

架空送電線の素線切れに関する数値的検討

A Numerical Study on Strand Breakage of Overhead Transmission Line

清水幹夫*, 岸野佑次**, 岩井有人***

Mikio SHIMIZU, Yuji KISHINO and Arito IWAI

* 工修 (財) 電力中央研究所 構造部 (〒270-1194 千葉県我孫子市我孫子 1646)

** 工博 東北大学教授 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8567 仙台市青葉区荒巻字青葉)

*** J R 東日本 東京工事事務所 工事管理室 (〒136-0071 東京都江東区亀戸 6-56-6)

In this study, strand breakage which occurs at the clamped cross section of overhead transmission line with anti torsional damper was numerically investigated in terms of the granular element method. The method is based on an iterative process which includes the calculation of the contact stiffness matrices and the cancellation of the fixing force vectors to get the equilibrium state. A cross section of a transmission line which is composed of an assembly of strands was modeled as a granular model and clamping was simulated by moving hinged boundary elements. Distribution characteristics of contact forces obtained by the analyses explained the mechanism of actual strand breakage phenomena. Further, cross sections with different number of armorrods were studied.

Key Words: trans mission line, strand, granular element method, contact force

1. はじめに

架空送電線(以下、送電線と称する)は、素線、すなわち鋼製の芯線及びこれを取り巻くアルミ製のより線の集合として構成されている。また、送電線路には、碍子装置、ジャンパー線、スパーサ、及び着氷雪の堆積を防止するためのねじれ防止ダンパーなど、種々の付帯設備が取り付けられている。これら付帯設備は、主にクランプとよばれる金具によって、送電線を把持する形で取り付けられる場合が多い。近年、こうした付帯設備の送電線把持部近傍で、送電線の振動に起因してアルミ製のより線が疲労破断する、素線切れとよばれる現象が多発している。素線切れは、送電線の電流容量を低下させ、電力の安定供給に支障を来す現象であることから、その発生機構の解明及び対策法の検討が必要と考えられる。また、電気事業においては今後、スリットジャンプ、ギャロッピングなど送電線の異常振動の対策法として、相間スパーサが広く用られることから、合理的な電線把持の方法を提案しておくことは重要である。

素線切れは、送電線把持部に限って発生しているため、その一因として、クランプの把持により断面内に生じる力の影響が考えられる。これまでに、ねじれ防止ダンパーを取り付けた送電線の小規模モデルを人工加振した素線の疲労試験¹⁾、相間スパーサを取り付けた送電線路のスリットジャンプ、ギャロッピングの時刻歴応答解

析^{2), 3)}、及びより線を要素分割したケーブルの有限要素法解析⁴⁾など種々の検討例がみられる。しかし、送電線を把持することによる素線間の力の伝達及び相互作用に着目した微視的検討は、未だ十分になされていないと思われる。したがって本検討では、実際に素線切れの発生が確認されている、図1のねじれ防止ダンパーの取り付けられた、図2の送電線断面を対象として、クランプの

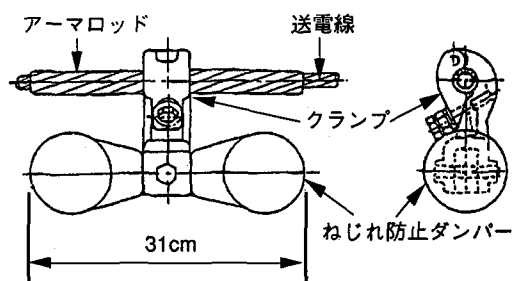


図1 ねじれ防止ダンパー (型式:NDB24W)

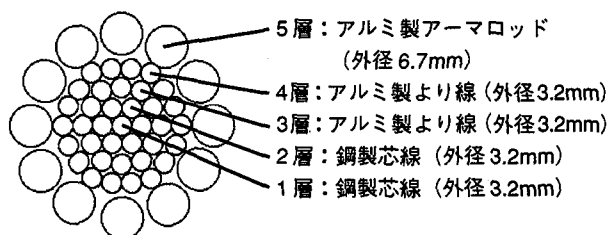


図2 送電線断面 (線種:TACSR240mm²)

把持が素線に及ぼす力学的影響を静的な数値シミュレーションによって評価した。ここでは、粒状体の変形機構を解析するために開発された粒状要素法⁹⁾を適用し、素線の集合した送電線断面を2次元の粒状体解析モデルとして扱い、クランプの締め付けを円弧状の境界を移動させることによって模擬した。シミュレーションの結果から、素線間に生ずる力を評価し、送電線断面内の力の分布と素線切れとの関係を考察した。また、送電線とクランプとの間に補強材として設けられる、アーマロッドの外径及び本数を変更したシミュレーションを実施し、素線切れの防止に有効な断面構成について考察した。

なお、図1のねじれ防止ダンパーは、着氷雪の重さで送電線が軸回りに回転し、着氷雪がさらに堆積することを防ぐために取り付けられる重錘である。また、ねじれ防止ダンパー装着時の素線切れとしては、アーマロッドの内側、すなわち図2の4層で、アルミ製より線が2～3本切れていた事例が、ねじれ防止ダンパーの補修の際に数件発見されている⁹⁾。

2. シミュレーション法の概要⁹⁾

素線によって構成される送電線断面は、円形の要素の集合体とみなすことができ、クランプによる締め付けは、送電線断面を囲む境界の移動とみなすことができる。したがって、クランプの把持に伴う素線の挙動をシミュレーションする際には、円形要素の集合体、すなわち粒状体の変形解析に有効な、粒状要素法が適すると考えられる。以下に粒状要素法の概要を示す。

2.1 基本的な考え方

粒状要素法は、境界条件に基づく境界の移動と、不釣合量を解消させるための、各円形要素の移動を繰り返す逐次演算の過程から成っており、次の①～⑤の基本的な考え方に基づいている。

① 粒状体を構成している要素の弾性的な性質を、要素間及び要素と境界との間の接触点において、法線方向及び接触面内の仮想ばねを設けることにより考慮し、要素自体は剛体と仮定する。

② 要素同士や要素と境界とは互いに重なり合うことができ、かつそのときに限り接触力が生じると仮定する。通常、重なり量は要素の径に比較して十分小さく、要素集合体の変形は主として要素配列の変化によって生じる。

③ 要素間や要素と境界との間のすべりに関してCoulombの摩擦則を仮定し、接触力のせん断成分がこれにより定まる最大値を超えることがないようにする。

④ 逐次解析の過程において生じる要素の不釣合力や不釣合モーメントは、局所的な剛性マトリックスによって解消される。局所的剛性マトリックスは、各要素とそれに隣接している要素や境界との相対的位置関係に応じ

て時々刻々改訂される。

⑤ 与えられた境界条件や載荷条件に応じて境界の移動を制御する際、境界の応力は、その時点で境界に接している要素と境界の相対的位置関係に従って算定する。

次節以降に、接触力、固定力ベクトル、接触剛性マトリックス、固定力ベクトルの解消法、境界要素及び収束判定について示した。

2.2 接触力

図3に示すように、 x, x' にそれぞれ重心のある、接触する二つの要素A, Bを考える。接触点Cにおける単位法線ベクトルを n 、単位接線ベクトルを t とすれば、要素Aに作用する接触力 p の法線方向成分、接線方向成分はそれぞれ $P_n = -p \cdot n$ 、 $P_t = -p \cdot t$ と表される。いま、要素Bを固定した状態で要素Aに変位 Δx 及び重心回りの回転 $\Delta \omega$ を与えたとき、要素間相対変位増分は次式で表される。

$$\Delta U_c = T_c \Delta X \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 $\Delta U_c = (\Delta u_n, \Delta u_t)' : n, t$ 方向の変位増分ベクトル、 T_c : 変換マトリックス、 $\Delta X = (\Delta x, \Delta y, r \Delta \omega)' : x, y$ 方向の変位及び回転増分ベクトルであり、

$$T_c = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 0 \\ -\sin \theta & \cos \theta & 1 \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (2)$$

と表される。ここに、 r : 要素Aの半径、 θ : n と x 軸のなす角である。

要素が剛体的であり、すべりが生じるまでの相対変位を微小と想定すれば、接触力増分と相対変位増分との関係は線形性を仮定した次式で表すことができる。

$$\Delta P_c = S_c \Delta U_c \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 $P_c = (p_n, p_t)' : \text{接触点Cに作用する接触力}$ 、 S_c : 接触点Cにおける法線及び接線方向の仮想ばねの剛性 k_n, k_t より成る剛性マトリックスであり、

$$S_c = \begin{bmatrix} k_n & 0 \\ 0 & k_t \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots (4)$$

と表される。

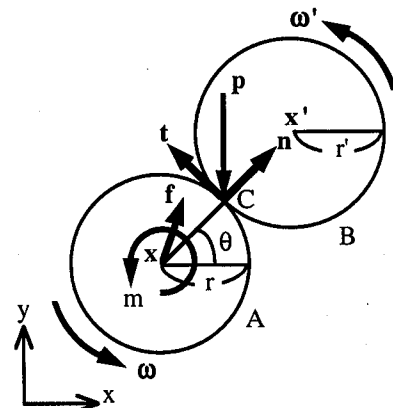


図3 接触する2要素と接触力・固定力

2.3 固定力ベクトル

一般に、逐次演算の過程で各要素に作用している力は平衡状態を満たさないため、図3のように、要素中心に仮定の力 f と仮定のモーメント m より成る固定力ベクトル $F = (f_x, f_y, m/r)'$ を作用させて平衡状態を満足させる。物体力がない場合、 F は次式で与えられる。

$$F = \sum_c T_c' P_c \quad \dots\dots\dots(5)$$

ここに、 $\sum_c$:1つの要素の全接触点についての和を表す。

2.4 接触剛性マトリックス

式(1)と(3)より、

$$\Delta P_c = S_c T_c \Delta X \quad \dots\dots\dots(6)$$

と表され、上式と式(5)より、全接触力増分と固定力増分との関係は、

$$\Delta F = S \Delta X \quad \dots\dots\dots(7)$$

と表される。ここに、 S は接触剛性マトリックスであり、次式により与えられる。

$$S = \sum_c T_c' S_c T_c \quad \dots\dots\dots(8)$$

2.5 固定力ベクトルの解消法

粒状体の平衡状態は、要素ごとに固定力ベクトルを逐次解消することによって得られる。その際、結果が解消の順序に依存することを避けるため、すべての要素について1ステップ前の要素配列により固定力ベクトルや接触剛性マトリックスを求め、これらに基づいて個々の要素の移動量を定めた後、全要素を同時に移動させる方法をとる。また、要素移動量の絶対値としては、個々に求めた量を修正して用いる。この段階で、要素間や要素と境界との間の離反やすべりに伴う剛性の非線形性が考慮されることとなる。

以下に、接触剛性マトリックスの特性に応じた要素の移動量の算定方法を示した。

a) $\det S \neq 0$ の場合

S の逆行列が存在するため、

$$\Delta X = -\alpha S^{-1} F \quad \dots\dots\dots(9)$$

に従って要素を移動させればよい。ここに、 α は隣接する要素が同時に移動することを考慮した修正係数であり、 $\alpha < 1$ とする。

b) $\det S = 0$ (接触点数0) の場合

一般的には、接触点のない要素は物体力に応じて移動させるが、本検討では静的問題を扱うため、他の要素と接触するまで移動させない。

c) $\det S = 0$ (接触点数1) の場合

S の逆行列を次式で与え、式(9)を計算する。

$$S^{-1} = \begin{bmatrix} 1/k_n & 0 & 0 \\ 0 & 1/k_n & 0 \\ 0 & 0 & 1/k_t \end{bmatrix} \quad \dots\dots\dots(10)$$

以上、a)～c)のように得られる ΔX に対する接触力増分 ΔP_c は式(6)により計算される。この結果、 $P_n \leq 0$ の場合は $P_n = 0$ とおき、 P_t がCoulombの摩擦則により定まる限界値を越えた場合、

$$|P_t| = P_n \tan \phi + c \quad \dots\dots\dots(11)$$

となるように P_t の絶対値を修正する。ここに、 ϕ :摩擦角、 c :粘着力である。

2.6 境界要素及び収束判定

一般的には、解析領域の境界は境界要素の組から成るが、本検討ではクランプを境界と考え、これを図4に示すように、一端をヒンジで結合された、向かい合う2つの円弧状の境界要素としてモデル化する。クランプによる送電線の締め付けは、実際には図4中に示したボルトの締め付けによって成されるが、シミュレーションではヒンジを支点とした境界要素の回転変位によって模擬する。したがって、境界要素にある回転変位を強制的に与えた後、内部要素、すなわち素線が平衡状態に至るまで逐次計算を行う過程が繰り返されることとなる。

また、逐次計算の収束判定は、次式のように固定力ベクトルの絶対値と許容値との比較により行う。

$$F' F \leq a^2 \quad \dots\dots\dots(12)$$

ここに、 a :精度である。

なお、内部要素が平衡状態に達したときの境界要素の固定力ベクトルが、境界に作用する外力となる。

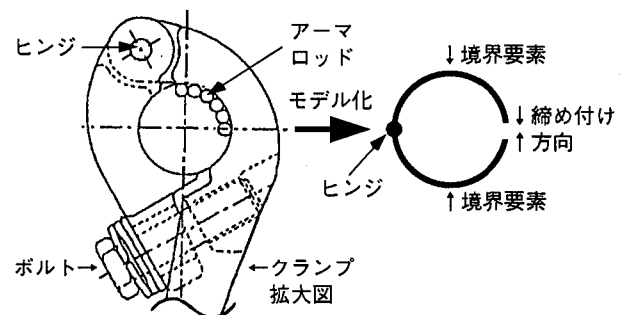


図4 クランプの拡大図と境界要素

3. 解析条件

3.1 送電線断面の粒状体解析モデル

本検討では、素線切れの事故事例りに基づき、図1のねじれ防止ダンパーが取り付けられた送電線断面を粒状体解析モデルとして扱い、クランプの締め付けを静的に模擬した。厳密には、送電線軸方向への素線の移動が考えられるが、その量及びこれに伴って生じる素線間の摩擦力は小さいものと仮定して無視し、2次元の面内問題として解析を行った。

図5に解析モデルを、表1に断面構成をそれぞれ示した。各素線は内部要素として、クランプは一端oをヒン

ジ結合した2個の円弧状の境界要素a-o, b-oとしてそれぞれモデル化した。

3.2 ばね定数の設定

前述のとおり、粒状体を構成する要素の弾性的な性質は、要素間や要素と境界との間に設けられた法線方向及び接触面内の仮想ばねによって考慮される。表1に示すように、送電線断面を構成する素線の外径、材質はそれぞれ2種類存在するため、解析の際にはこれを考慮し、合計6通りの接触の組み合わせに応じたばね定数を設定しておく必要がある。本検討では、2つの等方弾性体円板の接触理論を採用して法線方向のばね定数を定め、この値を基に接触面内のばね定数を仮定した。

図3に示した2つの要素を、それぞれ半径 r, r' の等方弾性体円板とみなしたとき、ヘルツ理論⁶⁾によれば、接触力 p の法線方向成分 P_n に相当する法線方向の圧縮力と接触面の幅 ℓ との関係は、

$$P_n = \frac{4E^* \ell^3}{3r^*} \quad \dots\dots\dots(13)$$

と表される。ここに、

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu^2}{E} + \frac{1-\nu'^2}{E'} \quad \dots\dots\dots(14)$$

$$\frac{1}{r^*} = \frac{1}{r} + \frac{1}{r'} \quad \dots\dots\dots(15)$$

であり、 E, E' :各円板の弾性係数、 ν, ν' :おなじくポアソン比である。素線の材質は鋼またはアルミであるため、 E, E' には 7.03×10^{10} Paまたは 2.10×10^{11} Pa、 ν, ν' には0.345または0.300の値を用いた。法線方向の変位 u_n と ℓ との関係は、

$$\ell^2 = r^* u_n \quad \dots\dots\dots(16)$$

と近似され、上式を式(13)に代入すれば、

$$P_n = \frac{4}{3} E^* r^{1/2} u_n^{3/2} \quad \dots\dots\dots(17)$$

となる。したがって、法線方向のばね定数 k_n は次式で表される。

$$k_n = \frac{dP_n}{du_n} = 2E^* \sqrt{r^* u_n} = 2E^* \ell \quad \dots\dots\dots(18)$$

表1の断面構成から得られる6通りの接触の組み合わせに対し、上記ヘルツ理論に基づいて決定された k_n の値を表2に示した。式(18)のとおり、 k_n は接触面の幅に依存するが、本検討ではこうした非線形性は小さいと仮定し、式(17)より得られる P_n と u_n との関係を図6のように直線近似して、その勾配から表2の k_n の値を定めた。

なお、接触面内のばね定数については、現時点では実際の値は得られていない。したがって、 k_t/k_n の値を、弾性体の接触問題に対するMindlin解の下限値に近い、0.7となるように仮定した⁷⁾。

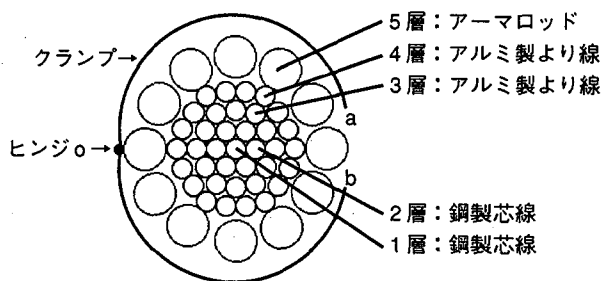


図5 送電線断面の粒状体解析モデル

表1 断面構成

	素線本数(本)	材質	素線外径(mm)
1層	1	鋼	3.2
2層	6	鋼	
3層	12	アルミ	
4層	18	アルミ	
5層	12	アルミ	6.7

表2 ばね定数

接触の組合せ		ばね定数	
組合せNo.	層の関係	kn(N/m)	kt(N/m)
C1	1-2, 2-2層間	1.24×10^7	8.66×10^6
C2	2-3層間	7.85×10^6	5.49×10^6
C3	3-3,3-4,4-4層間	6.04×10^6	4.23×10^6
C4	4-5層間	6.70×10^6	4.69×10^6
C5	5-5層間	7.70×10^6	5.39×10^6
C6	5層-クランプ間	1.21×10^7	8.46×10^6

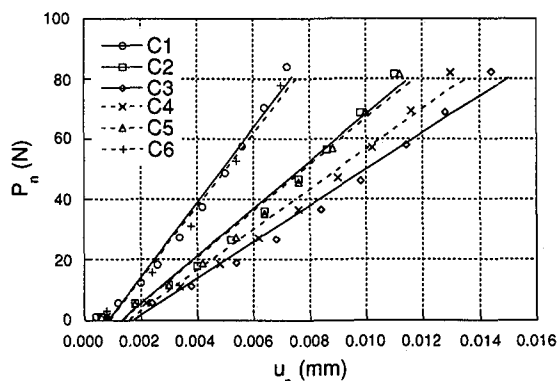


図6 ヘルツ理論による $P_n - u_n$ 関係

3.3 境界条件及びその他の解析条件

ねじれ防止ダンパーの取り付け部では、クランプの把持により、送電線断面に面内方向の圧縮力が作用し、これに伴って素線間に接触力が生ずると考えられる。素線切れは、こうした接触力及び振動時に生ずる素線間の摩擦力などの集中に起因して、最終的に素線が疲労破断したものと推測される。したがって、素線切れの発生機構を解明するには、クランプによる締め付け力と、素線間に生ずる接触力とその分布の関係を評価しておくことが重要である。本検討では、クランプを模擬した境界要素

を徐々に移動させた静的解析によって、素線に及ぶ力学の影響を評価することとした。

シミュレーションでは、クランプが閉じた状態、すなわち図7に示すように2つの境界要素a-o、b-oの端部a、bが一致して円を形成した状態を初期状態とし、点oのヒンジを支点として締め付け角6度まで、0.05度刻み(120ステップ)で境界要素を移動させた。

なお、図5の素線配置は、初期状態において境界要素が形成する円(半径17.9mm)の内部で、表1の構成を満足し、かつ素線が互いに重なることのないように決定されたものである。また、式(9)右辺の修正係数 α は0.1、式(11)右辺の摩擦角 ϕ は0度、10度、25度の3通りに仮定し、粘着力 c は0、式(12)右辺の精度 a は0.0001Nとした。

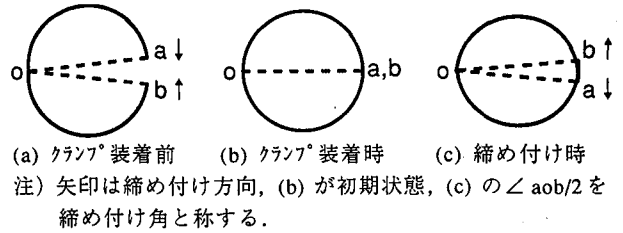


図7 境界要素の移動の概念図

4. シミュレーション結果と考察

4.1 接触力の分布と標準偏差

図8に、摩擦角0度、10度、25度の各ケースに対し、締め付け角2.5度、3.5度、4.5度、及び5.5度の各ステップにおける接触力分布図を示した。

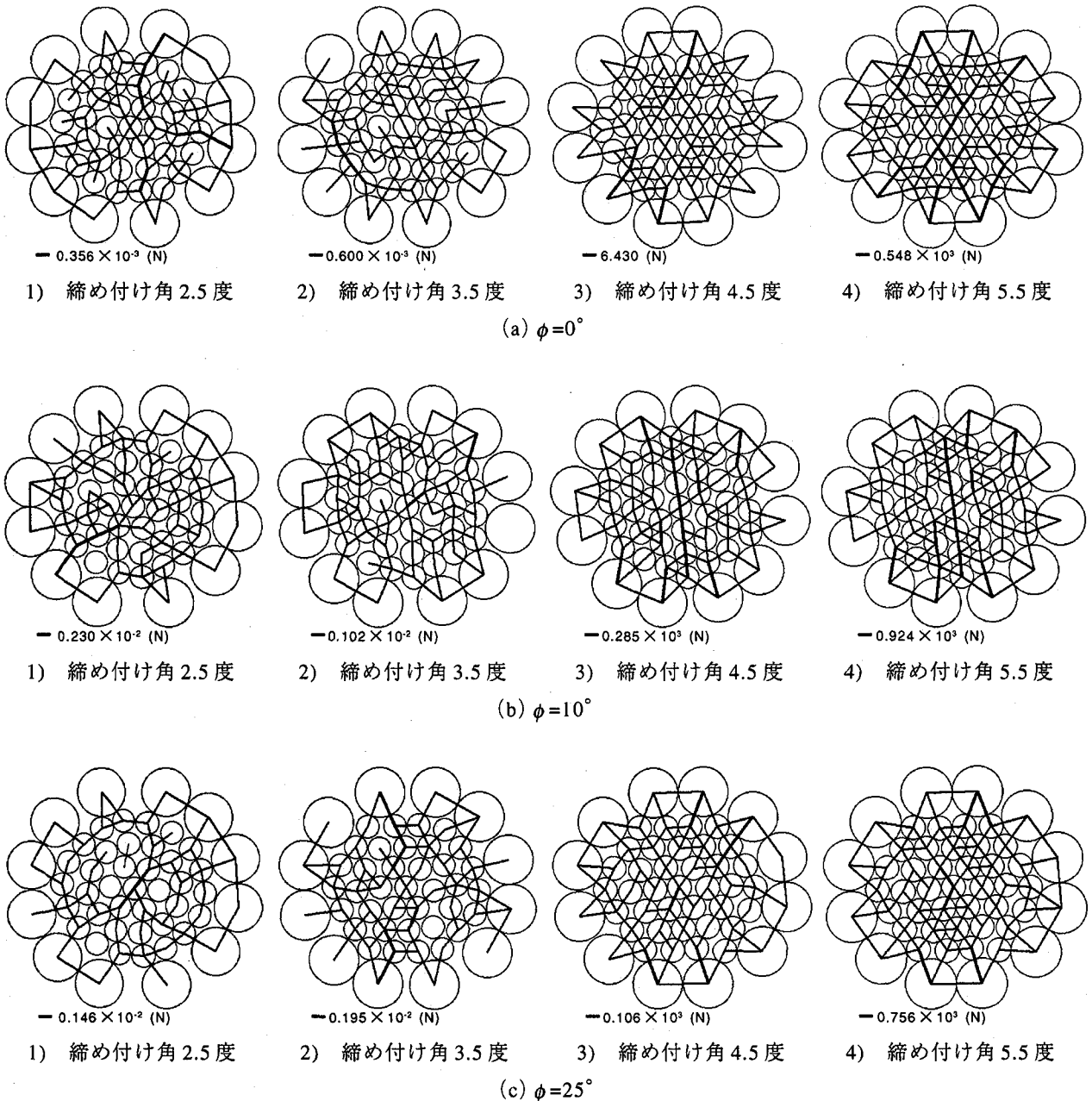


図8 接触力分布図

接触力分布図は、計算ステップごとに算出される各素線の移動量及び法線方向と接線方向の接触力を基に、素線の位置及び接触点における法線方向と接線方向の接触力の合力を示した図である。図中の素線の中心間を結ぶ直線は接触力が存在することを、その太さは接触力の大きさを示す。各図中には接触力の最大値を示した。また、実際にクランプの損傷及びアーマロッドが切れた事例のないことを考慮し、境界要素と5層の間の接触力は省略した。

図より、いずれの摩擦角についても、締め付け角が2.5度から3.5度に増加すると、5層のアーマロッド内の接触点数が減少、4-5層間の接触点数及び接触力が増加し、以降締め付けに伴い4-5層間の接触力及び5層内の接触点数が増加することがわかる。また、接触力の最大値は、締め付け角3.5度から4.5度の間に急激に増加しており、締め付け角4.5度以上では、摩擦角10度のケースの値が最も大きく、以下、25度、0度のケースの順となっている。

次に、締め付け角0.5度ごとに接触力の標準偏差を求めることにより、締め付けに伴う断面内の接触力の偏在、すなわち不均一性を評価した。ある計算ステップにおける接触力の標準偏差は次式によって得られる。

$$S_f = \sqrt{\frac{n \sum |P_c|^2 - (\sum |P_c|)^2}{n^2}} \quad \dots\dots\dots (19)$$

ここに、 S_f ：接触力の標準偏差、 n ：接触点の数である。ある接触点に、その他の接触点に比較して卓越した接触力が生じている場合、 S_f の値は大となる。

図9に締め付け角と S_f との関係を示した。図では、いずれの摩擦角についても、 S_f は締め付け角4度までは $1 \times 10^{-4} \sim 1 \times 10^{-3} \text{N}$ の間の値を示し、締め付け角4度を上回ると急激に増加している。したがって、締め付け角4度以上で接触力が偏在していく傾向にあるといえる。また、締め付け角5.5度以上では、 S_f が最大値約500Nに収束する傾向がみられ、クランプ内の素線は詰まりきった状態に達したと考えられる。なお、各計算

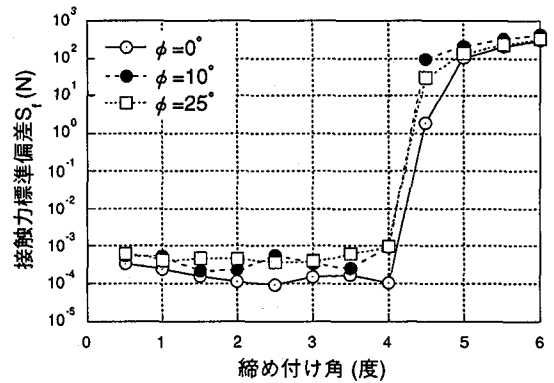


図9 接触力の標準偏差

ステップで、摩擦角0度のケースの S_f は他のケースのそれに比較して最も小さいが、締め付けに伴う増加の傾向、及び締め付け角5度以上における収束の傾向については、摩擦角の違いによる S_f の有意差はないといえる。したがって、本検討においては、摩擦角の大小が接触力の偏在に及ぼす影響は、定性的には小さいと考えられる。

4.2 接触力集中度

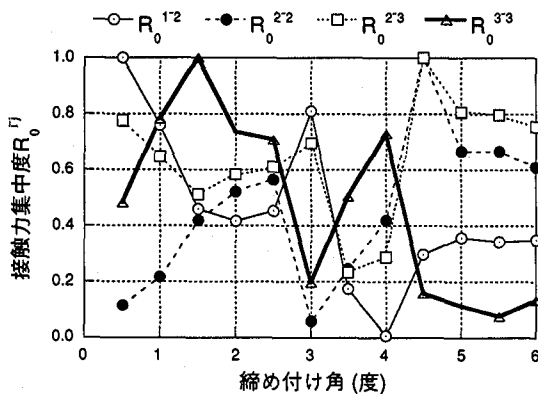
ここでは新たに接触力の集中度を示す量を定義し、接触力の偏在箇所の評価を試みた。

送電線断面内の接触する任意の層、 $i \sim j$ 層間の接触力 P_c^{i-j} の総和 $\sum |P_c^{i-j}|$ と、全接触力の総和 $\sum |P_c|$ との比をとることにより、次式の接触力集中度 R^{i-j} を定義する。

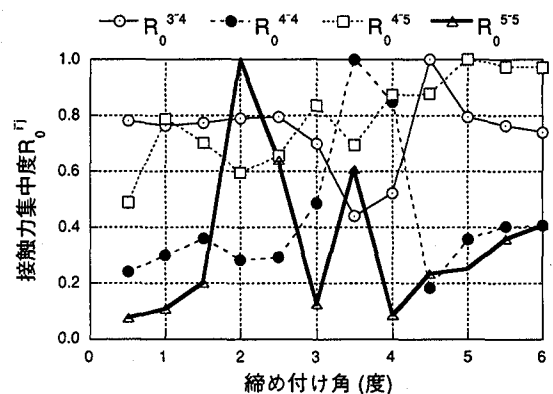
$$R^{i-j} = \frac{\sum |P_c^{i-j}|}{\sum |P_c|} \quad \dots\dots\dots (20)$$

締め付け角の増加に対して R^{i-j} が一定値を保って推移する場合、 $i \sim j$ 層間の接触力は、他の層間のそれと均等な関係にあるといえる。

締め付け角0.5度ごとに R^{i-j} を求め、その最大値で除した結果を R_0^{i-j} として図10(a)、(b)に示した。前節において、接触力の偏在に及ぼす摩擦角の影響は小さいと



(a) 1～3層



(b) 3～5層

図10 接触力集中度 R_0^{i-j} : $\phi=0^\circ$

判断されたことから、ここでは特に摩擦角0度のケースを対象とした。また、結果が各層の素線本数の違いに依存することを避けるため、各 R_{0-i} は締め付け角0.5度ごとに求めた値の最大値で除して示すこととした。

図より、締め付け角の増加に伴い、 R_{0-5} は変動しながら単調に増加していることがわかる。また、締め付け角5度以上では、 R_{0-5} はその他の R_{0-i} を上回る結果となった。したがって、素線が詰まりきった状態では、接触力は4～5層間に集中しており、こうした送電線断面内における接触力分布の不均一性は、締め付けに伴って増加するということができる。

なお、摩擦角10度及び25度のケースに対しても、締め付けに伴って R_{0-5} が増加する傾向にあることが確認された。

実際の素線切れは4層で発生していることから、以上に示したシミュレーションの結果は実現と定性的に合致したということができ、接触力の集中が素線切れの一因であること、及び接触力集中度が素線切れの発生箇所を予測する際に有効な指標になり得ることが明らかにした。

5. アーマロッドの構成の変更に関する検討

前章に示したシミュレーションの結果から、4～5層間への接触力の集中を避けることが、素線切れの対策法の一つになり得ると考えられる。本章では、送電線断面内のアーマロッドの外径及び本数を変えることにより、締め付け角の増加に伴う R_{4-5} の増加を防ぐことを試みた。送電線の電流容量に依存して設計される鋼製芯線及びアルミ製より線に比較して、アーマロッドの本数、外径の変更は容易である。

5.1 解析モデルと解析条件

図11に、図5の解析モデル（以下、標準モデルと称する）に対してアーマロッドの外径及び本数を変更した2種類の解析モデルを示し、表3に各モデルの諸元を示した。境界条件としてのクランプの半径は、アーマロッドの構成に依存して送電線断面全体の外径が変わることを考慮して、標準モデルの値を変更した。また、式(13)～(18)に示すように、素線間の法線方向ばね定数 k_n は素線径に依存するため、4～5層間、5層内、及び5層と境界間の k_n については、 P_n と u_n との関係を算出し直し、図6と同様これを直線近似することにより、表3の値を設定した。

なお、4.2と同様、本章では摩擦角0度の場合を検討の対象とした。また、締め付けは素線が詰まりきった状態に達するまで、すなわち接触力の標準偏差 S_f が最大となる締め付け角までとして境界要素を移動させた。その他の解析条件は前章と同様としてシミュレーションを行った。

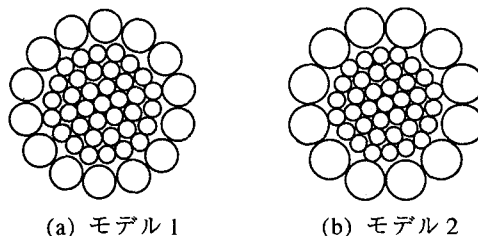


図11 アーマロッドの構成を変更した解析モデル

表3 モデル1, 2の諸元*

		モデルNo.	
		1	2
アーマロッド本数(本)		14	12
アーマロッド外径(mm)		6.0	7.5
クランプ半径(mm)		17.2	18.7
k_n (N/m)	4-5層間	6.57×10^6	6.77×10^6
	5-5層間	7.47×10^6	8.01×10^6
	5層-クランプ間	1.16×10^7	1.24×10^7

* 注) $k_t/k_n=0.7$ とし、上記以外は標準モデルの諸元に同じ。

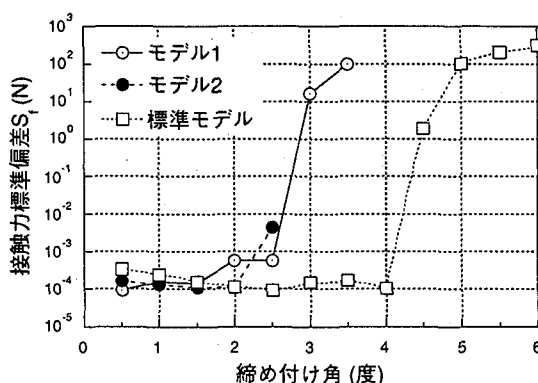


図12 接触力の標準偏差

5.2 解析結果と考察

図12に、各モデルについて締め付け角と接触力の標準偏差 S_f との関係を示した。図には、比較のため標準モデルの S_f を併せて示した。標準モデルについては、締め付け角6度で S_f が最大値に達したとみなす。モデル1, 2の S_f は、それぞれ締め付け角3.5度、2.5度で最大値に達している。 S_f が最大値に達する際の締め付け角がモデル間で異なる原因として、初期状態における4～5層の素線密度の相違が考えられる。モデル1, 2のアーマロッドの間隔及び4～5層間の素線間隔は、標準モデルのそれに比較して小さく、素線が詰まりきる締め付け角が小さいということができる。また、 S_f の最大値は、モデル2の値がその他のモデルの値を大幅に下回っている。この原因として、モデル2の S_f が最大値に達する締め付け角が、他のモデルのそれに比較して小さく、境界による締め付け力が小さいことが考えられる。

図13に、 S_f が最大となったときの接触力分布及び接触力の最大値を示した。図より、モデル1, 2では、図8(a) 4)に示した標準モデルの接触力分布と異なり、5層内の

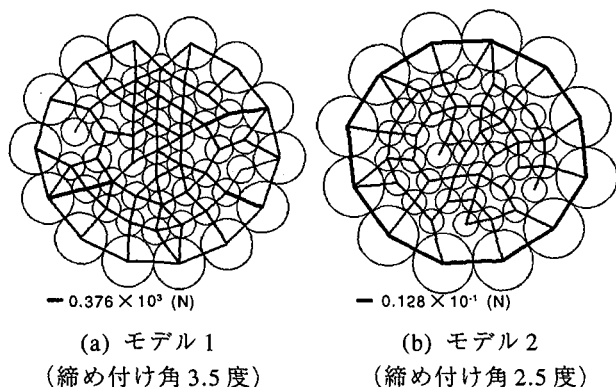


図13 S_f 最大時の接触力分布図

アーマロッドの接触点数が多いことがわかる。また、接触力の最大値は、 S_f の最大値と同様、モデル2の値が他のモデルの値を大幅に下回っている。

図14に、各モデルの接触力集中度 R_0^{4-5} 、 R_0^{5-5} を示した。 R_0^{4-5} は、前述のように標準モデルでは振動しながら単調増加するが、モデル1では1.5度以上の締め付け角ではほぼ一定値となり、モデル2では減少する傾向がみられる。 R_0^{5-5} は、モデル1、2では増加後最大値に達するが、標準モデルでは0.5を下回る値に収束する。したがって、モデル1、2では、標準モデルに比較してアーマロッドが受け持つ接触力の割合が高くなり、4～5層間への接触力の集中が緩和されたといえることができる。また、 S_f が最大値に達する締め付け角において、モデル1で R_0^{4-5} と R_0^{5-5} がほぼ等しい値となることにに対し、モデル2では R_0^{5-5} が R_0^{4-5} を大幅に上回る。このことから、モデル1では、アーマロッドと4～5層間に均等に接触力が伝達されており、モデル2に比較して、接触力の不均一性は低いと考えられる。

以上により、素線切れの対策法として、アーマロッドの構成を変更することの有効性が示された。また、本検討の解析条件下では、断面内の均一性を保ちながらクランプに締め付け力を作用させ得る点で、モデル1の素線構成が合理的であるといえることができる。

6. あとがき

本検討では、素線切れの発生機構の解明を目的とし、クランプによる締め付けが素線切れの一因と仮定して、送電線把持部断面内の力の伝達機構を、粒状要素法を適用した静的シミュレーションによって評価した。その結果、実際に素線切れの発生した4層の素線に接触力が集中すること、及び接触力集中度が素線切れの発生個所を予測する上で有効な指標になり得ることが明らかとなった。また、アーマロッドの構成を変更することにより、接触力分布が均一化される可能性のあることを示した。

送電線断面に着目し、素線間の力の伝達及び相互作用を調べるうえで、粒状要素法は有効な手段と考えられ

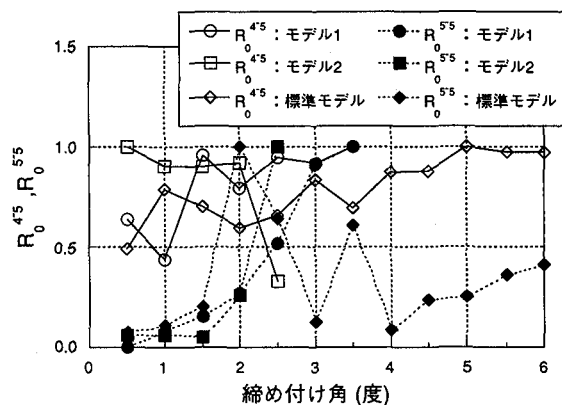


図14 接触力集中度 R_0^{4-5} 、 R_0^{5-5}

る。また、接触力の集中する箇所では、素線に作用する摩擦力が増大し、これに伴って素線の伸び変形が大きくなるため、素線切れが生じると推測される。したがって、アーマロッドの構成の変更が、素線切れ防止の一策になると期待できる。ただし、接触力と素線切れとの関係については、実験等を含め、より詳細な評価が必要である。今後、送電線の振動を考慮し、接触力の集中と素線の疲労との関係を解明したい。また、アーマロッドの構成の最適化について、別の機会に示したい。

最後に、本検討の実施にあたり多大なご助力を頂いた、北海道電力(株)総合研究所電力グループの守護雅富氏に深甚なる感謝の意を表します。なお、本検討は平成9年度建設工学奨励金の補助を受けて実施されたことを付記する。

参考文献

- 1) 古河電気工業株式会社：NBD-W型取付部の素線切れに対する原因究明と防止策検討結果報告，NL-94215，1994
- 2) 清水幹夫，佐藤順一：送電鉄塔-架渉線連成系のスリットジャンプの解析，構造工学論文集，Vol.43B，1997，pp. 403-413
- 3) 清水幹夫，守護雅富，佐藤順一：送電線のギャロッピングの幾何学的非線形解析，構造工学論文集，Vol.44A，1998，pp. 951-960
- 4) Carlson, A. D., Finite element analysis of cables, Proc. 2nd Int. Offshore Mech. Arct. Eng. Symp., 1983, pp. 365-371
- 5) 岸野佑次：新しいシミュレーション法を用いた粒状体の準静的挙動の解析，土木学会論文集，Vol.406/III-11，1989，pp. 97-106
- 6) Johnson, K. L., Contact mechanics, Cambridge University Press, Cambridge, 1985
- 7) Cundall, P. A. and Strack, O. D. L., A discrete numerical model for granular assemblies, Geotechnique, Vol.29, No.1, 1979, pp. 47-65

(1998年9月18日受付)