

久保田 剛 土居 航介 村上 剛 小島 勇輝 三浦 徹

Reprinted with permission Copyright © 2015 SAE Japan and Copyright © 2015 SAE International.
(Further use or distribution is not permitted without permission from SAE.)

要旨

チタン合金製コンロッドは、鋼製のものに比べて、原動機の往復重量および回転重量を大幅に低減できるため、エンジンの低燃費化および出力向上への効果が大きく期待される。しかし、材料コストおよび加工難易度が高く、摺動部の磨耗対策も必要のため、これまでは生産量が少なく高価な車種のみ採用されてきた。本報では、これをより幅広い車種で採用することを目的として、材料、加工法および表面処理方法を検討した。材料として、モーターサイクルのコンロッド用で一般的なSCM420鋼および6Al-4Vチタン合金に対して、合金成分が廉価である5Al-1Feチタン合金を比較した。加工方法については、切削加工量を減らすと共に、材料強度および靱性を高くするために、熱間鍛造を検討した。また、加工工程数を減らすと共に大端剛性を向上させるために、大端破断分割(FS)工法の適用を検討した。さらに、摺動部による磨耗や凝着を防ぐための表面処理手法を検討した。以上より、5Al-1Feチタン合金を用いたFSチタンコンロッドの利点が定量的に示された。本研究を応用したチタンコンロッドは、2014年より量産モーターサイクルYZF-R1およびYZF-R1M向けとして生産されている。

Abstract

Titanium connecting rods promise great results in the areas of engine fuel efficiency and power improvements thanks to large reductions in the reciprocal weight and rotation weight of motors compared with steel connecting rods. However, since materials are costly, machining is difficult, and wear on the sliding portion poses problems, titanium connecting rods have only been produced in small volumes and utilized in premium models. In this report, materials, machining methods, and surface treatment approaches were considered that would allow use with a wide range of models. In terms of materials, JIS SCM420 steel and Ti-6Al-4V alloy (generally used in motorcycle connecting rods) were compared with Ti-5Al-1Fe alloy for which the alloy content is inexpensive. With regard to the machining method, hot forging was considered as a means of reducing both the amount of cutting, and improving material strength and toughness. Moreover, to reduce the number of machining processes and improve the big end rigidity, the possibility of utilizing big end Fracture Splitting (FS) process was investigated. In addition, surface treatment methods that would prevent wear and adhesion of the sliding portion were considered. Through these processes, it was possible to quantitatively prove the merits of the FS titanium connecting rods utilizing Ti-5Al-1Fe alloy, enabling production of connecting rods with better functionality at lower cost than conventional models. The titanium connecting rod which was the subject of this research has been mass produced for the YZF-R1 and YZF-R1M models since 2014.

1 はじめに

チタン合金製コンロッド(図1)は鋼のものに比べ、質量に対する疲労強度の比が高いため、大幅な軽量化が可能である。軽量化により使用中の慣性力が小さくなることから、エンジン回転数の向上による出力向上や、摺動部の面圧の低減による摩擦ロス低減を実現できる。また、コンロッド自体の軽量化だけでなく、これとバランスをとるクランクシャフトの質量も合わ

せて低減できるため、図2に示すようなモーターサイクル全体の軽量化にも大きく貢献する。

しかし、コンロッドへのチタン材料の採用には、3つの課題がある。1つ目の課題は、コストが高いことである。材料自体が高価であることに加え、熱間鍛造や機械加工の難易度が高く、製造コストも高い。そのため、これまでチタンコンロッドは、一部の高価な車種でしか使われなかった^[1-5]。2つ目の課題は、チタンは弾性係数が低いことから、使用中の大端内径の変形

量が大きくなる傾向があり、これを鋼と同等にするために予想外に質量が増えることである。3つ目の課題は、熱伝導率が鋼と比較して30%以下であるため、摺動熱がこもりやすく、他の金属と反応して凝着磨耗を起こしやすいことである。

1つ目と2つ目の課題克服のため、チタンコンロッドへの大端破断分割(以下FS)工法^{6,7)}の適用を検討した。FS工法では、キャップとロッド(図1)を一体で熱間鍛造し、そのまま一体で機械加工を行う(図3)。そして機械加工工程の途中でFS工程を実施し、キャップとロッドを脆性的に破断する。破断後には脆性破断面を活用した位置決めですぐに組み付け、再び一体で仕上げの機械加工を実施する。

FS工法により、一体で熱間鍛造を実施することで、キャップとロッドを別々に鍛造するのに比べて、材料歩留まりの向上と熱間鍛造の工程数の削減ができる。また、全工程をキャップとロッド一体で機械加工するため、機械加工の工程数を大幅に低減できる。以上より、前述の1つめの課題であるコストの低減に寄与できる。さらに、キャップとロッドの間が脆性破断面となっていることから、クランクシャフトへの組み立て後におい

て加工時の真円度を再現しやすくできると共に、使用中にもその部分でのずれがほとんど無くなり、大端内径変形量の低減が可能となる⁷⁾。そのため前述の2つ目の課題である、大端内径の変形量を低減できる。

3つ目の課題である凝着磨耗の防止のために、従来のチタンコンロッドでは小端部に銅ブッシュを圧入し、また大端スラスト部にはモリブデン溶射や、ドライコーティング等の表面処理を行なうことが一般的であった。しかし、銅ブッシュを使用すると小端の外径が大きくなるため、質量の増加に繋がり、チタン材を採用する利点が小さくなってしまふ。また、小端と大端それぞれに工法が異なる表面処理を行なうと、生産コストを増加させてしまふ。

そこで本報では、工業的に行われているチタン材の耐摩耗表面処理の中から、小端および大端の耐凝着磨耗性を同時に満たせるように、耐摩耗性、耐焼付き性、密着性の観点から最適な方法を選定した。

さらに本報では、成形性と強度を考慮した熱間鍛造条件についても検討した。熱間鍛造は、コンロッドの重要な機能であ



図1 チタンコンロッド



図2 モーターサイクル

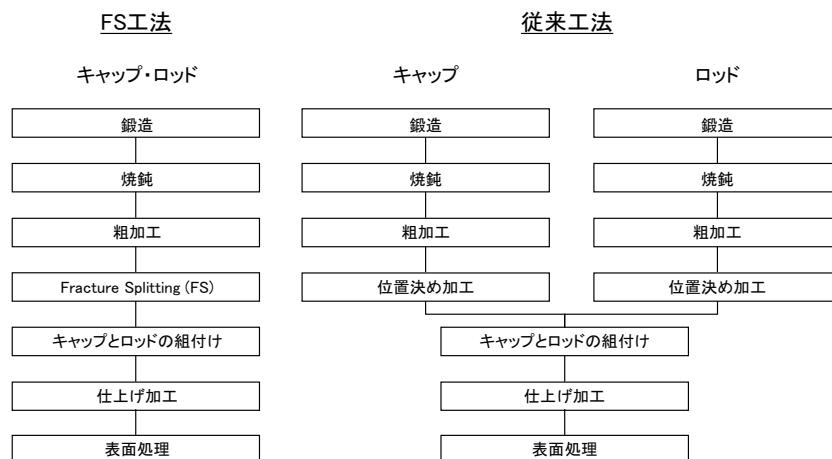


図3 コンロッドの加工工程の比較

る疲労強度および靱性の向上が期待できる。しかし、チタンコンロッドの生産において、熱間鍛造を実施している例はいくつか見られる^[1,4,5]ものの、その加工難易度は鋼に比べて高いことが予想される。そこで、対象としたチタン材の熱間鍛造の難易度を見積もる一助とするために、熱間加工性を評価し、従来のSCM420鋼材と比較した。

以上の検討により、チタンコンロッドの材料コストおよび製造コストを低減すると共に、チタン材本来の軽量化を実現し、より多くの車種にチタンコンロッドを採用可能とすることを目的として試験を実施した。

2 試験方法

2-1. 材料

本検討にあたり、コンロッド用チタン材料として広く使われているASTM B348 Gr5(以下Ti-6Al-4V)と共に、アルミニウム5%と鉄1%を含む α - β 型チタン合金(以下Ti-5Al-1Fe)も評価した。比較対象として、肌焼鋼JIS SCM420(以下SCM420)も準備した。

全ての試験において、Ti-6Al-4VとTi-5Al-1Feについては、1013Kで2時間の焼鈍を行い、試験に供した。SCM420については、浸炭焼入れ焼戻しを実施し、550Hv有効硬化層深さを0.5mmとした。表1に、評価した材料と熱処理の一覧を示す。

表1 材料と熱処理

	材料	熱処理
Ti-6Al-4V	ASTM B348 Gr5 (Alを6wt%、Vを4wt%含む α - β 型チタン合金)	焼鈍 (1013K, 2時間)
Ti-5Al-1Fe	Alを5wt%、Feを1wt%含む α - β 型チタン合金	焼鈍 (1013K, 2時間)
SCM420	JIS SCM420H (Crを1wt%、Moを0.2wt%含む 肌焼鋼)	浸炭焼入れ焼戻し (有効硬化層深さ 0.5mm(550HV))

2-2. 疲労強度試験

材料および工法の開発・選定をするにあたり、要所で、コンロッドの機能に最も影響する疲労強度を評価した。図4に疲労強度試験に用いたテストピースを示す。試験部には半径1.0mmの切欠き形状を有している。試験には株式会社島津試験機製小野式回転曲げ疲労試験機を用い、室温で回転速度を60回転/secとして実施した。試験結果の表示には、応力集中を考慮した切欠き底の最大応力による応力振幅を用いた。応力集中係数の計算値は1.78である。

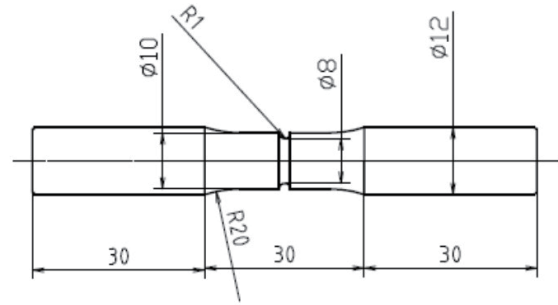


図4 回転曲げ疲労試験片

2-3. FS工法試験

FS工法を用いると、クランクシャフトへコンロッドを取り付けるときに、キャップとロッドの位置決めがより正確になると共に、大端内径の仕上げ加工時の真円度の再現性がよくなる。しかしそのためには、FS工法による破断面が脆性破断面であ

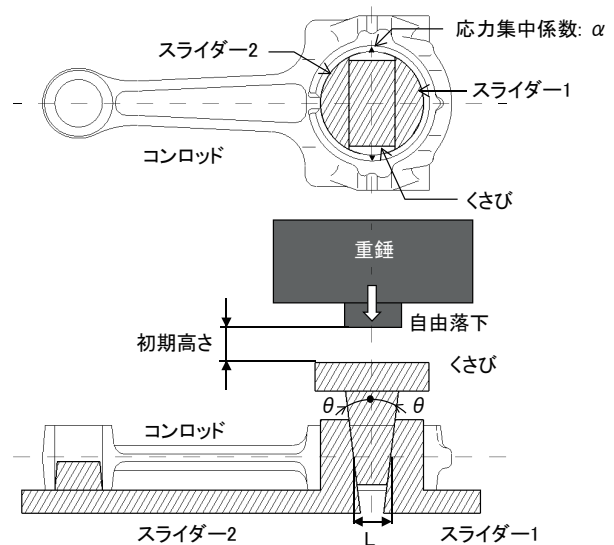


図5 FS治具

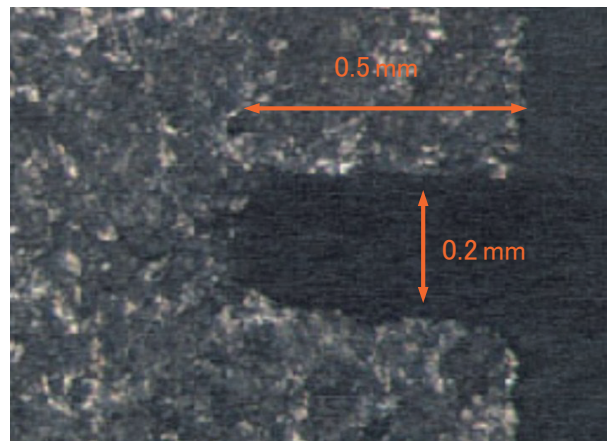


図6 破断起点溝形状

る必要がある。破断面が延性の場合、位置決め精度が悪くなり、真円度が悪化する^[8]。脆性を示す指標として、JIS3号試験片によるシャルピー衝撃値は、例えばFS工法に最適化された鍛造鋼では19~23 J/cm^{2[9]}であるのに対し、Ti-6Al-4Vでは39J/cm^{2[10]}であり、脆性破断を実施することが難しいものと予想される。そこで、コンロッド実体をテストピースとして、温度と歪み速度をパラメータとした脆性破断条件^[8]を調べた。

試験には、図5に示す重錘落下式分割機を用いた。重錘の位置エネルギーをくさびに与え、くさびがスライダをテストピースの軸方向に開くことにより、テストピースの大端部を破断する。テストピースの大端の内周面には、破断起点のための溝を放電加工により生成した。溝形状を図6に示す。

この手法では、破断起点である溝の底の歪み速度を正確に測定することは難しい。そこで、歪み速度 S を式(1)のように定義した。

$$S = \frac{2V_{wg} \tan\theta}{L} \alpha \quad (1)$$

ここで、 V_{wg} はくさびの最大速度、 θ はくさびの角度、 α は破断起点溝底の応力集中係数、 L はスライダの作用点間の距離である(図5)。

温度については、試験直前のテストピース大端の値を用いた。

また、これまでシャルピー衝撃値が評価されていないTi-5Al-1Fe材について、JIS3号試験片による評価を行い、他の対象材との比較を行うことで、脆性破断性を予想する参考とした。

2-4. 熱間加工性評価

熱間鍛造時の加工条件を調べるために、引張方向および圧縮方向の高温高速変形試験を、富士電波工機株式会社製サーメックマスターZを用いて実施した。引張試験については、図7に示す試験片を用い、引張速度400mm/secで、最大引張荷重および断面積減少率の、試験温度による影響を確認した。断面積減少率については、試験前後の破断面の減少量を、試験前の断面積で除した数値を百分率で示した。

圧縮試験については、図8に示す試験片を用い、変形速度500mm/sec、圧下率50%を目標として、最大圧縮応力および加工による温度上昇量の、試験温度による影響を確認した。最大圧縮応力は公称応力で示した。

試験温度範囲については、両試験とも、チタン材は673Kから1323K、鋼材は673Kから1473Kとした。

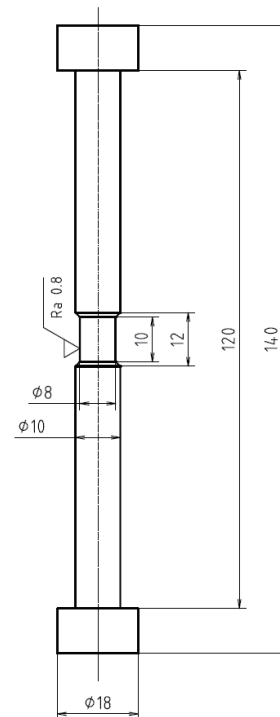


図7 引張り試験片

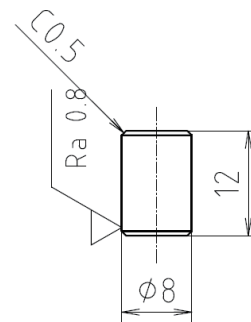


図8 圧縮試験片

3 表面処理の選定

3-1. 評価した表面処理

チタン材の耐摩耗表面処理として工業的に採用されている例としては、湿式めっき、拡散処理(酸素拡散、プラズマ浸炭)、ドライコーティング、溶射処理等がある^[11]。これらの中から表2に示す表面処理を対象として、小端および大端に同時処理できること、耐摩耗性、耐焼付き性、密着性の観点で、以下に述べる2つの摺動試験を順に行い選定した。表2の表面処理の他に、酸化処理および水素含有アモルファスカーボンのDLC処理についても検討したが、酸化処理については処理温度が高いため仕上げ加工後の処理として十分な内径真

表2 各種表面処理の膜厚および膜硬さ

		膜種	膜厚 um	インデンテーション 硬さ Gpa
めっき		NiP めっき	15.0	10.3
PVD	スパッタ法	CrN (高硬度)	3-5	20.5
		CrN (低硬度)	3-5	12.5
	AIP法	CrN (AIP法)	3-5	24.6
		TiAlN	3-5	37.4

円度が得られないこと、DLC処理については内径への処理では十分な膜硬さが得られないことから、候補から除外した。なお、表面処理を行う基材は、すべてTi-5Al-1Feとした。

3-2. 往復動摺動試験

基本的な摩擦磨耗特性を調べるために、往復動摺動試験をOptimol社製のSRV試験機を用いて行った。

試験片形状は、上側のピンを半円柱形状、下側をプレート形状とし、線接触させてプレート側に各種表面処理を行なって評価した。ピン側にはSCM420浸炭焼入れ焼戻し材を用い、表面硬さを700 HV、面粗さをRz1.0とした。プレート側では、研磨により面粗さをRz1.0に調整した後に表面処理を行なった。また、比較用として、SCM420のプレートも準備した。

表3に示す試験条件により、摩擦係数、耐摩耗性、および耐焼付き性を調べた。表に示した温度は、プレート側の温度である。摩擦係数については、より実機に近い試験環境とするため、エンジン油予滴下にて測定した。耐摩耗性試験については、促進試験とするために、極圧添加剤を含まない機械油である日石のスーパーマルパス10を用い、試験後の磨耗痕の最大

深さを調べた。耐焼付き性試験については、徐々に荷重を増加させていき、摩擦係数が急増した荷重を焼付き荷重とした。

3-3. 内径摺動試験

小端における内径面とピストンピンの摺動を模擬した内径摺動試験を実施した。図9に、試験装置の概要を示す。

小端形状を模擬した試験片の内径(直径17mm、長さ16mm)に対し、ピストンピン相当の回転体が、実使用時の慣性力を考慮したサイン波の変動荷重を負荷した状態で回転摺動するようにした。小端では、慣性力側(上側)の厚さが薄く剛性が小さいことから、この部位で弾性変形が大きく、膜の剥離や磨耗、凝着が生じやすい。そこで、実機の最大慣性力を試験時の最大荷重とした。試験片の内径面については面粗さを調整した後に、前述の往復動摺動試験の結果から選択した表面処理を行なった。ピストンピン相当の回転体については、SCM415浸炭焼入れ焼戻し材を用い、表面硬さを700 HVとした。その後、リン酸塩処理を行ない、さらにMoS2系の固体潤滑皮膜を付与した。

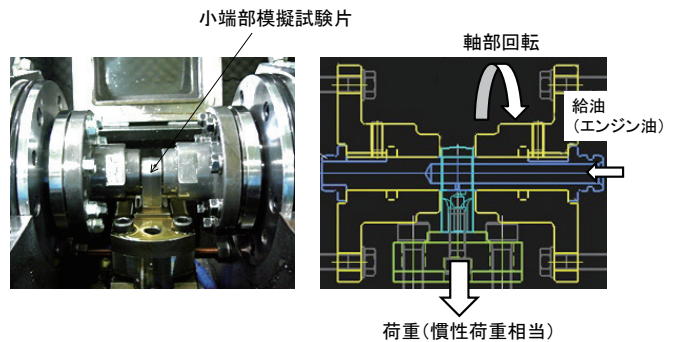


図9 内径摺動試験装置の概要

表3 往復動摺動試験条件

測定項目	摩擦係数	磨耗量	焼付き荷重
荷重、時間	馴染み工程 (5N×20秒)後に 510Nへ5分で上昇させ、60秒 保持	馴染み工程 (5N×20秒)後に 300Nへ5分で上昇させ、1800 秒保持	馴染み工程 (5N×20秒)後に 1.4N/secで荷重を増加
ストローク(mm)	1.0	←	←
周波数 (Hz)	10	50	←
温度 (K)	403	300	←
潤滑	エンジン油 (10W40) 25ul滴下	機械油 浸漬	エンジン油 (10W40) 浸漬
相手材形状	R8、幅6mm	R40、幅2mm	←

表4に、試験条件を示す。試験終了後に、膜の外観観察を行うと共に、小端模擬試験片およびピストンピン相当の回転体の磨耗量を接触式面粗度計により調べた。

表4 内径摺動試験条件

荷重	実機慣性荷重相当をサイン波(50Hz)にて印加
時間	3600sec
ピン回転数	100rpm
温度	RT
潤滑	エンジン油(10W40) 10cc/min圧送

4 結果と考察

4-1. 機械的特性

コンロッドの機能上重要な特性である、疲労強度と縦弾性係数について述べる。Ti-6Al-4V、Ti-5Al-1Fe、SCM420の疲労強度試験結果を図10に示す。Ti-6Al-4VとTi-5Al-1Feの 10^7 サイクル疲労強度はほぼ同等で、SCM420より17~18%低かった。また、縦弾性係数はSCM420の約210GPaに対し、Ti-6Al-4Vは111GPa^[10]、Ti-5Al-1Feは約110GPa^[12]である。以上の結果より、チタン材をコンロッドに用いる場合には、SCM420と同等の設計にはできないが、Ti-6Al-4VとTi-5Al-1Feはほぼ同等と考えてよいと考えられる。

4-2. FS 工法試験

Ti-5Al-1Feの温度ごとのシャルピー衝撃値を図11に示す。室温でのシャルピー衝撃値は34 J/cm²であり、Ti-6Al-4Vの値

である39J/cm²と比べて約13%低かった。

FS工法試験による、温度と歪み速度の破断面性状への影響を図12に示す。200K以下の温度で脆性破断面を得るのに必要な歪み速度は、SCM420の7.5 s⁻¹以上に対し、Ti-6Al-4Vでは38 s⁻¹以上、Ti-5Al-1Feは28s⁻¹以上であった。

以上の結果より、チタンコンロッドにFS工法を適用する際には、SCM420製コンロッドよりも高い歪み速度が必要であることが分かった。また、Ti-5Al-1FeはTi-6Al-4Vよりも低いエネルギーで破断できると共に、低い歪み速度で脆性破断面を得られることも明らかとなった。

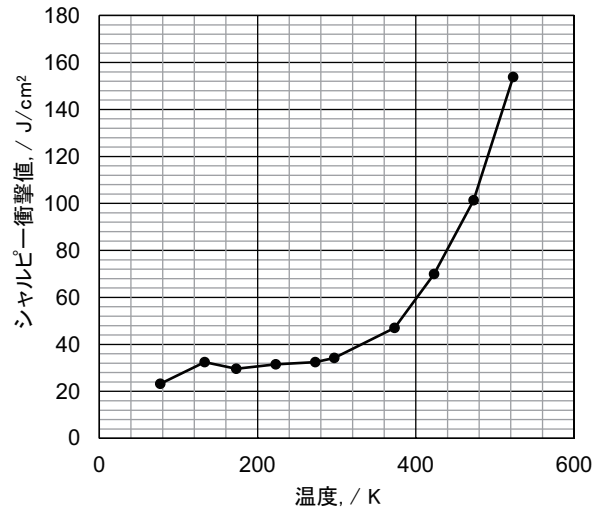


図11 シャルピー衝撃試験結果

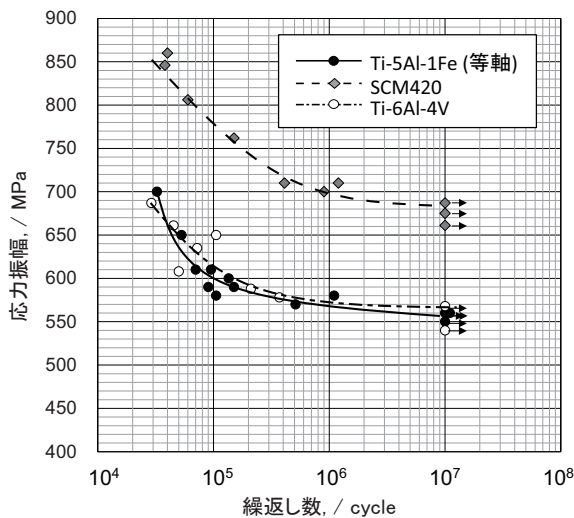


図10 回転曲げ疲労強度

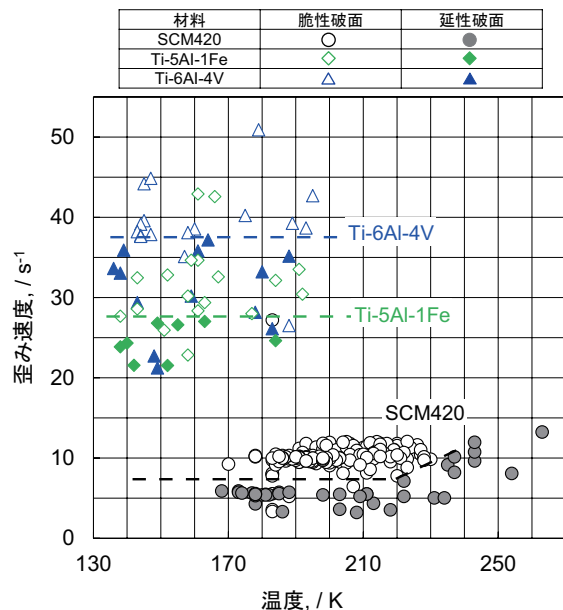


図12 温度・歪み速度の破断面への影響

4-3. 熱間加工性評価

FS工法の適用のしやすさから、対象チタン材をTi-5Al-1Feに絞り、SCM420との比較を行った。

高温高速引張試験結果を図13に示す。最大引張荷重は1200K未満ではSCM420の方がTi-5Al-1Feより低いものの、1200K以上では逆転し、Ti-5Al-1Feの1223Kでの値と、SCM420の1323Kでの値がほぼ同等となった。また、断面積減少率についても同様の傾向があり、Ti-5Al-1Feの1223Kでの値と、SCM420の1323K以上での値が、ほぼ同等となった。

熱間の圧縮試験結果を、図14に示す。最大圧縮応力については、引張方向の試験と同様の傾向を示し、Ti-5Al-1Feの1223KとSCM420の1373Kでの値がほぼ同等となった。温度上昇量については、Ti-5Al-1Feの1223KとSCM420の1273Kでの値は同等となった。

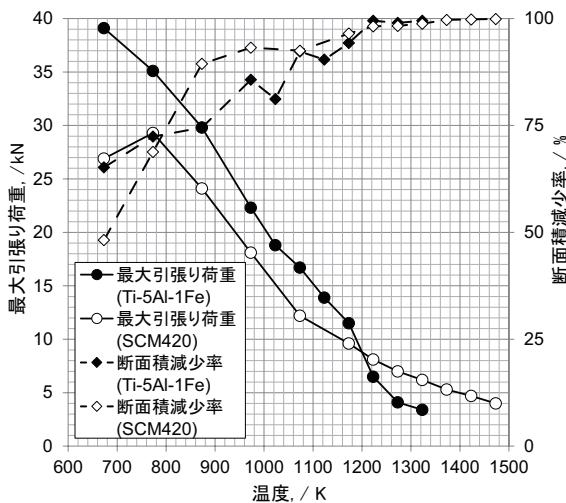


図13 高温高速引張り試験結果

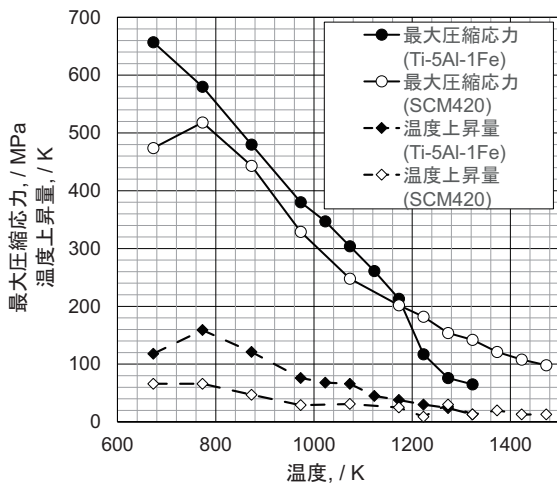


図14 高温高速圧縮試験結果

以上の結果より、Ti-5Al-1Feの加工にともなう応力、すなわち変形抵抗と、断面積減少率で表現される絞り性については、1223K付近であれば、SCM420の熱間鍛造温度(1323K付近)での値と同等となることが分かった。また、温度上昇量については、1223Kにおいて、SCM420の熱間鍛造温度での値よりわずかに高いものの、実際の熱間鍛造時に問題とはならない値と考えられる。以上よりTi-5Al-1Feでは、1223K以上で熱間鍛造を行えば、SCM420と同等の型設計で熱間鍛造を実施できる可能性がある。

一方、Ti-5Al-1Feのβ変態点は1283Kである¹³⁾。すなわち、1283K以上で鍛造した場合、鍛造中に針状組織になり、その後焼鈍を行っても等軸状組織に戻らない。そこで、Ti-5Al-1Feの針状組織における疲労強度を、β変態点未満で鍛造した等軸状組織と比較した(図15)。その結果、針状組織では等軸状組織よりも 10^7 サイクル疲労強度が16%低く、コンロッドの機能を最大限得るためには、等軸状組織が適していることが分かった。

以上の結果より、Ti-5Al-1Feをコンロッドに適用する際の最適な熱間鍛造温度は、1223K以上、1283K未満であることがわかった。

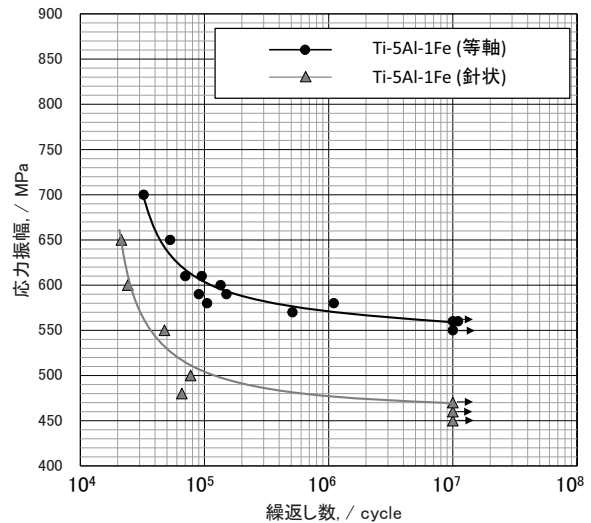


図15 回転曲げ疲労強度

4-4. 表面処理の選定

4-4-1. 往復動摺動試験

4-4-1-1. 摩擦係数

図16に、エンジン油中での摩擦係数を示す。Ti-5Al-1Feの表面処理無しでは、摩擦係数はSCM420に比較して3倍以上であった。しかし、表面処理を行った場合、TiAlN以外では、SCM420と同等の摩擦係数を示した。一方、TiAlNは約2倍で

あった。摺動ロス、TiAlN以外の表面処理ではSCM420と同等になると考えられる。

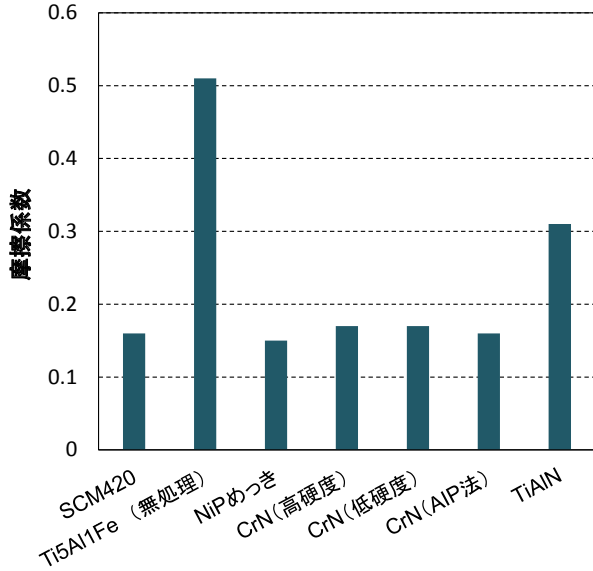


図16 油中での摩擦係数

4-4-1-2. 耐摩耗性

図17に、膜硬さと磨耗痕の最大深さの関係を示す。膜種によらず、膜硬さと磨耗痕の最大深さには相関が見られた。硬さが低いNiPめっきやCrN(低硬度)は、他と比べて磨耗しやすい可能性がある。

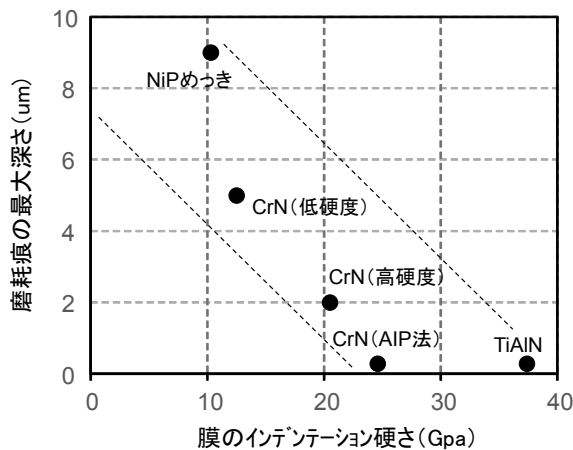


図17 膜硬度と磨耗深さ

4-4-1-3. 耐焼付き性

ワイブル分布に従う^[14]と想定して焼付き荷重を整理した結果を、図18に示す。NiPめっきが最も焼付き荷重が低く、TiAlNが最も焼付き荷重が高い結果となった。試験片外観の例を図19に示す。NiPめっきでは、凝着部周辺に膜のクラックおよび

剥離が見られることから、試験中に膜が剥離して基材が露出し、基材がピンと直接摺動して凝着に至ったと考えられる。その他の表面処理では膜の剥離は見られず、軽微なスカッフ痕が見られた。これらの結果から、NiPめっきは密着性が他の表面処理と比較して低いと考えられる。

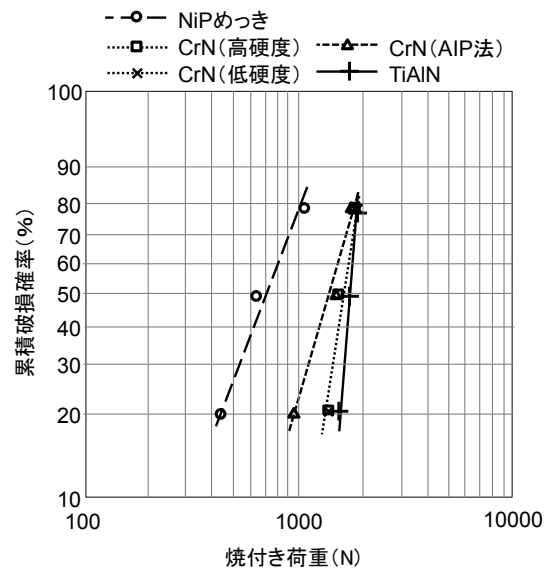


図18 焼き付き荷重のワイブルプロット

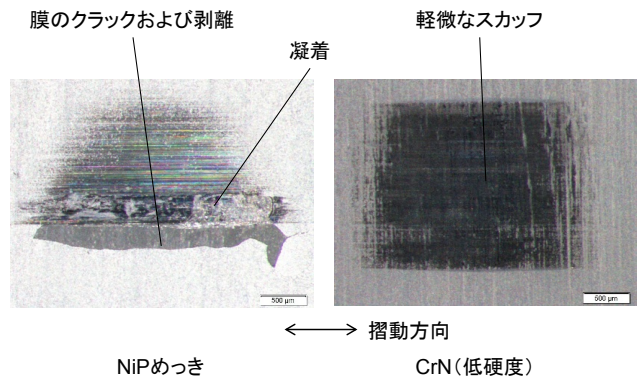


図19 摺動試験後の試験片外観

4-4-2. 内径摺動試験

前述の往復動摺動試験の結果から、CrN(高硬度)、CrN(AIP法)の2仕様について内径摺動試験を行った。図20に、試験後の小端試験片外観と、面粗度計による形状測定結果を示す。CrN(高硬度)では、剥離状の外観を示し、膜厚さにあたる約4umの段差があることから、膜が基材界面で剥離していると考えられる。CrN(AIP法)では、剥離は見られなかった。同じCrN表面処理でも、スパッタ法よりもAIP法の方がイオン化率が高いため、膜の付きまわり性が良く組織が緻密になるこ

とや、窒素ガスとの反応性が高いため硬さが高くなることが知られている^[15]。同様の理由で、今回のAIP法のCrNの方が内径膜の密着性が高くなったものと考えられる。双方とも3um程度の基材の加工目が残留しているため、磨耗は進行していないと考えられる。また、相手材であるピン試験片の磨耗量は、双方とも3um以下であり、固体潤滑皮膜厚さ(5um)よりも小さかった。

ここまで述べてきた往復動摺動試験と内径摺動試験の結果の一覧を表5に示す。摩擦係数、耐摩耗性、耐焼付き性および内径での密着性の観点から、CrN(AIP法)が、チタン製コンロッドにおける表面処理として最適と判断される。

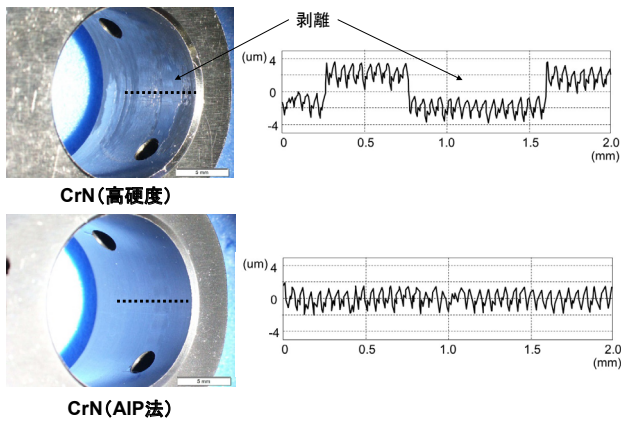


図 20 内径摺動試験後の試験片外観と面粗度計による形状測定結果

表5 試験結果一覧

	膜種	摩擦係数	耐摩耗性	耐焼付き性 (密着性)	内径品質	
	めっき	NiP	B	C	-	
	拡散処理	OD処理	↑	-	(C)	
PVD	スパッタ法	CrN (高硬度)	↑	B	C	
		CrN (低硬度)	↑	C	↑	
	AIP法	CrN	↑	A	↑	A
		TiAlN	C	↑	↑	-
CVD	DLC (a-C:H)	B	-	-	(C)	

A:excellent B:good C:poor

5 おわりに

コストや機能上の課題を対策し、より多くの車種でチタンコンロッドを採用可能とすることを目的として、疲労強度、FS工法適用、熱間加工特性、表面処理について検討を行い、次の知見を得た。

1. Ti-6Al-4V と Ti-5Al-1Fe の 10^7 サイクル疲労強度はほぼ同等で、SCM420より17～18%低い。縦弾性係数も、

- Ti-6Al-4V と Ti-5Al-1Fe は同等で、SCM420より低い。
2. FS 工法適用に際し、脆性破断面を得るために、チタン材は SCM420 よりも高い歪み速度が必要である。Ti-5Al-1Fe は Ti-6Al-4V よりも低いエネルギーで破断できると共に、低い歪み速度で脆性破断面を得られる。
3. Ti-5Al-1Fe では、1223K 以上で熱間鍛造を行えば、SCM420 と同等の型設計ができる可能性がある。また、鍛造時に β 変態点を越えて針状組織になると、元の等軸状組織よりも 10^7 サイクル疲労強度が 16% 低くなる。Ti-5Al-1Fe をコンロッドに適用する際の最適な熱間鍛造温度は、1223K 以上、1283K 未満である。
4. チタン製コンロッドにおける表面処理としては、摩擦係数、耐摩耗性、耐焼付き性および内径での密着性の観点から、CrN (AIP 法) が最適である。

これらの結果から、チタンコンロッドを従来よりも高機能かつ高効率、低コストで生産することが可能になった。本研究を応用したチタンコンロッドは、2014年より量産モーターサイクルYZF-R1(図2)およびYZF-R1M向けとして生産開始されている。

■謝辞

本研究にあたり、多大なるご協力をいただきました新日鐵住金株式会社、株式会社アイ・シー・エス、その他多くの関係者の方々に深く感謝の意を表します。

■参考文献

- [1] 弦間喜和 “自動車部品への軽金属材料の実用化”，軽金属，63(5): 204-208, 2013.
- [2] 湊定美，溝川謙，“中空構造チタンコネクティングロッドの開発”，Honda R&D Technical Review, F1 Special: 241-243, 2009.
- [3] 大隅弘，伊藤健，野々川賢一，水野賀之，“YZF-R7”，Yamaha Motor Technical Review, 28:22-25, 1999.
- [4] 松原敏彦，“快削チタン合金コネクティングロッドの開発”，チタニウム・ジルコニウム，39(4):175-184, 1991.
- [5] 萩原好敏，高橋恭，村上敦，丸井勇治，“二輪車用軽量チタンコンロッド”，Honda R&D Technical Review, 2:229-237, 1990.
- [6] Kubota, T., and Yamagata, H., “Advanced Technology of Automotive Connecting Rod”，Materials Science Forum, 539-543:4850-4854, 2007.
- [7] Kubota, T., and Yamagata, H., “Lightweight and High

Strength Connecting-Rods using Titanium and Steel”, FISITA 2006 Yokohama Conf. F2006M033, 2006.

[8] Kubota, T., Iwasaki, S., Isobe, T., and Koike, T., “Development of Fracture Splitting Method for Case Hardened Connecting Rods”, SAE Technical Paper 2004-32-0064, 2004.

[9] 井上幸一郎, 中村 貞行, “かち割りコンロッド用非調質鋼の開発”, 電気製鋼, 71(1):81-87, 2000.

[10] 大同特殊鋼株式会社, “大同のチタン・チタン合金”, 2004.

[11] 土居航介, “チタン製動弁系部品へのDLC膜適用と密着性評価”, トライボロジー会議予稿集, 2012-9:423-424, 2012.

[12] 藤井秀樹, 前田尚志, “新日鐵住金(株)の独自チタン合金”, 新日鐵住金技報, 106:16-21, 2014.

[13] 川上哲, 藤井秀樹, “Ti-Al-Fe系チタン合金 Super-TIX®51AF 熱間圧延ストリップの開発”, 新日鐵住金技報, 106:66-72, 2014.

[14] Uhara, T., and Kurita, H., “The Effect of Surface Morphology of Cylinder Bore Surface on Anti-Scuffing Property made by High Pressure Die-Casting Process using Hyper-Eutectic Al-Si Alloy”, SAE Technical Paper 2013-32-9046, 2013.

[15] Vetter, J., “An Innovative Approach to New Hybrid Coatings based on HiPIMS Technology”, TIRI+SFSJ Tokyo 7.November, 2012.

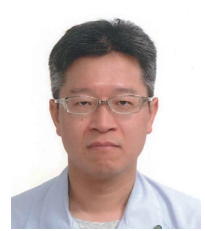
■著者



久保田 剛
Tsuyoshi Kubota
エンジンユニット
コンポーネント統括部
材料技術部



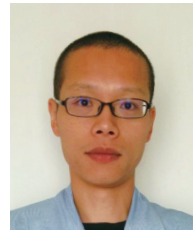
土居 航介
Kosuke Doi
エンジンユニット
コンポーネント統括部
材料技術部



村上 剛
Takeshi Murakami
エンジンユニット
コンポーネント統括部
生産技術部



小島 勇輝
Yuuki Kojima
エンジンユニット
コンポーネント統括部
ユニット技術部



三浦 徹
Tetsu Miura
エンジンユニット
コンポーネント統括部
ユニット技術部