弁ばね用高強度 Si-Cr 鋼オイルテンパー線の研究*

高強度線の耐久性に関する調査研究委員会
弁ばね用ワーキンググループ

Studies on High-Strength Oil-Tempered Chromium-Silicon Alloy Steel Wire for Valve Springs

Valve Spring Working Group
Research Committee on Durability of High-Strength Steel Wire

It is afraid that increasing the strength of oil-tempered steel wire for valve springs might result in a loss of workability, fatigue strength and creep resistance. The committee, therefore, investigated the effects of the chemical composition, wire strength, annealing condition, residual stress induced by shot peening, etc., on the mechanical properties of wires and valve springs.

The material used for this study was made of the conventional oil-tempered high tension steel wire (JIS G 3566) by increasing its carbon level to the JIS-prescribed upper limit and adding some vanadium. It was then made into two specimens by tempering to tensile strength levels of 2,000 and 2,100MPa, respectively. For the purpose of comparison, two other specimens were made of conventional oil-tempered wire (JIS G 3566) by tempering to strength levels of 1,900 and 2,000MPa, respectively.

In conclusion, high-tension steel wire of this study has been found to possess equal workability with improved fatigue strength, and better creep resistance, when compared with the standard steel wire (JIS G 3566), thus demonstrating the superiority of high-tension steel wire for valve springs. To further improve fatigue strength and creep resistance, it has been found more important to make changes in chemical compositions, and to make further improvements in shot peening process and in other surface-treating technologies, rather than only increasing the tensile strength of the wire.

Key Words : Oil-tempered wire, Valve spring, Fatigue strength, Creep resistance, Workability, Annealing, Shot peening

1. はじめに

1.1 高強度線の耐久性に関する調査研究事業の背景と目的

ばねの軽量化、小型化、高性能化を図るためには、用いる材料の高強度化^{注)}が必要であるが、最近、ますますその要請が強まっている。¹⁾例えば、ばね技術研究会で行われたオイルテンパー線についての広範囲なアンケート調査の結果でも、

(1) リテーナスプリング用など細径で弁ばね級の品質保証を要するシリコンクロム鋼オイルテンパー線、(2) 懸架ばね用シリコンクロム鋼オイルテンパー線、及び (3) 弁ばね用シリコンクロム鋼オイルテンパー線の高強度化が強く求められていることが確かめられた。²⁾しかしながら、不用意に線の引張強さを高くすると、以下に示すような幾つかの問題が生じて、おのずから高強度化に限界を生じる。すなわち、(1) 加工性の低下。コイルング中の線に割れや折損が生じやすくなり、また、ばねの形状、寸法のばらつきが増加する。

(2) じん性の低下。

(3) 耐久性向上の頭打ち。とくにばねの疲労強度が線の硬さや引張強さの上昇とともに高くなる、あるいは寿命が伸びる、という傾向が小さくなる。

(4) 対環境感受性の増加。水素脆性、応力腐食割れ、局部腐食、腐食疲労などに対する感受性が強まる。

加工性のうち変形能、または加工限界については、従来、さほど大きな問題ではなかったが、強度の水準が限界まで高まると、次第に重大な問題となることが予想される。しかも現在、適切な評価試験法は確立していない。

じん性や疲労特性に対して、鋼中の非金属介在物が著しい影響を及ぼすことは、よく知られており、介在物の低減や形態制御による無害化が多大な努力により進んで来た。また、表面性状の改善も注意深く行なわれている。これらのことが高強度化を達成する要因であろう。ただし、成形後のコイルばね素線に残存する大きな引張応力の緩和、硬さの上昇、より一層の表面平滑度向上などのために、表面への圧縮残留応力付与法の十分な検討が必要と考えられる。

原稿受付 1994年10月6日

* ばね技術研究会 1994年度春季講演会にて発表

脚注) 強度という表現は静的、動的の両方の意味が含まれるが、以下、本報告では静的な意味で引張強さを高めたものに“高強度”という表現を用いる。

このような背景から、平成2年9月に発足した高強度線の耐久性に関する調査研究委員会は、平成3年度から3年間の予定で日本小型自動車振興会から機械工業振興資金の補助を受けて、細物用、懸架用、弁ばね用の各シリコンクロム鋼系高強度オイルテンパー線についてそれぞれのワーキンググループを設け、高強度線の実用化に際しての問題点の抽出とJIS規格の改正に反映させることを目的に共同研究を行った。すなわち、必要に応じて疲労特性、切欠き感受性、残留応力などの評価法、測定法の標準化を図りながら、高強度線及びばねの耐久性を中心とした諸特性を明らかにするとともに、高強度化に際しての問題点の把握と対策の指針を求めた。

本報ではこの中で、弁ばね用ワーキンググループの共同研究結果について報告する。

1.2 弁ばね用高強度 Si-Cr 鋼オイルテンパー線に関する研究の概要³⁾

内燃機関の弁ばねまたはこれに準じる冷間成形コイルばねには、おもに、JIS G 3566 の弁ばね用シリコンクロム鋼オイルテンパー線が用いられている。この規格における引張強さの規定は、線径4mmの場合、1810MPa~1960MPaである。しかし、弁ばねの軽量化をめざして、現在、成分の若干の変更あるいは特殊元素の添加を行って、1ランク強度を高めた線の実用化が始まっているとともに、さらに、線の高強度化が要望されている。

ところが、不用意に引張強さを高めた線を用いると、加工性、じん性、耐久性などの低下、環境脆化感受性の増大など、いくつかの問題が生じかねない。さらに、ばねの性能は使用する線の特性によってのみ決まるものではなく、ばねの製造工程によっても大きく左右される。すでに、ばねの高強度化は線の高強度に頼るのみでは達成できない強度水準に達しており、ショットピーニングを含む全工程の助けを必要とする。

このような背景を踏まえて、今回の弁ばね用ワーキンググループの共同研究においては、供試材としてJIS G 3566のSWOSC-Vで成分の変更(炭素量を規格の上限値とし、Vを添加した。)を行い、引張強さ2100MPaと2000MPaにオイルテンパー処理した高強度鋼線、及び、引張強さ2000MPa、1900MPaにオイルテンパー処理したSWOSC-Vの比較鋼の線を準備した。

なお、この高強度鋼線は現在実用化されている数種の材料の中から入手しやすい材料を選定したものであり、特定鋼種を将来の規格化の対象に推奨するものではない。

ここで、線の状態の試料については、引張り、ねじり、硬さの各試験のほか、脱炭層深さ、旧オーステナイト結晶

粒度、非金属介在物、表面粗さ等の測定や表面きず観察を行った。また、加工性試験としてノッチ曲げ試験、コイルリング試験を、さらに、疲労試験として中村式回転曲げ試験を行った。コイルばねの状態では供試ばねの表層部特性(残留応力分布、硬さ分布、表面粗さ)測定、加工ひずみ除去試験、疲労試験、及び、締付け試験を行った。そして、これらの試験結果に及ぼす線の強度や低温焼なまし温度の依存性、ショットピーニングの効果などを、破面観察及び残留応力の解析を行いながら、検討した。

なお、当ワーキンググループのメンバーは以下の通りである。

委員長	金尾正雄	明治大学
副委員長	井上和政	鈴木金属工業(株)
委員 (リター)	綾田倫彦	日本発条(株)
委員 (サブリター)	小泉義明	鈴木金属工業(株)
委員 (サブリター)	川口康信	(株)神戸製鋼所
委員	○河合立芳	新日本製鉄(株)
委員	海老原達郎	新日本製鉄(株)
委員	中里福和	住友金属工業(株)
委員	玉井 豊	トアスチール(株)
委員	○初岡延泰	サンコール(株)
委員	福岡 亮	サンコール(株)
委員	児玉 勝	神鋼鋼線工業(株)
委員	○高椋晴三	住友電気工業(株)
委員	中田 秀	住友電気工業(株)
委員	○林 慶次	南海泉州製線鋼索(株)
委員	高橋憲一	南海泉州製線鋼索(株)
委員	○篠原竜二	加藤発条(株)
委員	小熊 仁	加藤発条(株)
委員	○入江光一	中央発条(株)
委員	土方直樹	中央発条(株)
委員	伊沢佳伸	(株)東郷製作所
委員	中嶋和夫	村田発条(株)

○は途中で交替した後の委員を示す。

2. 供試材及び供試コイルばね

2.1 供試材

今回の共同試験ではJIS G 3566のSWOSC-V相当材に炭素量を増加しバナジウムを添加した高強度鋼、及び比較鋼としてJIS G 3566のSWOSC-V相当材の2鋼種を用いた。供試材の化学成分を表1に示す。供試材の線径は4mmとし、表2に示すように目標引張強さは高強度鋼は2100MPa、2000MPa、比較鋼は2000MPa、1900MPaの各2水準、計4種類とした。以下、各々をH21、H20、S20、S19材と呼ぶ。

表1 供試材の化学成分 (mass%)

供試材	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V
高強度鋼	0.60	1.46	0.68	0.011	0.005	0.01	0.02	0.67	0.220
比較鋼	0.56	1.46	0.76	0.015	0.007	0.01	0.02	0.75	0.005

表 2 供試材の引張強さ

供 試 材	呼 称	目 標 引 張 強 さ (MPa)	引 張 強 さ 実 測 値 (MPa)
高強度鋼	H21	2100	2060
	H20	2000	2015
比 較 鋼	S20	2000	1972
	S19	1900	1907

表 3 供試ばね諸元

線 径	4.0mm
コイル平均径	22.8mm
総巻き数	6.5
有効巻き数	3.5
自由高さ	46mm
密着高さ	26mm
密着応力	1393MPa
ばね定数	60.5N/mm
ピッチ角	8.2°
巻き方向	右

表 4 試験項目と分担

項 目	会 社
供 試 材	A、D 社
材料試験	C、D、E、F 社
ノッチ曲げ試験	D 社
回転曲げ疲労試験	A、C、H、I 社
ばね成形	B 社
加工ひずみ除去試験	B 社
ばねの疲労試験	G、K、L、M、N 社
ばねの締付け試験	B 社
破面解析	C、D、E、F 社

2.2 供試コイルばね

供試コイルばねの諸元を 表 3 に、また、試験の主な担当会社を 表 4 に示す。さらに、ばねの主な製造工程を 図 1 に示す。今回の共同研究ではコイルリング後の低温焼なまし条件、ショットピーニング条件によって 3 種類、条件の違うものを評価した。以下、それらを 1 次材、2 次材、3 次材と呼ぶ。表 5 にこれらの低温焼なまし条件、ショットピーニング条件及びアークハイト値を示す。ショットピーニング後の低温焼なまし(2 次)は 498K×20min 一定、また、セッチングは応力修正係数を含んで 1300MPa 一定とした。セッチング後の低温焼なましは行っていない。

なお、線はばねと同じ熱処理、ショットピーニング条件とした。ただし、いずれの条件においてもアークハイト値は線の方が大きくなっている。

図 1 供試ばねの製造工程と主な条件

表 5 供試材の低温焼なまし、ショットピーニング条件

供 試 材	低 温 焼 な ま し 条 件	シ ョ ッ ト ピ ー ニ ン グ 条 件	ア ー ク ハ イ ト 値
1 次 材	698K×25min	シングル, φ0.6カットワイヤ 47m/s×20min	線:0.35~0.36mmA ばね:0.28~0.30mmA
2 次 材	598K×25min	シングル, φ0.6カットワイヤ 47m/s×20min	線:0.35~0.38mmA ばね:0.28~0.29mmA
3 次 材	598K×25min	ダブル, φ0.8+φ0.4カットワイヤ φ0.8 :65m/s×20min φ0.4 :47m/s×20min	線:1段目;0.39~0.40mmA 2段目;0.24~0.25mmA ばね:1段目;0.44~0.45mmA 2段目;0.21~0.23mmA トータル;0.45mmA

注) 3 次材ではダブルショットの施工間に498K×20minの低温焼なましも行った。

3. 試験方法

3.1 材料の基本的な試験項目と方法

各供試材について、機械的性質とその低温焼なましによる変化を調査した。

以下に各試験項目とその方法について述べる。

3.1.1 引張試験法

引張試験機を用いて荷重-伸び曲線を求めた後、引張強さ σ_B 、0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ 、0.05%耐力 $\sigma_{0.05}$ 及び縦弾性係数 E を算出した。また、破断後の試験片について伸び δ 、絞り ϕ を測定した。表6にその試験条件を示す。

3.1.2 ねじり試験法

ねじり試験機を用いてトルク-回転角曲線を求め、ねじり強さ τ_B 、0.3%耐力 $\tau_{0.3}$ 、0.03%耐力 $\tau_{0.03}$ 及び横弾性係数 G を算出した。また、ねじり回数の試験は、一定にねじり、破断するまでのねじり回数 Tn を測定した。表7にその試験条件を示す。

3.1.3 硬さ試験法

As OT(オイルテンパーのまま)及び低温焼なまし後の線

表6 引張試験法及び条件

試験機	島津製 490kN インストロン型
引張速度	降伏点まで 29N/mm ² /s(8mm/min) 降伏点以降 25%/min(67.5mm/min)
チャック間距離	約270mm
標点距離	200mm

表7 ねじり試験法及び条件

ねじり試験機	島津製 REP-50型
ねじり速度	1rpm(6.28rad/min)
チャック間距離	400mm(100d)
記録方法	トルク-ねじり角自動記録
トルクレンジ	49N・m

表8 硬さ試験法及び条件

試験機	ビッカース硬さ試験機
荷重	98N
測定箇所	横断面
測定点	9点(表層から深さ0.3mm位置4点, 中間d/4部4点, 中心d/2部1点) (ただし, 結果は平均値で表示)

表9 残留オーステナイト測定条件

装置	理学電機製 RAD-II A		
X線管球	Mo(ポイントフォーカス)		
フィルター	Zr		
管電圧	40kV	管電流	25mA
スキャンスピード	1°/min	チャートスピード	10mm/min
フルスケール	8000 C/s	時定数	1s

について横断面のビッカース硬さ HV を測定した。試験方法を表8に示す。

3.1.4 顕微鏡組織の観察

As OT及び648K, 673K, 698K低温焼なまし材について横断面の中間部(d/4部)の組織観察を実施した。観察は3%硝酸アルコール腐食後、光学顕微鏡にて観察した。

3.1.5 脱炭層深さの測定

As OTについて、JSMA No.10により測定した。

3.1.6 旧オーステナイト結晶粒度の測定

As OT材を823K×10h焼なまし後、JIS G 0551 Ghにより測定した。

3.1.7 残留オーステナイトの測定

As OT及び598K, 698K低温焼なまし材についてX線回折法により残留オーステナイト量を測定した。線の表面側から測定を行い、測定位置は表面から深さ200 μ mまで化学的に溶去しながら50 μ m深さ毎に測定した。なおAs OT材については表面から深さ400 μ mまで及び縦断面中心の測定も行った。

表9に測定条件を示す。

3.1.8 非金属介在物の測定

As OTについて、JSMA No.13により測定、介在物評点を求めた。

3.1.9 表面粗さの測定

As OTについて酸洗脱スケール後、円周方向8か所の表面粗さを測定した。測定には小坂研究所製表面粗さ測定器(SE-4A)を用いた。

3.1.10 表面きずの観察

As OTについて、酸洗後目視及び光学顕微鏡にて観察した。

3.2 加工性試験法

加工性の評価のためノッチ曲げ試験による切欠き感受性の比較と実物弁ばねコイルリングでの割れ、折損の有無の確認を行った。また、コイルリング精度の比較のため自由長とコイル外径のばらつきを測定した。

図2 ノッチ曲げ試験片及び方法

図3 自由長と外径の測定方法

表10 残留応力測定条件

X線管球	Cr
管電流	40kv
管電圧	30mA
照射時間	300s
応力定数	-317.9MPa
応力計算法	$\sin^2 \phi$ 法

図4 残留応力測定方向

図5 表層部硬さ分布測定方法(コード法, 線の場合)⁵⁾

3.2.1 ノッチ曲げ試験法⁴⁾

実物コイルで割れ限界を求める試験を行うとコイルングツールをきず付ける恐れがあり, それに代わる簡便法としてノッチ曲げ試験を取り上げた。試験片はAs OT材を用い, ノッチ半径は2~14mmの範囲を2mmピッチで変化させた。ノッチ加工方法はまず上下面を軸線に平行な方向の研削(▽▽▽仕上げ)により成形し, 次いで軸線に直角

方向の研削(▽▽▽相当仕上げ)によりノッチ加工を行った。ノッチ曲げ試験は図2に示す3点曲げにより, ポンチを押し込んでいった場合の試験片の折損, 未折損の確認を行い, 最大荷重及び折損材については折損までの押し込み量を測定した。

なお, 図2に示す試験片形状は過去の懸架ばねワーキンググループでの実績⁴⁾に基づいてほぼ相対的な寸法としたもので, 曲げ試験時の試験片の安定性と適度に折損するノッチ深さを経験的に選定したものであるが, 理論的根拠に基づいたものではない。また, ポンチR10は弁ばね加工に近い曲げを与える条件として設定したもので, 支点間の距離はほぼJISの3点曲げ試験方法に準拠したものである。

3.2.2 コイルング(加工)性試験法

コイルング(加工)性試験は2本ピンコイルングにより, 割れ, きずなどの有無の確認を行い, また, 形状の精度を確認するために, コイルング直後の切断コイル(低温焼なまし及び座研磨をしていないもの)を各鋼種毎に100本ずつ抽出し, 自由長とコイル外径を測定して平均値と標準偏差を求めた。その測定方法を図3に示すが, ここでいう自由長とはコイル端面を測定治具に突当て, 同一の巻数の位置でのばね高さを測定したものであり, いわゆる端面研削したばねの自由高さとは異なる。

3.3 加工ひずみ除去試験法

加工ひずみ除去試験では, ばね内側のコイルングで生じる引張残留応力に注目し, 低温焼なまし条件の影響を調べた。低温焼なまし温度は573K~723Kの間で100Kおきにとり, 時間は25min一定とした。残留応力測定は理学電機製PSPC微小部X線応力測定装置を用いて, 表10に示す測定条件により, ばね内径側の表面について図4に示す線軸に対して半時計回りに0°方向, 45°方向, 90°方向, 135°方向で測定した。

3.4 疲労試験用試料の表層部物性測定法

前出の図1の製造工程(低温焼なまし, ショットピーニングなど)を経た, 疲労試験及びばねの場合はさらにへたり試験に用いた1~3次材の試料(線及びばね)の表層部の硬さ, 残留応力, 表面粗さを測定した。

3.4.1 硬さ分布測定法

表層部を斜めに拡大するコード法⁵⁾を用いて, 試料の表層部硬さ分布を測定した。ばねの場合はコイル内側の素線表層部を測定した。参考のため, 線の場合について測定方法を図5に示す。

3.4.2 残留応力分布測定法

X線応力測定装置を用いて試料の表層部残留応力を測定した。表面から深さ方向への測定は, 温硝酸を用い化学的に除去しながらその都度測定を行った。測定方向は, 線の場合は線軸方向に, ばねの場合はばね内側を線軸に対し反時計回りに45°方向で測定した。測定条件は前出の表10と同じである。

3.4.3 表面粗さ測定法

試料の表面粗さは小坂研究所製表面粗さ測定機(SE-4A)を用いて線軸方向に測定した。円周方向は曲面のため, 測

図6 中村式回転曲げ疲労試験機の概略図

表11 線の疲労試験及びSEM観察の分担

鋼種	呼称	疲労試験				SEM観察担当
高強度鋼	H21	A社	—	—	I社	E, J社
	H20	A社	—	H社	I社	E, F, J社
比較鋼	S20	A社	C社	H社	—	E, D, F社
	S19	A社	C社	—	—	E, D社

表12 線の疲労試験条件

試験機	種類	中村式回転曲げ疲労試験機
	メーカー	(株) 島津製作所 ただし、C社は内製
	型式	おもに4型
	容量	0.15～0.4kW(担当メーカーにより異なる。)
試験方法	ステアケース法	
試験打ち回数	10 ⁷ 回	
回転数	5000rpm	
試験スパン	両端スパン500mm, 中央部スパン 200mm	
試験本数	30本	
応力設定方法	たわみ基準で行い、試験機の荷重受け台の高さを調整してたわみを設定。応力は、大たわみ式による計算値をS _n に換算した。	
応力階差	10MPa相当のたわみ	

表13 ばねの疲労試験及びSEM観察の分担 ($\tau_m = 600\text{MPa}$)

鋼種	強度レベル	処理	疲労試験担当	SEM観察担当
高強度鋼	2100MPa	1次材	G, M, N社	C, F社
		2次材		
		3次材		
	2000MPa	1次材	G, K, M, N社	C, E, F社
		2次材		
		3次材		
比較鋼	2000MPa	1次材	G, K, L, M社	D, E, F社
		2次材		
		3次材		
	1900MPa	1次材	G, L, M社	D, F社
		2次材		
		3次材		

注) K, L, M社は星型疲労試験機で、G社は油圧サーボ型疲労試験機で試験した。

表14 ばねの疲労試験条件

試験機	種類	星型疲労試験機	油圧サーボ型疲労試験機
	メーカー	(株) 東海試験機製作所	カヤバ工業(株)
	型式	TSC-16B又は32B	Model 6102, Type821
	容量	5.5(16連式)～11kW(32連式)	荷重4.9kN(油圧源15kW)
セッティング	常温× $\tau = 1300\text{MPa} \times 1$ 回		
平均応力	$\tau_m = 550, 600, 700\text{MPa}$		
応力振幅	各処理とも $\tau_a = \pm 550, 500, 450\text{MPa}$ 前後の3水準		
試験本数	K, L, M社は各応力水準n=8 G, M社は各応力水準n=4		
試験打ち回数	5×10 ⁷ 回		
試験速度	25Hz		
ばねの測定項目	荷重試験: 自由高さ, 取付け荷重, 作動荷重, ばね定数		
	未折損品: 試験後の自由高さ, 取付け荷重, 作動荷重を測定し, 残留せん断ひずみを求める。		
	折損品: 繰返し数, 折損位置, 起点位置確認後SEM観察		

定が極めて困難なために測定していない。ばねについては最大応力が作用し疲労起点となることが予想される, ばね内側を測定した。

3.5 線の回転曲げ疲労試験

線の回転曲げ疲労試験は, 中村式回転曲げ疲労試験機を用いて行った。負荷機構の概略を図6に示す。ただし, 試験に先立ち, その能力から見て数社で担当する必要があること, 大幅なばらつきが予想されることなどを配慮して, 参加各社の試験条件の違いを把握するため, 別の試験材を準備して事前に比較試験を実施した。これらの結果(図37)や試験の負担などを考慮して, 試験は表11に示すように4社で担当した。なお, ばらつきを考慮してプッシュは1社のみで製作したものを使用し, 機差の生ずることを配慮して1社のみは全サンプルについて試験を行った。

試験条件は, 表12に示すようにステアケース法⁶⁾で定めたわみ基準⁷⁾とした(その他の試験条件については4.5.3項参照)。

3.6 ばねの疲労試験法

ばねの疲労試験は, 平均応力 $\tau_m = 600\text{MPa}$ で星型疲労試験機及び油圧サーボ型疲労試験機を用いて, 表13に示すように5社で担当し, 表14に示す条件で5×10⁷回の試験を行った。星型疲労試験機は一度に多数の試料の試験が行える利点があるが, カム駆動のためばねがへたりを生じた場合, 荷重低下を生じる欠点がある。油圧サーボ型疲労試験機では試料数は限定されるが, へたりに応じた追尾が行われるので平均荷重や荷重振幅に変化が生じない利点がある。今回, 油圧サーボ型疲労試験機により本供試コイルばねの時間強度のめどをつける目的で, 星型疲労試験機に先行して振幅一定の試験を行った。星型疲労試験では各社保有のカムを用いたため, 振幅が限定される欠点があるが, 両試験機とも入力正弦波とし, 振幅一定で試験したため本質的な差はない。また, 本供試コイルばねの1次固有振動数は781Hzであり, 両試験機ともに試験速度が25Hzと小さいためサージングのおそれはなかった。なお, 疲労試験に先立ち荷重試験を行い, 所定のばね高さ(取付け荷重, 作動荷重に相当するばね高さ41mm, 31mm)での荷重を求め, 疲

表15 ばねの追加疲労試験機の分担 ($\tau_m = 550, 700\text{MPa}$)

鋼種	強度レベル	処理	疲労試験担当及びSEM観察担当	
			$\tau_m = 550\text{MPa}$	$\tau_m = 700\text{MPa}$
高強度鋼	2100MPa	1次材	L社	N社
	2000MPa	1次材	L社	N社
比較鋼	2000MPa	1次材	L社	N社
	1900MPa	1次材	L社	N社

注) 追加試験は星型疲労試験機で行った。

表16 締付け試験条件

締付け応力	設定目標で500, 700, 800, 900MPaの4水準
締付け温度	常温(293K), 373K, 473Kの3水準
締付け時間	3, 10, 30, 100, 300, 1000hの6水準
試験本数	各2個

劣試験後、未折損品については再度荷重試験を行い、試験前後の荷重の変化量より残留せん断ひずみを求めた。折損品については折損までの繰返し数、折損位置、起点位置などを確認のうえ、走査電子顕微鏡 (SEM) 観察を 表 13 に示す 4 社で行った。また、同様に平均応力 $\tau_m = 550$, 700MPa の疲労試験を追加した。担当は、表 15 に示すが、試験は星型疲労試験機を用いた。

3.7 ばねの締付け試験法

耐へたり性を評価するために、表 16 に示す条件でばねの締付け試験を行った。試験には 図 7 に示すようにステンレス製の治具を用いた。試験方法は耐熱ばね材料委員会の共同研究報告⁸⁾を参考に間欠法を採用した。すなわち、コイルばねを試験治具に取付け、所定のばね高さまで締付けた状態で、所定の試験温度、時間に保持し、その後室温まで冷却してばねの締付けを解除した。この時、弾性余効による回復現象があり、締付け解除直後の荷重測定は不可能なため一昼夜放置後ばね試験機により所定の高さにおける荷重を測定し、荷重損失を算出した。以下、再びこのばねを試験治具にセットし、所定の時間経過後に取出し、前と同様に荷重損失を求めることを繰返した。へたりは、次式に示す残留せん断ひずみによって評価した。したがって、締付け応力は応力修正係数を含んでいない。

$$\tau = 8DP / \pi d^3$$

$$\Delta\gamma = (\Delta\tau / G) = 8D\Delta P / (\pi d^3 G)$$

τ ……………締付け (ねじり) 応力 (MPa)

$\Delta\gamma$ ……………残留せん断ひずみ

$\Delta\tau$ ……………ねじり応力損失 (MPa)

G ……………横弾性係数 (MPa)

d ……………線径 (mm)

D ……………コイル平均直径 (mm)

ΔP ……………各締付け高さでの荷重損失 (N)

図7 締付け試験治具

4. 試験結果及び考察

4.1 材料試験結果

4.1.1 引張試験結果

引張特性の低温焼なましによる変化を 図 8 に示す。引張り強さ σ_B は、いずれの供試材 (H21, H20, S20 及び S19) も 673K までは概ねそれぞれの As OT とほぼ同等か若干高めの数値で安定しているが、それをこえると σ_B が低下した。低下の度合いは、それぞれ同一鋼種の中でもオイテンパー処理時の焼もどし温度の低い H21, S20 の方が若干大きい傾向が見られた。

耐力は $\sigma_{0.2}$, $\sigma_{0.05}$ とともに σ_B とほぼ同様の傾向が見られるが、それらの値が As OT より低下する低温焼なまし温度は 698K と少し高温側になっている。応力比 $\sigma_{0.02} / \sigma_B$ の値は、低温焼なましにより As OT よりやや高くなる傾向にあった。その値は高強度鋼 (H21, H20) の方が比較鋼 (S20, S19) より若干高い傾向にある。これは後述のように V 添加の高強度鋼の方が旧オーステナイト結晶粒度が細かったことに起因すると考えられる。縦弾性係数 E は低温焼なまし材で 190GPa 程度で、通常言われている 205.8GPa より低い値であった。伸び δ は $\sigma_{0.2} / \sigma_B$ の高い高強度鋼の方が若干低い傾向が見られ、また、低温焼なましにより As OT より低下するが、 σ_B の低下に伴い回復する傾向にある。絞り ϕ は供試材間においても、また低温焼なましによっても大きな差や変化は認められなかった。

4.1.2 ねじり試験結果

ねじり特性の低温焼なましによる変化を 図 9 に示す。ねじり特性の低温焼なましによる変化は、概ね引張特性と同様であった。

応力比 $\tau_{0.3} / \tau_B$ は、引張特性と同様高強度鋼の方が高かった。横弾性係数 G は若干のばらつきはあるが、72.5GPa ~ 77.5GPa の範囲であった。破断ねじり回数 Tn は S19 が比較的高かったが、他はほぼ同等であった。

Tn は低温焼なましにより As OT より低下するが、 τ_B の低下に伴い回復する傾向にある。

応力比 τ_B / σ_B は若干ばらつきはあるが、概ね 0.57 程度であった。

4.1.3 硬さ試験結果

硬さ特性の低温焼なましによる変化を 図 10 に示す。ピッカース硬さ HV は引張試験、ねじり試験における σ_B , τ_B と大略同様の挙動を示している。若干のばらつきはあるが、 $\sigma_B / HV = 3.2 \sim 3.3$, $\tau_B / HV = 1.8 \sim 1.9$ 程度であった。

4.1.4 組織

光学顕微鏡組織写真を 図 11, 12 に示す。いずれの供試材ともに微細な焼もどしマルテンサイトであった。また、図 11, 12 を比較すると旧オーステナイト結晶粒度の細かい高強度鋼の方が組織がより微細であった。

4.1.5 脱炭層深さ

いずれの供試材も表面の脱炭組織は観察されなかった。

4.1.6 旧オーステナイト結晶粒度

光学顕微鏡による旧オーステナイト結晶粒写真を 図 13

鋼種	強度レベル (MPa)	呼称	記号
高強度鋼	2100	H21	●
	2000	H20	△
比較鋼	2000	S20	●
	1900	S19	○

図8 引張特性の低温焼なましによる変化

鋼種	強度レベル (MPa)	呼称	記号
高強度鋼	2100	H21	---▲---
	2000	H20	--△--
比較鋼	2000	S20	---●---
	1900	S19	---○---

図9 ねじり特性の低温焼なましによる変化

鋼種	強度レベル (MPa)	呼称	記号
高強度鋼	2100	H21	●
	2000	H20	△
比較鋼	2000	S20	●
	1900	S19	○

図 10 硬さ特性の低温焼なましによる変化

図 11 高強度鋼の光学顕微鏡組織写真 (横断面, 中間部 (d/4))

50 μ m

図 12 比較鋼の光学顕微鏡組織写真 (横断面, 中間部 (d/4))

 50 μ m

図 13 旧オーステナイト結晶粒度写真 (横断面, 中間部 (d/4))

40 μ m

図 14 供試材の残留オーステナイト測定結果

に示す。いずれの供試材ともに整細粒であった。JIS G 0551 Ghで12.6 (H21), 12.5 (H20), 8.7 (S20), 8.6 (S19)であり、V添加の高強度鋼の方が粒度番号で4番程度細粒であった。

4.1.7 残留オーステナイト

残留オーステナイトの測定結果を図14に示す。As OT

材の残留オーステナイトについては、最表面部は少ないが、それより内部では2～5%程度の残留オーステナイト量であった。しかし、598Kあるいは698K低温焼なましにより表層から200 μ m深さまでの残留オーステナイト量は全て1%以下に減少していた。

表17 非金属介在物 (JSMA No.13) 及び表面粗さ測定結果

鋼 種	強度レベル (MPa)	呼称	介在物 評点	介在物個数 (個)		表面粗さ (μ m)		
				5～10 μ m	10 μ m 超え	Ra	Rmax	Rz
高強度鋼	2100	H21	1	1	0	0.6	5.3	3.6
	2000	H20	0	0	0	0.9	6.3	4.6
比較鋼	2000	S20	2	2	0	1.6	8.7	6.1
	1900	S19	1	1	0	1.0	7.1	4.2

図15 折損／未折損ノッチ半径と硬さの関係
(図中の線は折損率50%ノッチ半径を示す。)

図16 最大荷重と硬さの関係

4.1.8 非金属介在物

JSMA No.13により測定した介在物評点を表17に示す。いずれの供試材も10 μ mを越える介在物は見られなかった。

4.1.9 表面粗さ⁹⁾

表面粗さの測定結果を表17に示す。やや比較鋼の方が粗い傾向があるがその差は小さい。

4.1.10 表面きず

一部の供試材に線状きずが見られたが、深さ10 μ mにも満たない軽微なものであった。

注) 図16, 17に用いた記号

⊠	高強度鋼ノッチ半径14mm
▽	高強度鋼ノッチ半径12mm
◇	高強度鋼ノッチ半径8mm
△	比較鋼ノッチ半径8mm
○	比較鋼ノッチ半径4mm
□	比較鋼ノッチ半径2mm

図17 折損までの押込み量と硬さの関係

高強度鋼，ノッチ半径 8 mm

比較鋼，ノッチ半径 2 mm

図 18 折損サンプルのノッチ部の走査型電子顕微鏡による観察例

高強度鋼，ノッチ半径 8 mm

比較鋼，ノッチ半径 2 mm

図 19 折損サンプルの破面の走査型電子顕微鏡による観察例

4.2 加工性試験結果

4.2.1 ノッチ曲げ試験結果

図15に、折損／未折損ノッチ半径と硬さの関係を示す。図中の線は折損率50%ノッチ半径を示すが、これは各ポイントでの折損率から推定したもので、有効範囲はほぼ図中に示した領域である。強度が高くなると折損限界ノッチ半径が大きくなる傾向にあるが、高強度鋼と比較鋼では折損限界に明瞭な差が見られ、折損率50%ノッチ半径は高強度鋼の方が大きい傾向、すなわち切欠き感受性が高いことが判った。

図16に最大荷重と硬さの関係を示す。未折損材では硬さが高くなるに伴い最大荷重が高くなる傾向にある。折損材ではノッチ半径が大きくなるほど最大荷重は大きくなる傾向があり、硬さの高い高強度鋼の方が比較鋼に比べてノッチ半径が大きいにもかかわらず小さな荷重で折損している。

表 18 自由長とコイル外径の平均値とばらつき (mm)

供試材	呼称	自由長		コイル外径	
		$\bar{X}$	σ_{n-1}	$\bar{X}$	σ_{n-1}
高強度鋼	H21	51.246	0.174	26.961	0.028
高強度鋼	H20	51.399	0.143	27.051	0.060
比較鋼	S20	51.255	0.133	26.998	0.038
比較鋼	S19	51.134	0.218	26.983	0.102

n=100

図17に折損に至るまでの押込み量と硬さの関係を示す。最大荷重と同じく、高強度鋼の方が比較鋼に比べてノッチ半径が大きいにもかかわらず小さな押込み量で折損している。

図18に折損サンプルのノッチ部、図19に破面の走査型電子顕微鏡による観察例を示す。高強度鋼と比較鋼共に折損サンプルはノッチ研削条痕を起点として折損しており、折損部以外にも研削条痕に沿ったクラックが認められる。また、高強度鋼、比較鋼ともに破面は延性破面である。

4.2.2 コイリング性

高強度鋼と比較鋼共に、コイリング時に割れ、きずなどの発生は認められずコイリング性は良好であった。また、測定された自由長とコイル外径の平均値と標準偏差は表18に示すとおりで鋼種及び強度による差は見られず、加工精度の面でも問題はないことがわかる。

4.3 加工ひずみ除去試験結果

図20に高強度鋼と比較鋼の低温焼なまし温度とばね内径側の残留応力との関係を示す。コイリング直後は1000MPa程度の大きな引張残留応力が作用しており、軸線方向が最も大きな値を示している。なお、鋼種、強度による差はほとんどないようである。低温焼なまし温度の上昇に伴って引張残留応力は急激に低下するが、軸線方向でみた場合、598Kの低温焼なまし後でも600MPa程度、698Kの低温焼なまし後も170MPa程度の引張残留応力となっている。

図 20 ばね内径側の残留応力と低温焼なまし温度の関係

	1次材	2次材	3次材
低温焼なまし 温度(K)	698	598	
ショットピーニング	Single		Double

鋼種	強度レベル (MPa)	呼称	記号
高強度鋼	2100	H21	●
	2000	H20	△
比較鋼	2000	S20	●
	1900	S19	○

図21 線表層部の硬さ分布
(コード法による)

図22 ばね表層部の硬さ分布
(ばね内側, コード法による)

図23 供試材の低温焼なまし特性 (図8から抜粋)

4.4 疲労試験用試料表層部の物性

4.4.1 硬さ分布

低温焼なまし及びショットピーニングを施した線及びばねの表層部の硬さ分布をそれぞれ図21、図22に示す。線とばねで硬さの絶対値に若干差のあるデータも見られるが、傾向的にはいずれの供試材も線とばねの硬さ分布により対応が認められた。ショットピーニングの影響により表面から0.2mm深さの位置まで硬さの上昇があり、0.1mm深さの位置で硬さのピーク値が認められた。

低温焼なまし温度が高い(698K)1次材の場合、供試材間の硬さの差は余り大きくないが、低温焼なまし温度が598Kの2、3次材の場合、供試材間の硬さの差は大きく、H21>H20=S20>S19の順になっていた。各供試材(線・ばね)の表面から0.2mm深さの位置より内部の硬さ値は、図23で示した供試OT線の各低温焼なまし温度のHVあるいは σ_B と対応している。

4.4.2 残留応力分布

線及びばねの表層部残留応力分布をそれぞれ図24、図25に示す。残留応力の測定の際のばらつきを考慮すれば、線の残留応力は、表面及び内部において各供試材間及び1～3次材間に大きな差はなく、鋼種、As OT強度、低温焼なまし温度及びショットピーニングの影響は顕著には認められなかった。

ばね内側の残留応力も、線の場合と同様に供試材間で余り大きな差は認められなかった。ただし、2次材及び3次材のばねの場合は残留応力値が圧縮から引張に変化するク

ロッシング・ポイント深さが素線硬さに反比例して若干浅くなる傾向が認められた。

4.4.3 表面粗さ

線及びばねの表面粗さ測定結果をそれぞれ図26、図27に示す。

線の場合は1～2次材ではH21の粗さが若干小さいが、ダブル・ショットピーニングの3次材では供試材間に差が認められなかった。ばねの場合は特に顕著な傾向は認められず、いずれのばねも R_{max} で6～10 μ m、 R_z で5 μ m前後であった。

4.5 線の回転曲げ疲労試験結果

ステアケース法による線の回転曲げ疲労試験結果を付図1～6に、また介在物による折損率を付表1に示す。これらのデータを用いて、鋼種、引張強さ及び処理条件と疲労寿命の関係、引張強さや処理条件と介在物折損の関係等について比較検討した。

4.5.1 鋼種、引張強さ及び処理条件と疲労寿命の関係

低温焼なまし後の引張強さと10⁷回における時間強度の平均値 $\hat{S}_n$ の関係を、試験担当会社別に表19及び図28に示した。これらから、各社間に差があり最も差の大きいものでは1次材で比較鋼S20の場合で65MPaの差が生じていることがわかる。さらに、各社の傾向をみると、いずれも引張強さに比例して $\hat{S}_n$ が高くなっているが、3次材の高強度鋼を担当した1社であまり差のない結果となっている。また、表11で示したように、同一供試材を2社あるいは3社で担当しており、平均値でみるのは問題があるが、全体の傾

	1次材	2次材	3次材
低温焼なまし 温度(K)	698	598	
ショットピーニング	Single		Double

鋼種	強度レベル (MPa)	呼称	記号
高強度鋼	2100	H21	▲.....
	2000	H20	---△---
比較鋼	2000	S20	---●---
	1900	S19	—○—

図 24 線表層部の残留応力分布

図 25 ばね表層部の残留応力分布
(ばね内側)

図 26 線の表面粗さ

図 27 ばねの表面粗さ
(ばねの内側)

表 19 線の回転曲げ疲労試験結果

処 理	鋼 種	強度レベル (MPa)	呼 称	低温脆性まし費の引張 強さ (MPa)	10 ⁷ 回における耐久限, $\hat{S}_n$ (MPa)					
					A社	I社	H社	C社	各社間の差	$\bar{x}$
1次材 (698K シングル ショット)	高強度鋼	2100	H21	1989	937	966	—	—	29	952
		2000	H20	1981	914	957	898	—	59	923
	比 較 鋼	2000	S20	1961	947	—	926	991	65	955
		1900	S19	1862	925	—	—	949	24	937
2次材 (598K シングル ショット)	高強度鋼	2100	H21	2154	964	988	—	—	24	976
		2000	H20	2039	950	974	956	—	24	960
	比 較 鋼	2000	S20	2020	961	—	972	991	30	975
		1900	S19	1909	932	—	—	982	50	957
3次材 (598K ダブル ショット)	高強度鋼	2100	H21	2154	1004	1006	—	—	2	1005
		2000	H20	2039	1006	989	955	—	51	983
	比 較 鋼	2000	S20	2020	1013	—	1007	1015	8	1012
		1900	S19	1909	984	—	—	1011	27	998

図 28 低温焼なまし後の引張強さと $\hat{S}_n$ の関係 (試験担当メーカー別)

図 29 低温焼なまし後の引張強さと $\hat{S}_n$ の関係 (各社の平均)

向としてみると 図 29 のようになる。これから高強度鋼の 1 次材は引張強さに対する $\hat{S}_n$ の上昇率が著しく、2 次材及び 3 次材と勾配が異なるが、いずれも引張強さの増大とともに $\hat{S}_n$ 値も増大しており、1 次材より 2 次材、2 次材より 3 次材と順次 $\hat{S}_n$ が高くなっていることがわかる。また、各処理材とも高強度鋼のほうが比較鋼に比べ引張強さが高いにもかかわらず、 $\hat{S}_n$ のレベルが低くなって高強度化の効果が出ていないことがわかる。

さらに、供試材の処理条件と $\hat{S}_n$ の関係を各社別に 図 30 に示した。各社とも若干の例外はあるが、1 次材、2 次材、3 次材の順に $\hat{S}_n$ は上昇している。また、図 31 に平均値でみた処理条件と $\hat{S}_n$ の関係を示す。いずれの供試材も、同一ショットピーニングで低温焼なまし温度のみ異なる 1 次材と 2 次材の差は、引張強さが影響して 2 次材の $\hat{S}_n$ が高くなっている。また、同一低温焼なまし温度でショットピーニング条件のみ異なる 2 次材と 3 次材の差は、ダブルピーニング処理が影響して 3 次材の $\hat{S}_n$ が高くなっている。これら

図 30 $\hat{S}_n$ に及ぼす処理条件の影響 (試験担当メーカー別)

から、オイルテンパー後の後処理条件が疲労寿命に大きく影響することがわかる。

4.5.2 折損破面の状況

折損した破面から、起点の介在物の有無を調査した。このうち折損状況、破面の外観及び起点の種類等の代表的な例を図32に、また、図33に先の図32のうち起点となった介在物の形状及び大きさを拡大して示した。

特に、介在物の影響が強度レベルに依存していることから、介在物による折損率と低温焼なまし後の引張強さの関係を図34に示した。これから、いずれの供試材も引張強さとともに介在物による折損率が増加していることがわかる。また、同じ強度レベル (S20とH20) でみると、1次材及び3

次材については差がないが、2次材は高強度鋼の方が介在物による折損率が低い。

次に処理条件との関係を見ると、図35になる。これから、高強度鋼、比較鋼ともオイルテンパー時で強度レベルをあげたものほど折損率が高くなることがわかる。また、処理条件では1次材、2次材、3次材の順に折損率が高くなる傾向にあるが、3次材では、2次材に比べ高くなるものと低くなるものがある。

4.5.3 中村式回転曲げ疲労試験の各社間の機差について<参考>

線の回転曲げ疲労試験の場合、従来共同研究の例もなく、試験方法も統一されていない現状から、本委員会では試験

に先立ち機差の現状を把握するため、参加各社のうち本試験機を設置している12社で同一試料を用いて先の表12に示した条件で試験を行い、結果を比較した。また、試験本数は20本とし、プッシュは試験本数が多いことから各社で準備した。

(1) 供試材の化学成分及び機械的性質

図31 $\bar{S}_n$ に及ぼす処理条件の影響 (各社の平均)

表20に、機械的性質を表21に示す。また、供試材の低温焼なまし、ショットピーニングなどは図36によった。

(2) 試験結果

図37に 10^7 回における耐久限の平均値 $\bar{S}_n$ と標準偏差 σ を担当会社別に示す。これから、 $\bar{S}_n$ 、 σ とも大きな差が生じ、耐久限の平均値 $\bar{S}_n$ では73MPaの差が、標準偏差 σ では最大と最小の比が7.8倍もあった。

4.6 ばねの疲労試験結果

ばねの疲労試験結果を末尾の付図7～14に示す。これらの結果に基づいて、BANEXを用いて累積ハザード法¹⁰⁾による統計処理を行い、鋼種、引張強さ、処理条件等と疲労寿命との関係について比較検討を行った。累積ハザード法による統計処理結果を表22、表23、図38及び図39に示す。未折損品の残留せん断ひずみは、図40及び図41に示す。

4.6.1 鋼種、引張強さと疲労寿命の関係

処理条件の違いを問わず、『S19=S20<H20=H21』の順で疲労寿命が増大している。図42は、ばねと同じ条件の低温焼なましした材料の引張強さと疲労寿命の関係を示したものである。すなわち、鋼種では高強度鋼が比較鋼に比べ優れているが、同一鋼種内では引張強さの疲労寿命への影響はほとんどない。

4.6.2 処理条件と疲労寿命の関係

鋼種、引張強さを問わず、『2次材<3次材<1次材』の順で疲労寿命が長くなっている。引張強さの大きい2次及

起点の種類	内部起点		介在物起点	
鋼種及び強度レベル	比較鋼	2000MPa	高強度鋼	2100MPa
応力及び折損回数	940MPa	550×10^4	940MPa	77×10^4
外観				
破面 (外観)				
破面 ()は表面からの深さmm				

図32 代表的な破面例

図 33 介在物の形状と大きさ

図 34 引張強さと介在物起点による折損率の関係

図 35 折損率（介在物による）に及ぼす処理条件の影響（各社の平均）

び3次材が1次材に対して疲労寿命が劣る理由は不明であるが、クロッシングポイント（残留応力が圧縮から引張に変わる深さ）が浅いことによる影響が考えられる。3次材が2次材に対して優れているのは、ダブルショットピーニングの効果で若干、圧縮残留応力が増加したためではないかと思われる。

4.6.3 疲労試験機の形式と疲労寿命の関係

駆動形式がカム駆動と油圧サーボの異なる2種類の試験機で疲労試験を行なったが、どちらの試験機でも『鋼種及び引張強さと疲労寿命の関係』は同じであった。両試験機による寿命の差については、サンプル数が異なるので一律には比較できないが、入力波形が同じ正弦波であり振幅一定の試験のため、差はないと思われる。

4.6.4 平均応力と疲労寿命の関係

図39の平均応力と疲労寿命の関係において、比較鋼で平

表 20 機差検討用供試材の化学成分 (mass%)

C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr
0.57	1.47	0.72	0.012	0.004	0.01	0.70

表 21 機差検討用供試材の機械的性質

引 張 特 性		ね じ り 特 性	
σ_B (MPa)	1938	τ_B (MPa)	1172
$\sigma_{0.2}$ (MPa)	1705	$\tau_{0.3}$ (MPa)	1019
$\sigma_{0.05}$ (MPa)	1556	$\tau_{0.03}$ (MPa)	875
$\sigma_{0.2} / \sigma_B$	0.88	$\tau_{0.3} / \tau_B$	0.87
E (MPa)	194,750	G (MPa)	74,830
δ (%)	6.7	Tn(100d, 回)	17
ϕ (%)	52.1	τ_B / σ_B	0.60

図 36 機差検討用供試材の低温焼なまし、
ショットピーニング条件

図 37 各社の中村式回転曲げ疲労試験の耐久限 (平均値)
とばらつき

表 22 累積ハザード法による統計処理結果 ($\tau_m=600\text{MPa}$ 50%破壊確率のばねの疲労寿命)

鋼 種	強度レベル(MPa) (呼称)	処 理	星型疲労試験機 ($\times 10^6\text{H}$)		油圧サーボ型疲労 試験機 ($\times 10^6\text{H}$)	
			$\tau a=\pm 525\text{MPa}$	$\tau a=\pm 500\text{MPa}$	$\tau a=\pm 525\text{MPa}$	$\tau a=\pm 500\text{MPa}$
高強度鋼	2100 (H21)	1次材	7.27	—	3.60	7.19
		2次材	1.94	4.66	2.41	5.08
		3次材	3.22	6.37	2.48	6.41
	2000 (H20)	1次材	5.37	14.70	3.20	6.58
		2次材	2.02	4.88	2.75	6.25
		3次材	3.04	6.46	4.87	7.76
比 較 鋼	2000 (S20)	1次材	1.81	3.89	2.19	4.48
		2次材	1.02	1.79	1.36	2.04
		3次材	1.53	2.44	2.61	3.46
	1900 (S19)	1次材	2.04	4.05	2.69	7.65
		2次材	0.97	1.51	1.34	2.74
		3次材	1.30	2.56	1.89	3.20

表 23 累積ハザード法による統計処理結果 ($\tau_m=550, 700\text{MPa}$ 50%破壊確率のばねの疲労寿命)

鋼 種	強度レベル(MPa) (呼称)	処 理	$\tau_m=550\text{MPa}(\times 10^6\text{H})$		$\tau_m=700\text{MPa}(\times 10^6\text{H})$	
			$\tau a=\pm 525\text{MPa}$	$\tau a=\pm 500\text{MPa}$	$\tau a=\pm 525\text{MPa}$	$\tau a=\pm 500\text{MPa}$
高強度鋼	2100(H21)	1次材	10.12	—	2.24	5.01
	2000(H20)	1次材	6.95	15.27	1.73	4.05
比 較 鋼	2000(S20)	1次材	4.36	9.01	1.85	3.81
	1900(S19)	1次材	4.59	8.91	1.69	3.45

図 38 $\tau = 600 \pm 525, 700 \text{ MPa}$ 累積ハザード法
50%破壊確率のばねの疲労寿命 (星型疲労試験機)

図 39 ばねの平均応力と疲労寿命の関係
(1次材, 星型疲労試験機)

均応力を上げても疲労寿命の低下が小さいのは、ばねのへたりが増加して、実働の平均応力が上がっていないことも影響していると思われる。図 41 のばね疲労試験での未折損品の大きな残留せん断ひずみがそれを示している。これを除けば、当然のことながら、平均応力を下げれば疲労寿命が向上し、平均応力を上げれば疲労寿命は低下するものと思われる。

4.6.5 平均応力と応力振幅の関係

図 43 に、累積ハザード法 50% 破壊確率による 10^7 回のばね 耐久限度線図を、また 表 24 に数値データを示す。図中の直線の傾きは $\tau_a / \tau_m = 1/5$ であり、高強度鋼、比較鋼ともにほぼこの線上にあり、高強度鋼の方が長寿命である。

4.6.6 表層部物性値と疲労寿命の関係

個々の表層部物性値(硬さ、表面粗さ、残留応力等)と疲労寿命の関係について調べたが、その関係の明快な説明は現時点では困難であった。これは、表層部物性値が測定精度上ばらつきが大きいこと、詳細な金属組織学的観点からの検討が不十分であったことによるもので、分析精度の向上と詳細な金属組織学的検討が今後の課題として残された。

4.6.7 破面観察結果

図 40 未折損ばねの残留せん断ひずみ ($\tau_m = 600 \text{ MPa}$)

図 41 未折損ばねの残留せん断ひずみ追加試験
($\tau_m = 550, 700 \text{ MPa}$) 結果

図 42 引張強さと疲労寿命の関係

図 44~46 に代表的な破面を示す。図 44 は、コイル内側の表面を起点としたもので過半数がこの種類であった。

図 47 にこの疲労亀裂の進展方向を模式的に示すが、疲労亀裂は最大せん断応力方向の初期亀裂から主応力方向へ進展し、最終的には再び最大せん断応力方向へ進展している。供試ばね諸元に基づいて、巻数に対するばね内外の応力分布を

はり要素による有限要素法で解析した例を図48に示す。ばね内側のせん断応力が最も大きな値を示しており、実測のばね折損位置、亀裂の進展方向（最大せん断応力方向）と良く一致していた。

その他、図45は、コイル内側の内部の非金属介在物を起点としたものであり、試験した912個中5個（M21が3個、M20、S19が各1個）見つかった。図46はコイル内側の内部ファセットを起点としたもので、比較的応力振幅の小さな場合に見られた。一部のフレッチング摩耗を起点とする折損品を除くと、『鋼種、強度レベル、処理』が異なっても生じた破面の種類に違いはなかった。

4.7 ばねの締付け試験結果とへたり要因の定量評価

今回の実験で得られたコイルばね素線の残留せん断ひずみと締付け時間の関係を末尾の付図15～23に示す。これらのデータを用いて、引張強さ、低温焼なまし温度、シヨ

図43 1次材の累積ハザード法50%破壊確率による 10^7 回のばね耐久限度線図

表24 累積ハザード法50%破壊確率の場合の 10^7 回の応力振幅 τ_a (MPa)

鋼 種	強度レベル(MPa)	処 理	$\tau_m=550$ MPa	$\tau_m=600$ MPa	$\tau_m=700$ MPa
高強度鋼	2100(H21)	1次材	528	515	478
	2000(H20)	1次材	517	509	475
比 較 鋼	2000(S20)	1次材	504	469	467
	1900(S19)	1次材	498	478	465

図44 破面例Ⅰ (H21 1次材 600 ± 516 MPa, 19.81×10^6 回折損品)

図45 破面例Ⅱ (H20 1次材 600 ± 508 MPa, 34.69×10^6 回折損品)

図 46 破面例Ⅲ (S20 3次材 600±466MPa, 11.80×10^6 回折損品)

図 47 破面例Ⅰの亀裂の進展方向

図 48 供試ばねの応力分布の有限要素法解析結果

10 多変量線形回帰

回帰結果の確認

$$\log \Delta \gamma = a_1 \cdot \sigma_B + a_2 \cdot \tau + a_3 \cdot \log t + a_4 \cdot \theta + a_5$$

残留せん断ひずみ: % ◆実測値◆

図 49 比較鋼, 1次材のBANEXによる多変量線形回帰結果
(室温~473Kのデータをひとまとめにしたもの)

ファイル名 H21ALL.SCD

総データ数 288

有効データ 255

$0.001 \leq \Delta \gamma \leq 0.175 \%$

$1862 \leq \sigma_B \leq 1982$ MPa

$438 \leq \tau \leq 866$ MPa

$3 \leq t \leq 1000$ 時

$20 \leq \theta \leq 200$ °C

a1	-1.34776000E-04
a2	2.01269000E-03
a3	1.20025000E-01
a4	7.02318000E-03
a5	-3.80371000E+00

図 50 1次材のBANEXによる多変量線形回帰結果

10 多変量線形回帰

回帰結果の確認

$$\log \Delta \gamma = a_1 \cdot \sigma_B + a_2 \cdot \tau + a_3 \cdot \log t + a_4 \cdot \theta + a_5$$

(a) 高強度鋼

ファイル名 H22SECON.SCD

総データ数 192

有効データ 192

 $0.006 \leq \Delta \gamma \leq 0.178 \%$ $2039 \leq \sigma_B \leq 2154 \text{ MPa}$ $414 \leq \tau \leq 826 \text{ MPa}$ $3 \leq t \leq 1000 \text{ 時}$ $100 \leq \theta \leq 200 \text{ }^\circ\text{C}$

a1	5.43421000E-05
a2	1.82270000E-03
a3	1.10401000E-01
a4	4.58804000E-03
a5	-3.52787000E+00

10 多変量線形回帰

回帰結果の確認

$$\log \Delta \gamma = a_1 \cdot \sigma_B + a_2 \cdot \tau + a_3 \cdot \log t + a_4 \cdot \theta + a_5$$

(b) 比較鋼

ファイル名 H21SECON.SCD

総データ数 192

有効データ 192

 $0.007 \leq \Delta \gamma \leq 0.188 \%$ $1909 \leq \sigma_B \leq 2020 \text{ MPa}$ $420 \leq \tau \leq 836 \text{ MPa}$ $3 \leq t \leq 1000 \text{ 時}$ $100 \leq \theta \leq 200 \text{ }^\circ\text{C}$

a1	2.56596000E-05
a2	1.81961000E-03
a3	1.04243000E-01
a4	4.31386000E-03
a5	-3.40268000E+00

図 51 2 次材のBANEXによる多変量線形回帰結果

10 多変量線形回帰

回帰結果の確認

$$\log \Delta \gamma = a_1 \cdot \sigma_B + a_2 \cdot \tau + a_3 \cdot \log t + a_4 \cdot \theta + a_5$$

(a) 高強度鋼

ファイル名 H22THIRD.SCD

総データ数 192

有効データ 192

 $0.005 \leq \Delta \gamma \leq 0.189 \%$ $2039 \leq \sigma_B \leq 2154 \text{ MPa}$ $412 \leq \tau \leq 825 \text{ MPa}$ $3 \leq t \leq 1000 \text{ 時}$ $100 \leq \theta \leq 200 \text{ }^\circ\text{C}$

a1	6.20552000E-05
a2	1.90141000E-03
a3	1.13828000E-01
a4	4.68482000E-03
a5	-3.58722000E+00

10 多変量線形回帰

回帰結果の確認

$$\log \Delta \gamma = a_1 \cdot \sigma_B + a_2 \cdot \tau + a_3 \cdot \log t + a_4 \cdot \theta + a_5$$

(b) 比較鋼

ファイル名 H21THIRD.SCD

総データ数 192

有効データ 192

 $0.006 \leq \Delta \gamma \leq 0.199 \%$ $1909 \leq \sigma_B \leq 2020 \text{ MPa}$ $423 \leq \tau \leq 840 \text{ MPa}$ $3 \leq t \leq 1000 \text{ 時}$ $100 \leq \theta \leq 200 \text{ }^\circ\text{C}$

a1	7.31811000E-05
a2	1.89060000E-03
a3	1.08688000E-01
a4	4.61824000E-03
a5	-3.57989000E+00

図 52 3 次材のBANEXによる多変量線形回帰結果

10 多変量線形回帰 回帰式による推定

$\log \Delta \tau$ と σ_B の関係

図53 へたりに及ぼす引張強さの影響
(上図中の2点鎖線は、1次材のH20の引張強さを $n=3$ の平均1981MPaから $n=2$ の平均1966MPaへ修正したものを示す。)

ットピーニング、締付け応力、締付け時間、締付け温度の各因子が残留せん断ひずみに及ぼす影響を定量評価するためにBANEX^{10), 11)}による多変量線形回帰を行い、回帰式による残留せん断ひずみの推定を行った。

まず、室温(293K)、373K、473Kの全データで整理した例を図49に示すが、室温でのデータが373K、473Kのデータと比べて大きくばらつくため、回帰は明らかに悪い(付図15~23参照)。このばらつきの原因は、セッチング後に熱処理を行っていないため、セッチングによって生じた可動転位が固着されないためではないかと考えられる。また、弁ばねの実用面から室温でのへたりはほとんど問題にされないため、室温での試験結果を除外し、373Kと473Kのデータのみを用いて整理した。図50~図52に、高強度鋼と比較鋼について1次材から3次材までを各々個別に回帰した結果を示す。各々、有効データが192個ずつあるが、図49にくらべてばらつきが少なく、良い回帰を示している。図53はへたりに及ぼす引張強さの影響を示しており、高強度鋼の1次材を除くと、引張強さとともにへたりは増加する傾向にあることがわかる。なお、高強度鋼の1次材は

10 多変量線形回帰 回帰式による推定

$\log \Delta \tau$ と $\log t$ の関係

図54 へたりに及ぼす低温焼なまし、ショットピーニングの影響

H20の引張強さのデータがばらついていることと、H21とH20の強度差がほとんどないことから、他の鋼種と逆傾向を示したと思われる。参考までに、図中に2点鎖線で1次材のH20の引張強さをデータ数 $n=3$ の平均値1981MPaから $n=2$ の平均値1966MPaへ修正した例を示すが、修正後は傾きが正となり、引張強さのデータのばらつきの影響が大きいことがわかる。

図54はばねのへたりに及ぼす低温焼なまし、ショットピーニングの影響を示す。低温焼なまし温度の高い1次材では高強度鋼の方がへたりは小さい傾向があるが、低温焼なまし温度の低い2次材、ダブルショットピーニングを施した3次材は1次材よりへたりが大きくなり、高強度鋼と比較鋼の差は少なくなる。

図55はへたりに及ぼす締付け温度の影響を示す。一般的に締付け温度が高くなるほどへたりやすくなる。また、1次材のほうが2次材、3次材に比べてへたりにくい傾向がある。

図56はへたりに及ぼす締付け応力の影響を示す。締付け応力の増加に伴ってへたりは増加する傾向があり、これま

10 多変量線形回帰 回帰式による推定
 $\log \Delta \gamma$ と θ の関係

図55 へたりに及ぼす締付け温度の影響

10 多変量線形回帰 回帰式による推定
 $\log \Delta \gamma$ と τ の関係

図56 へたりに及ぼす締付け応力の影響

10 多変量線形回帰 回帰結果の確認
 $\log \Delta \gamma = a_1 \cdot \sigma_B + a_2 \cdot \tau + a_3 \cdot \log t + a_4 \cdot \theta + a_5$

ファイル名 MNN100.SCD

総データ数 268

有効データ 232

 $0.003 \leq \Delta \gamma \leq 0.137 \%$ $1855 \leq \sigma_B \leq 1902 \text{ MPa}$ $378 \leq \tau \leq 800 \text{ MPa}$ $3 \leq t \leq 3000 \text{ 時}$ $100 \leq \theta \leq 200 \text{ }^\circ\text{C}$

a1	4.26683000E-03
a2	2.50651000E-03
a3	1.02362000E-01
a4	2.98255000E-03
a5	-1.18816000E+01

図57 従来のBANEXデータ (SWOSC-V, 線径4mm, SP未処理材) の多変量線形回帰結果

10 多変量線形回帰 回帰式による推定
 $\log \Delta \gamma$ と $\log t$ の関係

図 58 従来のBANEXデータと本研究データとの回帰結果の比較例

での結果と同様に、1次材では高強度鋼の方がへたりは小さく、2次材、3次材になると差はほとんどなくなる。

従来のBANEXのへたりデータを見ると、SWOSC製コイルばねのワールの修正係数を含まないものでショットピーニング処理材に関するデータは僅かに20個しかなく、今回の委員会で得られたショットピーニング処理材のへたりに関するデータは非常に貴重なことがわかった。そこで、図57に従来のBANEXのへたりデータから検索したショットピーニング未処理材のデータ(268個)を示す。また、このデータと今回の測定結果との比較を図58に示す。図中、上段は最もへたりの大きな、また、下段は最もへたりの小さな両者共通の条件で比較したものである。これより、締付け時間に対するへたりの増加の勾配は両者で良く似ていること、最もへたりの小さな条件ではショットピーニングを行った今回のデータの方がへたりやすいこと、さらには、へたりが大きい条件では両者の差はほとんどなくなることなどがわかった。

5. まとめ

以上、高強度鋼線の耐久性に関する調査研究委員会弁ばね用ワーキンググループでは、鋼種、強度、低温焼なまし温度、ショットピーニングなどが線の機械的性質、表面性状、疲労特性、切欠き感受性、加工性などに及ぼす影響及び、圧縮コイルばねの疲労、へたり特性などに及ぼす影響について調査・研究を行い、ばねの高強度化に当たっての問題点を明らかにした。以下、本ワーキンググループで得られた成果をまとめて示す。

5.1 材料特性

(1) 素線の基本的な性質

①高強度鋼と比較鋼では結晶粒が大きく異なり、高強度鋼が粒度NO.12.6に対し、比較鋼が8.7と粗粒であった。

②介在物レベルは高強度鋼の方がやや悪い(介在物評価点で2)傾向を示した。

③オイルテンパー線そのものの残留オーステナイトは数%と少なく、鋼種、強度の差は見られなかった。また、598K低温焼なましでは残留オーステナイトはほとんど分解していた。

(2) 機械的性質

①引張強さ、ねじり強さはともに673K×25minの低温焼なましまではオイルテンパーのままの強度レベルと同等かそれ以上の値を示すが、この温度以上の低温焼なましでは急激に低下した。

②引張強さ、ねじり強さが最も応力が大きくなるのは598K×25minの低温焼なましの場合であった。なお、この傾向は高強度鋼、比較鋼ともに同じであった。

5.2 加工性

①今回のコイルリング条件(2本ピン、 $D/d=5.7$)においては高強度鋼OT線、比較鋼OT線ともに折損はなく、コイル形状のばらつきも両鋼種で同程度であった。

②線のノッチ曲げ試験においては高強度鋼の方が切欠き感受性が大きいことが判明した。また、さらに高強度化したり、加工度が大きくなると折損等が問題になるかも知れないが、現行の弁ばね仕様では問題はなさそうである。

5.3 加工ひずみの除去

①一般的には高強度鋼OT線の方が比較鋼OT線より加工後、コイル内径側の引張残留応力が大きいと思わすが、今回の結果では高強度鋼と比較鋼とで差は見られなかった。

②低温焼なまし温度の上昇とともに、引張残留応力は減少した。しかし、引張強さレベルを保つために通常、低温焼なまし温度は上限として698K×25min程度が選定されている。

5.4 線の耐久性

試験に先立ち、中村式回転曲げ疲労試験機の機差が問題となり、機差を検定した結果、 10^7 回耐久限には担当メーカーによって最大73MPaの差が認められた。このため、本研究では使用するブッシュを統一し、応力の設定方法も統一した上で、1社で4鋼種全部を、他の3社で2鋼種の疲労試験を行ってこれを補う方法を取った。

①得られた 10^7 回耐久限は、低温焼なまし温度が低いほど、また、素線強度が高いほど向上した。

②シングルショットピーニングよりダブルショットピーニングの方が耐久性が向上し、1次材<2次材<3次材の順に耐久限が増大した。

③3次材の 10^7 回耐久限は1000MPaを超え、従来の疲労強度レベルを大きく上回った。

④鋼種及び強度によりS20>H21>S19>H20の順に耐久性は低下した。

なお、今後の課題として機差の原因を明らかにし、対策を施して試験方法の標準化を図る必要がある。

5.5 ばねの耐久性

ばねの疲労試験には4社で星型疲労試験機、1社で油圧サーボ型疲労試験機を用いたが、得られたSN線図に大きな差はなく、また、星型疲労試験機の機差もほとんどなかった。

疲労試験の結果、

①化学成分の影響は明白で、比較鋼に比べて高強度鋼は $\tau_m \pm \tau_a = 600 \pm 500 \text{MPa}$ の条件下で疲労寿命が約 2 倍となった。

②しかし、強度の影響はほとんどなく、いずれの熱処理、ショットピーニング条件でも寿命レベルは $S19 = S20 < H20 = H21$ となった。

③時間強度でみると低温焼なまし温度の低い、素線強度の高い 2 次材の方が低温焼なまし温度の高い、素線強度の低い 1 次材より低寿命となった。

④シングルショットピーニング材 (2 次材) よりダブルショットピーニング材 (3 次材) の方が長寿命となった。ただし、この 3 次材は 1 次材よりは寿命が短かった。

5.6 ばねの耐へたり性

①室温を除く高温のデータは多変数線形回帰により精度良く回帰できた。

②線の引張強さを上げたりコイルリング後の低温焼なまし温度を低下させて高強度化したり、あるいはダブルショットピーニングを行うことにより耐へたり性は低下した。

③化学成分の影響が若干見られ、ある条件下では高強度鋼の方が優れた耐へたり性を示した。ただし、低温焼なまし温度を低下させたり、ダブルショットピーニングを施すと高強度鋼と比較鋼の差はほとんどなくなった。

5.7 総合評価

高強度化にあたって弁ばね用線に要求される主な特性としては、加工性の維持、耐久性、耐へたり性の 3 点が挙げられるが、今回調査・研究した高強度鋼は従来の JIS 規格の標準鋼に比べて、加工性は同等、耐久性は大幅に向上、耐へたり性は同等以上であり、高強度鋼の優位性が判明した。ただし、高強度鋼でさらに耐久性や耐へたり性を向上させるには、単なる素線の高強度化よりも、化学成分の変更や低温焼なまし条件の適正化、さらには従来以上にショットピーニングなどの表面処理技術の改善が重要なことが判明した。

5.8 今後の課題

今回の調査・研究過程において、評価方法そのものも含めいくつかの問題点が明らかになった。例えば、以下のことが今後の検討課題として残された。

①中村式回転曲げ疲労試験機の機差の原因。

②線の中村式回転曲げ疲労試験とばねの疲労試験の結果が対応しない原因。従来、線の中村式回転曲げ疲労試験結果はばねの疲労強度を相対的に評価するものと考えられてきたが、今回の結果を見る限り、両者の定性的傾向も一致しなかった。これについては、以下の原因が考えられる。

a. 線の回転曲げ疲労試験では耐久限に主眼を置きステアケース法を採用したため、ばねの累積ハザード法とは評価法が異なり、かつ、応力振幅の幅の狭いところで評価している。

b. ばねの疲労試験では介在物折損がほとんど見られなかったが、線の回転曲げ疲労試験では介在物折損が多く見られた。今回のステアケース法ではとくにこの介在物折損と

通常の表面起点の折損とを区別していない。

c. 応力形態が曲げと振りで異なる。

d. 残留応力は線では軸対称的分布なのに対して、ばねではセッチングなどにより軸方向、45° 方向、90° 方向、135° 方向で異なる。

③適正な化学成分の検討。単に同一化学成分で耐久性の向上を図る方法は限界のようであり、添加元素の変更によりさらに耐久性を向上させることがわかった。ただし、「なぜ、高強度鋼の方が耐久性が向上したのか？」に関して金属学的な考察 (強度～じん性バランスの改善効果、オーステナイト結晶粒微細化効果、炭化物の微細析出効果など) とそれに基づく適正な化学成分の検討が必要である。

④適正な低温焼なまし条件、ショットピーニング条件の検討。今回の結果では、素線強度よりも低温焼なまし、ショットピーニング条件の適正化がばねの耐久性向上にとって重要であることが判明した。ただし、その理由は加工ひずみや可動転位により単純には説明できないようであり、「なぜ、ばねの耐久性で大きな差を生じたのか？」に関する考察とそれに基づく適正な低温焼なまし条件、ショットピーニング条件の検討が必要である。

以上、本ワーキンググループによる研究事項及びその成果について述べた。これらの成果が今後、高強度線の実用化の定着や JIS 規格の改正などの一助となれば幸いである。

なお、末尾に付図、付表として中村式回転曲げ疲労試験結果、ばね疲労試験結果、へたり試験結果のデータを添付するが、その他のデータも含め全データは BANEX に登録される予定であり、詳細はそちらを参照されたい。

追記：これまでの研究結果との比較検討

本研究をもって高強度線の耐久性に関する調査研究は終了するが、細物用ワーキンググループ¹²⁾、懸架用ワーキンググループ⁴⁾、及び弁ばね用ワーキンググループの主要な研究結果を比較すると表 25 のようになる。すなわち、細物ばねと弁ばねでは線の疲労、ばねの疲労、耐へたり性などの引張強さ依存性については整合性のある結果が得られているが、問題となる点は以下の通りである。

①ばねの耐久性

化学成分の影響については、懸架ばねでは高強度鋼と比較鋼とで差が見られなかったのに対し、弁ばねでは高強度鋼の方が優れた耐久性を示した。これは懸架ばねの研究では鋼種と強度を同時に変えていること、弁ばねと懸架ばねではやや成分が異なること、さらには、ばね形状・寸法、残留応力分布、負荷応力形態 (細物ばね、弁ばねではばね内径側のせん断応力が最大応力となり、懸架ばねではばね外側の主応力が最大応力となる) などの差が影響していると思われるが、現時点では原因は明確でない。今後これらの因子を同一の水準で比較検討することが必要である。

②耐へたり性

化学成分の影響については、懸架ばねでは高強度鋼の方が耐へたり性が優れているのに対し^{4), 13)}、弁ばねでは高強

表 25 3つのグループの主要な結果の比較

グループ	細物	弁ばね	懸架
材 質	高強度鋼SWOSC-V相当(L, M, H) ハイカーボン材 0.6C	高強度鋼 0.6C+V 比 較 鋼 SWOSC-V	高強度鋼 0.6C+V-Mn 比 較 鋼 SWOSC-B
結晶粒度	—	高強度鋼 12.7 比 較 鋼 8.7	高強度鋼 12.0 比 較 鋼 10.5
線 径	0.8mm、1.6mm	4.0mm	11.5mm
素線強度	L:2050MPa M:2150MPa H:2250MPa ハイカーボン材:2250MPa	高強度鋼 2000、2100MPa 比 較 鋼 1900、2000MPa	高強度鋼 1950MPa 比 較 鋼 1800MPa
線の低温焼 なまし特性	623Kまでは共にAs OTレベル ただし、ハイカーボン材は648Kまで	673Kまでは共にAs OTレベル	673Kまでは共にAs OTレベル
線の疲労	[強度依存性] ・ショットピーニングなし →強度に逆依存 ・ショットピーニングあり →強度に依存 [鋼種依存性(ショットピーニングなし)] →ハイカーボン材>比較鋼	[強度依存性] ・ショットピーニングあり →強度に依存 [鋼種依存性] →高強度鋼<比較鋼 (ただし、介在物の影響大)	—
ばね疲労	[強度依存性] ・ショットピーニングなし →強度に逆依存 ・ショットピーニングあり →差なし	[強度依存性] ・ショットピーニングあり →差なし [鋼種依存性] →高強度鋼>比較鋼 [ショットピーニング条件] →ダブル>シングル	[強度+鋼種の依存性] ・ショットピーニングあり →差なし (高強度鋼のショット ピーニング条件が不十分)
ばねの 疲労起点	ばね内径側 介在物起点はなし(0ヶ/168ヶ) 内部ファセットもあり	ばね内径側 介在物起点は若干あり(5ヶ/912ヶ) 内部ファセットもあり	ばね外径側 介在物起点はなし(0ヶ/72ヶ)
亀裂の進展 方向	最大剪断方向の初期亀裂から 主応力方向へ進展	主に最大剪断方向の初期亀裂から 主応力方向へ進展し最終的には 再び最大剪断方向へ	主に主応力方向の初期亀裂から 最大剪断応力方向へ
耐へたり性	$\tau=500\sim800\text{MPa}$ [強度依存性] ・ショットピーニングなし →強度に逆依存。ただし、L、 M、Hの差はなく、低温焼なまし 温度に依存。(598K<698K) [ショットピーニング条件] →あり<なし ただし、L、M、Hの差なし	$\tau=500\sim900\text{MPa}$ [強度依存性] ・ショットピーニングあり →強度に逆依存。ただし、素線強 度の差はなく、低温焼なまし温度 に依存。(598K<698K) [ショットピーニング条件] →ダブル<シングル [鋼種依存性] →高強度鋼 $\geq$ 比較鋼	$\tau=800\sim1050\text{MPa}$ [強度+鋼種の依存性] ・ショットピーニングあり →高強度鋼>比較鋼

注) 表中の>は優劣; 優>劣を示す。

度鋼と比較鋼であり差が見られなかった。これは、一見矛盾した現象のようであるが、弁ばねでもある適正な低温焼なまし、ショットピーニング条件下では高強度鋼の優位性が現れていること、懸架ばねは締付け応力が比較的大きい領域で評価しており、締付け応力の小さい領域では高強度鋼と比較鋼の差は小さくなることなどから矛盾はないと思われる。ただし、前述のように、ばね形状・寸法、残留応力分布、負荷応力形態などの影響が考えられるため、将来さらに詳細な研究を行う必要がある。

なお、ばね技術研究会では過去に高強度鋼に関して、共同研究^{8), 14), 15)}により調査を行っており、今回の結果との比較が注目されたが、過去のものはショットピーニングを行っていない、SWOSC-Vを用いていない、などの理由から今回の結果との直接比較は不可能であった。

参考文献

- 1) Abe, M., Taniguchi, T., Kuriki, T., Saitoh, K., Takamura, N., SAE Technical Paper, Series 890220 (1989)
- 2) 高強度線の耐久性に関する調査研究委員会資料 222 No.2-1 (1991)
- 3) 高強度線の耐久性に関する調査研究委員会, ばね技術研究会1994年度春季講演会前刷集, 39.
- 4) 高強度線の耐久性に関する調査研究委員会, ばね論文集, No.39 (1993), 101.
- 5) Gassner, R. H., Metal Progress, March (1978), 59.
- 6) 日本材料学会編, 金属材料強度試験便覧 (1977), 231.
- 7) 綾田倫彦, 高村典利, ばね論文集, No.37, (1992), 59.
- 8) 耐熱ばね材料委員会, ばね論文集, No.34, (1989), 59.
- 9) JIS B 0601 表面粗さ—定義及び表示
- 10) (社) 日本ばね工業会, BANEX 解説編, 1991
- 11) (社) 日本ばね工業会, BANEX 操作編, 1991
- 12) 高強度線の耐久性に関する調査研究委員会, ばね論文集, No.39 (1993), 67.
- 13) 山田凱朗, 小新井治郎, 川口康信, 芦田真三, 日本金属学会会報, 23-6 (1984), 526.
- 14) 自動車用弁ばねの耐久性能に関する共同研究委員会, ばね論文集, No.13 (1968), 1.
- 15) 高強度鋼線委員会, ばね論文集, No.25 (1980), 51.

付図

本文に関連した付図 1～23, 付表 1 を次頁以下に示す。

付図1 中村式回転曲げ疲労試験結果（ステアケース法）
—1次材，高強度鋼，2100及び2000MPa材—

付図2 中村式回転曲げ疲労試験結果（ステアケース法）
—1次材，比較鋼，2000及び1900MPa材—

付図3 中村式回転曲げ疲労試験結果（ステアケース法）
—2次材，高強度鋼，2100及び2000MPa材—

付図4 中村式回転曲げ疲労試験結果（ステアケース法）
—2次材，比較鋼，2000及び1900MPa材—

付図5 中村式回転曲げ疲労試験結果 (ステアケース法)
— 3次材, 高強度鋼, 2100及び2000MPa材—

付図6 中村式回転曲げ疲労試験結果 (ステアケース法)
— 3次材, 比較鋼, 2000及び1900MPa材—

付表1 中村式回転曲げ疲労試験 (ステアケース法) における介在物による折損率
(介在物折損本数/折損本数)

処 理	鋼 種	強度レベル MPa	呼 称	担 当 会 社				合 計	折損率 (%)
				A社	I社	H社	C社		
1 次 材 (698K) シングル ショット	高強度鋼	2100	H21	6/14	8/15	-	-	14/29	48.3
		2000	H20	4/16	3/12	3/17	-	10/45	22.2
	比較鋼	2000	S20	2/13	-	-	4/12	9/42	21.4
		1900	S19	1/15	-	-	2/14	3/29	10.4
2 次 材 (598K) シングル ショット	高強度鋼	2100	H21	13/14	13/14	-	-	26/28	92.9
		2000	H20	3/15	12/14	2/9	-	17/38	44.7
	比較鋼	2000	S20	7/15	-	7/8	8/12	22/35	62.9
		1900	S19	4/16	-	-	6/12	10/28	35.7
3 次 材 (598K) ダブル ショット	高強度鋼	2100	H21	12/14	14/15	-	-	26/29	89.7
		2000	H20	4/14	11/13	8/9	-	23/36	63.9
	比較鋼	2000	S20	6/14	-	7/8	6/6	19/28	67.9
		1900	S19	7/14	-	-	2/10	9/24	37.5

付図7 ばね1次材の星型疲労試験結果 $\tau_m = 600\text{MPa}$ 付図8 ばね2次材の星型疲労試験結果 $\tau_m = 600\text{MPa}$

付図9 ばね3次材の星型疲労試験結果 $\tau_m = 600\text{MPa}$ 付図10 ばね1次材の油圧サーボ型疲労試験結果 $\tau_m = 600\text{MPa}$

付図 11 はね 2 次材の油圧サーボ型疲労試験結果 $\tau_m = 600\text{MPa}$ 付図 12 はね 3 次材の油圧サーボ型疲労試験結果 $\tau_m = 600\text{MPa}$

付図 13 ばね 1 次材の星型疲労試験結果 $\tau_m = 700\text{MPa}$ 付図 14 ばね 1 次材の星型疲労試験結果 $\tau_m = 550\text{MPa}$

付図 15 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(1次材, 293K, 応力修正係数なし)

付図 16 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(1次材, 373K, 応力修正係数なし)

付図 17 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(1次材, 473K, 応力修正係数なし)

付図 18 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(2次材, 293K, 応力修正係数なし)

付図 19 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(2次材, 373K, 応力修正係数なし)

付図 20 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(2次材, 473K, 応力修正係数なし)

付図 21 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(3次材, 293K, 応力修正係数なし)

付図 22 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(3次材, 373K, 応力修正係数なし)

付図 23 残留せん断ひずみと締付け時間の関係
(3次材, 473K, 応力修正係数なし)