

ゴムブロックの氷上摩擦特性予測技術（第2報） —摩擦特性に対するサイペッジ密度、ブロック剛性の影響—

Prediction methodology which represents friction properties of rubber block on ice (Part 2)
—Effects of sipe-edge density and block stiffness on friction properties—

ブリヂストン（正）*松本 浩幸 （正）畠中 慎太郎 （非）野村 洋 （非）神藏 貴久

Hiroyuki Matsumoto, Shintaro Hatanaka, Hiroshi Nomura, Takahisa Kamikura

Bridgestone Corporation

1. はじめに

自動車用冬タイヤの主力であるスタッドレスタイヤの、安全・安心に直結する雪氷性能、とりわけ摩擦係数が低い氷上性能の更なる向上を実現するには、直接見ることができないタイヤと氷の摩擦面の状態を予測解析して摩擦面における現象・メカニズムの理解を進めることができない。タイヤ接地面の形状や接地圧分布、接地面の溝や細い切込み（サイペ）配置など、タイヤの各種設計因子の寄与・効果を分析して改良方向を検討するには、凝着摩擦、流体潤滑（水膜の粘性抵抗）、サイペッジの掘起し抵抗など、氷上摩擦力発生の各要因を包含した予測手法の構築が必要となる。そこで、ゴムブロックと氷の基本的な摩擦特性を2次元簡易モデルで模式的に表す予測手法の検討を行い、前報¹⁾で報告した。

前報では氷上摩擦特性予測の基本的な考え方と基礎的な特性の予測式を提示することを主眼としたため、ブロックモデルは簡易的に摩擦力による変形（曲げ+せん断変形）がない剛体、且つサイペのない単一ブロックのモデルとし、サイペの効果やブロック変形の影響は考慮していない。そこで、前報の検討にサイペッジの掘起し抵抗、ブロック変形に起因する接地面積・接地圧分布の変化の影響に関する検討を加え、トレッドパターンやサイペ配置などタイヤ設計要素の改良と効果予測・最適化、さらには摩擦特性向上の新たな着眼探索に活かせるよう拡張した。

2. 氷上摩擦特性予測解析の基本概念

氷上摩擦の構成要因を、①タイヤ接地面と氷の直接接触による凝着摩擦、②氷路面上の水膜を介した流体潤滑（水膜の粘性抵抗）、③ブロックやサイペのエッジによる氷の掘起し抵抗、の3つと考え、ゴムブロック全体の氷上摩擦力をこれらの複合としてFig. 1に示す2次元モデルで表す。

初期温度 T_0 の氷表面には初期状態では水膜が存在せず、摩擦熱は氷内部への熱伝導と氷表面の温度上昇をもたらし、氷表面温度 T_s が0°Cに達した後は氷の融解熱になる。氷表面温度 T_s が摩擦熱により0°Cに達するまでは凝着摩擦、その後は流体潤滑となる。

特に、本報告ではゴムブロックをサイペで区切られた小ブロックが連成したブロックモデルとし、サイペッジによる氷路面の掘起し・表層除去の効果や、ブロック変形（曲げ+せん断変形）による接地面の部分的な浮き上がりの影響を考慮することで、エッジ密度やブロック剛性の影響を検討できるようにした。

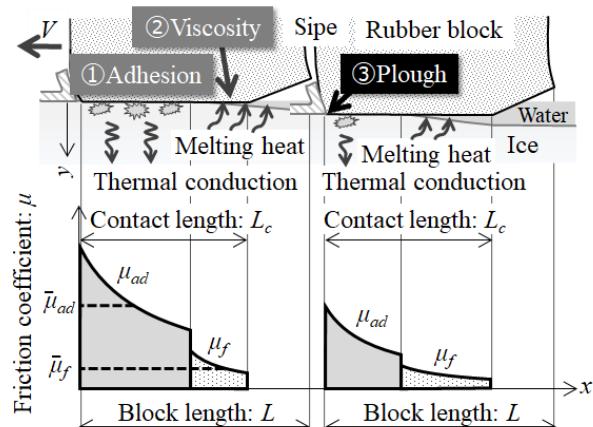


Fig. 1 Conceptual diagram of friction surface

3. ブロックの接地状態と摩擦係数に対するサイペ間隔の影響

氷路面上で実車制動試験を行い摩擦係数に対するサイペ間隔の影響を調べた。長さ53×幅30mm矩形ブロックパターンの試作タイヤを用い、初速度20km/hの制動距離から摩擦係数を換算した。

Fig. 2に示すように、タイヤの平均接地圧の目安となる空気圧（Inflation pressure）が300kPa、500kPaいずれの条件でも、サイペ間隔8mm前後で摩擦係数 μ が最大となる結果を得た。

試験後の氷表面に残ったタイヤの接地痕跡の観察結果をFig. 3に示す。 μ が最大となるサイペ間隔8mmよりサイペ密度が高いサイペ間隔4mmではブロックのエッジ部しか接地しておらず、サイペ過多によるブロック曲げ剛性低下が実接地面積低下をもたらし μ 低下に至ったと考えられる。サイペ間隔4mmで深さ h を8mm

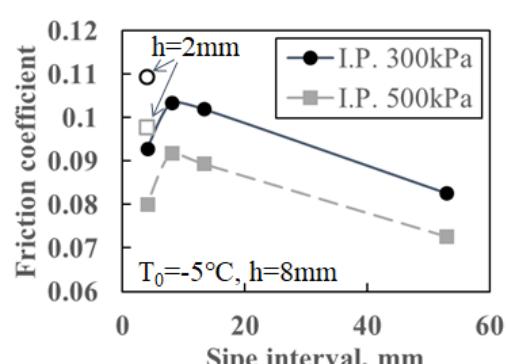


Fig. 2 Effects of sipe interval on friction coefficient

から 2mm に浅くすると μ が向上するのは、この曲げ剛性を補完した効果と考えられる。一方、 μ が最大となるサイプ間隔 8mm より低密度のサイプ間隔 13.3mm ではブロック表面がほぼ全面接地しており、サイプ部に融水の滞留跡が見られる。以上から、サイプ密度には氷表層・水膜の除去効果、ブロック剛性・実接地面積と関連して適値があることが示唆される。

4. 弾性ブロックモデル

上記の観察結果を基に、タイヤの氷上摩擦特性に対する主要な設計因子であるサイプ密度とブロック剛性・実接地面積の影響を簡易ブロックモデルで表現して予測解析に組み込む検討を行った。

Fig. 4 に示すような摩擦条件下のゴムブロックを片持ち梁と見做すと、材料力学に関する多くの書籍^{2)~4)}他等に記載の通り、摩擦力 F によるブロック接地面の傾斜角 θ は次式となる。

$$\theta = \frac{FH^2}{2E'I} + \frac{k_1 F}{AG_s} = \frac{3}{E'} \frac{F}{bL} \left(\frac{2H^2}{L^2} + k_1 \right) \quad (1)$$

従って、傾斜角 θ に対するブロック剛性 G_θ は、

$$G_\theta = \frac{F}{\theta} = \frac{E'bL}{3} \frac{1}{\frac{2H^2}{L^2} + k_1} \quad (2)$$

また、横変位量 δ に対するブロック剛性 G_δ は、変位量が微小で路面反力により接地面の浮き上がりが抑えられる場合、次式となる。

$$G_\delta = \frac{F}{\delta} = \frac{E'bL}{3H} \frac{1}{\frac{H^2}{L^2} + k_1} \quad (3)$$

ここで、 F ：ブロックに働く摩擦力、 E' ：ゴムの縦弾性率、 I ：断面二次モーメント、 G_s ：ゴムの横弾性率で、ポワソン比 $\nu = 0.49$ の場合 $G_s \approx E'/3$ ⁵⁾。 H ：ブロック高さ、 L ：ブロック長、 b ：ブロック幅。また、矩形ブロックの場合、接地面積 $A = bL$ 、 $I = bL^3/12$ 、 $k_1 = 3/2$ 。

ブロックの圧縮弾性率を E_c 、ブロック 1 個あたりの垂直荷重を W 、変形前の平均接地圧を P_0 とすると、 $W = P_0 bL$ 。一方、ブロック先端エッジから距離 x の微小部分 dx の圧縮歪は $\theta(L_c-x)/H$ なので、変形後の接地圧 P_c 、垂直荷重 W は、

$$P_c = E_c \theta \frac{L_c-x}{H} = E_c \frac{F}{G_\theta} \frac{L_c-x}{H} = E_c \frac{\mu P_0 bL}{G_\theta} \frac{L_c-x}{H} \quad (4)$$

$$W = \int_0^{L_c} P_c b dx = \int_0^{L_c} E_c \theta \frac{L_c-x}{H} b dx = E_c \theta b \frac{L_c^2}{2H} \quad (5)$$

従い、摩擦力 F によりブロックが曲げ変形して接地面が浮き上がりを生じたときの接地長さ L_c は次式となる。

$$L_c = \left(\frac{2H \cdot W}{E_c b} \frac{1}{\theta} \right)^{\frac{1}{2}} = \left(\frac{2H \cdot W}{E_c b} \frac{G_\theta}{F} \right)^{\frac{1}{2}} = \left(\frac{2H G_\theta}{E_c b} \frac{1}{\mu} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

5. サイプエッジによる氷表面掘起しの寄与

機械工学の切削理論⁶⁾をもとに、サイプエッジによる氷の掘起し抵抗を求める。Fig. 5 に示す 2 次元切削の力の釣合いを考える。ここで、 α ：すくい角、 β ：摩擦角、 Φ ：剪断角、 R ：表面破壊抵抗力、 F ：すくい面摩擦力、 N ：すくい面垂直力、 L_e ：エッジ長さ、 d ：掘起し深さ、 τ_s ：氷の掘起せん断強さ。

掘起し抵抗力 F_h は、

$$F_h = R \cos(\beta - \alpha) \quad (7)$$

$$R = \frac{F_s}{\cos(\Phi + \beta - \alpha)} = \frac{\tau_s L_e d}{\sin \Phi \cdot \cos(\Phi + \beta - \alpha)} \quad (8)$$

氷の場合、すくい面の摩擦力は非常に小さく摩擦角 $\beta \approx 0$ と考えられる。

また、直角エッジの場合、 $\alpha = 0$ で剪断角 $\Phi = \pi/4$ となる⁶⁾から、エッジによる氷の掘起し抵抗力 F_h は次式で与えられる。

$$F_h = 2\tau_s L_e d \quad (9)$$

上式より、掘起し抵抗力 F_h は掘起し深さ d に比例すると考えられる。そこで、ブロックサンプルが摩擦したときの氷の掘起し深さと摩擦係数との関連を実験的に調べた。

Fig. 6 は、有効直径 900mm の円盤型氷路面にブロックサンプルを押付けるターンテーブル式試験機で、エッジ圧力の異なる各種ブロックサンプルの摩擦前後の氷表面高さの差を非接触変位計で計測して掘起し深さ d とし、摩擦係数との関係を調べたものである。但し、掘起し深さ d には摩擦熱による氷の融解量が含まれる。

「式(9)」より、掘起し深さ d に比例する μ 増分を「掘起し抵抗」

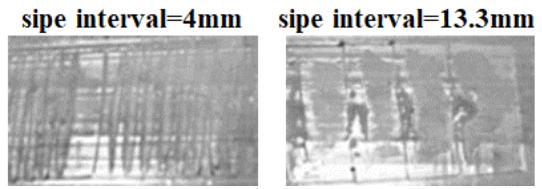


Fig. 3 Footprint of tire on ice surface

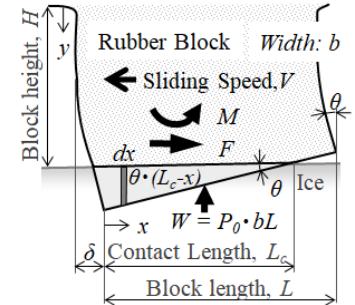


Fig. 4 Elastic block model

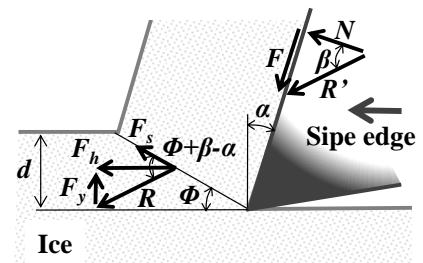


Fig. 5 Force balance of 2-D cutting

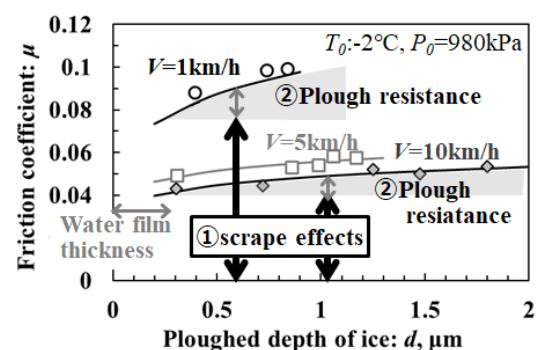


Fig. 6 2 factors of sipe effects on μ

と仮定すると、サイプエッジによる μ 増大効果は、① d が微量でも氷表層を除去することで μ 増大する「表層除去効果」、② d に比例する「掘起し抵抗」、に分離できる。氷上 μ は d が $0.3\mu\text{m}$ 程度の微量でも大幅に向上するが、 d が更に深くなてもさほど増大しない。このことから、サイプエッジの効果は「表層除去効果」が主体であり、また、「表層除去効果」は「掘起し抵抗」とは異なり、先行ブロックの摩擦熱により温度上昇して τ_s が低下した氷表層や融解した水膜を後続ブロックの摩擦直前にサイプエッジが除去することにより、後続ブロックの凝着率と凝着 μ 、流体潤滑 μ_f （流体粘性抵抗）を増大する効果であるとの仮説を立てることができる。

6. 摩擦特性予測式へのサイプエッジ効果、ブロック変形の影響組込み

以上の検討結果より、サイプエッジによる氷上 μ 向上効果を上記の「表層除去効果」として、前述のブロック変形に伴う接地面積・接地面圧分布変化の影響と併せて、サイプで区切られた複数の小ブロックが連成するブロックモデルの摩擦特性予測式に組込んだ。

ここで、摩擦特性予測に関連する主要な式として「式(10)」～「式(18)」を第1報¹⁾より引用する。

凝着摩擦係数 μ_{ad} の接地面圧依存性を比例定数 k と指数 n を用いて「式(10)」で、また、ゴムと氷界面のせん断強さ s の温度依存性を氷の表面温度 $T_s = 0^\circ\text{C}$ でのせん断強さ s_0 と s の温度勾配 ε を用いて「式(11)」で表す。

$$\mu_{ad} = k s P^{n-1} \quad (10)$$

$$s = s_0 + \varepsilon \cdot T_s \quad (11)$$

上式より、凝着域の摩擦係数 μ_{ad} は氷の表面温度 T_s と接地面圧 P に依存し、接地面圧の関数である E を μ_{ad} の温度勾配、同じく接地面圧の関数である μ_{ad0} を $T_s = 0^\circ\text{C}$ での μ_{ad} として次式で表す。

$$\mu_{ad} = k s_0 P^{n-1} + \varepsilon k P^{n-1} \cdot T_s = \mu_{ad0}(P) + E(P) \cdot T_s \quad (12)$$

また、凝着域における摩擦面の氷表面温度 T_s の予測式は次式となる。

$$T_s = \frac{x^{-\frac{1}{2}}}{KE} \left(T_0 + \frac{\mu_{ad0}}{E} \right) \left(e^{KEx^{\frac{1}{2}}} - 1 \right) - \frac{\mu_{ad0}}{E} \quad (13)$$

$$K = \frac{P}{J} \sqrt{\frac{\pi V}{c\rho\lambda}} \quad (14)$$

ここで、 J ：熱の仕事当量、 c ：氷の比熱、 ρ ：氷の密度、 λ ：氷の熱伝導率、 η ：水の粘性係数。

流体潤滑域の摩擦係数 μ_f は、水膜厚さ h が側方排水等の影響により一定割合で減少すると仮定した水膜減少率を r 、修正水膜厚さ h_c を $h_c = h \times r$ として次式で表す。

$$h_c = \left\{ \frac{2\eta V}{\rho J R} (x - L_{ad}) \right\}^{\frac{1}{2}} \times r \quad (15)$$

$$\mu_f = \frac{\eta V}{P} \frac{1}{h_c} \quad (16)$$

ブロック摩擦面全体の摩擦係数 μ を凝着域の摩擦係数 μ_{ad} と流体潤滑域の摩擦係数 μ_f の複合として「式(17)」で表す。ここで、 L_{ad} は凝着域長さ、 L はブロックの接地面長さ。また、凝着率（凝着面積率） α を「式(18)」で定義する。

$$\mu = \frac{1}{L} \int_0^{L_{ad}} \mu_{ad} dx + \frac{1}{L} \int_{L_{ad}}^L \mu_f dx = \alpha \mu_{ad} + (1 - \alpha) \mu_f \quad (17)$$

$$\alpha = \frac{L_{ad}}{L} \quad (18)$$

以上の「式(10)」～「式(18)」を用いてサイプエッジの効果を組み込んだ摩擦特性予測式を導出する。

サイプエッジ部の局所的接地面圧をエッジ圧 P_e とする。摩擦面の氷表層は深さ方向に温度勾配を持ち、深さ d が増すほど氷温が低下して氷のせん断強さ s が増す。 $P_e \times$ 係数 β が s と見あう深さ d までエッジが氷表層を掘起すると仮定すると、「式(11)」の s と $P_e \times \beta$ を等しいと置いて、エッジが掘起した後の氷表面温度 T_e は次式で与えられる。

$$T_e = \frac{P_e \times \beta - s_0}{\varepsilon} \quad (19)$$

エッジが掘起した後、氷表面温度が T_e となった状態で後続ブロックが摩擦する。この状態は、摩擦面の氷表面温度 T_s を表す「式(13)」において $T_s = T_e$ となる $x = x_e$ から摩擦を開始するものと考えることができる。即ち、先頭ブロックでは凝着域 L_{ad} はブロック先端エッジ $x = 0$ から $T_s = 0^\circ\text{C}$ となる $x = x_e$ まで、流体潤滑域 L_f は $x = x_e$ から接地面終端 $x = L_c$ までとなるのに対し、後続ブロックでは Fig. 7 に示すように、凝着域 L_{ad} は $x = x_e$ から $x = x_e + L_c$ まで、流体潤滑域 L_f は $x = x_e + L_c$ から $x = x_e + L$ までと考えることができる。

以上に加え、前述の摩擦力によるブロック曲げ変形に伴う接地面長さの減少と接地面圧の変化を摩擦係数予測式に組み込む。これらの影響としては、①接地面圧増大に伴う摩擦力増大・氷温上昇による凝着域への影響 (μ_{ad} と L_{ad} の低下)、②接地面圧増大による流体潤滑域への影響 (水膜厚さ h 増大、 μ_f 低

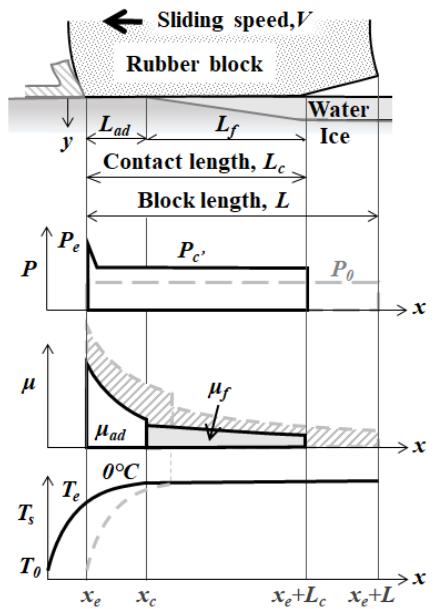


Fig.7 Contact area of trailing block

下), ③接地長さ L_c の減少による摩擦領域の縮小, であり, 関連する予測式の積分範囲に各領域の上記範囲を適用し, ブロック変形を考慮した接地長さ L_c と接地圧 P_c を用いて以下の式を得る.

摩擦面各領域の境界となる x_c や x_e , 凝着域の摩擦係数 μ_{ad} を算出する基となる氷表面温度 T_s の予測式「式(13)」は, 「式(14)」の K に替えて K_c を用いた次式を用いる.

$$T_s = \frac{x_c^{-\frac{1}{2}}}{K_c E} \left(T_0 + \frac{\mu_{ad0}}{E} \right) \left(e^{K_c E x_c^{\frac{1}{2}}} - 1 \right) - \frac{\mu_{ad0}}{E} \quad (20)$$

$$K_c = \frac{P_c}{J} \sqrt{\frac{\pi V}{c \rho \lambda}} \quad (21)$$

摩擦係数を算出する「式(17)」の右辺第1項の凝着域と第2項の流体潤滑域, 夫々の領域における摩擦係数の積分値は, 先頭ブロックでは次式,

$$\alpha \bar{\mu}_{ad} = \frac{1}{L} \int_0^{x_c} \mu_{ad} dx = \frac{1}{L} \int_0^{x_c} (\mu_{ad0} + E \cdot T_s) dx \quad (22)$$

$$(1 - \alpha) \bar{\mu}_{fc} = \frac{1}{L} \int_{x_c}^{L_c} \mu_{fc} dx = \frac{1}{L} \eta V \int_{x_c}^{L_c} \frac{1}{P_c \cdot h_c} dx \quad (23)$$

後続ブロックでは次式となる.

$$\alpha \bar{\mu}_{ad} = \frac{1}{L} \int_{x_e}^{x_c} \mu_{ad} dx = \frac{1}{L} \int_{x_e}^{x_c} (\mu_{ad0} + E \cdot T_s) dx \quad (24)$$

$$(1 - \alpha) \bar{\mu}_{fc} = \frac{1}{L} \int_{x_c}^{x_e+L_c} \mu_{fc} dx = \frac{1}{L} \eta V \int_{x_c}^{x_e+L_c} \frac{1}{P_c \cdot h_c} dx \quad (25)$$

ブロック変形を考慮した接地長さ「式(6)」 L_c を「式(23)」, 「式(25)」に代入しても収束計算を行うことで解を得ることができるが, ブロックモデルの変形を厳密に考慮した接地圧「式(4)」 P_c は最終的な計算結果である μ に加え変数 x を含むため, P_c を「式(21)」に代入すると K_c が μ と x の関数となり K_c を用いる「式(20)」 T_s が複雑になるため, 解くことが非常に困難になる.

一方で, 摩擦時のブロック接地圧分布を計測して接地圧偏差の度合いを確認したところ, Fig. 8 に示すような結果となった. Fig. 8 は前述のターンテーブル式試験機を用い, 氷路面の中に圧力センサーを埋め込み摩擦時のブロックサンプル接地圧分布を計測した結果の一例である. 比較的小変形の場合, サイプ部分でエッジによる接地圧段差は生じるもの, 接地圧分布は比較的平坦であることが分かる.

そこで, Fig. 7 に示すようにエッジ部圧力は高く, 接地面の部分的浮き上がりによる接地長さ減少に伴う接地圧増大のみ考慮して接地長さの中で平坦な分布となる次式の接地圧 P_c' をブロック変形後の接地圧として, 「式(21)」, 「式(23)」, 「式(25)」の P_c の代りに適用した.

$$P_c' = P_0 \frac{L}{L_c} \quad (26)$$

7. 予測計算結果

以上の予測式と仮定を用いて摩擦特性 ($\mu - V$ 特性) に対するサイプ密度やブロック剛性の影響の予測計算を行い, 一部の結果についてブロックサンプルによる μ 計測結果と比較した.

ここで, Fig. 8 の結果より, 標準的な乗用車用タイヤの平均接地圧 $P_0 = 250$ kPa に対して, エッジ圧は約 1 割増しと仮定して $P_e = 280$ kPa とした. また, エッジ圧 P_e と氷のせん断強さ s との比に相当する係数 β は実験的には計測できていない. しかし, エッジ圧による食込みに対する氷の抗力の指標としてブリネル硬さを用い, せん断強さ s との比を取るのが妥当と考える. ここで, F_p : 挖起し力, A^* : 挖起し断面積, p : 挖起し強さとして, $F_p = A^* \times p$ とされる⁷⁾ので, この式と「式(9)」との比較より, 氷の掘起せん断強さ τ_s と掘起し強さ p の関係は $\tau_s = 0.5p$ となる. また, 掘起し強さ p はブリネル硬さよりわずかに大きいとの知見⁸⁾もあり, 当該文献によるとブリネル硬さが p より 10%ほど低いので, せん断強さ τ_s と見合うブリネル硬さは $0.5p$ より約 1 割小さいことになる. これらから, エッジ圧 P_e の係数 β を暫定的に $\beta = 0.45$ とした. また, ゴムの縦弾性率 E' の文献値⁹⁾は 1.5~5 MPa であるが, 冬用タイヤのゴムに相当する 0°C付近の値として $E' = 2.2$ MPa を用いた.

7.1 摩擦係数に対するサイプ密度の影響

氷上 μ に対するサイプ密度の影響を Fig. 9 に示す. プロットは前述のターンテーブル式試験機による実験値である. 実験用ブロックサンプルには当社現行スタッドレスタイヤのト

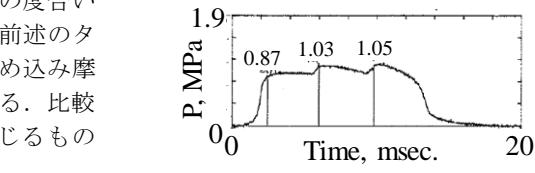


Fig. 8 Contact pressure distribution of sliding rubber block
($T_0 = -2^\circ\text{C}$, $P_0 = 0.98$ MPa, Total BL = 28mm, 2sipes, $h = 10$ mm, $V = 10$ km/h, $\mu = 0.05$)

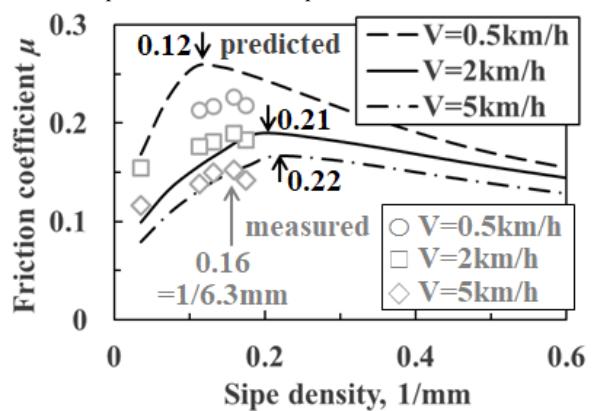


Fig. 9 Effects of sipe density on μ

レッドゴムと同等の試作ゴムを用いた。ブロック全長は28mm, サイプ厚さ0.5mmとした。また、曲線は予測値で、矢印はピーク位置を示す。

実験値はサイプ密度0.16/mm(=サイプ間隔6.3mm)付近でピークを持つ。これに対し、予測結果はサイプ密度0.1~0.2/mmにピーク位置がある傾向が実験結果と概ね一致し、精度にまだ課題はあるものの、サイプ密度の影響メカニズムの解明・最適化検討に一定の活用ができると考える。

また、予測結果は滑り速度によってピーク位置が異なり、すべり速度が低速(凝着主体・高 μ)になるほど最適サイプ密度が低下(ブロック剛性大)、すべり速度が高速(流体潤滑主体・低 μ)になるほど最適サイプ密度が高め(ブロック剛性小)となる。これは、サイプ密度の最適値に摩擦力の大きさに応じたブロック剛性と、摩擦面の状態(氷温や凝着率)が影響することを示唆する。

7.2 サイプ密度による氷上 μ と凝着率の変化

サイプ密度を変えたときの摩擦係数 μ と凝着率 α の変化をFig. 10, Fig. 11に示す。

摩擦係数 μ と凝着率 α とともに、滑り速度0.1km/h(0.028m/s)から5km/h(1.4m/s)まで速度増加とともに低下する。低中速域(~5km/h)までは摩擦係数 μ と凝着率 α の相関性が高いことから、凝着率 α は摩擦係数 μ の支配的要因と考えられる。但し、速度10km/h(2.8m/s)で凝着率 α は低下するのに摩擦係数 μ が増加に転ずる。これは、流体潤滑が主体となり水膜の粘性抵抗に対する速度効果が μ に反映されるためである。

摩擦係数 μ と凝着率 α が夫々ピークとなるサイプ密度は略一致し、ピーク位置は速度増加に伴い高密度側に動く。しかし、サイプ密度が0.22/mm付近(図中の縦破線)以上にサイプ密度を増しても凝着率 α 、摩擦係数 μ とともに、それ以上は増加しない。この付近が、凝着率 α を向上するエッジ密度の限界と考えられ、これ以上サイプ密度を増しても、少なくとも5項で述べた、サイプエッジによる「氷表層除去効果」としての μ 向上効果は得られない。

サイプ密度に限界がある理由の1つとして、ブロック剛性的低下があげられる。ブロック剛性低下に伴い接地面の浮き上がりが生じ、実接地面積が低下する。そこで、予測により摩擦係数 μ に対するブロック剛性の影響を調べた。

7.3 ブロック剛性増大による μ -V特性向上効果

摩擦力による弾性変形を考慮したブロックモデルに対し、理想状態として接地面の浮き上がりを生じない剛体ブロックモデルにした場合の μ -V特性を予測した。弾性ブロックの予測をFig.12に、剛体ブロックの予測をFig. 13に示す。

Fig.12に示す弾性ブロックの予測結果では、サイプ密度を増しても低速域の μ は向上しない。また、速度域のほぼ全域に亘り、サイプ密度は5本/28mm(サイプ間隔4.7mm)前後がベストとなる。一方、Fig. 13に示すように、ブロック剛性(実接地面積)を確保することで低速域から中高速域まで広範にサイプ密度を増す効果が得られる。摩擦係数 μ の構成要因を分析しても、サイプの高密度化により低速域では凝着率向上、高速域では流体潤滑 μ 向上が寄与していることが確認できる。また、サイプ密度の最適値も7本/28mm(サイプ間隔3.5mm)前後となり、サイプ密度の限界向上が図れる。

以上から、氷上 μ の大幅向上にはサイプ密度×ブロック剛性(実接地面積)の増大が有効であることが示唆される。

7.4 エッジ密度-ブロック剛性の μ マップ

サイプ密度とブロック剛性による氷上摩擦係数 μ 改良効果の滑り速度による違いをFig. 14に示す。ここで、ブロックの

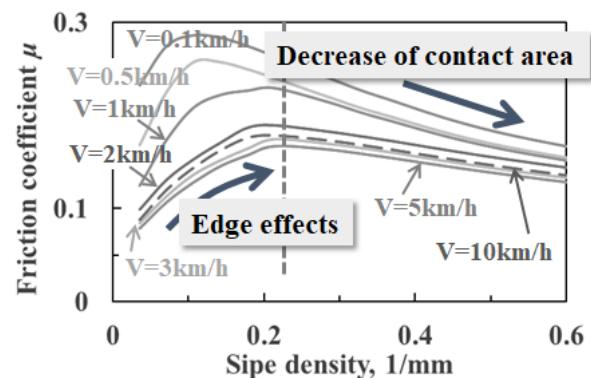


Fig. 10 Effects of sipe density on μ
($T_0=-2^\circ\text{C}$, $P_0=250\text{kPa}$, Total BL=28mm, $h=6.8\text{mm}$)

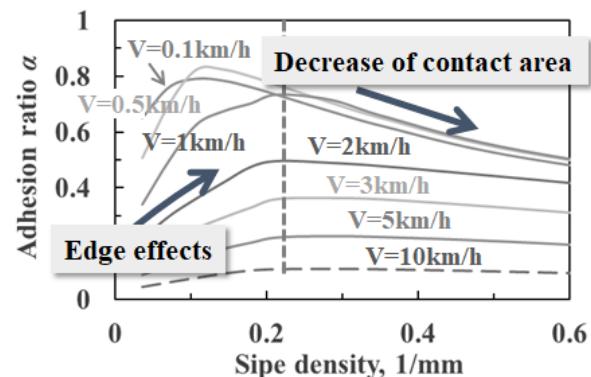


Fig. 11 Effects of sipe density on adhesion ratio
($T_0=-2^\circ\text{C}$, $P_0=250\text{kPa}$, Total BL=28mm, $h=6.8\text{mm}$)

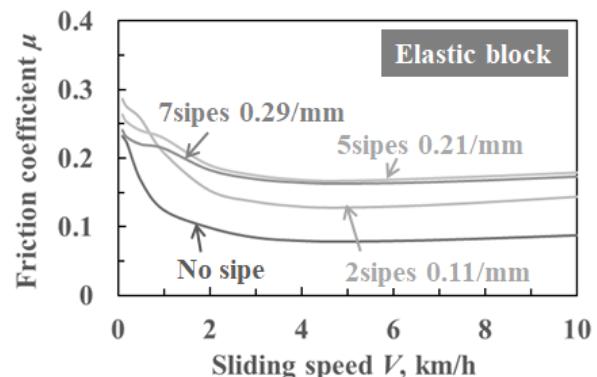


Fig. 12 μ -V characteristics of elastic block
($T_0=-2^\circ\text{C}$, $P_0=250\text{kPa}$, Total BL=28mm)

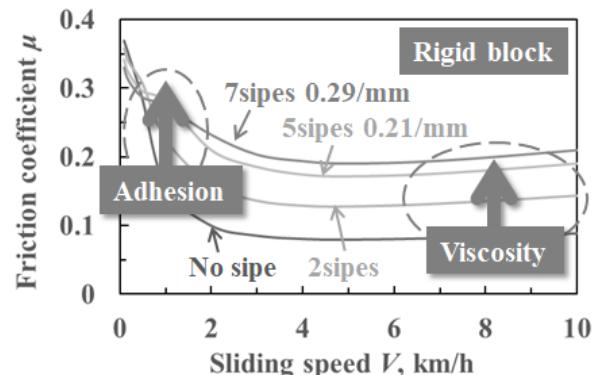


Fig. 13 μ -V characteristics of rigid block
($T_0=-2^\circ\text{C}$, $P_0=250\text{kPa}$, Total BL=28mm)

せん断剛性 K_x は、「式(3)」で算出した小ブロックの剛性 G_δ を、小ブロックが連成した全長 28mm のブロックに換算し、4 本サイドのブロックのせん断剛性を基準 100 として指標化した。

Fig.14 左図に示すように、タイヤの滑り速度としては比較的低速の 1km/h (0.28m/s) では、凝着摩擦が支配的で比較的高 μ であるためブロック剛性の寄与が大きく、且つ、サイドエッジによる氷表層除去効果はさほど必要ないため、このマップにおける改良方向は概ね上方向となり低密度サイド・高剛性ブロックが有利となる。

一方、Fig.14 右図に示すように、比較的高速の滑り速度 5km/h (1.4m/s) では、氷表面温度が上昇して流体潤滑が支配的となり低 μ であるため、ブロック剛性の寄与は小さく、且つ、サイドエッジによる氷表層除去効果が大きくなる。このため、このマップにおいて右上方向が改良方向となり、サイド密度とブロック剛性の両立が不可欠となる。

サイドの高密度化とブロック剛性確保を両立するサイド形状などの検討は従来から進められてきた⁹⁾が、具体的な改良の方向性と効果予測を示すことで今後の一層の進化が期待される。

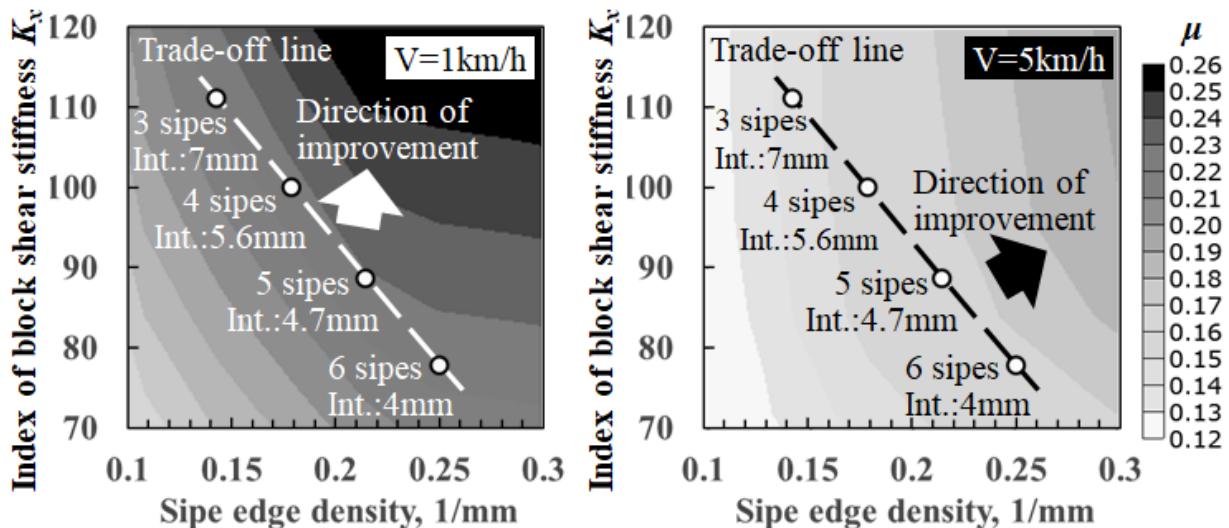


Fig. 14 Direction of ice μ improvement ($T_0 = -2^\circ\text{C}$, $P_0 = 250\text{kPa}$, Total Block length = 28mm)

8. おわりに

自動車用冬タイヤの主力であるスタッドレスタイヤの氷上摩擦特性の改良検討に有用な評価解析法を提示すべく、ゴムブロックと氷の摩擦面の基本的な特性・現象を簡易モデルで模式的に表す予測手法の検討を行った。

第 1 報で示した摩擦特性予測の基本的な考え方サイドエッジの掘起し抵抗、ブロック変形に起因する接地面積・接地圧分布の影響に関する検討を加え、スタッドレスタイヤの重要な設計要素であるブロック剛性やサイドエッジ密度等、トレッドパターンの改良検討に活用できるよう拡張した。摩擦係数に対するサイド密度の影響など、一部の予測結果については実測結果との一定の対応を確認した。

また、トレッドパターン改良方向の予測結果をサイド密度とブロック剛性のマップで示し、その効果や限界、改良方向が路面性状や摩擦条件によって変化することをある程度の物理的根拠をもとに説明した。

簡易モデルによる解析にはブロック接地変形の表現精度などに課題があるが、摩擦面における複雑な現象や摩擦特性の向上メカニズムを単純化して捉えることで、直感的な理解とタイヤ性能向上に向けた新たな着眼につながればと考える。本検討結果が冬季の自動車交通における「安全・安心」の一層の向上の一助となれば幸いである。

文献

- 1) 松本浩幸・畠中慎太郎・野村洸・神藏貴久：ゴムブロックの氷上摩擦特性予測技術（第 1 報），トライボロジー会議 2021 秋 松江 予稿集, C30
- 2) Stephen P. Timoshenko & D. H. Young: Elements of Strength of Materials, 5th Edition, 丸善, 1979
- 3) 前澤成一郎：改訂 材料力学要論，コロナ社，1984
- 4) 材料力学編集会：大学演習 材料力学 改訂版，裳華房，1980
- 5) 東京天文台：理科年表 第五十三冊，丸善，1980
- 6) 竹中則雄：標準機械工学講座 17 改訂 機械製作法(2)，コロナ社，1979
- 7) 対馬勝年：単結晶氷の摩擦に関する研究 II, 低温科学, 物理篇, A35 (1977) 23-33
- 8) 対馬勝年：単結晶氷の摩擦(2), 潤滑, 23, 1 (1978) 45-50
- 9) 株式会社ブリヂストン：自動車用タイヤの基礎と実際，東京電機大学出版局，2008