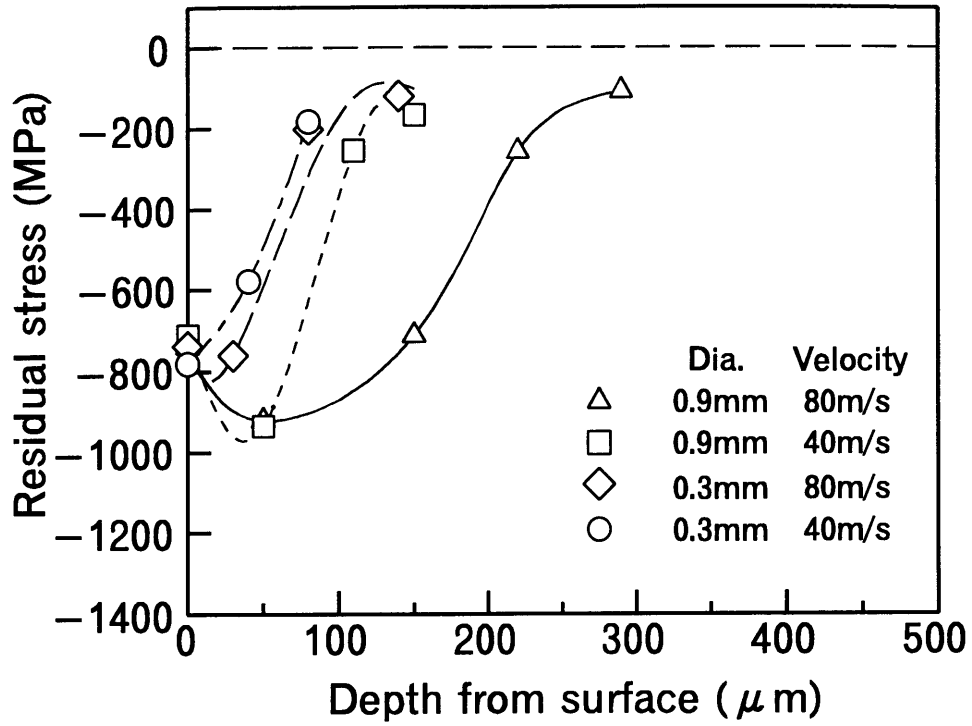


Fig.3.2 Residual stress distribution of quenched and tempered specimens at each shot condition

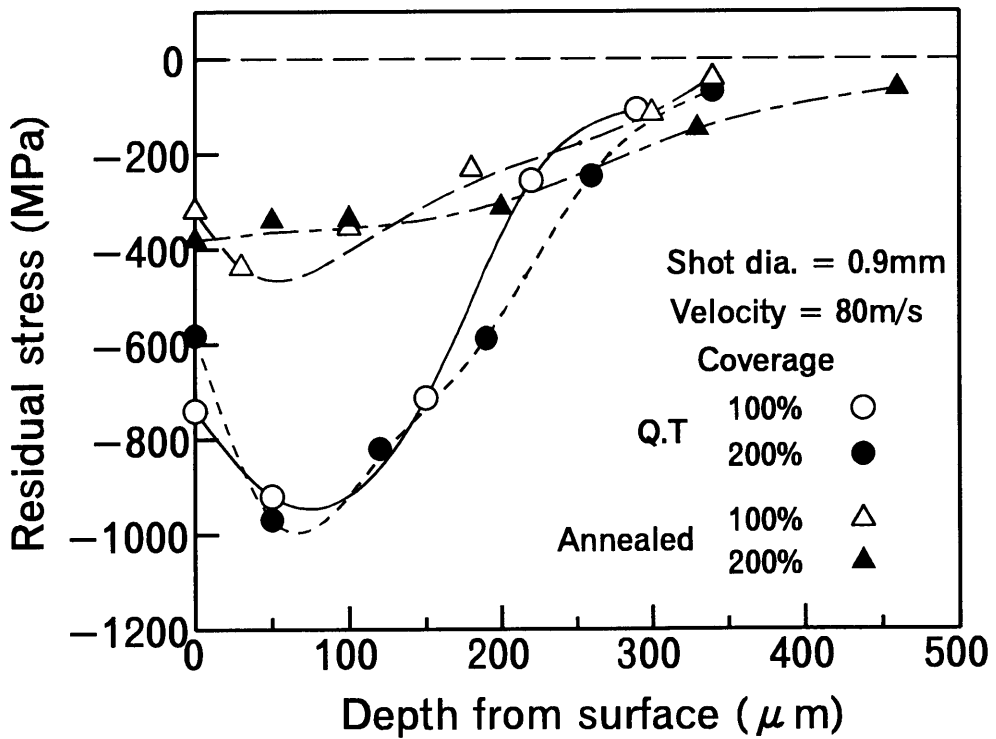


Fig.3.3 Residual stress distribution at two different coverages

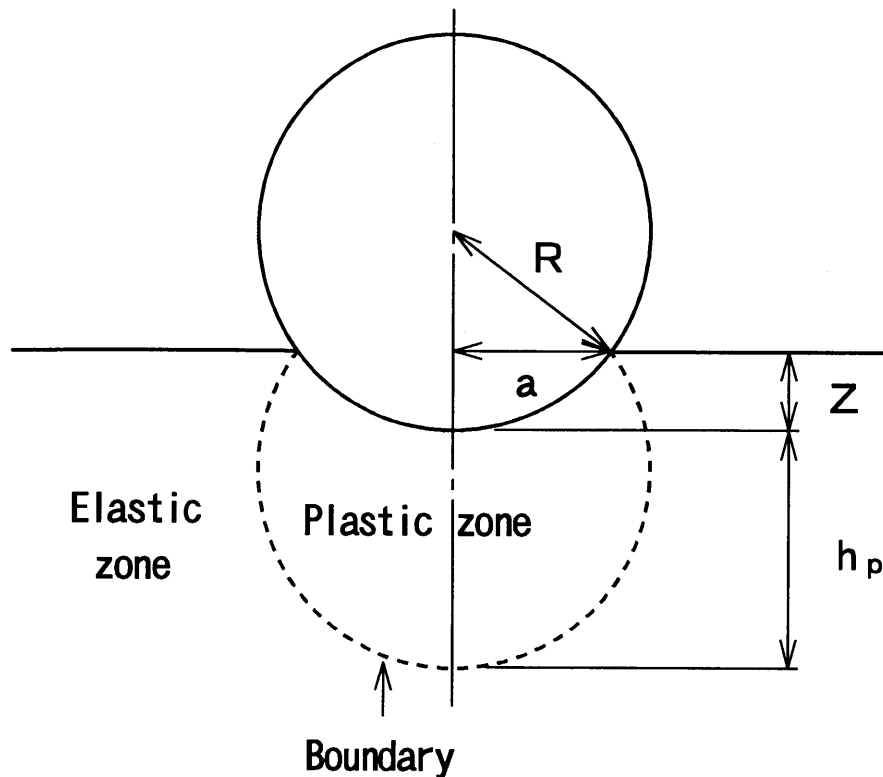


Fig.3.4 Schematic illustration of elastic-plastic boundary below contact zone

3-4 予測式の算出

3-4-1 ピーニングによる塑性域深さ

Fig. 3.4に示すように、単一硬球が静的に部材に接触したとき、その硬球が及ぼす塑性変形領域の深さ h_p と硬球半径 R および圧痕のくぼみ深さ Z との間には次の関係式が成り立つことが知られている⁽¹⁹³⁾。

$$\frac{h_p}{R} = k \sqrt{\frac{Z}{R}} \quad k : \text{定数} \quad (3-1)$$

次に硬球が部材にある速度で衝突し、この部材に塑性変形が生じる場合、部材の接触面には一定の平均圧力 $\bar{p} = 3Y$ (Y : 一軸降伏応力) が硬球の運動に対する抵抗として作用する。したがって、この硬球の運動方程式は次のように表すことができる。

$$M \frac{dV}{dt} = -\pi a^2 \bar{p} \quad (3-2)$$

ここで、 M は硬球の質量である。また、 a はくぼみ部分の半径であり、Fig. 3.4から次のように近似できる。

$$a^2 = 2RZ \quad (3-3)$$

この硬球が衝突後部材の深さ Z まで侵入するものとする、式(3-2)の加速度 $\frac{dV}{dt}$ は、硬球の衝突直前の初速度を v 、深さ Z での終速度を0として次式で近似される。

$$\frac{dV}{dt} = -\frac{v^2}{2Z} \quad (3-4)$$

以上より、式(3-2)に式(3-3)、式(3-4)を代入することによって次式が得られる。

$$\frac{Z}{R} = \sqrt{\frac{\rho v^2}{3\bar{p}}} \quad \rho : \text{硬球の密度} \quad (3-5)$$

ここで、動的な衝突によって生じる塑性変形領域は静的接触による塑性変形領域とほぼ等しいと仮定すると、式(3-5)を式(3-1)に代入することにより、

$$\frac{h_p}{R} = k_1 \left(\frac{\rho v^2}{\bar{p}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad k_1 : \text{定数} \quad (3-6)$$

が得られる。

Fig. 3.5は、式(3-6)の $\frac{h_p}{R}$ と $\left(\frac{\rho v^2}{\bar{p}} \right)^{\frac{1}{4}}$ の関係をいくつかの実験値⁽¹⁹⁴⁾より整理した結果である。ここで、両者の関係を式(3-6)によって一次近似した場合、図中に破線で示すように高投射速度領域でCPの値と対応しなくなり、後述する残留応力分布を予測する計算値と実験値が合わなくなることが判明した。したがって、この2つの変数の関係を一次近似で求めるのは不適切と考え、最小自乗法により次のような3次関数で定義した。

$$\frac{h_p}{R} = 24.68 \left(\frac{\rho v^2}{\bar{p}} \right)^{\frac{3}{4}} - 16.0 \left(\frac{\rho v^2}{\bar{p}} \right)^{\frac{2}{4}} + 4.58 \left(\frac{\rho v^2}{\bar{p}} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (3-7)$$

ここで、 h_p は圧縮残留応力がゼロになる表面からの深さCPと仮定する⁽¹⁹³⁾。

ところで、前述した実験結果において、投射時間（カバレッジ）が増加するとCPは深くなったが、式(3-7)ではこの現象を考慮できない。Fig. 3.6は、横軸にカバレッジ、縦軸に100%カバレッジの場合の塑性域深さに対する各々のカバレッジにおける塑性域深さの比（ $h_p(x\%)/h_p(100\%)$ ）をとって整理したものである。図より求めた指数を式(3-7)に代入することにより、塑性域深さの関数を次式で定義した。

$$\frac{h_p}{R} = \left\{ 24.68 \left(\frac{\rho v^2}{P} \right)^{\frac{3}{4}} - 16.0 \left(\frac{\rho v^2}{P} \right)^{\frac{2}{4}} + 4.58 \left(\frac{\rho v^2}{P} \right)^{\frac{1}{4}} \right\} (C \times 10^{-2})^{\frac{3}{10}} \quad (3-8)$$

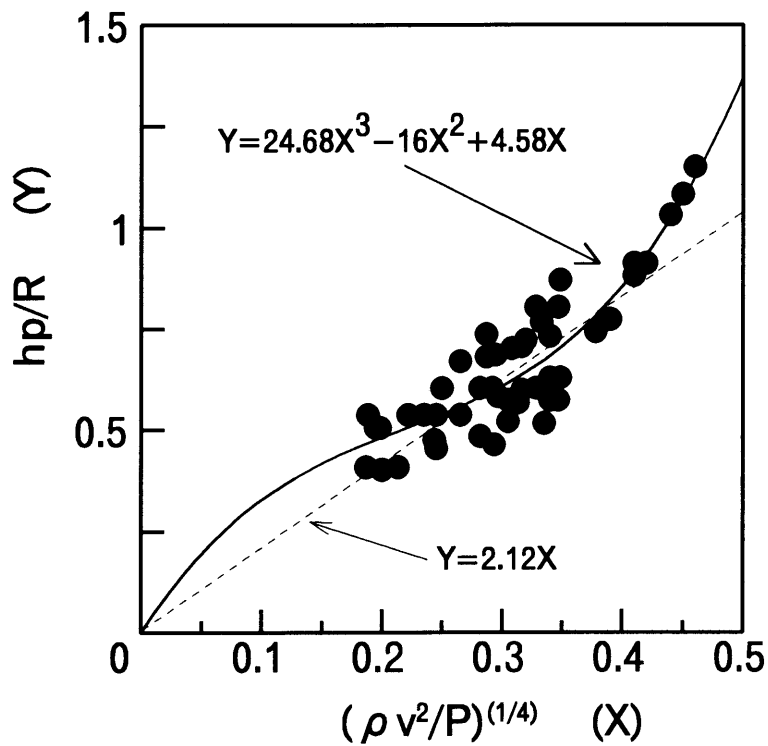


Fig.3.5 Relation between (h_p / R) and $(\rho v^2 / P)^{(1/4)}$

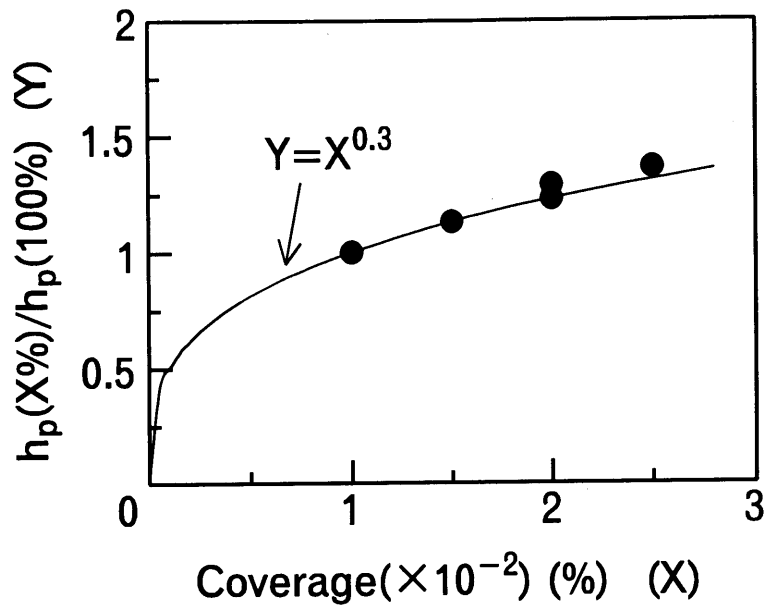


Fig.3.6 Relation between rate of the depth of plastic zone (h_p / h_p (100% coverage)) and coverage

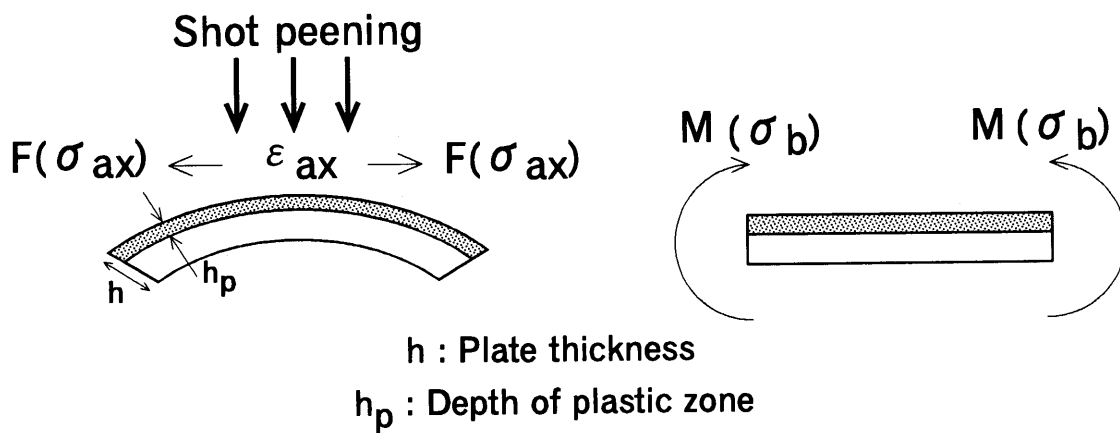


Fig.3.7 Schematic illustration of simple stresses

3-4-2 圧縮残留応力分布

Y.F.Al-Obaid らが提案した部材の圧縮残留応力分布を求める際に用いた概念を次に述べる⁽¹⁹³⁾。薄板にピーニング処理を施した場合、Fig. 3.7に示す反りが生じる。ただし、この場合、材料の軸方向にひずみ ϵ_{ax} が生じている。次に、この変形した薄板をもとの状態に戻すときには、図に示す方向の曲げモーメントが必要となる。さらに、この2つの応力と逆作用する部材の変形が生じない場合の半無限固体に生じる内部応力を考慮し、それらを重ね合わせた応力がショットピーニングを施した厚板材に生じている圧縮残留応力と考える。

したがって、部材に発生する圧縮残留応力 $\sigma_R(z)$ は、曲げ応力 $\sigma_b(z)$ と材料軸方向の応力 $\sigma_{ax}(z)$ 、およびこの2応力に逆作用する応力 $\sigma_s(z)$ の総和で表される⁽¹⁹³⁾。

$$\sigma_R(z) = \sigma_b(z) + \sigma_{ax}(z) + \sigma_s(z) \quad (3-9)$$

ここで、 z は材料の表面からの深さである。

ところで、圧縮残留応力を求めるには、深さ z におけるひずみを考慮しなければならない。部材に軸方向の応力 $\sigma(z)$ が作用する場合、応力と深さ z におけるひずみ $\epsilon(z)$ との関係は次式で与えられる。

$$\sigma(z) = \frac{E}{1-\nu^2} \epsilon(z) \quad (3-10)$$

ここで、 E はヤング率、 ν はポアソン比である。

また、ショットピーニング処理によって生じる一般的な圧縮残留応力分布は、表面近傍で最大値を生じる。よって、式(3-10)からひずみ $\epsilon(z)$ も同様に、 α を係数として αh_p の深さに最大値があると仮定して、次式の余弦関数で近似することとする⁽¹⁹³⁾。

$$\epsilon(z) = \frac{\epsilon_m}{2} \left\{ \cos \frac{z - \alpha h_p}{(1-\alpha)h_p} \pi + 1 \right\} \quad (0 \leq z \leq h_p) \quad (3-11)$$

ここで、 ϵ_m は最大ひずみであり、 $z > h_p$ のときこの関数は定義されない。

次に、前述した残留応力分布を明らかにするために必要な3応力を求める。まず、 $\sigma_b(z)$ および $\sigma_{ax}(z)$ に逆作用する応力 $\sigma_s(z)$ は、板厚方向のひずみ

$\varepsilon(z)$ を用いて表すと、式(3-10)に式(3-11)を代入することで求まる。

$$\sigma_s(z) = \frac{E \varepsilon_m}{2(1-\nu^2)} \left\{ \cos \frac{z - \alpha h_p}{(1-\alpha)h_p} \pi + 1 \right\} \quad (3-12)$$

ただし、この応力 $\sigma_s(z)$ を式(3-9)に代入するときは、圧縮方向に作用するので、負の値として代入する。

曲げ応力 $\sigma_b(z)$ は、幅 b 、厚さ h のはりに Fig. 3.7 のような曲げモーメント M が作用するものとして、次式で与える。

$$\sigma_b(z) = \frac{12M}{b h^3} \left(\frac{h}{2} - z \right) \quad (3-13)$$

ここで、曲げ応力 $\sigma_b(z)$ は、Fig. 3.7 より、式(3-9)に代入するときは同様に負の値とする。

曲げモーメント M は、

$$M = \int_0^{hp} \sigma(z) \left(\frac{h}{2} - z \right) b dz \quad (3-14)$$

と表される。ここで、 $\sigma(z)$ は前述したように逆作用する応力 $\sigma_s(z)$ と等しい。したがって、式(3-12)、式(3-13)、式(3-14)から、求める曲げ応力 $\sigma_b(z)$ は、次式となる。

$$\sigma_b(z) = \frac{6E \varepsilon_m \lambda}{(1-\nu^2)h} \left(\frac{h}{2} - z \right) c_1 \quad (3-15)$$

ここで、

$$\lambda = \frac{h_p}{h}$$

$$c_1 = \frac{1}{2} c_2 - \frac{1}{2} \lambda + \frac{(1-\alpha)^2}{\pi^2} \lambda \left(1 + \cos \frac{\alpha}{1-\alpha} \pi \right)$$

$$c_2 = 1 + \frac{1-\alpha}{\pi} \sin \frac{\alpha}{1-\alpha} \pi$$

である。

最後に、材料の軸方向の応力 $\sigma_{ax}(z)$ は、以下のように表すことができる。

$$\sigma_{ax} = \frac{F}{bh} \quad (3-16)$$

ここで、 F は、

$$F = \int_0^{hp} \sigma_s(z) b dz \quad (3-17)$$

である。

したがって、式(3-12)、式(3-16)、式(3-17)から、軸方向の応力 $\sigma_{ax}(z)$ は、次のようになる。

$$\sigma_{ax} = \frac{E \varepsilon_m \lambda}{2(1-\nu^2)} c_2 \quad (3-18)$$

ただし、 $\sigma_{ax}(z)$ は引張り方向に作用していることから、式(3-9)に代入するときは正の値とする。

以上、式(3-12)、式(3-15)、式(3-18)を式(3-9)に代入すれば、圧縮残留応力分布は次式によって与えられる。

$$\sigma_R = \frac{E \varepsilon_m}{1-\nu^2} \left[-\frac{6\lambda}{h} \left(\frac{h}{2} - z \right) c_1 + \frac{1}{2} c_2 - \frac{1}{2} \left\{ \cos \frac{z - \alpha h_p}{(1-\alpha) h_p} \pi + 1 \right\} \right] \quad (3-19)$$

ここで、一般にピーニングにより付与された残留応力分布は、表面層に圧縮応力、その板厚後方に低い引張り応力が存在し、断面全体としては平衡状態にある。しかし、前述のように、本予測式の適用範囲は、ピーニング効果として重要なクロッシングポイントまでとなっており、断面全体の分布を予測することは今後の研究課題である。

次に、式(3-19)の最大ひずみ ε_m を求める。薄板にショットピーニング処理を施し、このときの薄板の反り δ （以下、たわみとする）を考えることによって最大ひずみを求めた。たわみ δ はある意味でのアークハイト値でもある。

ここで、幅 b 、薄板の厚さ h_1 、長さ L のはりに曲げモーメント M が与えられたとき生じるたわみ δ は次式で与えられる。

$$\delta = \int_0^{\frac{L}{2}} \int \frac{M}{IE} dx dx \quad I : \text{断面2次モーメント}$$

$$= \frac{3}{2} \cdot \frac{L^2 M}{E b h_1^3} \quad (3-20)$$

式(3-20)の M に、 h を h_1 と置き換えた式(3-14)を代入することにより、最大ひずみ ε_m は次式によって与えられる。

$$\varepsilon_m = \frac{4(1-\nu^2)h_p}{3L^2\lambda_1 c_1} \delta \quad (3-21)$$

ここで、 $\lambda_1 = \frac{h_p}{h_1}$

$$c_1 = \frac{1}{2}c_2 - \frac{1}{2}\lambda_1 + \frac{(1-\alpha)^2}{\pi^2}\lambda_1 \left(1 + \cos \frac{\alpha}{1-\alpha} \pi \right)$$

である。

次に、たわみ δ を求める。たわみ δ は、投射速度 v 、ショット粒径 R 、ショット粒の衝突密度すなわち投射時間(カバレッジ) c 、薄板の厚み h_1 をパラメータにもつ関数であると考えられる。

$$\delta = f(v, c, R, h_1) \quad (3-22)$$

そこで、式(3-22)の関係を求めるにあたって、硬度がHV500の市販のアルメンストリップA片を用いて前述したピーニング処理を施し、反り量(アークハイト値)を測定した。このアークハイト値は式(3-22)の δ に相当する。この δ と式(3-8)の h_p の関係を求めたところ、次式で整理できることが判明した。

$$\delta \doteq 2.5 \times h_p \quad (3-23)$$

ただし、前述したように、 h_p は投射速度、ショット粒径、投射時間(カバレッジ)を含むパラメータとなっている。また、 δ を求めたアルメンストリップA片の厚さが1.3mmであることから、式(3-21)における h_1 も1.3とした。

しかし、被加工材が硬度HV220の焼鈍材の場合、式(3-23)の δ を用いて求めた圧縮残留応力の最大値は、実験値と大きく異なった。そこで、硬度HV500のアルメン

ストリップに対する被加工材硬度(相対硬度 $\left(\frac{HV}{500}\right)$)を式(3-23)に考慮することにより、後述する予測式で得られた残留応力分布が、実験値の分布と一致することが判明した。したがって、最終的に式(3-22)を次式のように定義する。

$$\delta \doteq 2.5 \times h_p \times \left(\frac{HV}{500}\right) \quad (3-24)$$

ここで、 HV は被加工材のビッカース硬度である。

以上をまとめると、式(3-19)、式(3-21)、式(3-23)および式(3-24)に、被加工材の強度(ここでは材料の硬度より換算する)、厚さおよび寸法とショット粒の粒径、投射速度、投射時間(カバレッジ)を代入することにより、圧縮残留応力分布が計算できる。

3-5 計算値と実験値の比較

焼鈍材について、投射速度およびショット粒径を変化させた場合の残留応力分布の実験値(Exp, 図中はシンボルで表示)と式(3-8)、式(3-19)および式(3-24)を用いて求めた計算値(Cal, 図中は線で表示)の比較結果を Fig. 3. 8に示す。また、焼入れ焼戻し材についての結果をFig. 3. 9に、さらに、投射時間(カバレッジ)の影響を考慮した結果をFig. 3. 10に示す。ここで、計算式に使用した諸条件は、ショット粒自体の密度 $\rho = 7740\text{Kg/m}^3$ 、ヤング率 $E = 2.0 \times 10^5\text{MPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.3$ である。ここで、圧縮残留応力が最大値となる深さは式(3-11)の αh_p に相当し、係数 α はショットピーニング条件によって種々変化する。本論文では、いくつかの実験結果⁽¹⁹⁴⁾において、 α が0.15から0.35であることから、 $\alpha = 0.2$ とした。

実験による応力分布と計算値とはほぼ一致し、圧縮応力のピーク値やCPは提案した予測式によりほぼ計算できることがわかる。計算値では、いずれの被加工材でも投射速度の応力分布に与える影響は、内部方向への寄与度が高く、ピーク値への影響は小さい。ショット粒径の影響も粒径が大きいショット粒で投射した場合にはCPが深くなるものの、応力のピーク値への影響は小さい。また、被加工材の影響は、強度の高い材料ほどピーク値が高くなり、その差は材料の降伏応力の

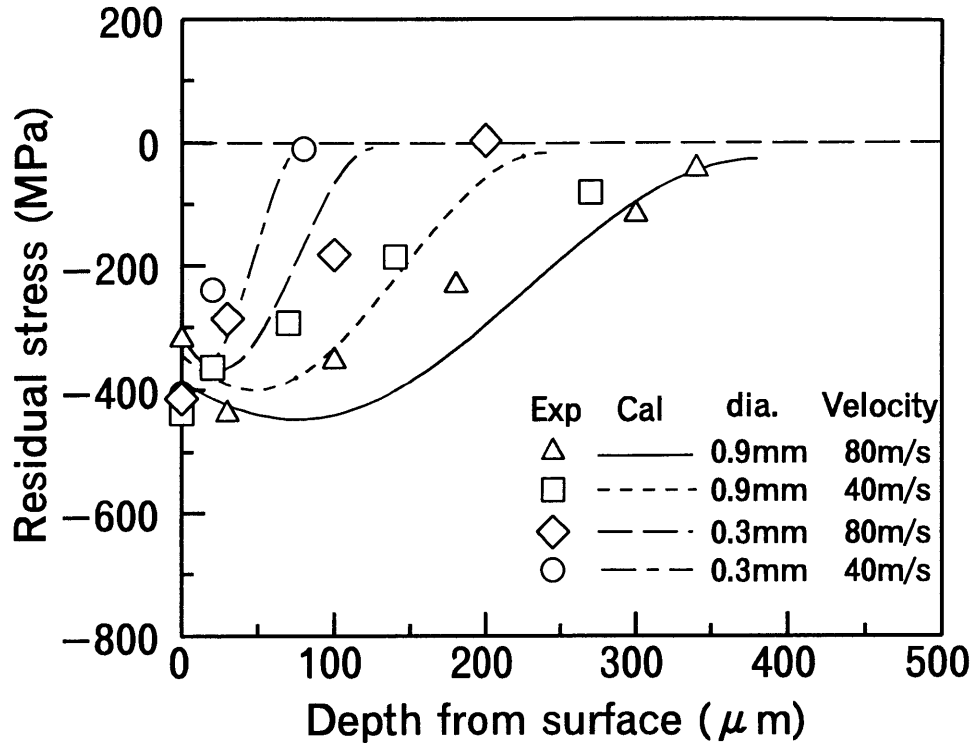


Fig.3.8 Comparison between calculated and experimental residual stress distributions of annealed specimens

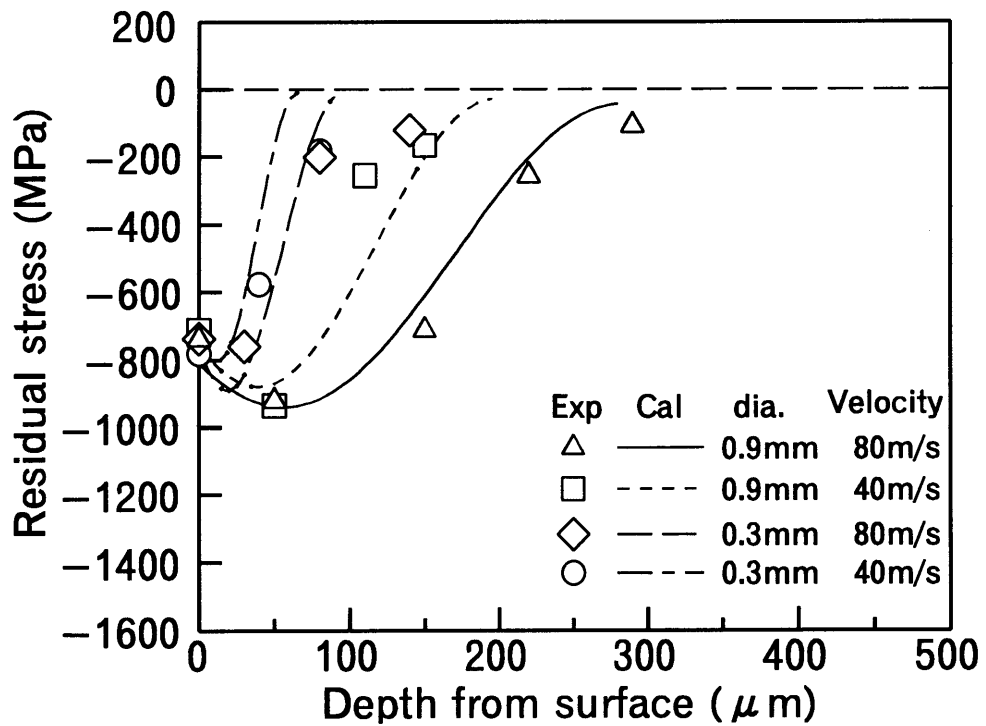


Fig.3.9 Comparison between calculated and experimental residual stress distributions of quenched and tempered specimens

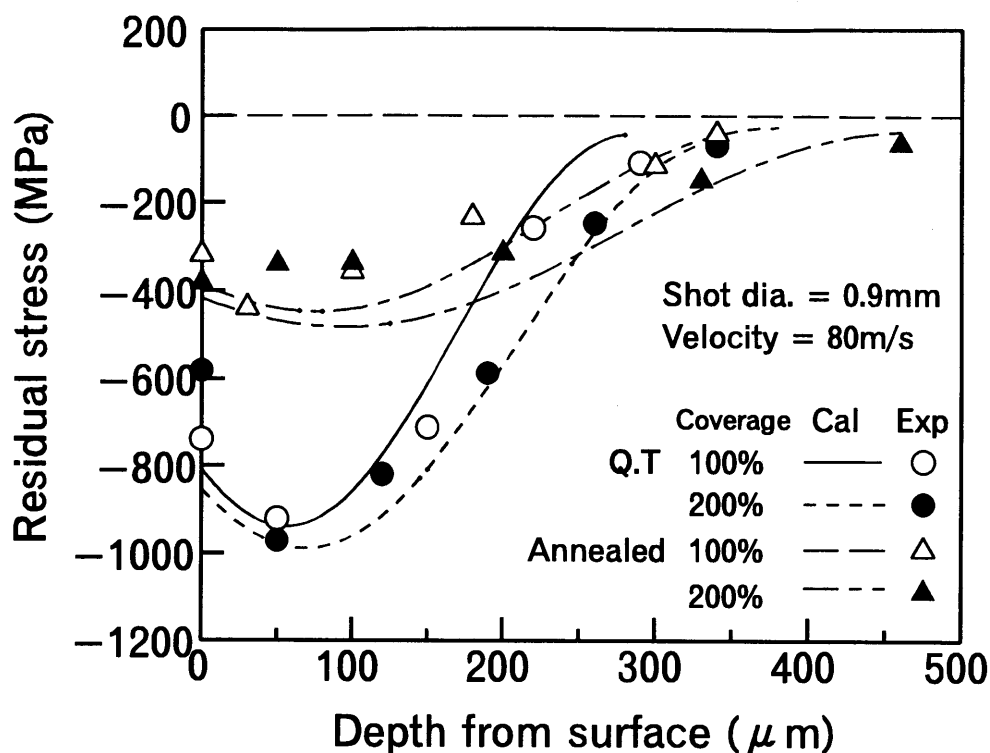


Fig.3.10 Comparison between calculated and experimental residual stress distributions for two different coverages

違いによるものである。一方、CPは強度の高い材料ほど小さくなる。これらの傾向は、実験値で得られた結果とよく対応している。

次に、投射時間の応力分布に与える影響について実験を行った結果では、前述の結果と同様に、予測式より求めた結果は実験値とほぼ一致している。投射時間を長くしてもピーク値に与える影響は小さく、CPが深くなるだけである。

3-6 結 言

本章ではS55C炭素鋼の焼鈍材および焼入れ焼戻し材に数種類の条件でピーニング処理を行い、投射速度、投射時間、ショット粒径および被加工材強度が残留応力の分布形態に及ぼす影響を実験的に求めた。次に、Y.F.Al-Obaidの提案式を基にして、種々のピーニング条件を考慮にいたした予測式を提案し、実験で得られた残留応力分布と比較した。

- (1) 各材料ともショット粒径が大きくなると圧縮応力の最大値 (σ_{max}) がやや増加する。また、圧縮応力がゼロとなる表面からの深さ (クロッシングポイント) も同様に、粒径が大きくなるにつれて大きくなる。
- (2) σ_{max} は強度の高い焼入れ焼戻し材のほうが焼鈍材と比較するとおよそ2倍高くなる。また、クロッシングポイントは、強度の低い被加工材へのほうが、投射条件が同じでも深くなる。
- (3) いずれの材料でも投射速度が大きくなるとクロッシングポイントは深くなる。また、 σ_{max} はほぼ同程度であり、投射速度の影響は小さい。
- (4) 投射時間が σ_{max} に与える影響は小さく、投射時間が2倍となっても同程度の値となる。クロッシングポイントは投射時間の増加につれて、深くなる傾向にある。
- (5) 実験による応力分布と計算値とはほぼ一致し、圧縮応力のピーク値やクロッシングポイントは提案した予測式によりほぼ正確に計算できる。また、計算値による分布結果は前述した種々のピーニング条件の残留応力分布に与える影響をよく表している。

第Ⅱ編 強度特性に及ぼすショットピーニングの影響

第4章 浸炭材の疲労強度特性に及ぼす ショット粒の影響^(A-5)

4-1 緒言

第1章で浸炭鋼へ高い圧縮残留応力を付与することができる最も効果的なショットピーニング条件として、浸炭鋼の表面硬度に近い、たとえば硬度がHV700程度の高硬度ショット粒を使用して加工することが望ましいことを確認した。

一方、ショットピーニングの処理条件によっては疲労寿命のばらつきが浸炭のままの歯車より大きくなることが報告されている⁽¹⁷⁹⁾。このばらつきの要因の一つとして、処理中のショット粒の破砕が考えられる。特に、ハードショットピーニングでは条件が過酷なために、処理中に発生するショット粒の破砕量がさらに多くなり、従来のピーニング処理よりも疲労寿命にばらつきが生じることが予想される。

一般に使用されるショットピーニング用ショット粒の種類としては、熔融した鉄鋼をアトマイズ造粒した後にふるい選別を行い、粒径を揃え、その後指定の硬度になるように焼入れ焼戻しを行う鑄鋼ショットと、ハードショットピーニング用に開発されたラウンドカットワイヤーがある。鑄鋼ショットでHV700以上の硬さを得ようとする場合、低温で焼戻しを行う必要があり、靱性が低下し衝撃に弱くなる。前述した疲労強度のばらつきを確認した報告ではこのようなショット粒を使用している。一方、ラウンドカットワイヤーは硬鋼線を切断したカットワイヤーをラウンド化処理を施して造られるもので、ショット粒での熱処理や粒径の選別は行っていない⁽²²⁾。一般に、鋼であることから靱性は高く、衝撃に対して鑄鋼ショット粒より強いと考えられる。他に、セラミックスビーズおよびガラスビーズなどのショット粒もあるが、硬質のため衝撃に弱いことから浸炭鋼へのハードショットピーニングには適していない。

そこで本章では、処理中にショット粒が破砕することによるピーニング効果のばらつきを疲労寿命のばらつきにより評価するため、上述した鑄鋼ショットとラウンドカットワイヤーの2種類のショット粒を準備し、浸炭鋼SCM420切欠き材に

ハードショットピーニング処理を施し、同一応力振幅で9～10本の試験片を用い疲労寿命分布を求めた。

さらに、本章の第2の目的として、ラウンドカットワイヤーのハードショットピーニング処理への適用性について確認する。つまり、ラウンドカットワイヤーは円筒形状で、かつ、シャープなエッジを有するカットワイヤーからラウンド処理を施して造られることから、初期形状では鑄鋼ショットに比べ真球度が劣っている。こうしたショット粒が硬い表面を有する加工材に投射された場合、表面劣化を引き起こし、そこがき裂の発生点となりピーニング効果を最大限に引き出せないことが予想される。これらのことから、高硬度のラウンドカットワイヤーの疲労強度特性に及ぼす影響を調査し、実用上問題なくハードショットピーニングに使用できれば、その耐衝撃性の優れた性質から、第1章で述べた最も効果的に圧縮残留応力を付与でき、かつ、経済性にも優れたピーニング加工ができる点でこの検討を行うことは意義あるものと考えられる。

4-2 実験方法

供試材料は、直径22mmのSCM420鋼熱間圧延棒である。化学組成及び浸炭処理条件は第1章で述べたとおりである。Fig. 4.1に示す寸法形状に試験片を機械加工後、浸炭処理を施した。浸炭処理後ショットピーニング処理を行い、その後、つかみ部を研磨して実験に供した。

本研究で使用したショット粒の硬度はHV550とHV700で、ショット粒の破碎の影響を調べるために、上述したように製造方法の異なる鑄鋼ショットとラウンドカットワイヤーの2種類のショット粒を準備した(以下、それぞれSB、RCWと記す)。ショット粒の平均サイズは0.9mmである。ショット粒の平均粒径及び平均硬度をTable 4.1に示す。ショットピーニング加工装置は遠心投射式で投射速度は106m/sである。処理中に発生するショット機内の破碎ショット粒を710 μ mのメッシュを備えた処理能力が300Kg/minのふるい機で機外へ排出し、一定量排出後手挿入で新品のショット粒を補充した。このショットピーニング加工装置を用い、ショット粒の硬度がHV550の場合、アークハイト値が0.7mmA、HV700の場合は、1.0mmAとなるようなピーニング条件をあらかじめ求めて、試験片にピーニング処

理を施した。Table 4.2にショットピーニング条件を示す。

ショット粒の破碎状況は、用いた2種類のショット粒をアービン試験機を用いて行った。アービン試験機は、評価するショット粒を100g投入し、それを遠心投射式により硬質の壁面に繰返し投射を行うものである。そして、投射500回毎に590 μ m以下の破碎ショット粒の重量を測定する。すなわち、ショット粒が破碎および摩耗により細くなる場合、アービン試験機内の590 μ m以下のショット粒残存重量が少なくなる。よって、その残存重量の大小でショット粒の破碎程度を比較することとした。

疲労試験は小野式回転曲げ疲労試験機を用い、室温大気中で行った。繰返し速度は約60Hzである。また便宜上、繰返し数が 10^7 回の疲労強度を疲労限度とした。

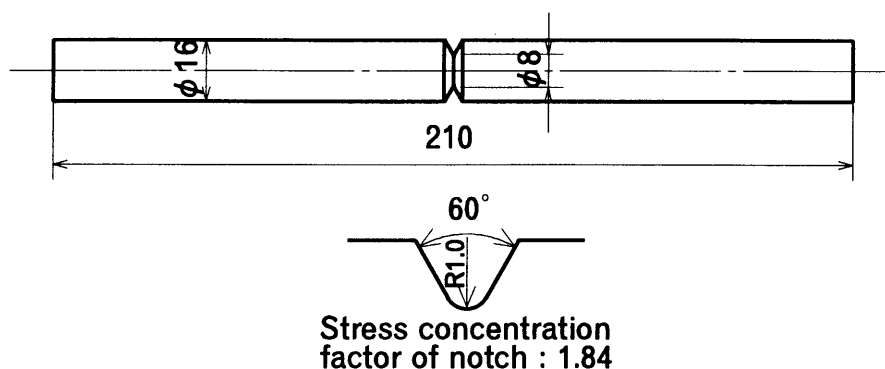


Fig.4.1 Specimen geometry

Table 4.1 Shot media

Hardness level	Shot media	Hardness (HV)	Diameter (mm)
HV550	Cast steel shot	576	0.922
	Rounded cut wire	594	0.895
HV700	Cast steel shot	692	0.925
	Rounded cut wire	678	0.902

Table 4.2 Shot peening conditions

Hardness level	Shot media	Peening time (s)	Arc height (mmA)
HV550	Cast steel shot	180	0.700
	Rounded cut wire	200	0.700
HV700	Cast steel shot	180	1.020
	Rounded cut wire	240	1.000

4-3 実験結果および考察

4-3-1 ショット粒の破碎状況の比較

Fig. 4.2にアービン試験機の繰返し数と破碎ショット粒の累積発生量の関係を示す。ショット粒の硬度がHV550, HV700のいずれの場合も、SBのほうがRCWに比べて繰返し数が増加するにつれて破碎量が多くなっている。特に、硬度がHV700の場合、SBは試験開始直後から破碎し始め、その発生量は、50gになるところで、RCWに比べおよそ15倍多くなっている。これは、SBが鋳鋼であり、割れ感受性が硬度上昇にともない高くなるためと考えられる。Fig. 4.3に破碎の程度に差が大きく認められた硬度HV700の場合について、アービン試験中の2種類のショット粒の破碎状況の写真を示す。鋳鋼ショットの場合には、試験開始直後に破碎が始まっていることが伺える。一方、RCWは破碎が見られない。しかし、Fig. 4.2よりわかるように、いずれは破碎が始まり、SBのような状況になる。また、RCWではアービン試験の繰返し数の増加につれてその真球度が高くなっていることがわかる。逆に、SBの場合では破碎したショット粒にエッジが認められる。

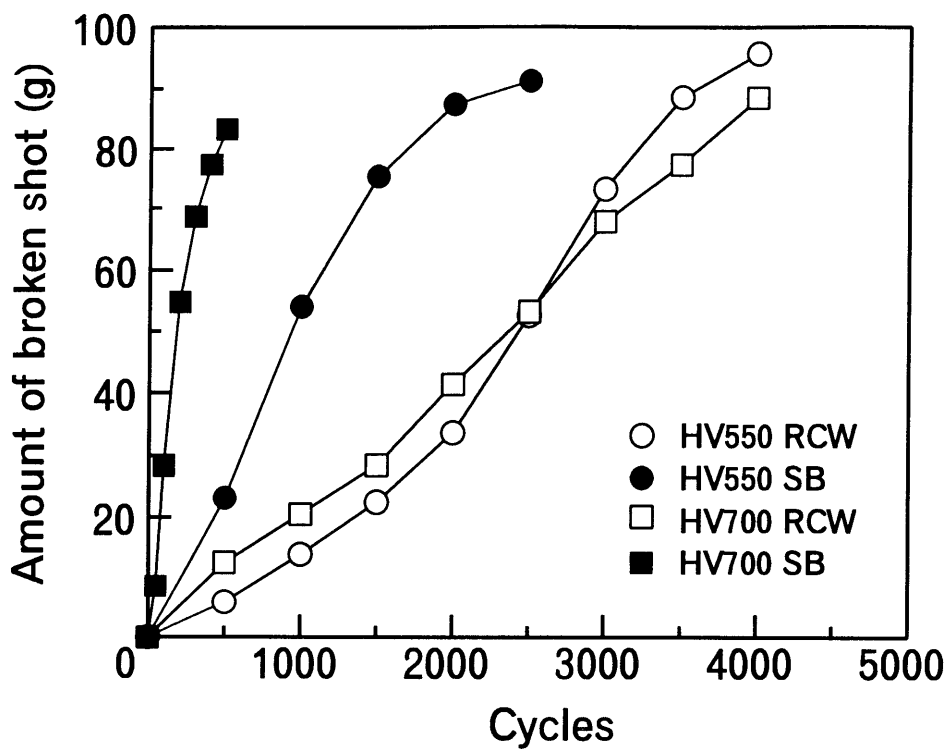


Fig.4.2 Comparison of shot life by Ervin test

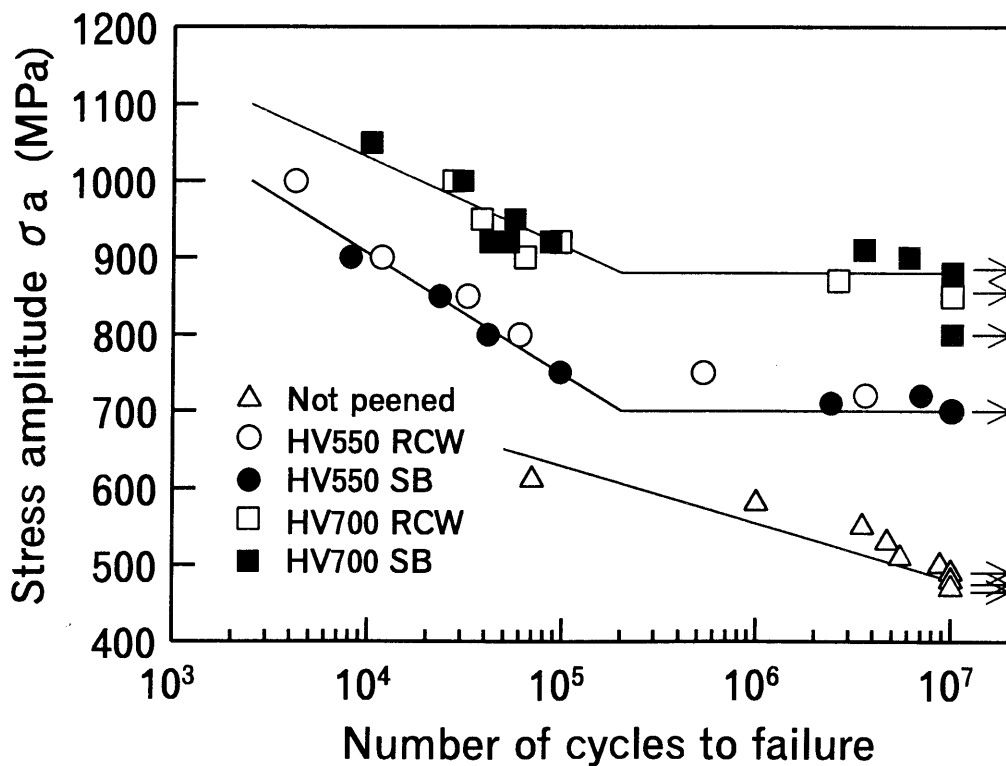


Fig.4.4 Fatigue properties

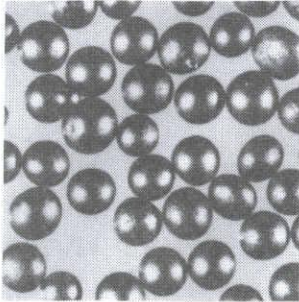
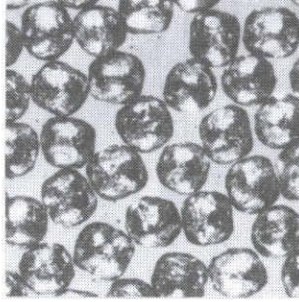
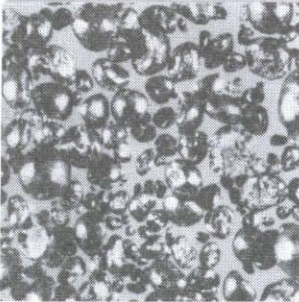
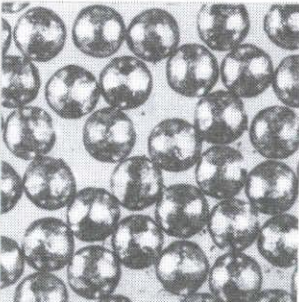
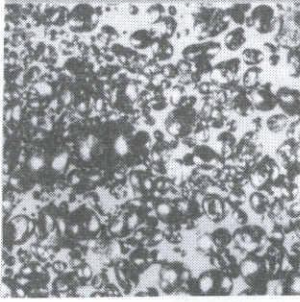
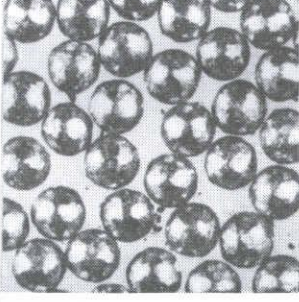
Cycles	Cast steel shot	Rounded cut wire
200		
400		
600		

Fig.4.3 Micrographs of shots after Ervin test

┌
└ 1mm

4-3-2 疲労試験結果

硬度HV550およびHV700の2種類のショット粒でショットピーニング処理を施した試験片(以下、それぞれSB550, SB700, RCW550, RCW700と記す)のS-N線図をFig. 4.4に示す。図には未処理材の結果も併記した。疲労限度はSB550およびRCW550ともに700MPaとなり、未処理材の疲労限度(470MPa)に比べおよそ45%向上している。また、SB700およびRCW700の疲労限度は870MPaとなり、HV550のそれに比べ約26%向上した。これは最大圧縮残留応力の違いによるものと考えられる。しかし、ショット粒の硬度が等しい場合、全繰返し数範囲にわたりSB, RCWによる違いは見られない。したがって、緒言で述べたラウンドカットワイヤーの真球度の影響は少ないようである。これは、アービン試験の結果で認められたように、繰返し使用中に真球度が増加し、表面劣化が抑えられた結果と考えられる。

前述のように、ピーニング処理中にショット粒の破砕量が大きく異なるにもかかわらず、S-N曲線には大きな差異は認められなかった。次に、疲労寿命のばらつきを調べることにした。同一応力振幅で9~10本の試験片を用いて疲労寿命分布を求め、疲労寿命のばらつきに及ぼすショット材の影響を評価した。負荷応力はFig. 4.4より寿命がほぼ 10^5 回となる応力を選び、HV550の場合で792MPa, HV700では920MPaとした。

Fig. 4.5は、SB550およびRCW550の疲労試験結果をワイブル確率紙上にプロットしたP-N_f線図である。RCWの疲労寿命が若干長くなっているが、傾きはSBとほぼ同等でありばらつきは同程度とみてよい。

次に、SB700およびRCW700の試験結果をFig. 4.6に示す。各々の疲労寿命の平均値はほとんど変わらないものの、HV550の場合と異なり破砕したショット粒を多く含むSBで投射された試験片はRCWのものに比べ明らかにばらつきが大きいことがわかる。

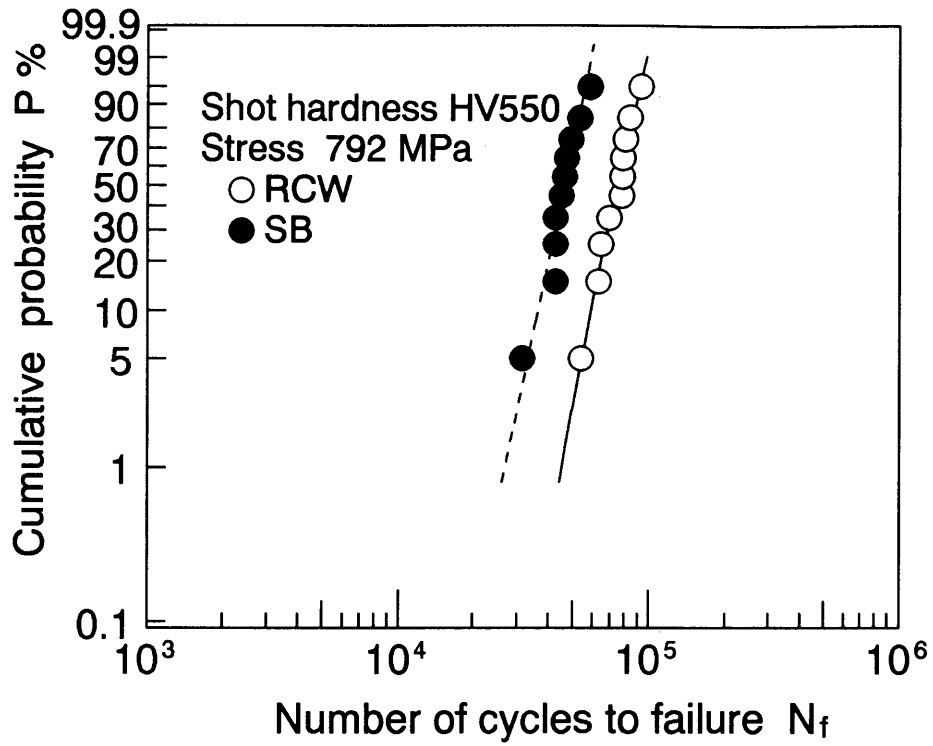


Fig.4.5 Weibull distributions of fatigue life of specimens peened by HV550 shot

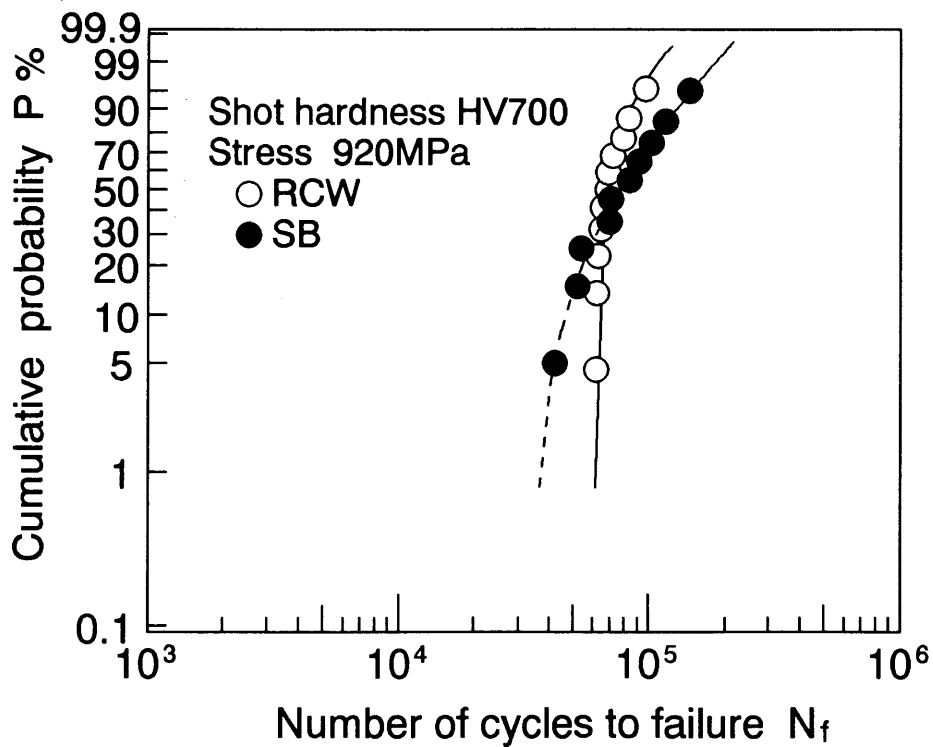


Fig.4.6 Weibull distributions of fatigue life of specimens peened by HV700 shot

4-4 検 討

このように、使用するショット粒の硬度が高い場合、破砕量が多いS Bで投射された試験片の疲労寿命のばらつきが破砕が少ないRCWに比べ大きくなることが明らかとなった。これは、S Bを使用することにより処理中に破砕するショット量が多く、機械的にその破砕ショット粒を除去するスピードが破砕ショット粒の発生スピードに劣るために、機械内に破砕ショット粒が多く存在したため、安定したショットピーニング効果が得られずばらつきが発生したものと考えられる。

ショット粒硬度がHV700のS BとRCWについて、ショット処理前および処理後に、機内のショット粒の粒度分布を測定した結果がFig. 4.7である。破砕の少ないRCWは粒度分布に変化はほとんど見られないが、S Bでは840 μm 以上のショット粒が93.8%から56.5%に半減し、710 μm 以上840 μm 以下のショット粒が破砕によって6.3%から41.9%に急増していることがわかる。

次に、前述のP-N_r線図を求めるために使用した試験片について、切欠き部側面の表面の残留応力を疲労試験終了後に測定した。Fig. 4.8は、測定結果を正規確率紙上にプロットしたものである。応力の測定個所は破断部近傍ではないため、疲労試験前後で圧縮残留応力分布に変化がないと考えられる。図よりS Bで投射された試験片の残留応力のばらつきは疲労寿命の結果と同様に大きくなっていることがわかる。これは、ショットピーニング処理数量の増加にともない、Fig. 4.7に見られたように機内の粒度分布が変化し、粒径の細かいショット粒が増加したことによる。第1章で述べたように、粒径が小さくなると表面の圧縮残留応力値が上昇した。一方、内部方向の分布は粒径が小さくなると浅くなる。したがって、S Bで投射された試験片の最表面の残留応力はばらつきが大きくなり、言い換えれば、内部方向の残留応力分布が変化し、この変化によって疲労寿命にばらつきが生じたものと思われる。

以上のことから、破砕しやすいショット粒を使用した場合、処理中に破砕するショット粒が機内に多く残存し、ショットピーニング効果にばらつきを生じさせ、結果として疲労寿命にばらつきを生じさせるものと推定される。

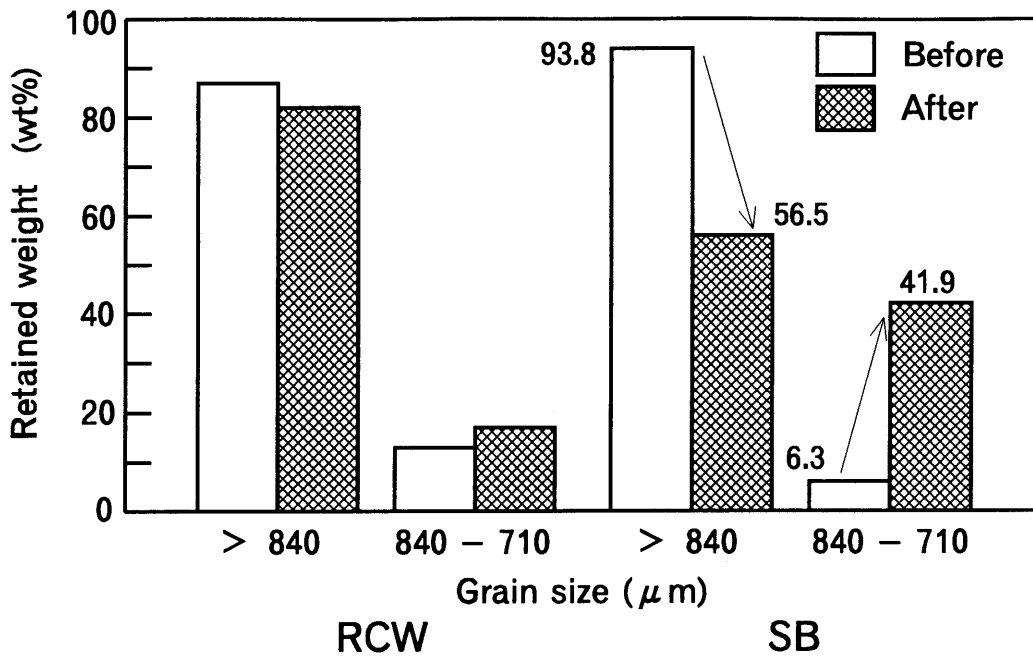


Fig.4.7 Distribution of shot particle size for RCW and SB before and after shot peening

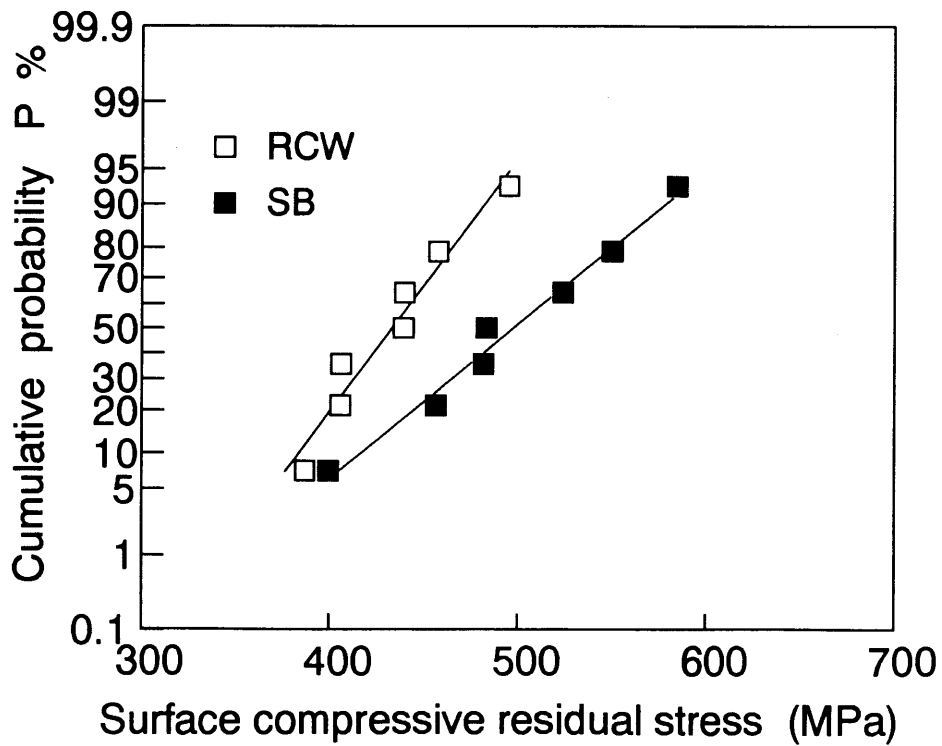


Fig.4.8 Normal distribution of surface residual stress value

4-5 結 言

本章では、ショット粒硬度がHV550とHV700について、ショットピーニング処理中に破碎しやすい鋳鋼ショットと破碎しにくいラウンドカットワイヤーを用いて、ハードショットピーニング処理を施した疲労試験片について、小野式回転曲げ疲労試験を実施し、破碎ショット粒が疲労寿命に与える影響を確認した。また、本章の第2の目的としてラウンドカットワイヤーのハードショットピーニング処理への適用性を検討した。

- (1) アービン試験機によるショット粒の破碎の状況から、硬度がHV700の場合では鋳鋼ショットに比較してラウンドカットワイヤーが高寿命であることが確認された。また、ラウンドカットワイヤーの真球度は繰り返し使用によって向上する。
- (2) 硬度がHV550のショット粒を用いてハードショットピーニング加工を施した場合、浸炭のままの試験片に対して疲労強度は45%向上する。さらに、硬度がHV700のショット粒では、HV500の場合と比較して26%向上する。これは付与された圧縮残留応力の差に起因している。
- (3) ショット粒の硬度がHV550の場合、破碎したショット粒が疲労強度のばらつきに与える影響はほとんどみられない。しかし、ショット粒の硬度がHV700の場合では、処理中に破碎ショット粒が増加し、破碎の多いSBではRCWに比べ明らかに大きな疲労寿命のばらつきを示す。
- (4) この疲労寿命のばらつきの原因は、ショットピーニング処理中、機械的に破碎ショット粒を除去するスピードが破碎ショット粒の発生スピードに劣るために、機械内に破碎ショット粒が多く存在し、この結果、付与された圧縮残留応力分布にばらつきが生じ、安定したショットピーニング効果が得られなかったためと考えられる。

以上より、ハードショットピーニングを行う場合、安定したピーニング効果を与え、疲労強度のばらつきを抑えるためには、破碎しにくいショット粒を使用するか、破碎したショット粒を速やかに除去することが必要になる。また、ラウンドカットワイヤーは鋳鋼ショットに比べ破碎が少なく、疲労寿命のばらつきも少ないことからハードショットピーニングに適したショット粒として期待できる。

第5章 高強度鋼SCM435の遅れ破壊に及ぼす ショットピーニングの効果^(A-6.7)

5-1 緒言

前章で高強度鋼に対するショットピーニング効果として、圧縮残留応力の付与により特に疲労強度が高くなることを明らかにした。また、小型軽量化の要求から、このニーズはますます高まる傾向にある。しかし、鋼を高強度化する際の問題として、いかに遅れ破壊を発生させないか、あるいは防止するかが重要な鍵となっている。

高強度鋼の遅れ破壊の特徴は、疲労のように荷重繰返しのない場合でも静的破断荷重以下の一定荷重下で破壊すること、また、軟鋼のような強度の低い材料では発生せず、高強度鋼で発生し、強度が増すほど発生しやすいことである⁽¹⁹⁵⁾。このため、自動車用高強度ボルト、建築用ハイテンボルトなどでは、遅れ破壊のために高い引張強度の材料が使用できなくなっている。

遅れ破壊の防止策としては、旧オーステナイト粒径の最適化⁽¹⁹⁶⁾、ボロンなどの微量偏析元素の減少⁽¹⁹⁷⁾、ベイキングによる鋼中水素量の減少⁽¹⁹⁸⁾、表面加工処理としての亜鉛メッキ⁽¹⁹⁹⁾などが有効であると報告されている。

広義の遅れ破壊には、鋼中に侵入した水素により、鋼材の脆化が進むため起こる水素脆化割れ(HE)とアノード反応による腐食溶解支配の応力腐食割れ(SCC)とがある。吉江⁽²⁰⁰⁾および *Kaiser*⁽²⁰¹⁾は、ショットピーニングによる圧縮残留応力が粒界を封鎖する状態を作り、solventの侵入を防ぎ、耐応力腐食割れ特性がショットピーニングにより向上することを報告している。

一方、鋼中に侵入した水素の応力集中部における粒界への拡散、集積、粒界の割れ、その後の粒界に沿うき裂の伝播によってHE型遅れ破壊が起こるとすれば、ショットピーニングによる圧縮残留応力が応力集中を緩和し、遅れ破壊強度を向上させることが予想される。

そこで、本章では、ショットピーニング効果が応力腐食割れ防止効果と同様に、遅れ破壊にも有効であるかどうかを確認する目的で、高強度鋼SCM435に3水準の

ショットピーニング処理を施した試験片および未処理材を用いて、0.1規定塩酸水溶液環境下で遅れ破壊試験を実施した。遅れ破壊に及ぼすピーニング効果を遅れ破壊寿命、試験片変形挙動および走査型電子顕微鏡観察により評価した。

これらの研究は、遅れ破壊を改善する最適な工法が見いだされていない中で、ショットピーニングにより遅れ破壊を防止できれば、ピーニング処理の機械構造部品への適用範囲の拡大にもつながり、実用的な意義は大きい。

5-2 実験方法

5-2-1 試験片および遅れ破壊試験

供試材は直径22mmのSCM435冷間圧延丸棒である。素材を1173Kで2時間保持後空冷の焼なまし、1123Kで30分間保持後油焼入れを施した。さらに、引張強さが1400MPaおよび1300MPaの2水準になるように、それぞれ673Kおよび713Kで、1時間保持後、水冷の焼戻しを行った。素材の化学組成をTable 5.1に、熱処理後の機械的性質をTable 5.2に示す。熱処理後、Fig. 5.1に示す形状寸法の試験片に機械加工した。

試験機はFig. 5.2に示すJIS原案の遅れ破壊試験方法に基づいた自作の片持はり式定荷重曲げ試験機である⁽²⁰²⁾。遅れ破壊試験は、負荷の開始と同時に試験片の切欠き部に0.1規定の塩酸水溶液を1分間に約16cc滴下し、破断に至るまでの時間を測定することにより行なった。また、遅れ破壊過程における試験片の変形挙動を調べるために、モーメントアーム先端部の変位挙動をレーザー式変位計で連続的に測定した。ここで、試験片は室温大気中においてもクリープ現象が生じ、変位は増加する。そして、塩酸滴下により破断までの時間が促進されることになるが、同一条件下でショットピーニングの効果を確認することはできる。

Table 5.1 Chemical composition of tested material (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
0.38	0.21	0.80	0.026	0.01	0.11	0.06	1.02	0.16

Table 5.2 Mechanical properties of each tested material

Tempered temperature K	0.2% Proof stress $\sigma_{0.2}$ MPa	Tensile strength σ_B MPa	Elongation ϕ %	Reduction of area ψ %
673	1313	1411	16	50
713	1225	1298	18	56

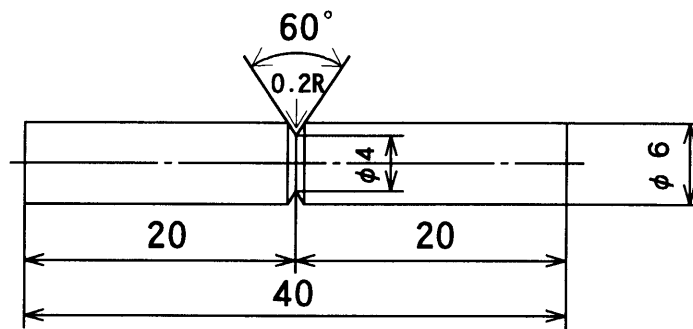


Fig.5.1 Specimen geometry

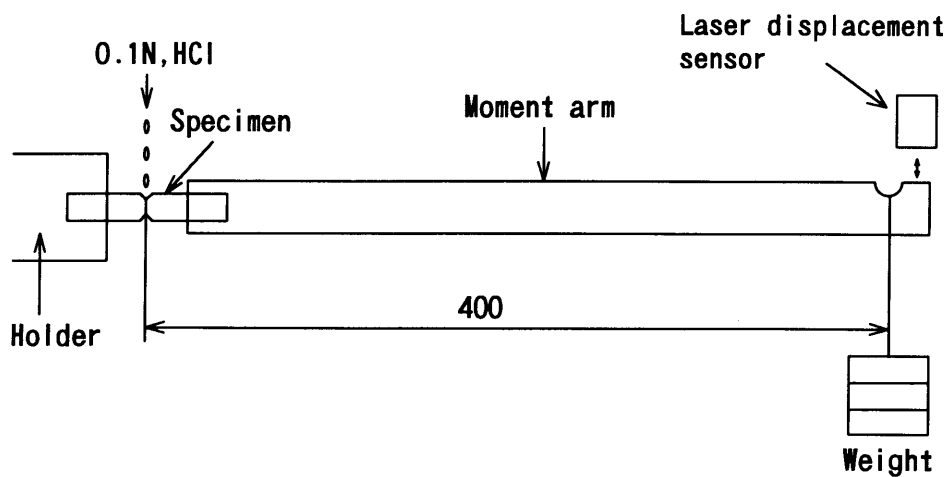


Fig.5.2 Testing device of delayed fracture test

5-2-2 ショットピーニング加工

ショットピーニング効果に及ぼすショット粒の硬度および粒径の影響を確認するため、3種類のショット粒を準備した。Shot Aは、試験片硬度(HV450)より少し硬いHV550で平均粒径150 μ mのカットワイヤーである。Shot BおよびShot Cは平均硬度が試験片硬度よりかなり高いHV800の鋳鋼ショットである。BとCでは平均粒径が異なり、Bが150 μ m、Cは90 μ mである。

ショットピーニングの加工装置はエアー式で、エアー圧力は0.2MPaである。試験片切欠き部にショットピーニングが一様に施されるように、試験片を約19rpmで回転させた。なお、投射時間は10分である。

5-3 実験結果および考察

5-3-1 表面層の残留応力分布

673K焼戻し材および713K焼戻し材におけるショットピーニング処理材(以下、焼戻し温度を明示する意味も兼ねて、それぞれSP673材およびSP713材と呼ぶ)と未処理材(以下、NP673材およびNP713材と呼ぶ)の材料表面の残留応力分布をFig. 5.3に示す。なお、X線応力測定試験片には、切欠き底での測定が不可能なため、切欠き底径と等しい直径に機械加工した丸棒を用いた。内部方向の測定は、測定箇所以外をマスキング(1mm \times 2mm)した上で電解研磨で徐々に除去しながら行った。図から明らかのように、ショットピーニング加工によって材料表面の圧縮残留応力は450MPaから600MPaとなり、NP材に比べおよそ350MPa増加し、表面から約80 μ mの深さでも200MPa程度の圧縮残留応力を生じていることがわかる。

ここで、各条件による圧縮残留応力の大きさと圧縮残留応力の生じている範囲の両方を定量的に評価するため、残留応力分布曲線と横軸との間の面積を数値積分により求めた。この際、残留応力分布曲線は最小自乗法により求め、積分範囲は材料表面から深さ60 μ mまでである。Fig. 5.3にSP673材のShot Aにおける分布曲線の計算結果を示す。各ショットピーニング条件における残留応力積分値をTable 5.3に示す。この残留応力積分値を用いてショットピーニング効果を比較した。

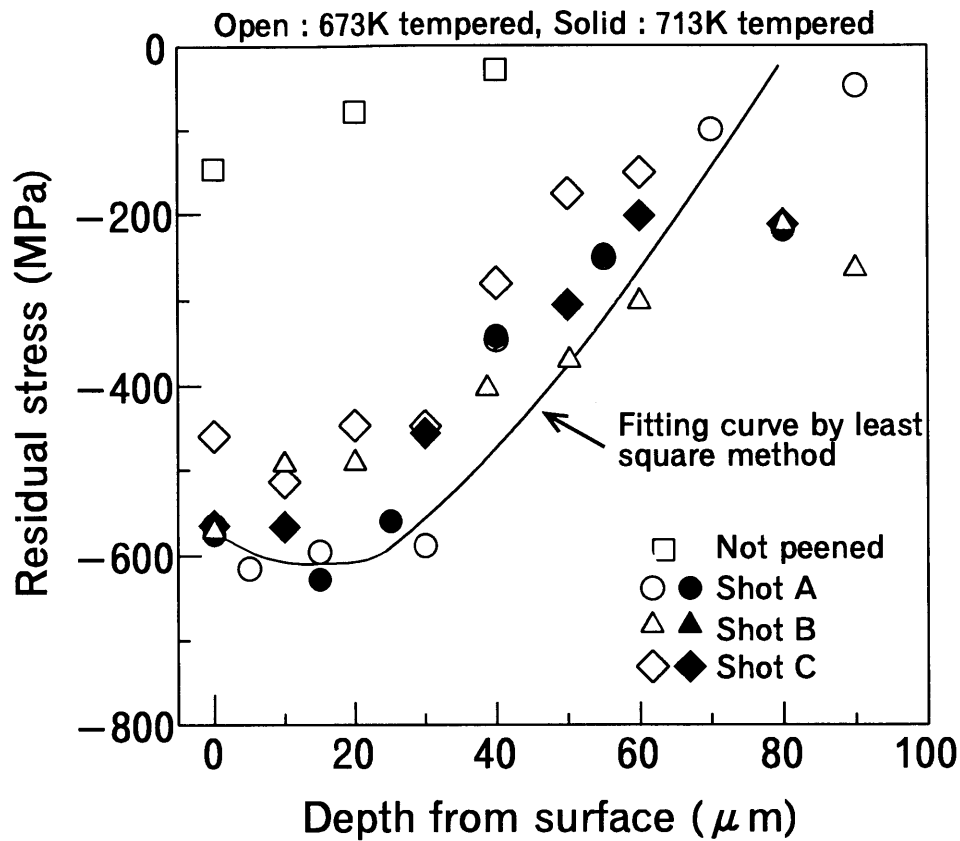


Fig.5.3 Residual stress distribution

Table 5.3 Integral value of residual stress

Shot condition	Specimen at a strength level of 1400 MPa	Specimen at a strength level of 1300 MPa
Not peened	3.0 MPa · mm	3.0 MPa · mm
Shot A	28.3 MPa · mm	27.7 MPa · mm
Shot B	27.6 MPa · mm	28.6 MPa · mm
Shot C	21.8 MPa · mm	26.1 MPa · mm

表より、SP673材およびSP713材ともに、ショット粒の硬度が同じであれば、ショット粒径の大きいShot Bの方がShot Cよりもピーニング効果大きい。これに対して、平均粒径が同じ150 μ mで、硬度が異なるShot AとShot Bを比較すると、SP673材では硬度が低いShot Aのピーニング効果が大きく、逆に、SP713材では硬度の高いShot Bが大きくなっている。しかし、その差は前述の粒径の違いによるピーニング効果の差に比べ小さく、この積分値が近似的に求められていることを考えれば、本研究でのショット粒の硬度の差によるピーニング効果の違いは無視できると考えられる。

5-3-2 遅れ破壊試験結果

SP673, NP673およびSP713, NP713材の遅れ破壊試験結果をFig. 5.4およびFig. 5.5に示す。図において、縦軸は切欠き底における公称応力、横軸は破断までの時間である。いずれの焼戻し材でも、SP材の実験点は、NP材の実験点に比べ上方に位置し、ショットピーニングにより遅れ破壊強度が大幅に改善されている。しかし、Fig. 5.5の713K焼戻し材ではおよそ30時間を越えたあたりから、SP材とNP材の差が小さくなり、100時間では遅れ破壊強度はほぼ等しい値となる。これは塩酸水溶液による腐食溶解のため切欠き底におけるショットピーニング効果層が除去されたためと考えられる。そこで、約10, 30, 50時間で破断した数本の試験片の直径を測定したところ、腐食溶解による直径の平均減少量は、それぞれ25 μ m, 55 μ m, 290 μ mであった。Fig. 5.3で見られるように、ショットピーニングによる圧縮残留応力の生じている範囲が表面からおよそ80 μ mまでであることから、ショットピーニング効果はおよそ30時間程度遅れ破壊強度に寄与すると考えられる。しかし、673K焼戻し材では、100時間に至ってもSP材の遅れ破壊強度はNP材のそれよりも高く、ショットピーニング効果が残存しているが、今回の研究ではこの理由について明らかにすることができなかった。

ここで、ショット条件の違いによるショットピーニング効果の遅れ破壊強度への影響を比較するために、上述したピーニング効果の限界に近い30時間の強度(σ_{30h})と静曲げ強度(σ_{SB})との比である30時間強度比を求めた。30時間強度は各SP材およびNP材の実験点を目視で滑らかに結んだ曲線より求めた。

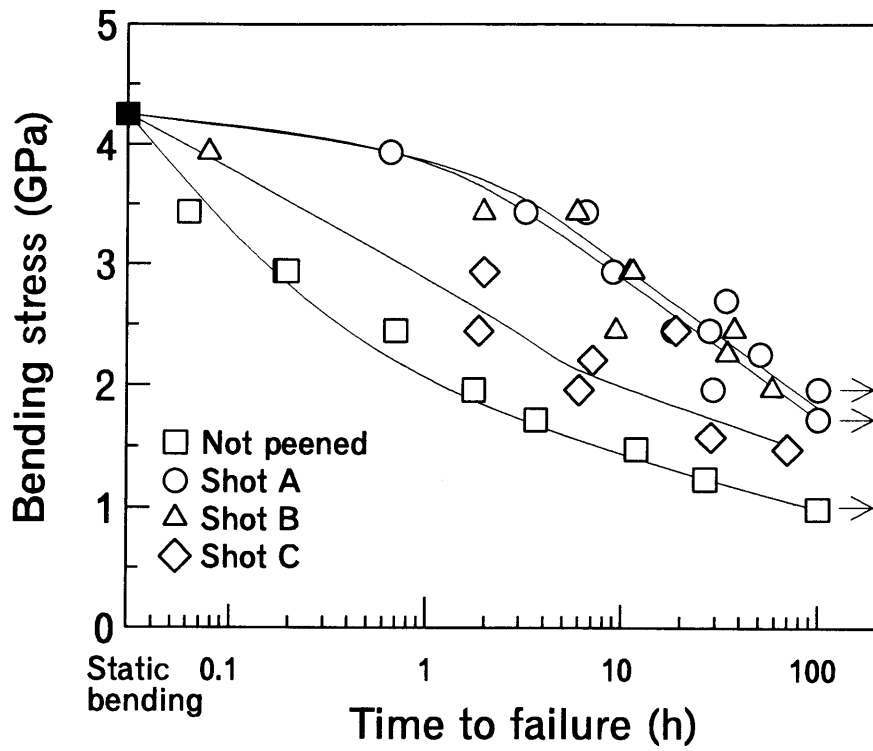


Fig.5.4 Delayed fracture diagram of specimens with strength level of 1400MPa

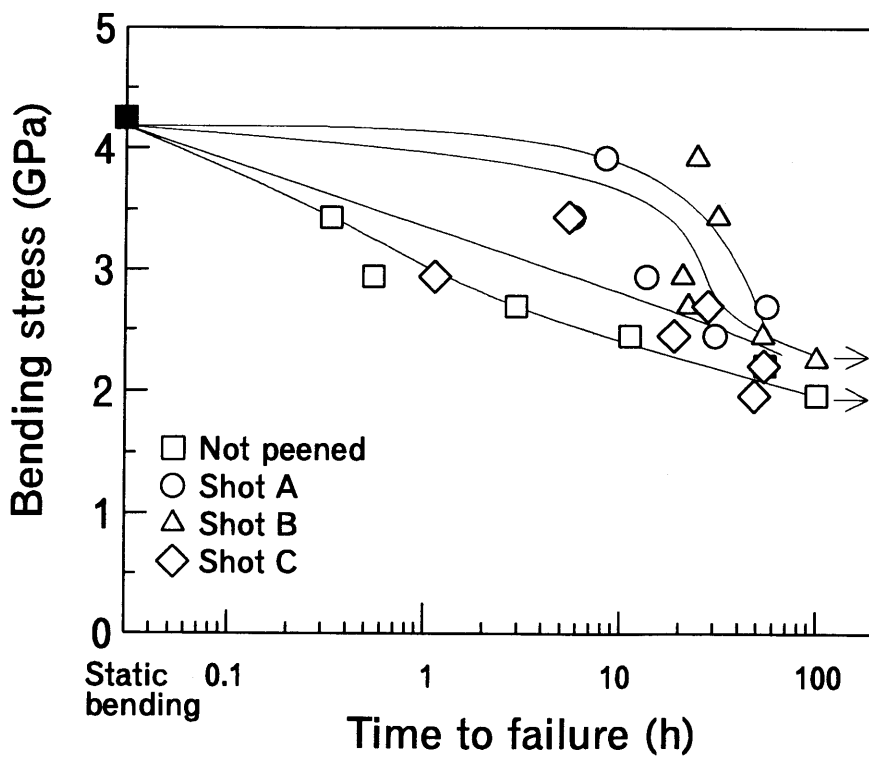


Fig.5.5 Delayed fracture diagram of specimens with strength level of 1300MPa

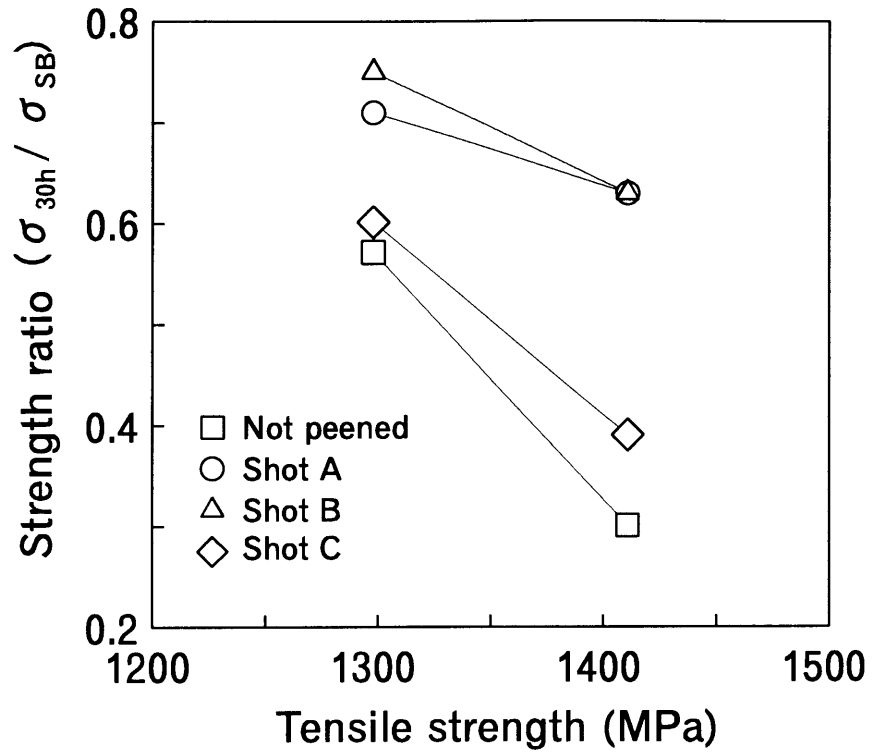


Fig.5.6 Relation between strength ratio of delayed fracture ($\sigma_{30h} / \sigma_{SB}$) and tensile strength

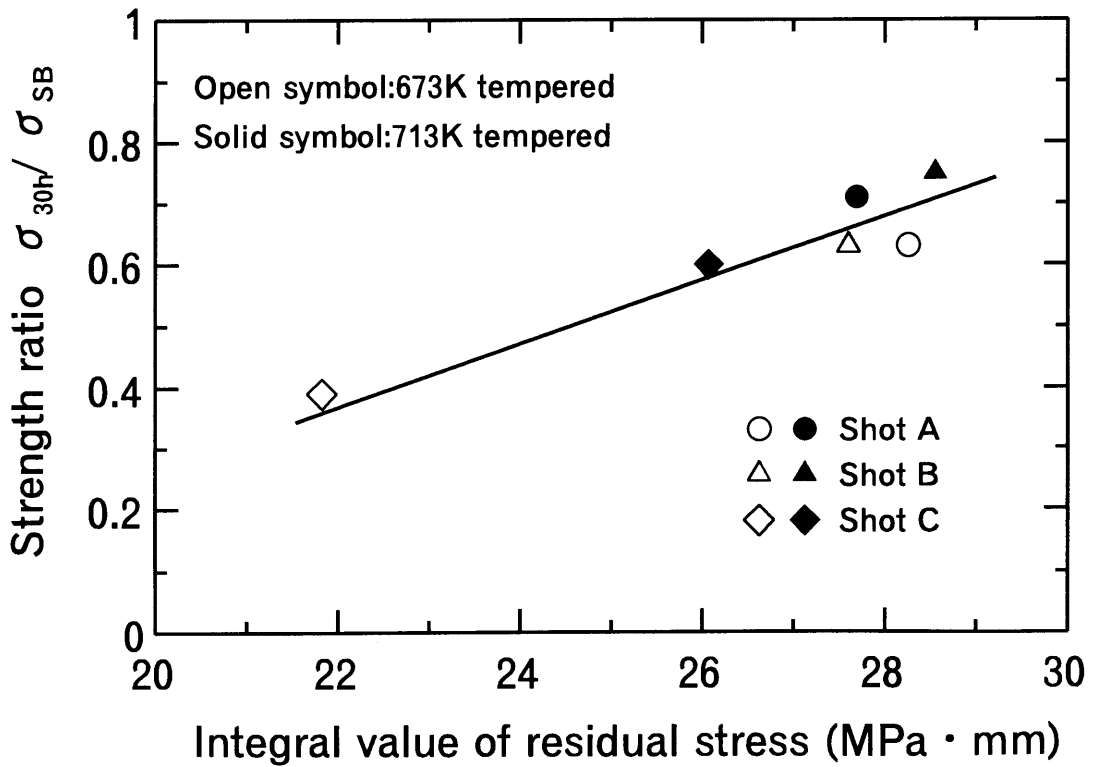


Fig.5.7 Relation between strength ratio of delayed fracture ($\sigma_{30h} / \sigma_{SB}$) and integral value of residual stress

なお、静曲げ強度は673K焼戻し材で4.25GPa, 713K焼戻し材で4.18GPaである。 Fig. 5.6は引張強さと30時間強度比の関係を示す。図よりNP材およびSP材とも引張強さが高くなると30時間強度比が低下する。これは、強度が高くなるほど遅れ破壊の感受性が高まることに対応している⁽¹⁹⁵⁾。しかし、SP材ではNP材に比べその低下は少ない。すなわち、ピーニング効果は強度の高い材料ほど、耐遅れ破壊に有効であることを意味している。

次に、各ピーニング条件における30時間強度比と先に求めた圧縮残留応力の積分値との関係をFig. 5.7に示す。図より30時間強度比は焼戻し条件によらず、残留応力の増加にほぼ比例して増加しており、直線関係にあることがわかる。つまり、Fig. 5.7の結果は、ショットピーニングによって付与する圧縮残留応力を大きくすることにより遅れ破壊強度も高くすることができることを示している。

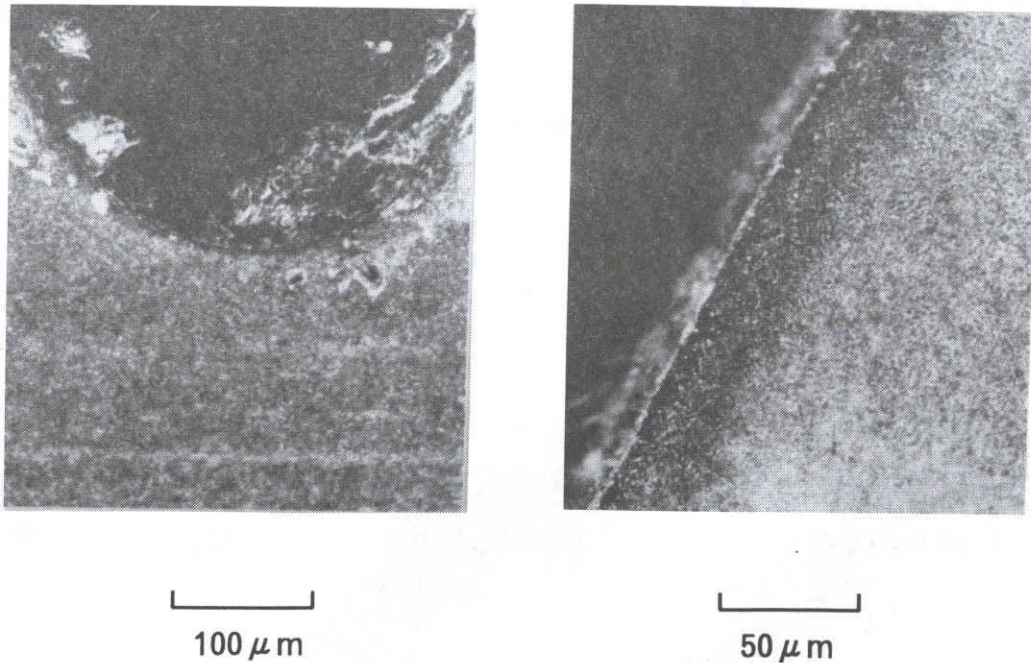


Fig.5.8 Micrographs of surface layer at notch root of specimens with strength level of 1400MPa under condition of Shot A

5-3-3 ピーニング処理材の表面組織

ショットピーニングは表面層に圧縮残留応力を付与するとともに、表面近傍を局所的に変形させることが知られている。そこで、SP材の表面近傍の組織を確認することにした。Fig. 5. 8はショットピーニング加工後の試験片の切欠き底での断面組織写真である。図よりショットピーニング加工に伴う局所塑性変形によって、結晶粒の偏平化が認められる。このような場合、表面層には転位が高密度に存在すると考えられる。この高密度転位が水素のトラップとなり遅れ破壊感受性を小さくし⁽¹⁹⁵⁾、圧縮残留応力の発生に加えて耐遅れ破壊性を向上させたものと考えられる。

5-4 検討

5-4-1 変位置測定

ショットピーニングにより耐遅れ破壊性が改善された理由として、き裂の発生が抑えられるのか、あるいは発生したき裂の進展が抑えられるのかを明らかにしなければならないが、本研究中では直接き裂の進展挙動を観察することはできなかった。しかし、試験片の変形挙動は巨視的にき裂の発生あるいは進展に対応することから、き裂が発生あるいは進展し、試験片の変形が増加すればFig. 5. 2に示す試験機のモーメントアーム先端の変位が増加すると考えられる。そこで、遅れ破壊過程中のモーメントアーム先端の変位置を測定することによりき裂の発生および伝播挙動を推定し、ショットピーニングによる遅れ破壊強度上昇の理由を検討することにした。

673K焼戻し材で負荷応力3430MPaおよび2450MPaにおける破断までの時間とモーメントアーム先端の変位置との関係をFig. 5. 9およびFig. 5. 10に示す。図より、SP材およびNP材とも変位は、試験開始後あるレベルの変位置まで、徐々に増加し、その後、急速に増加する。このような変位挙動は、713K焼戻し材においても同様であることが確認された。しかし、変位が急速に増加し始めるまでの時間は、SP材がNP材に比べ10倍から50倍と長くなっている。この結果から、ショ

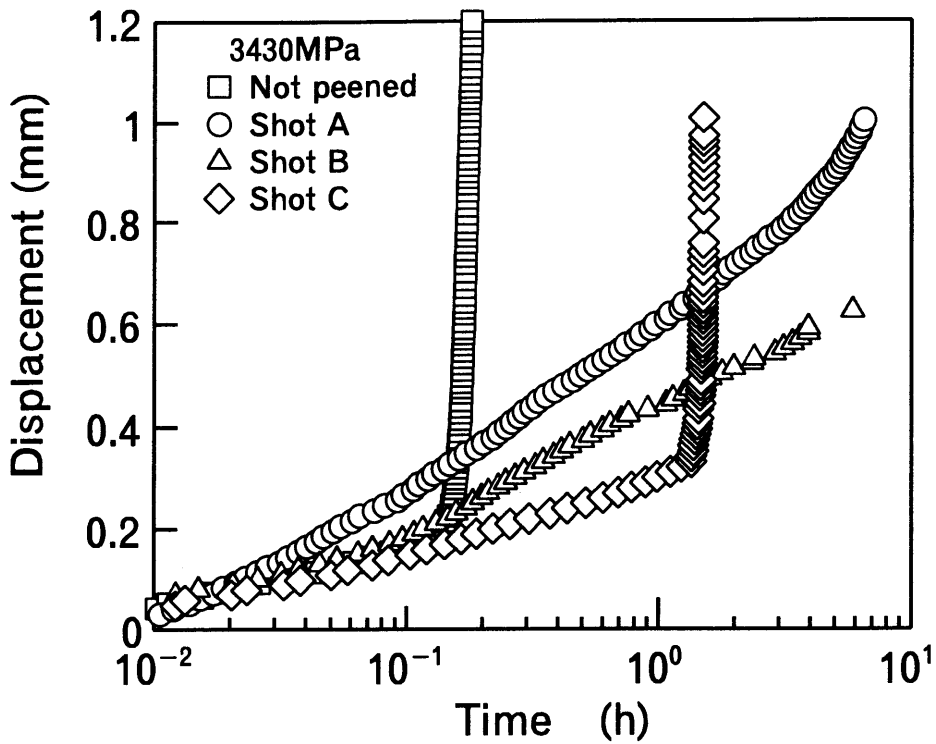


Fig.5.9 Relation between displacement of moment arm and time at bending stress of 3430MPa for specimen with strength level of 1400MPa

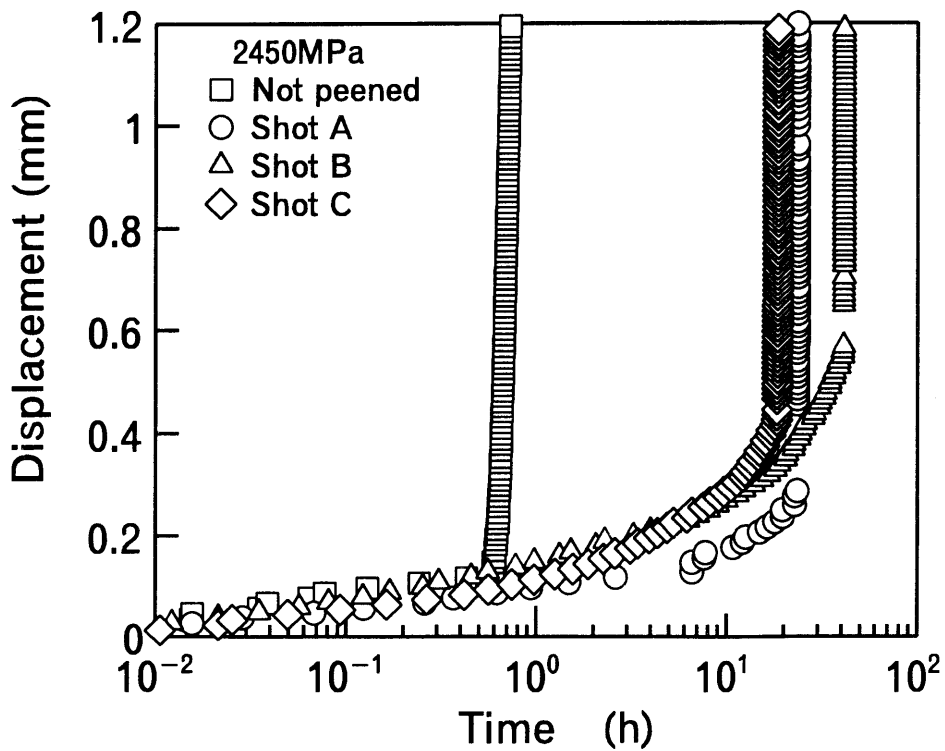


Fig.5.10 Relation between displacement of moment arm and time at bending stress of 2450MPa for specimen with strength level of 1400MPa

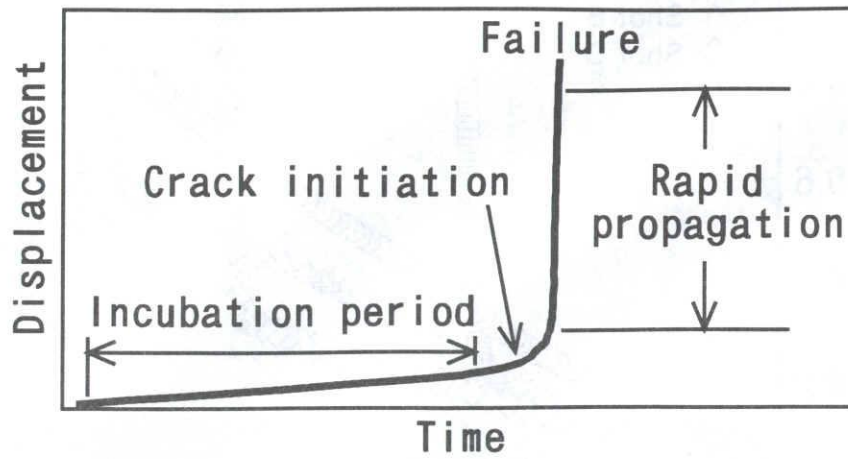


Fig.5.11 Schematic illustration between displacement and time

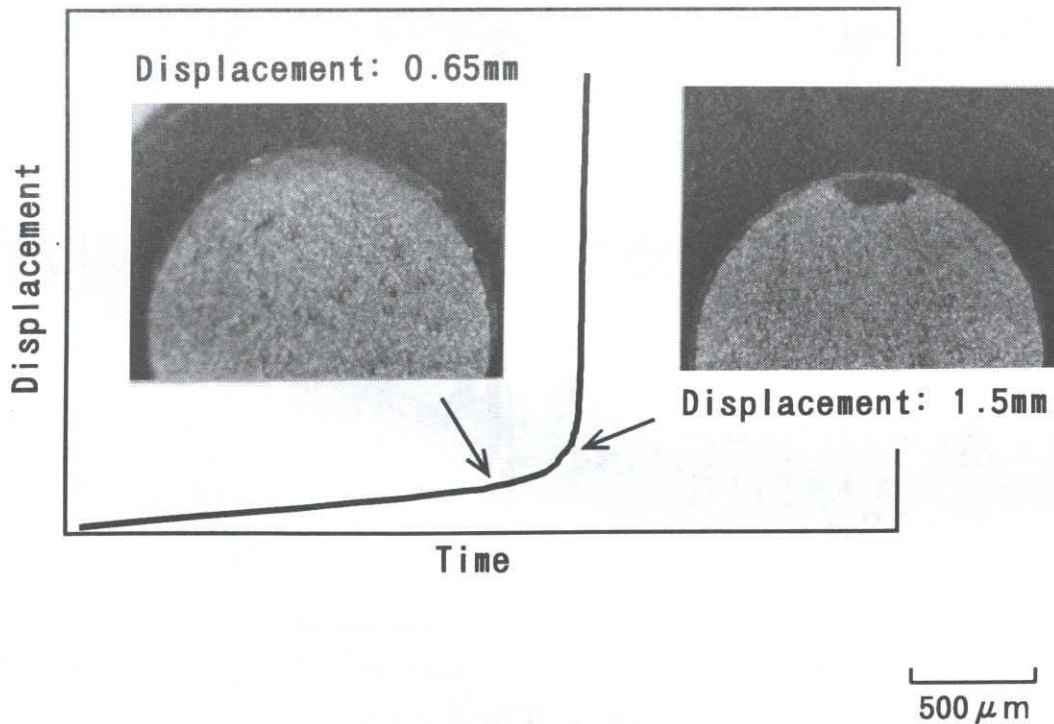


Fig.5.12 Micrographs showing crack initiation for specimens with strength level of 1400MPa

ットピーニングによる遅れ破壊寿命時間の増加は、変位量が急速に増加するまでの時間が増加することによることがわかる。

白石⁽²⁰³⁾らは、遅れ破壊の過程は寿命の大部分がき裂発生までの潜伏期間であり、き裂は生成後急速に進展し破断にいたることを報告している。この過程を本研究のモーメントアーム先端の変位挙動に対応させると、Fig. 5. 11に示したように変位が徐々に増加する領域ではき裂の発生はなく、急激に変位が増加するあたりにおいてき裂が発生しその後進展したものと考えられる。そこで、任意の変位に到達した時点で試験を中断し切欠き底のき裂の発生の有無を調査したところ、Fig. 5. 12に示すように変位が徐々に増加する領域においてはき裂は認められず、急速に変位が増加するあたりにおいて、はじめてき裂が確認された。ところで、松山⁽²⁰²⁾は3軸応力成分が小さい場合、き裂発生に必要な臨界水素量に達するまでの時間が長くなることを報告している。この結果を参照すると、本研究のショットピーニングによる遅れ破壊強度上昇は、表面層の圧縮残留応力が3軸応力状態を緩和して、き裂発生までの潜伏期間が延長し、き裂の発生が遅れたものと考えられる。

このように、SP材は水素環境にさらされる時間がNP材に比べて大幅に長いにもかかわらず、その寿命は長くなっている。このことは、ショットピーニングによる圧縮残留応力がき裂発生に必要な臨界水素量に達する時間を延ばすだけでなく、鋼中への単位時間当たりの水素侵入量を抑えていることも考えられる。そこで、山田⁽²⁰⁴⁾らが提案した内部水素起因型遅れ破壊試験方法に基づき、SP材およびNP材を一定時間塩酸水溶液に浸漬して、鋼中に水素をチャージし、その後、水洗、乾燥して大気中で遅れ破壊試験を実施することにより、SP材とNP材の水素侵入量の違いを推定することとした。

まず、SP材およびNP材とも切欠き部分以外を塗料によりコーティングした後、塩酸水溶液にそれぞれ2、5および10時間浸漬し、大気中で遅れ破壊試験を実施した。Fig. 5. 13はこの遅れ破壊試験中のモーメントアーム先端の変位量変化である。図には、SP材でコーティングしない材料の10時間浸漬材の結果も併記した。なお、NP材で10時間浸漬材は試験開始早々に破断したために図中にプロットすることができなかった。SP材、NP材ともに、2時間経過したあたりから変位量はそれぞれ一定値に近づき、破断にはいたらなかった。これは浸漬して

吸蔵された材料内の水素が一定時間経過後、大気中に拡散したことを意味していると考えられる。NP材の結果を比較すると、浸漬時間の増加につれて一定となる変位が大きくなっている。また、10時間浸漬することにより水素の吸蔵量が多くなり、それが臨界水素量を越えていたために、負荷後直ちに破断したと考えられる。一方、SP材は、NP材に比べると少ない変位量で一定となる。また、コーティングせずに浸漬した材料では、始めはコーティングした材料と同じ挙動を示すが、2時間を越えたあたりから急速に変位が増加し、NP材で10時間浸漬したものと同様な傾向で破断した。これは、ピーニング処理は切欠き部に限られ、ピーニングの施されていない試験片両端部から侵入した水素が、約2時間で試験片中央部にある3軸応力場に拡散集中し臨界濃度に達したためと考えられる。以上のことよりショットピーニングは圧縮残留応力の作用とともに、同応力により水素の侵入量を抑え、その結果遅れ破壊強度を増加させるものと考えられる。

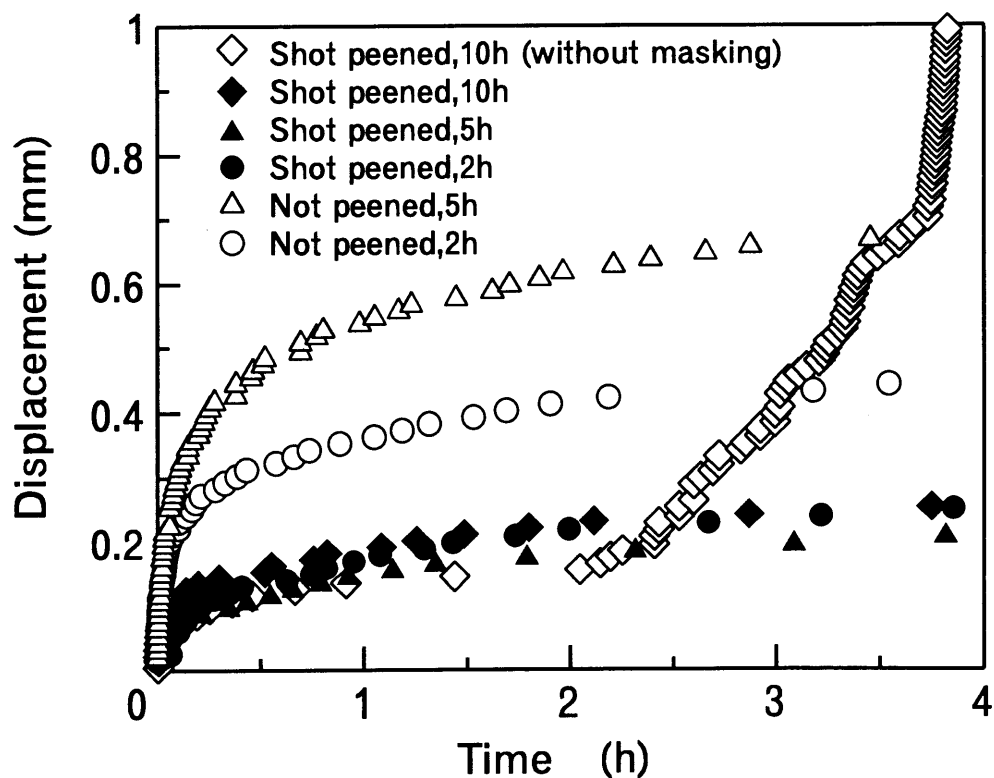


Fig.5.13 Relation between displacement of moment arm and time at specimens after hydrogen charge

5-4-2 破面観察

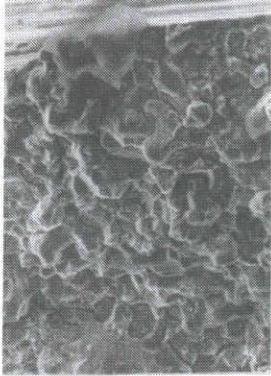
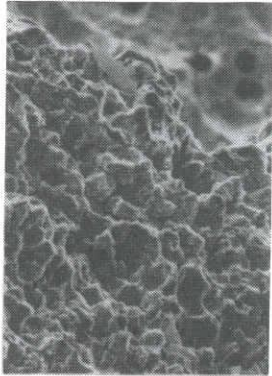
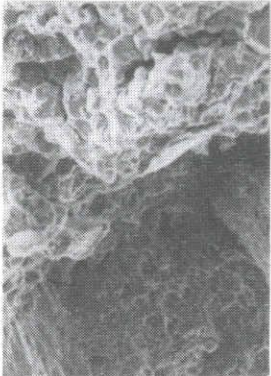
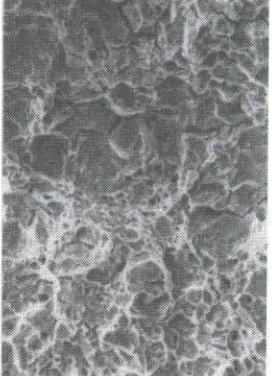
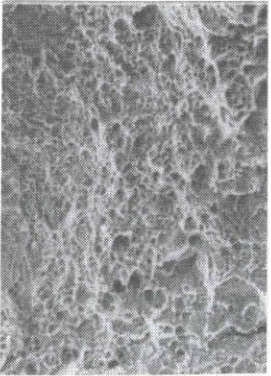

負荷応力が2540MPaで破断した673K焼戻し材試験片のSEM写真をFig. 5. 14に示す。Shot AのSP材は切欠き底から2.4mmのところまで粒界割れから擬へき開へと移行していた。一方、NP材では0.3mmのところまで粒界割れから直ちに最終破断面へと移行し、擬へき開は観察されなかった。このようなSP材とNP材の破面様相の違いは、異なる負荷応力や焼戻し温度の違う条件で破断した試験片においても同様な傾向が観察された。これは、SP材がき裂の発生後直ちに破断に到るのではなく、ある期間き裂が進展したことを示している。しかし、先の変位量測定の結果において、SP材とNP材で急激に変位が増加するあたりから破断に到るまでの時間の差が少ないことから、このき裂進展期間の寿命に対する影響は潜伏期間のそれに対する影響に比べ極端に小さいものである。

5-5 結 言

本章では、高強度鋼SCM435の遅れ破壊特性に及ぼすショットピーニング効果を検討するため、3水準のショットピーニング加工を施した試験片および未処理材を用いて遅れ破壊試験を行い、モーメントアーム先端の変位量測定によるピーニング効果の検討を加えた。

- (1) ショットピーニング加工により、材料の遅れ破壊強度は大きく向上する。また、その効果は引張り強度の高い材料のほうが大きく、さらに、ショットピーニング加工により付与された圧縮残留応力の積分値が大きい程大きい。
- (2) ショットピーニング加工による遅れ破壊強度の向上は、モーメントアーム先端の変位が、急速に増加するまでの時間の増加による。このことは鋼中に侵入した水素の3軸応力場への拡散時間が延びることに起因し、き裂の発生が遅れることによる。

- (3) 塩酸水溶液に浸漬し、その後大気中で行った遅れ破壊試験の変位量測定の結果により、10時間浸漬材において未処理材とショット材を比較すると、未処理材が試験後直ちに破断し、ショット材は破断しなかった。これは、未処理材では浸漬期間中の水素侵入量が臨界水素濃度に達していたためであると考えられる。一方、ショット材は臨界水素濃度に達していない、言い換えれば鋼中へ侵入する水素量が抑えられた結果と推定される。
- (4) 破面のSEM観察から、ショットピーニング材では粒界破面と擬へき開破面が観察された。これはショット処理材ではき裂発生後、直ちに破断に至るのではなく、ある期間き裂が進展したことを示している。しかし、き裂進展期間が全寿命に占める割合は小さい。

	Quenched and tempered	Shot A
Notch root		
Area of transition		
Depth from the surface	0.3 mm	2.4 mm
After transition		
Depth from the surface	0.4 mm	2.5 mm

┌───┐
14 μm

Fig.5.14 SEM micrographs of delayed fracture surfaces at a nominal bending stress of 2450MPa

第6章 浸炭鋼の遅れ破壊に及ぼす ショットピーニングの効果^(A-8)

6-1 緒言

第5章でショットピーニング加工が高強度鋼SCM435の遅れ破壊強度向上に有効であることを、片持はり式定荷重曲げ試験機を用いて0.1規定塩酸水溶液を滴下する実験方法で確認した。また、ショットピーニングによる遅れ破壊強度向上は、モーメントアーム先端の変位量測定結果より、き裂の発生が遅延したことによることがわかった。これは、水素侵入量が表面層の高密度転位によりトラップされたことと、圧縮残留応力が試験片切欠き底に作用する3軸応力状態を緩和して拡散性水素の応力集中部への拡散速度を低減させたためと考えられる。しかし、Fig. 5.5に認められるように、塩酸水溶液による腐食溶解のため試験時間の経過とともにピーニングの有効層が除去されるといった問題が残った。

一方、第4章でも述べたように、自動車用歯車などに浸炭処理を施した場合、歯車部は強化され、さらに、ショットピーニング処理により、より一層の高強度化が図られる。その一方で、浸炭歯車部以外の、特にファスナー部がある場合は、歯車部同様の高強度化が図られていることにより、遅れ破壊の問題が生じている。このため、高周波焼戻しを施して強度を低下させたり、防炭処理などを行い強度が高くなならない工夫を行っている。

そこで、本章では、高強度鋼SCM435におけるショットピーニングの遅れ破壊特性に対する効果が浸炭鋼に対しても有効であるかどうかを検討した。さらに、遅れ破壊特性の評価に際し、塩酸浸漬した鋼から放出される微量の水素を測定し、ピーニングにより拡散性水素の侵入量が低減できるかどうか調査した。また、鋼中の拡散性水素量と破断時間の関係から、ある時間経過後遅れ破壊が発生するかどうかの限界拡散性水素量を求めた。実環境から鋼材中に侵入する水素量が限界拡散性水素量以下であれば遅れ破壊が生じないことになり、この水素量を求めることは実用上意義あるものである⁽²⁰⁵⁾⁻⁽²⁰⁶⁾。

6-2 実験方法

6-2-1 試験片および遅れ破壊試験

供試材は直径14.7mmのSCM420冷間圧延丸棒である。素材を1173Kで1時間保持後空冷の焼なましを行い、Fig. 6.1に示す試験片に機械加工した。ここで、水素測定用試験片は同材よりφ10mm×95mmに機械加工した。その後、Fig. 6.2に示す浸炭焼入れを行った。以下、これをC材とする。Table 6.1に供試材の化学成分を示す。

遅れ破壊試験は試験片を36%塩酸水溶液に浸漬後、大気中で30分保持、その後一定の引張荷重を負荷した。塩酸浸漬は、試験片の切欠き底部をコーティング材で覆いながら行い、浸漬終了後コーティング材をはがした。これは、浸漬時の切欠き底の形状変化を防ぐためであるが、水素は切欠き底部以外の箇所から侵入するので遅れ破壊試験としては問題ないと考えられる。

Table 6.1 Chemical composition of tested material (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0.21	0.21	0.82	0.014	0.02	1.17	0.15

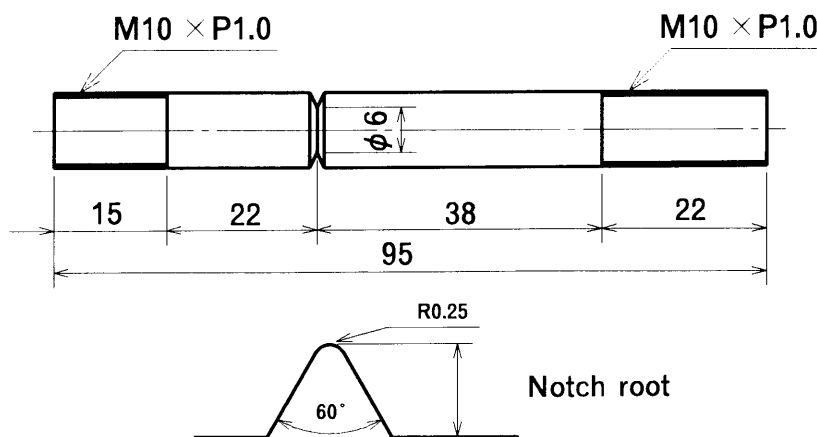


Fig.6.1 Specimen geometry

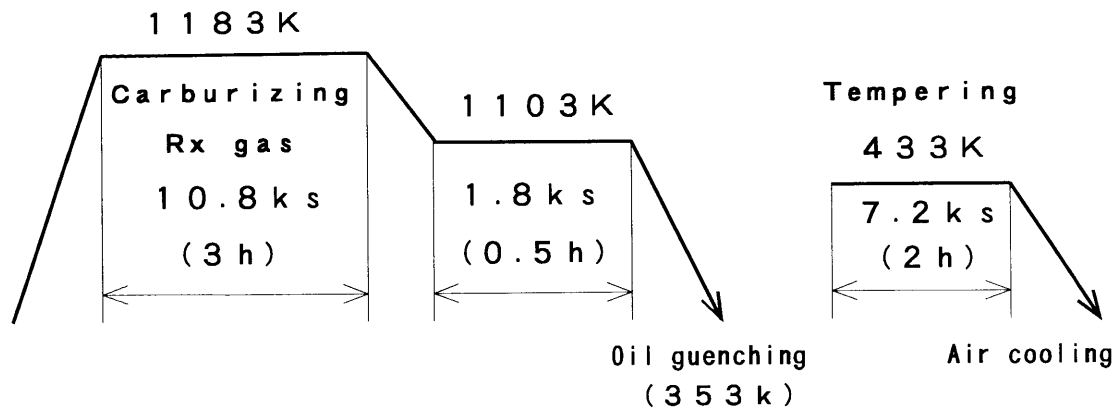


Fig.6.2 Condition of Carburizing

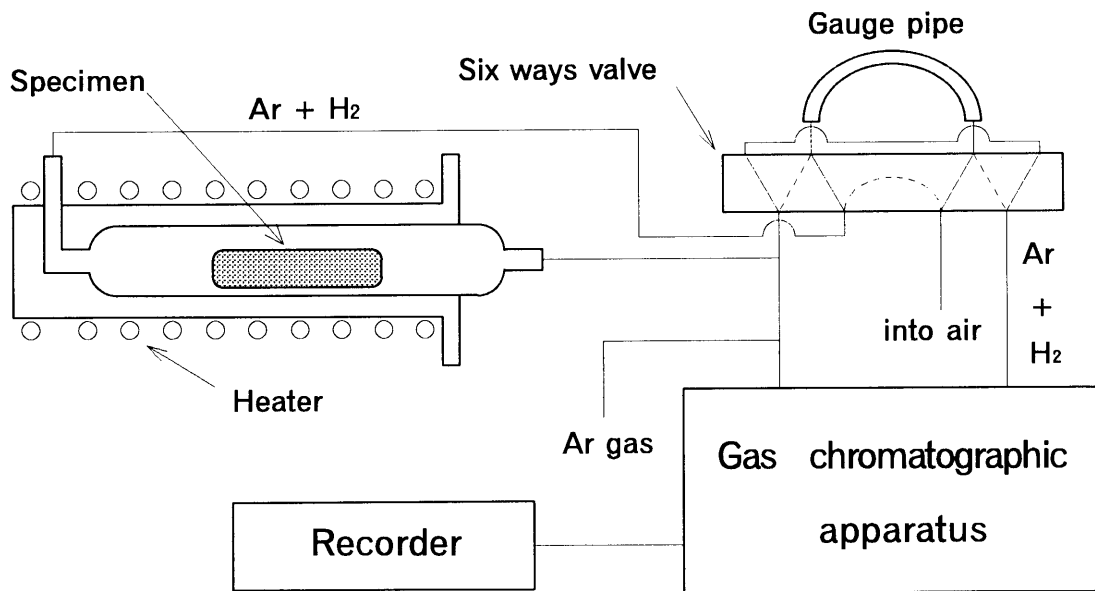


Fig.6.3 Hydrogen thermal analysis apparatus

6-2-2 水素量測定

水素量測定は、Fig. 6. 3に示すガスクロマトグラフィーを利用した熱的分析装置により行った。試験片を容器に挿入後加熱し、試験片から放出される微量の水素を測定するものである。測定結果において、加熱温度423Kまでに放出された水素は常温で動きやすい水素であり、遅れ破壊に有害なものとなり、これを拡散性水素と呼ぶ。一方、423K以上の加熱温度で放出された水素は、MnSなどの介在物に強力にトラップされた水素に起因するもので常温では動かない水素、言い換えれば遅れ破壊には無害な水素である。

6-2-3 ショットピーニング加工

ショットピーニングの加工装置はエア式で、投射圧力は0.5MPaである。以下、浸炭材+ショットピーニング処理材をCSP材とする。試験片切欠き底部および平行部にショットピーニングが一樣に施されるように試験片を12rpmで回転させた。なお、投射時間は60sである。ショット粒は第5章で最も遅れ破壊強度が高くなった条件のShot Bで、硬度がHV800で平均粒径が150 μ mの鑄鋼ショットを用いた。

6-3 実験結果および考察

6-3-1 表面層の残留応力分布

Fig. 6. 4にC材およびCSP材の圧縮残留応力分布を示す。浸炭のままでは最表面で300MPa程度の引張り応力が生じている。一方、CSP材では、最大圧縮残留応力が1500MPaで、最表面で1400MPaの高い圧縮残留応力が生じている。また、ショット粒の平均粒径が150 μ mと小さいためピーニングによる効果層は表面から50 μ m程度と浅くなっていることと、ピーニング強さが弱いため表面層の塑性変形量がそれほど大きくなく、表面近傍で応力緩和が生じていないことがわかる。

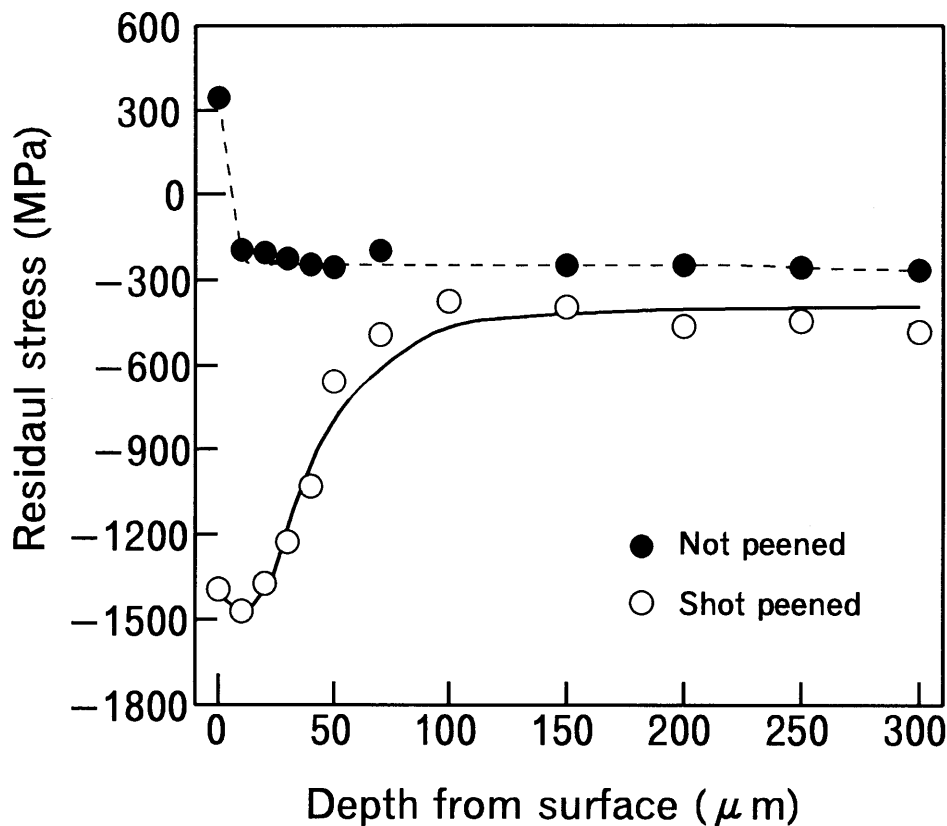


Fig.6.4 Residual stress distribution

6-3-2 水素量測定結果

C材およびCSP材について、36%の塩酸浸漬時間が15~180minの水素量測定結果をFig. 6.5およびFig. 6.6に示す。ここで、縦軸は水素放出速度、横軸は加熱温度である。両材料ともに423K以下の遅れ破壊に有害な拡散性水素量より、550K付近にピークがあり遅れ破壊には無害な水素量が多くなっている。鈴木らの報告によれば⁽²⁰⁵⁾⁻⁽²⁰⁶⁾、通常の焼入れ焼戻し鋼の塩酸水溶液浸漬後の水素放出挙動では、500Kまでの拡散性水素が多く検出され、500K以上の温度領域ではほとんど検出されない。今回、浸炭材特有の水素放出挙動を示したのは、浸炭処理の際、鋼中に水素が固溶し、介在物などにトラップしたためと考えられる。

次に、この結果をC材およびCSP材について、縦軸に423Kまでに検出された全拡散性水素量、横軸に塩酸浸漬時間で整理した結果をFig. 6.7に示す。

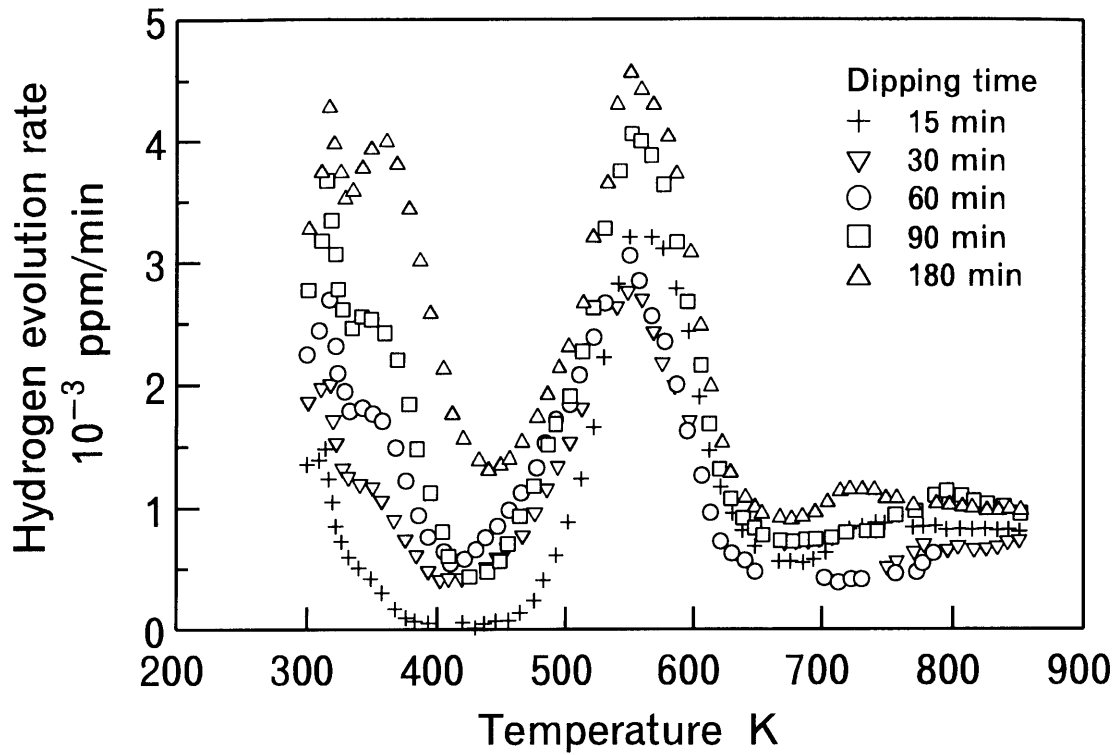


Fig.6.5 Behavior of hydrogen for carburized specimens

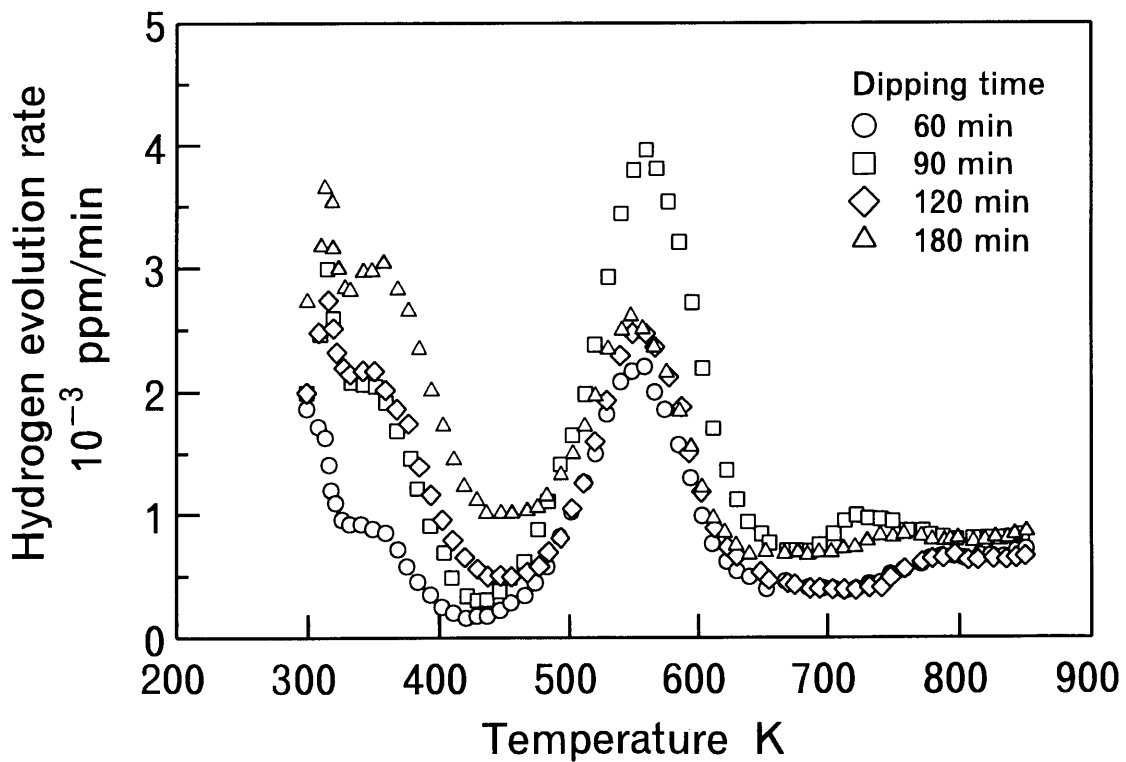


Fig.6.6 Behavior of hydrogen for carburized and peened specimens

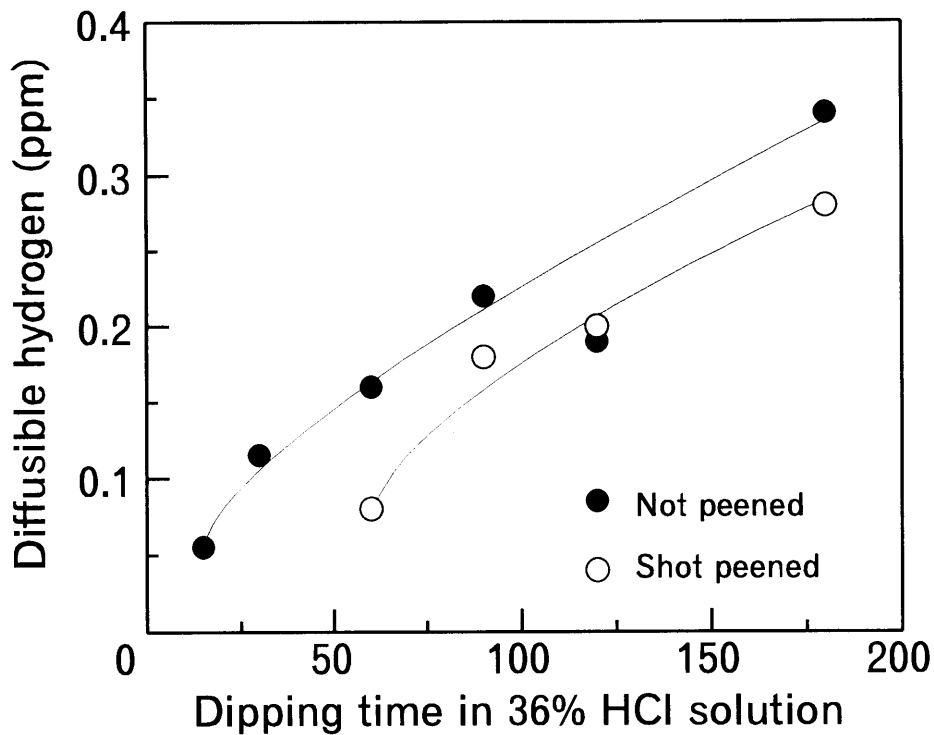


Fig.6.7 Relationship between diffusible hydrogen and dipping time in 36% HCl solution

図より、C材およびCSP材ともに浸漬時間の増加にともない、拡散性水素量が増加するもののCSP材はC材と比較すると若干低くなっており、ショットピーニングにより拡散性水素の侵入が抑えられたことを示している。このことは、第5章でも述べたように、ピーニングによる表面層の高密度転位が、侵入水素をトラップした結果と考えられる。

6-3-3 遅れ破壊試験結果

C材およびCSP材の遅れ破壊試験結果をFig. 6.8およびFig. 6.9に示す。図の縦軸は拡散性水素量、横軸は破断までの時間である。ここで、遅れ破壊試験片の拡散性水素量は、試験片と同一時間塩酸浸漬した水素量測定試験片の測定結果である。負荷応力はC材では300~600MPa、CSP材では500~800MPaである。また、図中には遅れ破壊試験結果より求めた限界水素量 (H_c) を明記した。これらの結果より、限界水素量と負荷応力の関係で整理した結果がFig. 6.10である。

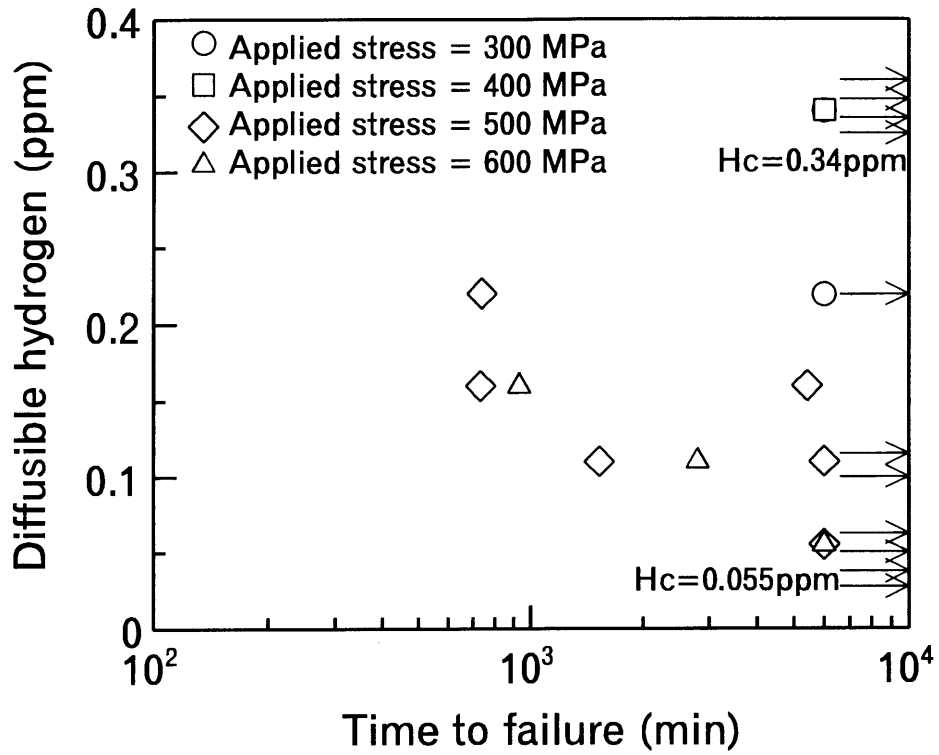


Fig.6.8 Results of delayed fracture test for carburized specimens

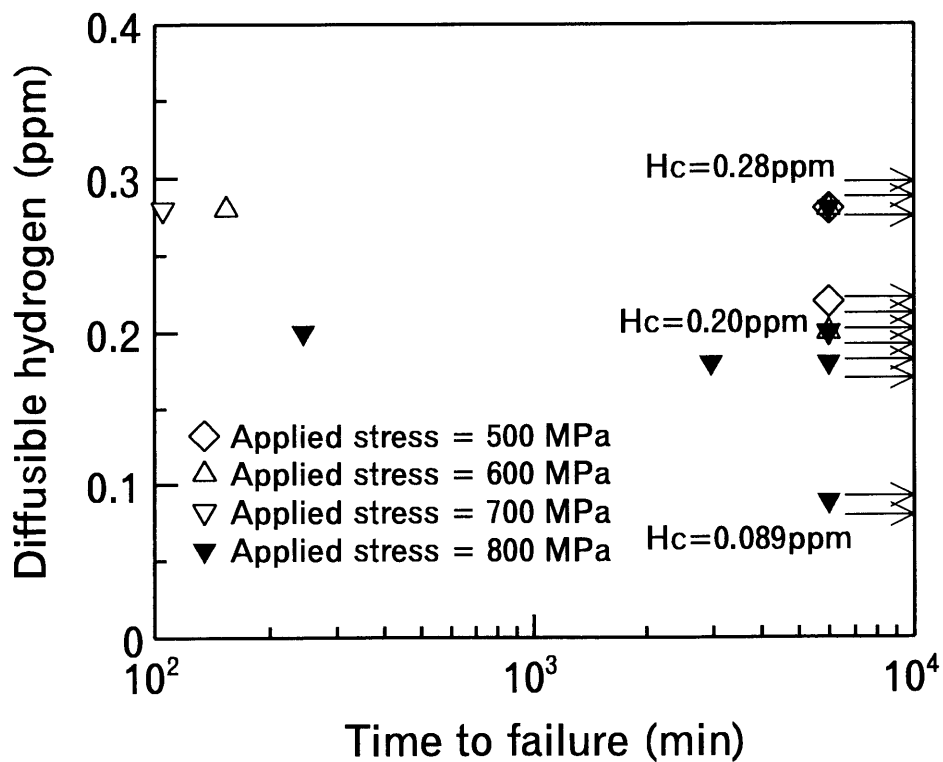


Fig.6.9 Results of delayed fracture test for peened specimens

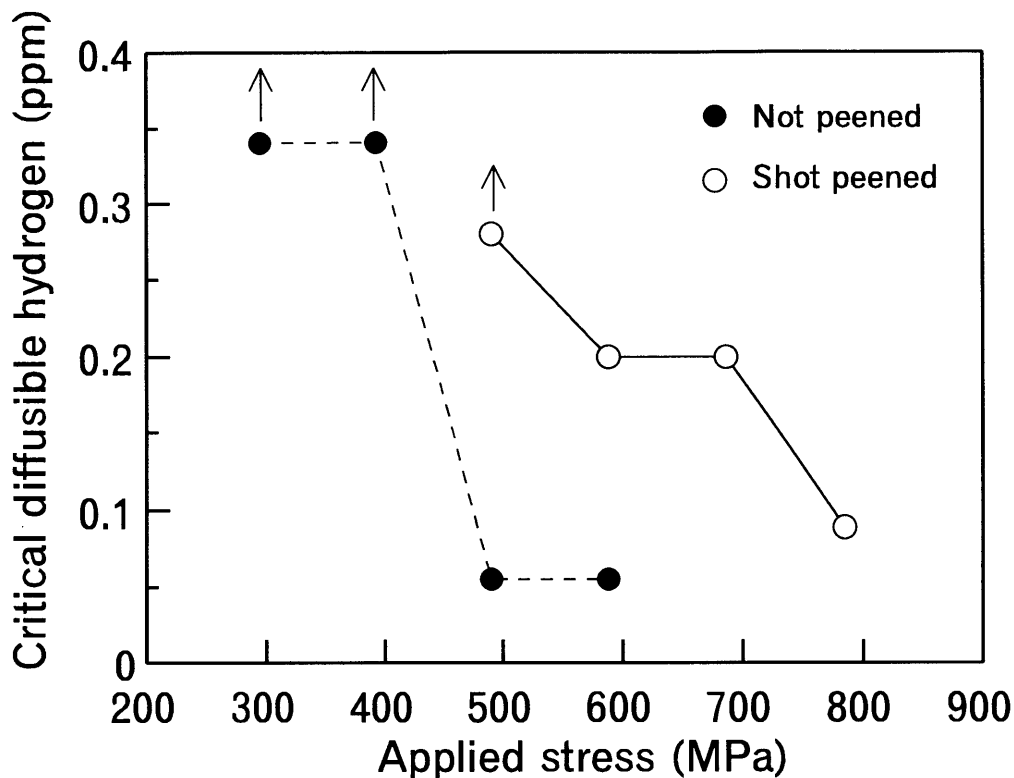


Fig.6.10 Relationship between critical diffusible hydrogen and applied stress

C材およびC S P材ともに負荷応力の増加につれて限界水素量は低下する。一方、同一負荷応力レベルで比較すると、ショットピーニング処理材は、未処理材に比べて限界水素量が向上している。このことは、ピーニングによる圧縮残留応力の効果によるものである。

以上のことにより、第5章で述べた高強度鋼SCM435の遅れ破壊に及ぼすショットピーニングの効果同様、ショットピーニング処理により、浸炭鋼の遅れ破壊特性が向上しうることが確認された。

6-4 結 言

本章では、浸炭鋼SCM420の遅れ破壊特性に及ぼすショットピーニング効果を検討するため、ショットピーニング加工を施した試験片および浸炭のままの試験片を用いて遅れ破壊試験を行った。第5章で述べたSCM435焼入れ焼戻し材の遅れ破

壊試験法とは視点を変え，鋼中へ侵入する拡散性水素と遅れ破壊が生じない限界水素量を求めて遅れ破壊特性を評価した。

- (1) 水素放出挙動では，ショットピーニング材および未処理材ともに423K以下の遅れ破壊に有害な拡散性水素量は少なく，むしろ550K付近に放出水素量のピークがあり，遅れ破壊には無害な水素量が多い。これは，浸炭処理の際，鋼中に水素が固溶し介在物などにトラップした結果と考えられる。
- (2) ショットピーニング処理は鋼中への拡散性水素の侵入を抑える。このことは，第5章でも述べたように，ピーニングによる表面層の高密度転位が，侵入水素をトラップした結果と考えられる。
- (3) ショットピーニング材および未処理材ともに負荷応力の増加につれて限界水素量は低下する。一方，同一負荷応力レベルで比較すると，ショットピーニング処理材は，未処理材に比べて限界水素量が向上している。このことは，ピーニングによる圧縮残留応力の効果によるものである。

結 論

結 論

日本経済を引っ張ってきた自動車産業は、内需の長期低迷や円高に追い打ちをかけられ、一貫して続いた成長からの転換期を迎えた。また、環境問題から燃費の向上や排ガス規制の動きが活発化し、車体を小型軽量化することが不可欠になっている。こうしたことから、自動車構成部品・機械部品の高強度化が強く望まれるようになった。

高強度化の手法の一つとしてショットピーニング処理は、材料依存性が少なく他の加工技術と比較して安価で疲労強度向上が図れる点でメリットが多く、古くからばねの強度向上の手段として用いられてきた技術である。ショットピーニング処理により付与された圧縮残留応力が、外力である引張応力を相殺する形で作用し加工物の疲労強度を向上させる。この効果は応力勾配のある切欠き部材で顕著である。近年では、浸炭鋼へのショットピーニングが実用化され種々の歯車へ適用されるようになってきている。浸炭後にショットピーニングを施す方法は、浸炭異常層に残留応力を付与し、かつ、浸炭焼入れ時に生じた残留オーステナイトを加工誘起マルテンサイト化することで、疲労強度を向上させることを目的としている。さらに、より大きな投射エネルギーによりアークハイト値が0.6mmAを越えるような条件で加工するハードショットピーニングが実施されるようになってきている。このような現状を背景にして、本研究は開始されたもので、高強度鋼に及ぼすショットピーニング効果の実用上の問題点やその解決手法について提案し、それにより機械構造部品の表面処理加工法として、ショットピーニングの適用範囲が拡大するための一助となることを目的とした。

第I編ではショットピーニングの効果として最も重要な圧縮残留応力について取扱い、ショットピーニングと残留応力分布の関係を検討する上で必要と考えられるいくつかの問題に関する研究を行った。

第1章では高強度鋼においてショットピーニング条件と残留応力の関係を調べ、効率よく経済的に高い圧縮残留応力を付与する手法について検討した。ピーニン

グ処理された部材は単純な平滑材ではない場合が多く、最大負荷応力が最表面にある場合には、ピーニングによる圧縮残留応力の最大値も最表面にあることが望ましく、表面直下ではその効果が減少することが予想される。したがって、部材に作用する負荷応力分布を有限要素法などによって計算することと、それを考慮したショットピーニング処理後の最適な圧縮残留応力分布を決定することが疲労強度向上を図る上で重要な課題となる。一般に、ショットピーニングにより付与される圧縮残留応力分布は、被加工材強度やショット粒硬度、ショット粒径、投射速度、投射時間、投射角度、投射領域および投射装置などの投射条件に依存することから、これらの関係を調査し、下記の点が明らかになった。圧縮残留応力の最大値は、ショット粒の硬度の影響を最も強く受ける。高強度鋼に作用する負荷応力が大きいことを考えれば、ピーニングによる圧縮残留応力の最大値も大きくすることが必要となり、最も経済的に高い応力を付与することができる条件としては、ショット粒の硬度を部材の表面硬度に近いものとする必要があることを指摘した。また、ショット粒の投射角度が小さくなるにつれて、圧縮残留応力の最大値及び深さ方向への効果領域が低下するが、実用上では投射角度60°が限界であると考えられる。さらに、エアー式における投射領域の影響では、投射領域直径が20mm程度と考える必要があり、広範囲な加工には不向きである。しかしながら、投射装置がエアー式の場合では、圧縮残留応力の最大値及び効果層は遠心投射式に比較して大きくなる。したがって、同じ応力分布を付与する目的で、かつ、投射領域が小さくてもよい場合には、エアー式を用いることにより投射時間を短くすることも可能となり、効率よくピーニング加工を行うことができる。

第2章では高強度鋼へのハードショットピーニング加工におけるピーニング加工強さの管理手法として用いられているアークハイト値と残留応力の関係について検討した。アークハイト値は通常、A片のアルメンストリップを用いて測定し、アークハイト値の増加にともない付与される圧縮残留応力も増加すると考えられている。しかし、高強度鋼へのハードショットピーニングでは、A片で測定されたアークハイト値が被加工材の最大圧縮残留応力の値に対応せず、疲労強度を推定するピーニング強度の尺度としては不適切であることが指摘されている。従来、残留応力に関して多くの研究がなされてきたものの、アークハイト値と応力の関係から検討を行った例は少ない。本章では、まず、ハードショットピーニングに

においてアークハイト値と圧縮残留応力の関係について検討を行い、通常基準片として使用されるアルメンストリップA片の問題点を明らかにした。さらに、ハードショットピーニングに適した浸炭鋼の表面硬度に近づけた高硬度基準片を提案した。この基準片により測定されたアークハイト値と、被加工材の最大圧縮残留応力値および分布の大きさの間により相関関係があることがわかった。

第3章ではショットピーニングによる圧縮残留応力分布をシミュレーションにより求めることを検討した。第1章で述べたように、ピーニングの処理条件によって残留応力分布の形態は変化し、このことにより部材の疲労強度が異なることから、最適な分布形態を見いだす必要がある。しかし、ショット粒と部材の衝突機構など様々な因子が絡むため、シミュレーションによって定量化することが難しい。このために、経験に基づく条件によって実加工を施し、X線により確認することが多い。本章では、まず、S55C炭素鋼に数種類の条件でピーニング処理を行い、各々の条件が分布形態に及ぼす影響を実験的に求めた。次に、*Y.F.Al-Obaid* の提案式を基にして、得られたピーニング条件と応力分布の関係を考慮した予測式を提案し、実験で得られた残留応力分布と比較した。実験による応力分布と計算値とはほぼ一致し、圧縮応力の最大値やショットピーニングによる有効影響層深さは提案した予測式からほぼ計算できることがわかった。また、種々のピーニング条件が残留応力分布に与える影響も計算により推定しうることを示した。

第II編においては、第I編の結果を踏まえて、ショットピーニングにより付与された圧縮残留応力の疲労強度特性や遅れ破壊特性に及ぼす影響について研究を行った。

第4章ではハードショットピーニング加工を施した浸炭鋼の疲労特性に及ぼすショット粒の影響について検討した。第1章で浸炭鋼へ高い圧縮残留応力を付与することができる最も効果的なショットピーニング条件として、浸炭鋼の表面硬度に近い高硬度ショット粒を使用して加工することが望ましいことを示した。一方、ショットピーニングの処理条件によっては疲労寿命のばらつきが浸炭のままの歯車より大きくなることが報告されているが、このばらつきの要因の一つとして、処理中のショット粒の破碎が考えられる。一般的に使用されるショットピー

ニング用ショット粒としては、アトマイズ造粒による鋳鋼ショットが挙げられるが、高硬度になると靱性が低下し衝撃に弱くなる。したがって、最適なピーニング条件であってもショット粒の使用量が増大し、経済性を損なうことや高品質な加工ができなくなるなどの問題が生じる。このような背景のもと、高硬度・高靱性のラウンドカットワイヤーが開発され、ハードショットピーニング用として使用されている。そこで本章では、処理中にショット粒が破碎することによるピーニング効果のばらつきを疲労寿命のばらつきにより確認し、さらに、本章の第2の目的として、ラウンドカットワイヤーのハードショットピーニング処理への適用性について検討を行った。ショット粒の硬度がHV700になると、鋳鋼ショットに比べラウンドカットワイヤーの寿命は10~15倍程度長くなり、鋳鋼ショットを使用した場合の疲労寿命のばらつきは大きいことがわかった。これは、機械的に破碎ショット粒をショット機から除去するスピードが破碎ショット粒の発生スピードに劣るために、機械内に破碎ショット粒が多く存在し、安定したショットピーニング効果が得られなかったためである。したがって、ハードショットピーニングを行う場合に、安定したピーニング効果を与え疲労強度のばらつきを抑えるためには、破碎しにくいショット粒を使用するか、破碎したショット粒を速やかに除去することが必要になる。また、これらの結果より、ラウンドカットワイヤーは、処理中の破碎が少なく、安定したピーニング効果を付与できることから、ハードショットピーニングに適したショット粒として期待できる。

第5章では高強度鋼SCM435の遅れ破壊強度に及ぼすショットピーニングの効果を検討した。ショットピーニングの最も有用な効果は疲労強度を高めることであるが、鋼を高強度化する際の問題として、いかに遅れ破壊を発生させないか、あるいは防止するかが重要な鍵となっている。遅れ破壊は静的破断荷重以下の一定荷重下で破壊し、軟鋼のような強度の低い材料では発生せず、強度が増すほど発生しやすい。ところで、遅れ破壊の機構が、鋼中に侵入した水素が応力集中部の粒界に拡散、集積し、粒界に割れが発生、その後き裂が粒界に沿って伝播して起こるとすれば、ショットピーニングによる圧縮残留応力が応力集中部を緩和し、遅れ破壊強度を向上させることが予想される。従来、これらの検討を行った例は極めて少ない。本章では、ショットピーニング効果が遅れ破壊にも有効であるかどうかを確認する目的で、高強度鋼SCM435にショットピーニング処理を施した試

験片および未処理材を用いて0.1規定塩酸水溶液環境下で遅れ破壊試験を実施し、以下の点を明らかにした。ショットピーニング加工により、高強度鋼の遅れ破壊強度は大きく向上する。この理由は、モーメントアーム先端の変位量測定により、き裂の発生が遅れたことによることが確認された。これは、ピーニング処理材表面の高転位密度が水素のトラップとなり、拡散水素の侵入を防ぐことと表面層の圧縮残留応力が3軸応力状態を緩和し、水素の拡散集積時間を遅延させたことによると考えられた。

第6章では、第5章の結果をもとに浸炭鋼の遅れ破壊に及ぼすショットピーニングの影響について検討した。自動車用歯車などに浸炭処理を施した場合、歯車部は強化され、さらに、ショットピーニング処理により、より一層の高強度化が図られる。その一方で、浸炭歯車部以外の、特にファスナー部がある場合は、歯車部同様の高強度化が図られていることより、遅れ破壊の問題が生じる。このため、高周波焼戻しを施して強度を低下させたり、防炭処理などを行い強度が高くない工夫を行っている。本章では、高強度鋼SCM435におけるショットピーニングの遅れ破壊特性に対する効果が浸炭鋼に対しても有効であるかどうかを検討した。さらに、遅れ破壊特性の評価に際し、塩酸浸漬した鋼から放出される微量の水素をガスクロマトグラフィーで測定し、第5章で仮定したピーニングによる拡散性水素の侵入量が低減できるかどうかを調査した。また、鋼中の拡散性水素量と破断時間の関係から、ある時間経過後遅れ破壊が発生するかどうかの限界拡散性水素量を求めた。これは、実環境から鋼材中に侵入する水素量が限界拡散性水素量以下であれば遅れ破壊が生じないことになり、この水素量を求めることは実用上意義あるものである。水素放出挙動では、ショットピーニング材および浸炭のままの材料ともに423K以下の遅れ破壊に有害な拡散性水素量より、550K付近に放出水素のピークがあり、遅れ破壊には無害な水素量が多いという特異現象を示すことを確認した。これは、浸炭処理時に鋼中に水素が固溶したためと考えられる。しかし、ショットピーニング処理材の拡散性水素量は、未処理材のそれと比較すると少なくなっており、ショットピーニングは鋼中への拡散性水素の侵入を抑えることがわかった。このことは、第5章でも述べたように、ピーニングによる表面層の高密度転位が、侵入水素をトラップした結果である。ショットピーニング材および未処理材ともに負荷応力の増加につれて限界水素量は低下するも

のの、同一負荷応力レベルで比較すると、ショットピーニング処理材は、未処理材に比べて限界水素量が向上した。

以上のことから、ショットピーニングは高強度鋼の焼入れ焼戻し材ならびに浸炭材の遅れ破壊強度向上の有効な手段であり、ファスナー部へのピーニング処理の加工困難さはあるが、実用面で今後ますます期待される加工技術になり得ることを示した。

参 考 文 献

- (1) 遠藤庸生：自動車技術, 42(1988),10,1310-1316
- (2) 秋元肇：自動車技術, 42(1988),10,1302-1309
- (3) 大内日出夫：自動車技術, 43(1989),10,55-61
- (4) 桜井茂徳：鉄鋼界, 9(1991),27-32
- (5) 会田, 小田, 草野, 伊藤：日本機械学会論文集, 33 - 252(1967),1314-1320
- (6) MURRAY R R : *Mach Des*, Vol.56 No.6(1984),57-61
- (7) O'HARA P : *Mach Des*, Vol.5 No.4(1984),161-166
- (8) HEATON R B : *Met Finish*, Vol.87, No.7(1989), 25-31
- (9) 飯田喜介：鍛造技報, 14-39(1989),19-31
- (10) HIDA K, ITO J : *Shot Peening, I.C.S.P 4th (1990)*,347-352
- (11) H.Wohlfart : *Residual stress stress relax*, (1982),71-92
- (12) 中野修, 安田茂, 水野邦明：自動車技術会論文集, Vol.24,No.3(1993),61-66
- (13) 五十嶺優, 浅野謙一, 猪原秀夫：自動車技術, 43(1989),6,93-99
- (14) BURRELL N K : *SAE Tech Pap Ser 850365(1985)*, 44-51
- (15) VACCARI J A : *Am Mach*, Vol.129, No.6(1985), 91-94
- (16) 滝田二郎：応用機械工学, Vol.26, No.1(1985), 64-66
- (17) FULLER P A : *Impact Surf Treat*, (1986), 161-172
- (18) 稲川哲雄：航空技術, No.373(1986), 9-17
- (19) ECKERSLEY J S, KLEPPE R : *Surf Coat Technol*, Vol.33(1987), 443-451
- (20) DALY J J : *Tech Pap Soc Manuf Eng*, (1989), 10
- (21) GREEN R G, GREGORY I A, HENRY R M, HILL E J : *Impact Surf Treat*,(1986), 221-228
- (22) 渡邊吉弘, 長谷川典彦：ショットピーニング技術, (1992), 8-13
- (23) R D GLIESPIE : *Shot Peening, I.C.S.P 4th (1990)*, 27-36
- (24) J LU : *Shot Peening, I.C.S.P 4th (1990)*, 83-92
- (25) HATANO A, NAMIKI K, ENDO T, DOIZAKI H : *Shot Peening, I.C.S.P 4th (1990)*, 37-46
- (26) ASTON A J : *Impact Surf Treat*, (1986), 229-236
- (27) NOYAN I C, COHEN J B : *Mater Sci Eng*, Vol.75, No.1/2(1985), 179-193

- (28) 関口春男：塑性加工シンポジウム, *Vol.105(1986)*, 47-54
- (29) 小木曾克彦, 佐々木勝成：ショットピーニング技術, *Vol.1, No.2(1989)*, 16-24
- (30) 丸山昇：自動車技術, *42(1988)*, 9, 1177-1181
- (31) 久松定興, 金沢孝：特殊鋼, *Vol.34, No.7(1985)*, 16-19
- (32) SAUTER J, SCHMIDT I, SCHULZ M : *Trait Therm, No.252(1992)*, 53-62
- (33) 磯川憲二, 並木邦夫：電気製鋼, *57(1986)*, 13-18
- (34) 並木邦夫, 飯久保知人, 斎藤誠：鉄と鋼, *73(1987)*, A275-A276
- (35) 小田哲, 小出隆夫, 松井光次, 山本譲：日本機械学会論文集 C , *Vol.54, No.501(1988)*, 1135-1139
- (36) 並木邦夫, 飯久保知人：電気製鋼, *59(1988)*, 5-11
- (37) 久松定興, 金沢孝：いすゞ技報, *63(1979)*, 1-6
- (38) 久松定興, 金沢孝：機械の研究, *1(1975)*, 21-26
- (39) K NAMIKI, S SUGIURA, S UMEGAKI, Y OKADA, I TANI : *SAE Tech Pap Ser, 841090(1988)*, 1023-1033
- (40) 田中広政, 小林俊郎, 中里福和, 宇野光男：鉄と鋼, *Vol.79, No.1(1993)*, 90-97
- (41) 久松定興, 金沢孝：自動車技術, *Vol.41, No.7(1987)*, 722-728
- (42) LAWAZERENZ M D : *Spec Publ Soc Automot Eng, No.SP-584(1984)*, 57-67
- (43) 菊池雅男, 植田秀夫, 木村靖忠, 内藤武志：日本熱処理技術協会学術講演会予稿集, *Vol. 21, (1985)*, 47-48
- (44) JANOWSKI S, KLAJN E, NAKONIECZNY A : *Proc 9th Congr Mater Test, Vol.1,(1986)*, 202-203
- (45) 小林直樹, 金沢孝：いすゞ自動車, *No.76, (1986)*, 88-95
- (46) 松本隆, 松山秀信, 柴田公博, 河辺訓受：鉄と鋼, *Vol.73, No.5(1987)*, S462
- (47) 小峰厚友, 山口徹, 菊池雅男, 木村靖忠：日本機械学会論文集 A , *Vol.53, No.488(1987)*, 702-708
- (48) INOUE K, KATO, M, MAEHARA T, YAMANAKA M : *JSME Int J Ser 3, Vol.32, No.3(1989)*, 448-454
- (49) 橋本宗到, 白鳥正樹, 長嶋晋一：日本機械学会論文集 C , *Vol.55, No.520(1989)*, 3034-3038
- (50) 橋本宗到, 白鳥正樹, 長嶋晋一, 斎藤和宏, 藤原敦洋：X線材料強度に関するシン

ポジウム講演論文集, Vol.26th, (1989), 21-26

- (51) 相原秀雄, 荻野峯雄, 小川一義, 浅野高司 : 日本機械学会材料力学講演会講演論文集, Vol.1990, (1990), 269-271
- (52) 松本隆, 岡田義夫, 田中敏行, 川口明生 : 自動車技術会学術講演会前刷集, Vol.1 No.902(1990), 1.301-1.304
- (53) OKADA Y, MATSUMOTO T, KAWAGUCHI A, TANAKA T, NISHIO K : SAE Tech Pap Ser, 920761(1992), 11
- (54) INOUE K, KATO M : Pap Am Inst Aeronaut Astronaut, (1993), 10
- (55) 馬場弘, 玉井豊, 江口豊明 : 材料とプロセス, Vol.6, No.6(1993), 1768
- (56) 香川裕之, 石黒守幸, 久松定興 : 材料とプロセス, Vol.6, No.6(1993), 1765
- (57) 柴田伸也 : 自動車技術, Vol.47, No.5(1993), 17-22
- (58) 旗手稔, 塩田俊雄, 浜坂直治 : 近畿大学工学部研究報告, No.27(1993), 63-72
- (59) 竹田仁, 青木洋二 : 特殊鋼, Vol.38, No.6(1989), 39-44
- (60) 並木邦夫, 杉浦三郎, 梅垣俊造, 岡田義夫, 谷意公夫 : 電気製鋼, Vol.61, No.1 (1990), 5-13
- (61) 木南俊哉, 吉田鎮雄 : 日本機械学会通常総会講演会講演論文集, Vol.70th, No.Pt 1(1993), 759-761
- (62) HATANO A, NAMIKI K : SAE Tech Pap Ser, 920760, (1992)
- (63) 細田賢一, 小林一博, 坪田一一 : 材料とプロセス, Vol.6, No.3(1993), 797
- (64) MALLENER H, SCHULZ M : Heatterei Tech Mitt, Vol.48, No.3(1993), 166-171
- (65) 小島芳彦, 須沢昌之, 西村克典, 三輪能久 : マツダ技報, No.5(1987), 165-173
- (66) MIWA Y, SUZAWA M, ARIMI Y, KOJIMA Y, NISHIMURA K : SAE Tech Pap Ser, 880666 (1988), 408-415
- (67) R.Schreiber, H.Wohlfahrt, E.Macherauch : Arch. Eisenhuettemwes, 49(1978), 265
- (68) 秦野敦臣, 並木邦夫 : 材料とプロセス, Vol.3, No.6(1990), 1864
- (69) 秦野敦臣, 並木邦夫 : 材料とプロセス, Vol.4, No.6(1991), 1862
- (70) 秦野敦臣, 並木邦夫 : 電気製鋼, Vol.63, No.1(1992), 22-32
- (71) XIAO H, CHEN Q, SHAO E, WU D, CHEN Z, WANG Z : Shot Peening, I.C.S.P 4th (1990), 297-306
- (72) KOBAYASHI M, HASEGAWA K : Shot Peening, I.C.S.P.4th, (1990), 465-475

- (73) 橋本宗到, 白鳥正樹, 伊藤督記: X線材料強度に関するシンポジウム講演論文集,
Vol.28th(1992), 134-138
- (74) 中村守文, 松島義武, 長谷川豊文, 中谷良行: R & D / 神戸製鋼技報, *Vol.42, No.1*
(1992), 11-15
- (75) 秦野敦臣, 並木邦夫: 材料とプロセス, *Vol.5, No.3(1992), 843-845*
- (76) 蟹沢秀雄, 子安善朗: 材料とプロセス, *Vol.6, No.6(1993), 1767-1769*
- (77) 太省三郎, 浅井公屋, 大谷真一, 戸村覚: 溶接学会全国大会講演概要, *No.33,*
(1983), 282-283
- (78) 大野啓充, 鯉淵興二: 溶接学会全国大会講演概要, *No.33(1983), 288-289*
- (79) *BIGNONNET A, LIEURADE H P, PICOUET L : Weld Tubul Struct, (1984), 271-278*
- (80) *MADDOX S J : Met Constr, Vol.17, No.4(1985), 220-224*
- (81) *FLOYD T : Weld Des Farb, Vol.58, No.9(1985), 68-70*
- (82) *DIJKSTRA O D, DE KONING C H M, DRENTH B J W : Fatigue Eng Mater Struct,*
Vol.2, (1986), 443-450
- (83) *MUESGEN B, HOFFMANN K : ASME OEC, Vol.11, (1986), 279-284*
- (84) *PICOUET L, BIGNONNET A, LIEURADE H P : ECF 6, Vol.2, (1986), 1155-1166*
- (85) *PICOUET L, BIGNONNET A, LIEURADE H P : Steel Marine Struct, (1987), 669-678*
- (86) *MUSGEN B, HOFFMANN K : Thyssen Tech Ber, Vol.19, No.1(1987), 67-79*
- (87) *WANDELL J L : SAE Tech Pap Ser, 890960, (1989), 8-15*
- (88) *WOHLFAHRT H, HEESCHEN J : Fatigue, Eng Struct, Vol.2, (1986), 451-458*
- (89) *BIGNONNET A : Steel Marine Struct, (1987), 99-118*
- (90) *BIGNONNET A, LIEURADE H P, GERALD J, GARRIGUES G : Proc 8th Int Conf*
Offshore Mech Arct Eng, Vol.3, (1989), 405-412
- (91) *FISCHER W, HEESCHEN J, MUESGEN B, NITSCHKE TH, WOHLFAHRT W : DVS Ber,*
Vol.131, (1990), 43-48
- (92) 瀬戸厚司, 征矢勇夫, 田中洋一: 日本造船学会論文集, *No.172(1992), 617-626*
- (93) *SOYA I, SETO A, TANAKA Y : Weld World, Vol.31, No.1(1993), 28-36*
- (94) *COLE C K, LAM Y C : Australas Weld J, No.2Q(1993), 16-22*
- (95) *LIEURADE H P, FLAVENOT J J, LU J, BELG, CASTELUCCI P : Weld World, Vol.31,*
No.4(1993), 268-271

- (96) 吉江謙三, 長谷川淳, 長井征二 : プラントエンジニア, Vol.16, No.2(1984), 29-34
- (97) JOHNSON D E : *Offshore*, Vol.44, No.4(1984), 69-71
- (98) KUSANAGI H, HIRANO H, KIMURA H, IMAEDA H : *4th Asian Pac Corros Control Conf*, Vol.1, (1985), 613-620
- (99) DIEPART C P : *Impact Surf Treat*, (1986), 86-94
- (100) STUBBE J, FREDERICK G, HERNALSTEEN P : *ATB Metal*, Vol.26, No.1/2(1986), 41-48
- (101) O'HARA P : *Anti-Corros Method Mater*, Vol.33, No.10(1986), 8-10
- (102) SINGBELL D, GARNER A : *Pap Int Corros Forum*, No.87-186(1987), 16
- (103) NAKAYAMA T, TOMARI H, FUJIWARA K, SHIMOGORI K, HAMADA H, TAKAHASHI K :
Pap Int Corros Forum, No.87-82(1987), 17
- (104) VACCARO F P, MIGLIN B P, MONTER J V, THEUS G J, HELMEY J M, JENKINS A L :
Pap Int Corros Forum, No.87-87(1987), 18
- (105) GRABER A : *Metall(berl)*, Vol.41, No.10(1987), 1010-1014
- (106) 今川博之 : 溶接学会誌, Vol.57, No.3(1988), 145-151
- (107) OBATA M, SUDO A : *Shot Peening, I.C.S.P 5th (1993)*, 52-57
- (108) LUTYNSKI C, MCEVILY A J : *ASTM Spec Tech Publ*, No.780(1982), 150-164
- (109) 武藤睦治, 田中紘一, 竹田敬一郎 : 日本機械学会論文集 A, Vol.53, No.487(1987),
421-427
- (110) BERGMAN C A, COBB R C, WATERHOUSE R B : *Wear Mater*, Vol.1, (1987), 33-37
- (111) 佐藤豊一, 武藤睦治, 田中紘一, 町田勝美, 角田英治 : 日本機械学会論文集 A,
Vol.56, No.528(1990), 1784-1791
- (112) WATERHOUSE R B, TROWSDALE A J : *J Phys D*, Vol.25, No.1A(1992), A236-A239
- (113) LE GUERNIC Y : *Shot Peening, I.C.S.P 4th (1990)*, 281-296
- (114) MUTO Y, SATO T, TSUNODA E : *ASTM Spec Tech Publ*, No.1159(1992), 199-209
- (115) MUTOH Y, TANAKA K, TAKEDA, K : *Fatigue Eng Mater Struct*, Vol.1, (1986), 203-209
- (116) SHARMA V K : *J Heat Treat*, Vol.3, No.4(1984), 326-334
- (117) WINTER H, RETTING H : *2nd Int Conf Austempered Ductile Iron*, (1986), 207-213
- (118) OAKWOOD T, DIESBURG D : *2nd Int Conf Austempered Ductile Iron*, (1986), 123-140
- (119) STRODE I, BASSETT M B : *Wear*, Vol.109, No.1/4(1986), 171-180
- (120) FISCHER E, MAHNIG F, WALTER H : *Automobiltech*, Vol.89, No.2(1987), 75-81

- (121)EBENAU A, LOEHE D, VOEHRINGER O, MACHERAUCH E : *Shot Peening, I.C.S.P 4th*
(1990), 389-398
- (122)小田哲, 小出隆夫, 矢野満, 五家政人 : 日本機械学会論文集 C , *Vol.56, No.532*
(1990), 3416-3419
- (123)五家政人, 上西研, 種田元治 : 日本機械学会全国大会講演論文集 . *Vol.70th, No.Pt*
(1992), 486-488
- (124)VENUGOPALAN D, ALAGARSAMY A : *Giesserei Prax, No.11/12(1993), 214-220*
- (125)HIRSCH T, MAYR P : *Haertereit Tech Mitt, Vol.48, No.2(1993), 117-123*
- (126)HIRSCH T, MAYR P : *Konstr Giess, Vol.18, No.2(1993), 25-32*
- (127)橋本宗到, 浅野一郎, 白鳥正樹, 伊藤督記 : X線材料強度に関するシンポジウム講演論文集 , *Vol.29th, (1993), 33-37*
- (128)岩室茂, 小長哲郎, 猿木勝司 : X線材料強度に関するシンポジウム講演論文集 ,
Vol.22nd, (1985), 44-50
- (129)岩室茂, 小長哲郎, 猿木勝司 : 材料 , *Vol.35, No.394(1986), 731-736*
- (130)SIMPSON R S, MCCAGG D R : *SAE Tech Pap Ser, 850539, (1985), 5*
- (131)竹内勝治 : 軽金属溶接 , *Vol.26, No.1(1983), 21-30*
- (132)FAIR G H, NOBLE B, WATERHOUSE R B : *Fatigue Eng Mater Struct Vol.2,(1986),437-441*
- (133)LUO W, NOBLE B, WATERHOUSE R B : *Impact Surf Treat, (1986), 57-67*
- (134)MUTO Y, FAIR G H, NOBLE B : *Fatigue Eng Mater Struct Vol.10, (1987), 261-272*
- (135)MARKOWITZ L : *Met Finish, Vol.90, No.12(1992), 19-24*
- (136)LU J, MIEGE B, FLAVENOT J F : *Shot Peening, I.C.S.P 4th (1990), 169-178*
- (137)TOHRIYAMA S, KUMANO M, HISAMATSU S : *Shot Peening, I.C.S.P 4th (1990), 307-316*
- (138)EFTEKHARI A, TALIA J E : *PB Rep, (1990), 95*
- (139)EFTEKHARI A, TALIA J E : *PB Rep, (1990), 25*
- (140)OBERPARLEITER W, SCHUTZ W : *Fatigue 84, Vol.3, (1984), 1803-1810*
- (141)WAGNER L, GERDES C, LUETJERING G : *Titanium Sci Technol, Vol.4, (1985), 2147-2154*
- (142)GRATER R, HUFF H : *Titanium Sci Technol, Vol.2, (1985), 1269-1273*
- (143)MILLE P, SUTTER E M M, CORNET A : *Titanium Sci Technol, Vol.4, (1985), 2155-2162*
- (144)HIRSCH TH, VOHRINGER O, MACHERAUCH E : *Titanium Sci Technol, Vol.4, (1985),*
2163-2170

- (145)LOERSCH J F, NEAL J W : *Impact Surf Treat*, (1986), 173-184
- (146)CAREK G A : *NASA Tech Pap, NO.NASA-TP-2711*, (1987), 8
- (147)GERDES C, VERPOORT C : *Oberflaeche*, Vol.28, No.11(1987), 8-14
- (148)DAWSON P : *Bull Cercle Etud Metaux*, Vol.15, No.13(1987), 28.1-28.10
- (149)GILLESPIE B : *Titan 1986*, Vol.1, (1987), 154-164
- (150)GRAY H, WANGER L, LUETJERING G : *Proc 6th World Conf Titan 1988 Part 4*, (1989), 1895-1990
- (151)MUSHITAKE M, ASANO K, MIYAMURA N, NAGANO S : *SAE Tech Pap Ser*, 910428, (1991), 10
- (152)SRIDHAR B R, NAFDE W G, PADMANABHAN K A : *J Mater Sci*, Vol.27, No.21(1992), 5783-5788
- (153)橘内良雄, 田中正清, 吉久悦二 : 疲労シンポジウム講演論文集, Vol.21st,(1992),83-85
- (154)浅見克敏, 弘永昌幸 : 材料, Vol.43, No.484(1994), 12-17
- (155)近藤一義, 中村好考 : 塑性加工春季講演会講演論文集, Vol.1985, (1985), 197-200
- (156)TATTON R J D : *Impact Surf Treat*, (1986), 134-143
- (157)大野明, 高津幸弘, 宮川信男 : 材料試験, Vol.5, No.35(1956), 20-29
- (158)大野明, 宮川信男 : 材料試験, Vol.6, No.40(1957), 23-32
- (159)飯田喜介, 当舎勝次 : 精密工学会誌, Vol.52, No.3(1986), 535-539
- (160)GUECHICHI H, CASTEX L, FRELAT J, INGLEBERT G : *Impact Surf Treat*, (1986), 11-22
- (161)LI J K, ZHANG R, YAO, M, WANG R : *Shot Peening, I.C.S.P 4th* (1990), 159-168
- (162)LI J K, YAO, M, WANG D, WANG R : *Mater Sci Eng A*, Vol.147, No.2(1991), 167-173
- (163)森謙一郎, 小坂田宏造, 塩見誠規, 岡田達夫 : 日本機械学会論文集A, Vol.59, No.566(1993), 2420-2426
- (164)AL-OBAID Y F : *Comput Struct*, Vol.36, No.4(1990), 681-689
- (165)井上克己, DENG G, 加藤正名, LYU S K : 日本機械学会計算力学講演会講演論文集, Vol.6th, (1993), 346-347
- (166)大久保雅文, 三角正明 : 成蹊大学工学部工学報告, No.37, (1984), 2447-2448
- (167)三角正明, 大久保雅文, 大橋剛 : 疲労シンポジウム, No.17th, (1985), 11-15
- (168)KRAVCHENKO G N, CHILIKIN I N : *Proc 9th Congr Mater Test 1986*, Vol.1,(1986),206-207
- (169)HAMMOND D W, MEGUID S A : *Eng Fract Mech*, Vol.37, No.2(1990), 373, 379

- (170)岡田義夫, 田原広光, 松本隆, 吉田誠 : 自動車技術会論文集, Vol.45, (1990), 72-77
- (171)NAKONIECZNY A : *Shot Peening, I.C.S.P 4th* (1990), 399-409
- (172)LI J, LI H, YAO M, WANG R : *Shot Peening, I.C.S.P 4th* (1990), 419-426
- (173)丹下彰, 阿久津忠良, 高村典利 : ばね論文集, No.36, (1991), 47-53
- (174)KURIHARA Y, TAKASAKI S, KOBAYASHI M, MURAKAMI Y : 三菱製鋼技報, Vol.25, No.1/2(1991), 13-24
- (175)LI J K, MEI Y, DUO W, RENZHI W : *Fatigue Fract Eng Mater Sci*, Vol.15, No.12 (1992), 1271-1279
- (176)WANG Q, LIN L, XU K, HU N : *Mech Behav Mater 6 Vol.4*, (1992), 853-857
- (177)三林雅彦, 相原秀雄, 宮田隆司 : 自動車技術会学術講演会前刷集, No.932(1993), 101-104
- (178)三林雅彦, 相原秀雄 : 日本機械学会通常総会講演会講演論文集, Vol.69th, No.Pt A (1992), 527-529
- (179)久松定興, 金沢孝 : ショットピーニング技術協会シンポジウム, (1990), 25-30
- (180)飯田喜介, 当舎勝次 : 精密機械, Vol.51, No.8(1985), 1569-1574
- (181)飯田喜介, 当舎勝次 : 精密工学会誌, Vol.54, No.1(1988), 107-111
- (182)WELSCH W : *Heat Treat*, Vol.23, No.9(1991), 28-30
- (183)X線材料強度学 : 日本材料学会編, 養賢堂 (1973), 225
- (184)並木邦夫, 飯久保知人 : 鉄と鋼, Vol.73, No.13(1987), S1306
- (185)石川信行, 白神哲夫 : 材料とプロセス, Vol.6, No.3(1993), 795
- (186)渡邊吉弘, 長谷川典彦 : 日本機械学会材料力学講演会講演論文集, Vol.1991-B, (1991), 270-272
- (187)MATSUMOTO T, SUZUKI Y, OKADA Y : *Shot Peening, I.C.S.P 4th* (1990), 455-463
- (188)BERNS H, WEBER L : *Impact Surf Treat*, (1986), 31-44
- (189)森謙一郎, 小坂田宏造, 岡田達夫 : 塑性加工連合講演会講演論文集, Vol.42nd, No.1(1991), 383-386
- (190)青木成恒 : X線材料強度に関するシンポジウム, Vol.21th, (1984), 149-154
- (191)松岡直樹, 森謙一郎, 小坂田宏造 : 塑性加工春季講演会講演論文集, Vol.1993, No.1(1993), 213-216
- (192)森謙一郎, 小坂田宏造, 塩見誠規, 岡田達夫 : 日本機械学会論文集 A, Vol.59,

No.566(1993), 2420-2425

- (193) Y.F.Al-Obaid : *Journal of Applied Mechanics*, Vol.57, (1990), 307-310
- (194) ばね論文集 : 小物ばねのショットピーニング委員会共同研究特集, No.27(1982),
73-105
- (195) 松山晋作 : 鉄と鋼, Vol.158, (1972), 395-404
- (196) 松山晋作 : 鉄道技術研究報告, No.1233, (1983), 135-144
- (197) T.Inoue, K.Yamamoto, M.Nagumo, M.Miyamoto : *Hydrogen in Metal*, Proc. JIM-IS2, (1980),
433-439
- (198) H.H.Johnson, J.G.Morlet, A.R.Troiano : *Met. Soc. AIME*, Vol.211, (1958), 528-533
- (199) 松山晋作 : 防錆管理, Vol.31, No.7(1986), 208-213
- (200) 吉江謙三 : ショットピーニング技術, Vol.1, No.1(1989), 7-12
- (201) B Kaisre : *Shot peening*, DGM (1987), 667-674
- (202) 松山晋作 : "遅れ破壊", 日刊工業新聞社, (1989)
- (203) 白石丈典, 山田邦博, 国尾武 : 日本機械学会論文集 A, Vol.54, (1988), 154-158
- (204) 山田凱朗, 吉澤貞良, 芦田真三 : 日本ねじ協会誌, Vol.20, No.2(1989), 54
- (205) N Suzuki, T Miyagawa, S Gotoh, T Takahashi : *Wire Journal International*, 11 (1986),
36-47
- (206) 鈴木信一, 石井伸幸, 宮川敏夫, 原田宏明 : 鉄と鋼, 79(1993), 227-233

関連発表論文

- A-1 渡邊吉弘： "最近の高強度材へのショットピーニングの考え方と適用例および今後の課題", 「ショットピーニング懇話会資料」, ばね技術研究会 (1994), 13-18
- A-2 渡邊吉弘, 長谷川典彦, 並木邦夫, 秦野敦臣： "ハードショットピーニングにおけるピーニング強度測定基準片の検討", 「ばね論文集」 Vol.37,(1992), 53-57
- A-3 Y.WATANABE, N.HASEGAWA, K.NAMIKI, A.HATANO: "*The developoement of new type almen strip for measurement of peening intensity on hard shot peening*", *Mat-Tec* 92(1992), 239-244
- A-4 渡邊吉弘, 長谷川典彦, 松村義和： "ショットピーニングによる残留応力分布のシミュレーション", 「材料」, Vol.41, No.496(1995), 110-115
- A-5 Y.WATANABE, N.HASEGAWA, K.NAMIKI, A.HATANO: "*The influence of broken shots on peening effect of hard shot peening*", 「*Shot Peening*」, *4th International Conference of Shot Peening*(1990), 63-72
- A-6 渡邊吉弘, 長谷川典彦, 井上道夫： "高強度鋼の遅れ破壊に及ぼすショットピーニングの効果", 「材料」 Vol.41, No.465(1992), 933-938
- A-7 Y.WATANABE, N.HASEGAWA: "*Effect of shot peening on delayed fracture of high strength steel*", 「*Shot Peening*」, *5th International Conference of Shot Peening* (1993), 219-224
- A-8 渡邊吉弘, 長谷川典彦, 高橋稔彦, 石川房男： "浸炭鋼の遅れ破壊に及ぼすショットピーニングの効果", シンポジウム「浸炭鋼へのショットピーニング」, ショットピーニング技術協会 (1994), 8-13

謝 辞

本論文は岐阜大学工学部丸井悦男教授，長谷川典彦助教授，後藤學教授，戸梶惠郎教授，小川武史助教授の諸先生の御指導のもと纏められたものである。先生方から賜りました懇切なる御指導と激励に厚く感謝申し上げます。

本研究遂行にあたり御助力戴きました岐阜大学工学部遠藤弘樹助手，宮地礼司技官，ならびに実験遂行に御助力戴きましたジー・テイン，井上道夫，加藤篤志，廣瀬寛，松村義和，稲葉健二，松田徹，早川三智央，後藤常利の諸氏のほか丸井研究室の方々に厚く御礼申し上げます。

本研究推進にあたり，貴重な御助言と討論を戴きました大同特殊鋼株式会社 技術開発研究所 特殊鋼研究所 構造材料研究室 室長 並木邦夫博士（現 星崎工場 技術室 室長），研究員 秦野敦臣氏，ならびに新日本製鐵株式会社 技術開発本部 鉄鋼研究所 鋼材第2研究部 部長 高橋稔彦博士，主任研究員 石川房男氏に厚く御礼申し上げます。

また，本研究は東洋精鋼株式会社の方々の熱心な御協力の支えの上に成されたものであり社員諸氏に心から御礼申し上げます。さらに，本研究の機会を与えられ御便宜を賜りました東洋精鋼株式会社 代表取締役社長 渡邊基嗣氏，宮崎精鋼株式会社 代表取締役社長 宮崎薫氏に深甚なる感謝の意を表します。