歯付ベルト用コードの引張強度低下*

高橋 秀雄^{*1}, 飯塚 博^{*2}, 高橋 美喜男^{*3}

Reduction of Tensile Strength in Synchronous-Belt Cords

Hideo TAKAHASHI^{*4}, Hiroshi IIZUKA and Mikio TAKAHASHI^{*4} Kisarazu National College of Technology,
2-11-1 Kiyomidai-Higashi, Kisarazu-shi, Chiba, 292-0041 Japan

Reduction of tensile strength in helical cords during bending fatigue was investigated carrying out some experiments, FEM analysis and mechanical analysis. The cords were constructed of stranded glass filaments and Resorcinol-Formalin Latex, and were used in synchronous belts. The stranded glass filaments were de-bonded and the tensile strength was reduced after the bending fatigue. The FEM results showed that the reduction of tensile strength could be explained by the initiation and extension of the de-bonding in the cords. A simplified mechanical model was proposed to explain the reduction of tensile strength of cords.

Key Words: Mechanical Element, Fatigue, Composite Material, Synchronous Belt, Helical Cord, Strength, FEM Analysis, Mechanical Model

1. 緒 言

ゴム系複合材料(FRR)の一つである歯付ベルトは、プーリ間での動力および同期伝達を円滑に行うために、必要な張力とベルト歯のピッチを保持しながら、各プーリに巻きつくための柔軟性を有する必要がある。そこで、プーリ間での引張剛性を保ちつつ、大きな曲げ変形をも許容するために、ファイバなどを撚った抗張体(撚りコード)が挿入されている⁽¹⁾。

著者の一人は、歯付ベルトの疲労破損に関する研究を共同研究者らと行い^{(2)~(6)}、プーリに巻きつく際の撚りコードの屈曲疲労損傷が、ベルトの歯欠けや心線破断を引き起こすことを示した。このことは、歯付ベルトの耐久性向上のためには、撚りコードの引張や曲げに対する力学挙動の把握が重要であることを示している。

また、歯付ベルトにおける実用上の大きな問題の一つとして、使用時間増加に伴う引張強度の低下が経験

的に知られている。この現象に関し、Murakami らは、走行距離の増加に伴う歯付ベルトの引張強度低下を定量的に確認している⁽⁷⁾。すなわち、歯付ベルトの引張強度は抗張体である撚りコードによって保持されていると考えられることから、撚りコードへの疲労破損蓄積に伴う引張強度低下の評価が実用上重要となる。

一方、撚りコードの一つであるロープについては、多くの研究がされており⁽⁸⁾、引張強度については、撚りの効果を加味せずに、単に引張応力のみで評価することの危険性も指摘されている。しかしながら、ゴム系複合材料としての撚りコードを対象とした力学特性に関する検討は、比較的に少ないのが現状である。

著者らはこれまでに、FEM と簡易力学モデルを用いた解析を行い⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁹⁾、コード屈曲によるファイバ軸方向せん断応力が疲労破損を引き起こす主因であることを報告した。そして、この屈曲疲労により生じたファイバ間き裂により、コードの曲げ剛性が低下することを示した⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。また、引張剛性について、撚りコードとエラストマから成る FRR 柱の幾何学的諸元を変更し、FEM と簡易力学モデルを用いた力学解析を行っている⁽¹²⁾。さらに、屈曲疲労に伴って生じたコード内部の損傷による引張剛性低下について、コード引張

* 原稿受付 2000 年 7 月 21 日。

^{*1} 正員, 木更津工業高等専門学校(〒292-0041 木更津市清見台東 2-11-1)。^{*2} 正員, 山形大学工学部(〒992-8510 米沢市城南 4-3-16)。^{*3} 木更津工業高等専門学校。

E-mail: takahasi@m.kisarazu.ac.jp

剛性低下の力学的機構について検討している⁽¹³⁾。

そこで本研究では、歯付ベルトの使用時間増加に伴う引張強度低下について、屈曲疲労によって生じたコード内部の損傷を考慮した簡易力学モデルを提案する。そして、撚りコードの引張強度低下に関する力学的機構について検討し、コードの力学特性と幾何学的諸元との関係について考察する。

2. 実験方法

2.1 引張強度試験 内部に屈曲疲労による損傷を与えたコードの引張強度は、図1に示した屈曲疲労試験を所定の繰返し数まで実施した後に、引張試験を行い求めた。屈曲疲労試験は、滑車の半径を10 mm [曲率0.1(1/mm)]、軸張力を10 Nに設定して実施した。

コードは、直径9 μm のガラス繊維200本の束を3束用いて下撚りされたストランド(直径 $d \approx 0.4$ mm)を、さらに11本上撚りして作られた。試験片はこのコード1本を、ゴム中に挿入して作成したものである。

2.2 FEM解析 FEMの要素分割と境界条件を図2に示す。2.1節に示したように、実際のコードはストランド11本から構成されている。しかし、本研究では、基本的な力学挙動を観察することを目的とし

て、エラストマ中に4本のファイバをらせん状に挿入したモデルを用いた。

解析は、図2(b)に示すような片持ばりの境界条件の下で負荷をかけて実施した。本研究では、計算時間との関連もあり、比較的に安定した結果(漸近値との差が5%程度)が得られたFEMモデルを用いて、以後の計算を行った。コード軸方向分割数は、120層である。応力は、荷重や拘束部の影響が少ない z 軸方向の中央部(60層目)の要素と比較した。

計算に使用した材料定数と幾何学的形状を表1に示す。ファイバは、均一な線形弾性体と仮定した。また、エラストマは、ゴムの代表的なヤング率を持つ線形弾性体とした。コード半径は、実際の自動車用歯付ベルトコードの半径に近い0.5 mmとし、コードピッチ数は、撚り角(75~90 deg.)に応じ、1.0~1.787の範囲で設定した。

歯付ベルト用コードを屈曲疲労させると、コード内部のストランド間にはく離が発生する⁽⁹⁾⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾。そこで、本研究ではそのはく離を、ファイバ間のエラストマ層にき裂が発生・進展することによりモデル化した(図3)。図3中の θ_c はき裂の進展量を表示するき裂角度である。また、 z' は撚ったファイバの軸方向座標である。

なお、本研究ではファイバ数を4本としたモデルで解析したが、ファイバ本数がさらに増加しても、拘束されていた曲げ変形がき裂発生に伴って解放される機

Fig. 1 Schematic model of bending fatigue for helical cords

Fig. 2 Three dimensional FEM model and boundary condition

Table 1 Mechanical properties of cord-components

	Cord	Fiber	Elastomer
Young's modulus	--	1.0×10^5 [MPa]	20 [MPa]
Poisson's ratio	--	0.33	0.4997
Radius	0.5 [mm]	0.165 [mm]	--
Helix radius	0.235 [mm]	--	--
Helix angle	78.08 [deg.]	--	--

Fig. 3 Damaged model by initiation of crack between fibers

構に差はないと考えられる。

3. 実験結果

3.1 引張強度低下の測定結果 図4に、屈曲疲労の繰返し数と引張強度低下の関係を示す。縦軸は、疲労損傷を受けていないコードの破断荷重 P_0 を用いて無次元化した破断荷重である。図4から明らかなように、引張強度は屈曲回数が 10^5 回程度までは変化せず、その後 10^6 回程度より急激に減少し、最終的には、初期の値の40%程度にまで低下する。

屈曲疲労試験後のコード断面を観察すると、疲労繰返し数が 10^3 回程度でコード中心付近のストランド界面にはく離が発生し、その後、屈曲疲労回数の増加に伴い進展するのが認められた⁽²⁾⁽¹³⁾。一方、ストランドを構成する600本のガラス繊維については、屈曲疲労の繰返し数が 10^3 回程度で数10本程度の局部的な破断が認められた。しかし、そのガラス繊維の破断は局部的であり、約 10^6 回を過ぎてもその本数が大きく増加することはない⁽¹⁶⁾。したがって、この局部的なガラス繊維の破断は、引張強度低下の主因ではないと考えられる。

3.2 FEM解析結果 図3に示したき裂発生・進展モデルを用いたFEM解析結果の一例を図5に示す。縦軸は、き裂がある場合のファイバに生じる最大応力 ($\sigma_{\max}$) を、き裂がない場合のファイバに生じる最大応力 ($\sigma_{\max 0}$) で無次元化した最大応力である。き裂が発生すると、この最大応力は緩やかに増加し、き裂角度 θ_c (図3参照) が 60° を越えると急激に増加する。表1に示した定数を用いた場合には、き裂角度が 90° になると、ファイバの最大応力が初期値の2.8倍程度まで増加する。

Fig.4 Reduction of relative breaking load during fatigue

以上の結果から、コード内部に発生したき裂がある程度進展するまではファイバの引張強度はき裂進展に対して鈍感であり、き裂が十分進展すると急激に敏感になることがわかる。このような現象は、図4に示した実験結果と良い相関関係にある。

次に、き裂の有無によるファイバ断面上の応力状態を検討する。図6に、ファイバ部のミーゼスの相当応力分布を示す。図6(a)、(b)は、それぞれ図3のき裂角度 θ_c が 0° (き裂なし) と 90° の場合である。き裂の発生により、ファイバの内側が高い応力状態になっている。一方、外側の応力は逆に減少している。このFEM解析結果より、き裂発生に伴ってファイバはコード中心から外側に向かって、すなわち曲率半径 ρ を増加させるような曲げモーメントが発生したことが考えられる⁽¹⁴⁾。

4. 考察

4.1 曲げモーメントの発生 ここで、図6に示したような曲げ応力を発生させる曲げモーメントの推定を行う。き裂発生によるファイバのピッチ円半径変

Fig.5 FEM calculation results on change of maximum stress by initiation of crack between fibers

Fig.6 Stress contour for fibers

化は、以下に示す4条件を連立させることにより評価できる⁽¹²⁾⁽¹³⁾。すなわち、

- (1) ファイバ長さ l 、コード長さ L 、およびファイバピッチ円半径 R 間で成立するピタゴラスの定理。
- (2) コード内部に閉じ込められたエラストマの非圧縮性。
- (3) ファイバに作用する各種荷重によって生じるファイバの伸び。
- (4) ファイバに作用する曲げモーメントによる変位とエラストマからの抵抗力による変位の釣り合い。

これらの条件によりファイバの曲率半径変化を求めると、前報⁽¹³⁾に示したように

$$\delta_{\text{mean}} = \frac{5l^2 PR \sin \alpha}{240EI + kl^4} \quad (1)$$

ここで、 E, I はそれぞれファイバのヤング率と断面二次モーメントであり、 P および α は引張荷重および撓り角である。また、 k はエラストマのばね定数であり、 $k = E_r(R - 2r \sin \theta_c)/(R - r)$ である。この k の式は、ファイバとコード中心を結び付けているエラストマ部の幅 $(R - \sqrt{2}r \sin \theta_c)$ に基づいている。ただし、 E_r, r は、エラストマのヤング率およびファイバ半径である。

このき裂発生・進展に伴うファイバの曲率半径変化 δ_{mean} により、それまで拘束されていた曲げモーメント $PR \sin \alpha$ (図7参照) が徐々に解放され、図6に示したようなファイバ断面の応力変化が生じると考える。さらに、図8に示すように曲率変径 ρ が ρ' に変化したとすれば、

$$\frac{\rho}{\rho'} = \frac{R}{R + \delta_{\text{mean}}} = 1 - \frac{M}{A\rho E\kappa} = 1 - \frac{M \cos^2 \alpha}{AER\kappa} \quad (2)$$

となる。

これより、解放モーメント M は

$$M = \frac{\delta_{\text{mean}}}{R + \delta_{\text{mean}}} \frac{ARE\kappa}{\cos^2 \alpha} \quad (3)$$

ここで式(3)に式(1)を代入して整理すると、

$$M = \frac{5Pl^2 \sin \alpha}{(240EI + kl^4 + 5Pl^2 \sin \alpha)} \frac{ARE\kappa}{\cos^2 \alpha} \quad (4)$$

次に、図7に示すファイバを曲りはりに近似すると、ファイバ断面上の応力は次式となる⁽¹⁷⁾。

$$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M}{A\rho} \left(\frac{1}{\kappa} \frac{y'}{(\rho - y')} - 1 \right) = \frac{N}{A} - \frac{M}{A\rho} + \frac{M}{A\rho\kappa} \frac{y'}{(\rho - y')} \quad (5)$$

ここで、 N, A はそれぞれ曲りはりの軸力および断面積であり、 κ は断面係数である。

Fig. 7 Definition of radius of curvature, ρ

Fig. 8 Bending moment and radius of curvature change

さらに、この式(5)に式(4)を代入し、 $N = P \sin \alpha$, $A = \pi r^2$, $\rho = R / \cos^2 \alpha$, $y' = r$ を考慮すると、最大応力 σ_{max} は、

$$\sigma_{\text{max}} = \frac{P \sin \alpha}{\pi r^2} \left[1 + \frac{5l^2 \pi r^2 E}{240EI + kl^4 + 5Pl^2 \sin \alpha} \times \left(\frac{r \cos^2 \alpha}{R - r \cos^2 \alpha} - \kappa \right) \right] \quad (6)$$

となる。

4・2 解析結果とFEM結果の比較 図9に、き裂がない場合のファイバ最大応力 $(\sigma_{\text{max}})_0$ で無次元化した最大応力と、き裂角度 θ_c の関係を示す。図9中の○印は図5に示したFEM解析結果である。この図は、ファイバ間にき裂が発生・進展するに伴って生じるファイバの応力変化(強度変化)の傾向を示したものである。き裂の有無がファイバ応力に大きく影響することがわかる。また、FEM解析結果と力学解析の結果は、ほぼ同一の特性を示している。

図10は、式(6)により求めたき裂角度 θ_c が 90° のときのファイバ最大応力 $(\sigma_{\text{max}})_{90}$ をき裂がない場合のファイバ応力の最大値 $(\sigma_{\text{max}})_0$ により無次元化した最

大応力と撓り角 α の関係である。力学モデルによる解析結果と FEM による結果が、よく一致している。 α 減少に伴いファイバ最大応力の α 依存性が増している。

図 11 は、前述の無次元化した最大応力とファイバ半径 r の関係である。 r の増加に伴い最大応力も増加することがわかる。また、FEM による結果とよい相関が認められる。この結果は、ファイバピッチ円半径 R が固定されている場合には、 r の増加に伴い、き裂がコード中央部のエラストマ領域に相対的に深く入り込むことに関連している。したがって、 r が増加するとコード中央部のエラストマによる拘束が解かれやすくなり、解放モーメントが大きく現れることになる。

図 12 にファイバピッチ円半径 R の影響を示す。最大応力は、 R の増加に伴って減少する。これは、前述

のように、 r を固定した解析結果であるために、 R が増加するとコード中央部のエラストマがき裂の影響を受けにくくなることに関連している。このために、エラストマによるファイバの拘束が保たれ、それほどモーメントが解放されないことを示している。

4.3 破損発生とコードの力学特性 4.2 節に示した解析結果より、ファイバ半径 r が小さいほど、き裂発生に伴う曲げ応力増分が少ない(図 11)。また、ファイバピッチ円半径 R が大きい場合も同様である(図 12)。さらに、前報⁽¹³⁾の結果から、引張剛性においても同様の傾向が認められている。したがって、き裂発生に伴う引張剛性や強度の低下を抑制するためには、 r を小さくし、 R を大きくしたほうがよいことがわかる。これは、結局、エラストマによるファイバの変形拘束を保つことを意味する。

また、撓り角 α に関しては、すでに報告したように⁽¹²⁾、き裂がない場合は、 α の減少に伴ってコード軸

Fig. 9 Relationship between relative maximum stress and crack extension angle. $r=0.165$ mm and $R=0.235$ mm

Fig. 10 Effect of helical angle on relative maximum stress. $r=0.165$ mm, $R=0.235$ mm and $P=100$ N/fiber

Fig. 11 Effect of fiber radius on relative maximum stress. $\alpha=78.08$ deg., $R=0.235$ mm and $P=100$ N/fiber

Fig. 12 Effect of pitch circle diameter on relative maximum stress. $\alpha=78.08$ deg., $r=0.165$ mm and $P=100$ N/fiber

方向ひずみが緩やかに増加する。すなわち、き裂がない場合には引張剛性に対する α の依存性は小さい。しかし、き裂発生に伴いその依存性は徐々に現れ、 θ_c が 90° になると引張剛性低下に対する α 依存性が顕著に現れる⁽¹³⁾。また、引張応力の増加も著しい(図10)。引張剛性低下や引張応力増加が比較的にかさい領域は、 α がほぼ 80° 以上の領域に限定される。

一方、き裂の発生の主因は、屈曲に伴いファイバ界面に生じるせん断応力である⁽⁹⁾。このせん断応力は、 r と R に比例し、 α の余弦(cosine)に反比例する。したがって、き裂が発生しにくいコードの幾何学的条件は、 r と R が小さく、 α が 80° 以下である。

ここで、曲げ剛性が初期き裂(θ_c が小さい領域)に敏感であること⁽¹⁰⁾も考慮すれば、き裂が発生しにくい条件が歯付ベルト用コードにおいては最も重要である。しかしながら、実際問題として、き裂の発生・進展が避けられない場合も考慮すれば、 α を 80° 程度とし、き裂が十分進展してもコード中央部のエラストマによるファイバの変形に対する拘束が保たれるような幾何学的条件が好ましい。

5. 結 言

歯付ベルトに使用されているコードは、屈曲疲労によって内部にはく離が発生する。その内部損傷の発生に伴う引張強度低下の力学的機構について検討した。その結果、以下に示すような結言を得た。

(1) 疲労き裂発生に伴う曲げモーメントの解放に基づく力学モデルを用いて、コードの引張強度低下を説明することができた。

(2) 解析結果は、FEMによる数値計算結果と良い相関を示した。また、コードの引張強度低下に関する実験結果の傾向を説明することができた。

(3) コード中央部のエラストマによるファイバ変形の拘束が、コードの引張強度に大きく影響を及ぼすことがわかった。

(4) コード内部に破損が発生しにくく、また、破損が発生しても剛性と強度が低下しにくい幾何学的構成は、ファイバ半径を小さくし、撚り角を 80° 程度とすればよいことがわかった。

本研究の考察に関して Gerbert 教授(Chalmers University of Technology, Sweden)にご議論いただいた。また、使用した試験片の製作には、三ツ星ベルト(株)のご協力をいただいた。さらに、本研究の一部は、平成11年度科学研究費[基盤研究(C)]によって遂行された。謝意を表する。

文 献

- (1) 日本機械学会編, 先端複合材料 (1990), 147, 技報堂.
- (2) 飯塚博・堤慎哉・渡辺一実・真下智司, 日ゴム協誌, 67 (1994), 714-720.
- (3) 飯塚博・堤慎哉・渡辺一実・真下智司・大迫信隆, 日ゴム協誌, 68 (1995), 559-566.
- (4) 飯塚博・堤慎哉・渡辺一実・真下智司・大迫信隆, 日ゴム協誌, 69 (1996), 55-61.
- (5) Iizuka, H. and Gerbert, G., Proceedings of the 7th International Power Transmission and Gearing Conference, ASME (1996), 319-325.
- (6) Iizuka, H., Gerbert, G. and Childs, T. H. C., Trans. ASME, J. Machine Design, 121 (1999), 280-288.
- (7) Murakami, Y., Watanabe, M. and Ohsawa, N., SAE Tech. Paper, 880415 (1988).
- (8) たとえば, 会田俊夫・佐藤進, ワイヤロープ便覧, ワイヤロープ便覧編集委員会編 (1967), 356-359 (白亜書房).
- (9) 飯塚博・高橋秀雄, 日ゴム協誌, 71-1 (1998), 27-32.
- (10) 飯塚博・高橋秀雄・手塚俊夫, 機論, 65-635, C (1999), 336-342.
- (11) Iizuka, H. and Takahashi, H., Key Engng. Mater., 137 (1998), 163-170.
- (12) 高橋秀雄・飯塚博・高橋美喜男・玉田聡, 機論, 66-651, C (2000), 3690-3697.
- (13) 高橋秀雄・飯塚博・手塚俊夫・高橋美喜男, 機論, 66-651, C (2000), 3698-3704.
- (14) Iizuka, H., Watanabe, K. and Mashimo, S., Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct., 17 (1994), 783-790.
- (15) 飯塚博, 日ゴム協誌, 70-12 (1997), 715-721.
- (16) 太田勝祥・飯塚博, 自動車技術会講演前刷集 (1999), 23-24.
- (17) たとえば, 中原一郎, 材料力学上巻 (1965), 195-208 (養賢堂).