

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体におけるグライド推進の研究
Title(English)	
著者(和文)	遠藤玄
Author(English)	Gen Endo
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第4543号, 授与年月日:2000年9月30日, 学位の種別:課程博士, 審査員:広瀬茂男
Citation(English)	Degree:Doctor of Engineering, Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第4543号, Conferred date:2000/9/30, Degree Type:Course doctor, Examiner:
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

東京工業大学 平成12年度 学位論文

索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体における
グライド推進の研究

東京工業大学 機械物理工学専攻

遠藤 玄

目次

第1章	序論	
1.1	研究の背景	1
1.2	目的	4
1.3	本論文の構成	4
1.4	用語と記号の解説	6
第2章	グライド推進	
2.1	グライド推進	8
2.2	グライド推進の特徴	11
2.2.1	物理的特徴	11
2.2.2	工学的特徴	11
2.3	グライド推進の例	11
2.3.1	生物の例	11
2.3.2	人工物の例	12
2.4	索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体	13
2.5	まとめ	14
第3章	索状能動体	
3.1	研究の背景	15
3.2	目的	21
3.3	滑走理論	21
3.4	実験機の開発	24
3.4.1	機構	24
3.4.2	センサ	25
3.4.3	システム構成	25
3.4.4	制御法	27
3.5	推進実験	29
3.6	まとめ	29
第4章	索状能動体における対地適応推進	
4.1	氷上滑走	32
4.2	滑走面変化に対する適応	34
4.2.1	くねり角と推進速度	34
4.2.2	くねり角の適応推進	37
4.3	移動効率	38
4.3.1	移動仕事率	38
4.3.2	ほふく推進の移動仕事率	38
4.4	まとめ	40

第 5 章	脚車輪ハイブリッド移動体	
5.1	研究の背景	41
5.2	ローラーウォーカー	45
5.3	実験機の開発	47
5.3.1	足首可変機構	48
5.3.2	受動車輪	49
5.3.3	ローラーウォーカーの構成	50
5.3.4	制御システム	51
5.4	パラメータの同定	52
5.4.1	摩擦係数	52
5.4.2	慣性モーメント	53
5.5	動作実験	54
5.6	まとめ	56
第 6 章	基本的運動の生成	
6.1	運動学モデル	57
6.2	直進	59
6.2.1	前脚のみの推進	60
6.2.2	脚軌道パラメータの物理的意味	64
6.2.3	4脚軌道	65
6.3	超信地旋回	69
6.4	旋回	72
6.5	斜行	75
6.6	制動	76
6.7	操縦実験	78
6.8	まとめ	79
第 7 章	脚軌道と推進特性	
7.1	摩擦係数と推進速度	80
7.2	θ_0 と軸方向滑り速度 V_n	83
7.3	θ_0 の適応例	86
7.3.1	登坂	86
7.3.2	加速	86
7.4	法線方向に滑りのない軌道	88
7.4.1	$\theta(t) = -\theta_0 \sin \omega t$ と仮定した場合	88
7.4.2	$d(t) = d_{offset} + d_0 \sin \omega t$ と仮定した場合	90
7.4.3	推進可能条件	91
7.4.4	従来軌道との比較	92
7.5	荷重分布の影響	93
7.6	移動効率	95

7.6.1	シミュレーション	95
7.6.2	実験的検討	96
7.6.3	クロール歩行との比較	97
7.7	まとめ	97
第 8 章 グライド推進の共通特性		
8.1	推進特性と抗力の異方性	98
8.2	グライド角と出力減速比	100
8.3	エネルギー効率	102
8.4	制御法	102
8.4.1	速度の制御	102
8.4.2	推進方向の制御	103
8.4.3	グライド角の適応	103
8.5	まとめ	103
第 9 章 結論		
9.1	結論	104
9.2	今後の課題	105
付録 A 受動車輪の摩擦特性		
A.1	予備実験	106
A.2	Roller-Walker実験機を用いての測定	109
A.2.1	摩擦係数の算出	110
A.2.2	測定結果	111

第1章

序論

1.1 研究の背景

現在、日本は世界のロボットのおよそ60%を保持すると言われるロボット大国である。これらの実用化されたロボットのほとんどは産業用ロボットと言われるような腕型のロボットである。また、これらのロボットを積極的に生産現場に導入したことにより大幅なコストダウンを実現し、日本が世界に名だたる工業立国になったことは周知の事実である。

しかしながらこれらのロボットは「工場内」という人工的に整備された環境の中でのみ、はじめてその能力を発揮できる据え置き型のロボットであった。これからのロボットを考えると、生産現場のみならず、より広範な作業への適用に対して、ロボット自身が移動する能力を持つことは必要不可欠である。

このような観点に基づき現在「移動ロボット」の研究が様々に行われている。移動ロボット研究には、画像認識、センシング、協調作業、ナビゲーションなど多くの細分化された研究分野が存在するが、本論文では移動ロボットの最も根本的な機能である「移動機構そのもの」を最重要課題として特に着目している。なぜならば、どんなに優れた制御法やセンシングデバイスが確立されたとしても、最終的にその移動を実現するのは機械要素であり、これらの機構による性能以上の運動は物理的に実現し得ないからである。また移動機構そのものも、すべてに適用しうる汎用的な最適形態は存在せず、要求される作業に応じた各々の最適な形態が存在しうるであろう。

従来検討されてきた地上での移動方式を大きく分類すると、連続的な接地を行う車輪型・クローラ型移動と離散的な接地を行う歩行型・跳躍型に分けることができる。車輪型車両は単純な駆動機構で構成可能であり、移動のために必要な自由度も最小限で済むことから実用車両のほとんどが本方式を用いており、その例は枚挙に暇がない。また不整地での踏破性や、低接地圧により負荷荷重を高く設定できるなどの利点から建機などにはクローラ車両が用いられる。しかしながら路面に対して連続的な轍を残すことから砂地のような変形抵抗の大きな路面では移動効率は低下する。また車輪型移動では特別な機構を用いない限り、車輪半径より大きな障害物を乗り越えることは出来ない。これに対して歩行型[1]・跳躍型[2]移動は離散的な接地点を選択することが可能であることから、不整地においても高い移動効率を有する。また、脚の持つ空間的な自由度により車輪型・クローラ型移動に比して高い対地適応性を有する。しかしながら駆動自由度の増大、制御の複雑さなどの問題から実用化例は極めて少ないのが現状である。

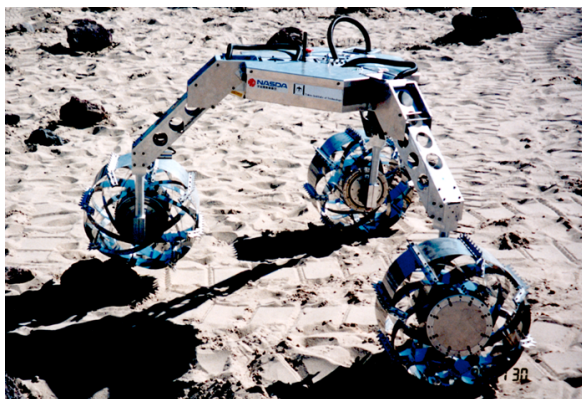


Fig.1.1 Wheel type

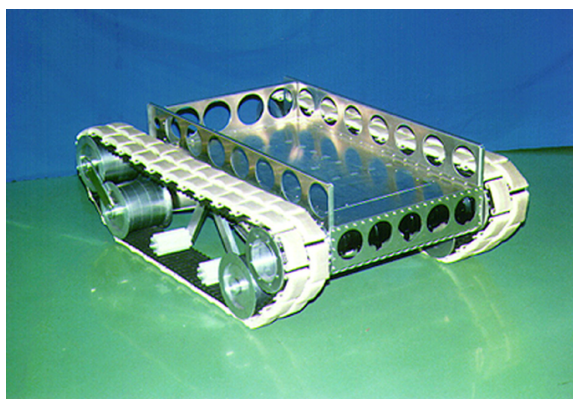


Fig.1.2 Crawler type

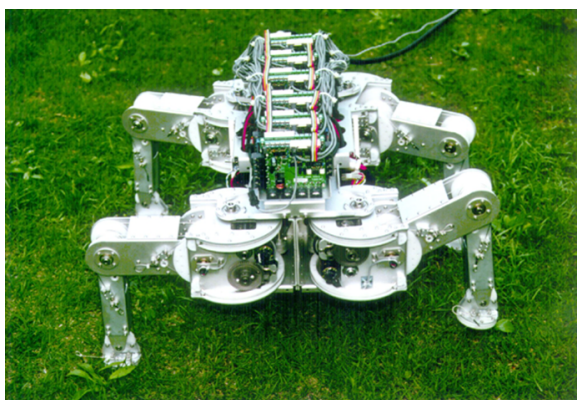


Fig.1.3 Walking type

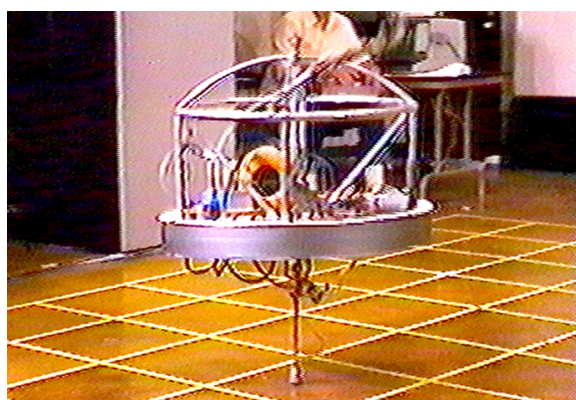


Fig.1.4 Hopping type

さて、これら従来の地上移動装置の基本的な原理は、移動環境に加えた駆動力の方向と移動体の推進方向がほぼ一致する場合がほとんどであり、移動機構として生物・人工物にかかわらず根本的に従来より変化が見られない。以降このような運動を「スラスト推進運動」と呼ぶことにする (Fig.1.5(a)) 。

これに対し、スラスト推進運動以外の形態の推進運動は、地上の移動運動の中には少ないが例外もないわけではない。人工物ではスケートやローラースケートがその例である。Fig.1.5(b)は脚を上げずに後退する場合のフィギュアスケートの推進である。スケートの刃は、氷の上ではその刃の方向の摩擦係数が小さく刃の横方向の摩擦係数が大きい。そのため、スケートの刃に対し斜め方向に駆動力をあたえると、その駆動力は刃の方向の運動に変換され、刃の方向への推進運動が生成される。キャストを利用したローラースケートでも原理は同じである。このようにスケートやローラースケートの推進形態は、推進方向と大きく異なる方向への駆動運動を、環境との接触部に生ずる抗力異方性によって推進方向の運動に変換する移動様式であり、「スラスト推進運動」の様に駆動運動の方向に推進運動が生ずる運動とは明らかに異なる。そこでスケートやローラースケートのような推進運動を、滑らかに滑空するグライダーに例えて、以降「グライド推進」と呼ぶことにする。このようなグライド推進運動による移動は従来ほとんど検討されたことがなく地上での移動ロボットに適用された例は極めて少ない。

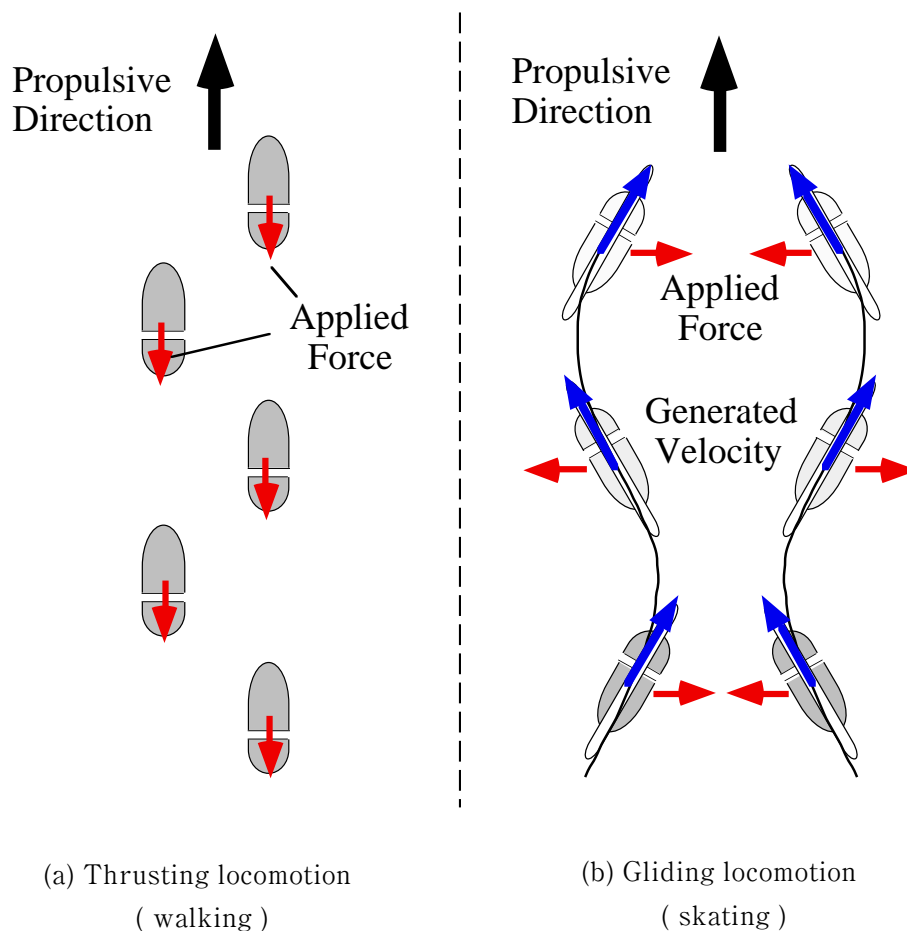


Fig.1.5 Thrusting locomotion and gliding locomotion

1.2 目的

本論文ではグライド推進のもっとも基本的な物理的・工学的特性を検討し、2つの異なる機械モデルで実証することを目的とする。第一に構築する機械モデルとして、グライド推進をもっとも有効に利用している生物としてヘビを取り上げ、その生物機械としての要素を抽出した「索状能動体」に関して、そのほふく滑走理論と実験を定量的に比較する。滑走理論に関しては広瀬らによりすでに導出されていることから、本論文では実験機による理論の定量的検証を主眼とする。次により実際のグライド推進のアプリケーション例として歩行機械の脚先に受動車輪を装備した脚車輪ハイブリッド移動体を取り上げ、その基本的運動の生成法を提案し実験的に検証する。そして、これら2つの例を通して共通する特性を導出することとする。検討する特性は(1)基本的推進運動の生成(2)出力減速比の調整と対地適応推進(3)移動のエネルギー効率である。

1.3 本論文の構成

第1章「序論」で本研究の背景と目的を述べた後、第2章「グライド推進」において提案するグライド推進を定義し、推進原理を明確化する。以降は大別して第3章、4章では索状能動体について述べ、第5章、6章、7章では脚車輪ハイブリッド移動体について解説する(Fig.1.6)。

第3章「索状能動体」では広瀬らにより既に提案されているヘビのほふく滑走理論を概説した後、新たな実験機を構築し、その動作の確認を行う。続く第4章「索状能動体における対地適応推進」では構成された実験機を用いて氷上滑走・傾斜面の登坂実験を行い理論の定量的考察を行うとともに、対地適応的な推進制御法を検討する。また移動仕事率を評価基準として移動のエネルギー効率を実験的に検討する。

第5章「脚車輪ハイブリッド移動体」ではグライド推進を用いた脚車輪ハイブリッド移動体の概念について解説し、実験機を構築する。また制御システムを構築し基本的な動作確認を行う。続く第6章「基本的運動の生成」では直進・旋回など従来全く検討されたことのなかった基本的な推進運動の生成法を提案し、シミュレーション・実験を通して定量的に検討する。第7章「脚軌道と推進特性」においては受動車輪による推進をより深く考察し、出力減速比の調整など対地適応的推進を行うための基本的な知見を理論と実験の両側面から検討する。また移動仕事率による脚軌道の最適化も検討する。

第8章「グライド推進の共通特性」において、これら索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体に共通のグライド推進の特性を述べ、第9章「結論」において本論文で得られた結論と残された課題についてを述べる。

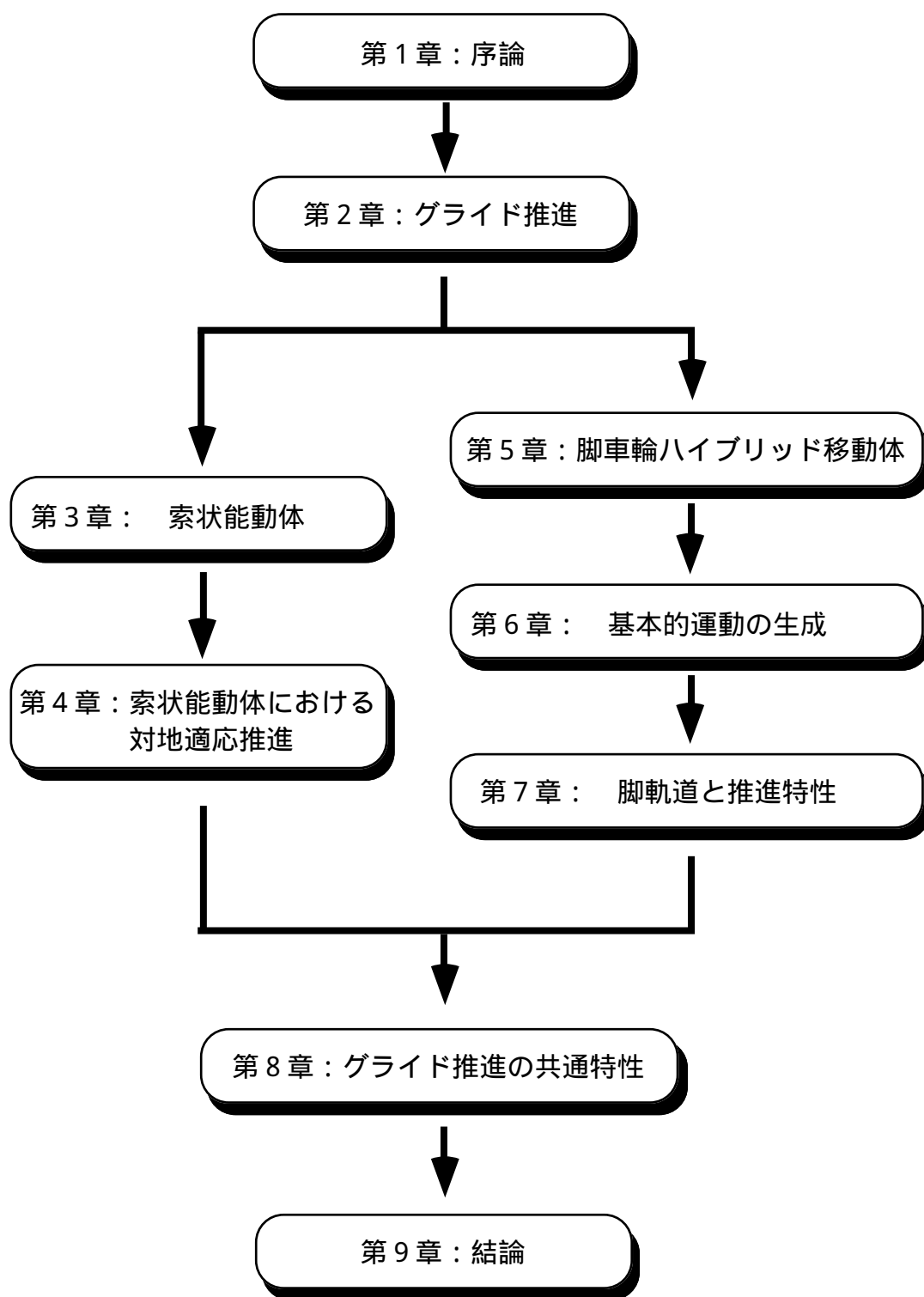


Fig.1.6 Whole structure of this thesis

1.4 用語と記号の解説

接線方向：摩擦係数の最も小さい方向

法線方向：接線方向に直交する方向

グライド角：移動体重心の移動速度ベクトルと接線方向のなす角

平均グライド角：グライド角の時間平均値

・索状能動体に関するもの

記号	定義	参照
A	偏角の振幅	(3.1)
F_t	接線力	(3.6)
F_n	法線力	(3.6)
l	ほふく体形の1/4周期の体幹長さ	(3.1)
L	ACMあるいはヘビの全長	3.5
O, P	ACMあるいはヘビのほふく体形座標	3.3
s	ACMあるいはヘビの体軸座標上の長さ	(3.1)
T	屈曲の周期	(3.4)
V_s	ACMあるいはヘビの体幹方向移動速度	(3.4)
V_{SE}	ACMあるいはヘビの体幹方向移動速度の実験値	4.2
V_X	移動体重心の移動方向速度	(3.5)
V_{XN}	正規化された移動体重心の移動方向速度	(4.1)
$X(s)$	体幹上のO点からの長さをほふく体形中心線(X軸)に投影した長さ	(3.5)
W	全重量	(4.2)
	くねり角	(3.2)
s	体軸距離 s におけるくねり角	(3.2)
s	単位節長さ	(3.2)
	移動仕事率	(4.2)
(s)	体軸距離 s のジョイント部の偏角	(3.1)
μ_t	接線方向摩擦係数	(3.8)
μ_n	法線方向摩擦係数	(3.8)

・脚車輪ハイブリッド移動体に関するもの

記号	定義	参照
$d(t)$	極座標系における脚先の半径方向位置	(6.1)
d_0	脚軌道の半径方向振幅	(6.1)
F_t	接線方向摩擦力	7.4.3
F_n	法線方向摩擦力	7.4.3
I	本体中心Yaw軸周りの慣性モーメント	(5.3)
$J_n(\quad)$	第1種Bessel関数	(7.6)
R	旋回半径	6.4
R_f, R_r	タイヤに働く垂直抗力	7.5
T	脚軌道の周期	(6.1)
V	移動体の移動方向速度	6.1
V_n	脚先の床に対する法線方向速度	7.4
V_t	脚先の床に対する接線方向速度	7.4
V_y	重心の前方向速度	6.4
V_x	重心の横方向速度	6.4
W	全重量	6.1
$\theta(t)$	極座標系における脚先の円周方向位置	(6.2)
θ_0	脚軌道の周方向振幅	(6.2)
μ_t	接線方向転がり摩擦係数	(5.1)
μ_{tc}	接線方向粘性摩擦係数	(5.1)
μ_n	法線方向摩擦係数	(5.2)
	$d(t), \theta(t)$ 間の位相差	(6.2)
ϕ_{fr}	前後脚間の位相差	6.2.3
	本体中心周りの角速度	6.4

第2章

グライド推進

本章では移動体の新たな推進原理としてグライド推進を提案し、その特徴と本原理に基づく推進例を示す。

2.1 グライド推進

本研究で述べるグライド推進を以下のように定義する[3][4]。

推進方向と大きく異なる方向への駆動運動を、環境との接触部に生ずる抗力異方性によって推進方向の運動に変換する推進原理

このような推進原理に基づく例として前章でふれた遊脚化せずに後退するスケート滑走を取り挙げて説明する。脚を左右対称に八の字・逆八の字に蛇行させることで推進する移動である。

まず定性的に説明すると、スケートのエッジは長手方向には滑りやすく、それに直交する方向には滑りにくい、という摩擦特性を持っている (Fig.2.1)。ここで長手方向を接線方向、それに直交する方向を放線方向と呼ぶことにする。このとき接線方向に対して斜め方向に力を与えると、エッジ法線方向の力は刃先が氷に食い込むことで支えられ、接線方向の力成分のみが残り接線方向へ滑る (Fig.1.5)。これはリニアガイドにより支えられた場合と同様に考えることができる (Fig.2.2)。しかしこのままでは両脚の間隔がどこまでも広がって (あるいは狭まって) しまうため、推進を継続するためには刃の向きを振動的に変化させることが必要である。

エッジに働く力の釣り合いと生成される速度の関係をFig.2.3に示す。推進方向Yの定義は移動体重心の進む向きとし、エッジ単体の推進方向とは異なる。また推進方向と接線方向のなす角をグライド角 G と定義する。

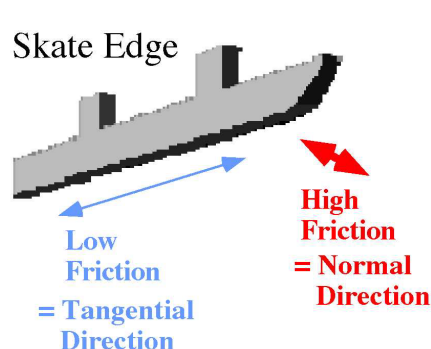


Fig.2.1 Frictional property of skate edge

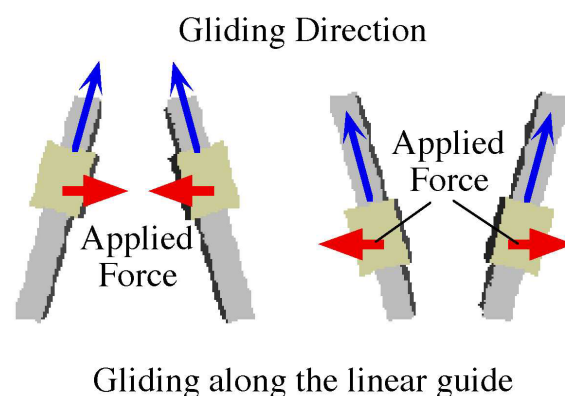


Fig.2.2 Linear guide model

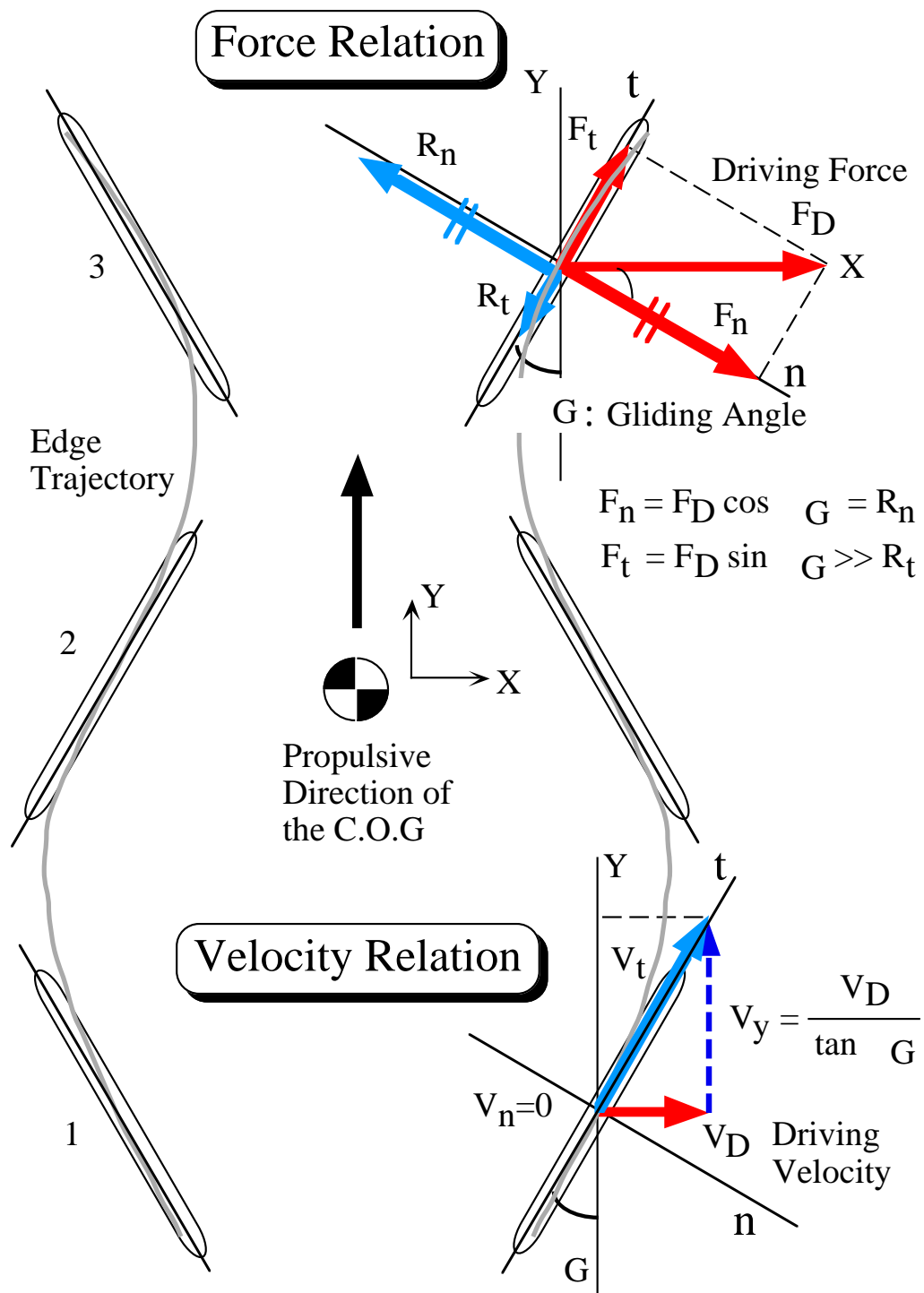


Fig.2.3 Kinematics of skating locomotion

駆動力として加えられる力 F_D を「進行方向と大きく異なる方向」,ここではX方向に負荷した場合,接線・法線方向の駆動力と摩擦反力 R_t, R_n の関係はそれぞれ以下のように求まる.

$$F_t = F_D \sin \theta \quad G \gg R_t \quad (2.1)$$

$$F_n = F_D \cos \theta \quad G = R_n \quad (2.2)$$

駆動力の法線方向分力は,大きな摩擦反力によって釣り合いを保つが,「抗力異方性」を持つエッジの摩擦特性から接線方向の摩擦反力は非常に小さくなっている.従って接線方向にのみエッジは滑り出す.すなわち接線・法線方向の最大静止摩擦係数を μ_{t_max} , μ_{n_max} , 負荷加重を W とおくと,以下の条件が導かれる.

$$F_D \sin \theta \leq \mu_{t_max} \cdot W \quad (2.3)$$

$$F_D \cos \theta \leq \mu_{n_max} \cdot W \quad (2.4)$$

これより推進の必要条件として次式が誘導できる.

$$\tan \theta \leq \frac{\mu_{t_max} \cdot W}{\mu_{n_max} \cdot W} \quad \theta \leq \tan^{-1} \left(\frac{\mu_{t_max}}{\mu_{n_max}} \right) \quad (2.5)$$

すなわちグライド推進の必要条件として抗力比(ここでは摩擦係数比)で規定されるグライド角の下限値が与えられる.またこのときの速度関係を考えると,法線方向への滑りは生じないことから,駆動速度を V_D とした場合,推進速度 V_y は次のようになる.

$$V_y = \frac{V_D}{\tan \theta} \quad (2.6)$$

また最大推進速度は(2.5)(2.6)式より

$$V_{y_max} = \frac{\mu_{t_max} \cdot W}{\mu_{n_max} \cdot W} \cdot V_D \quad (2.7)$$

となることから駆動速度よりも高い推進速度が得られ,その最大値は抗力比で規定されることが分かる.

この例では摩擦反力を挙げたが,駆動運動によって生ずる抗力であれば同様の議論が出来るため,流体抵抗などを含めて,改めて一般的な名称として「抗力」と呼び,また抗力の最も少ない向きを接線方向,これに直交し最も大きな抗力となる向きを法線方向と呼ぶことにする.

このようにグライド推進とは移動環境との接触部に生ずる抗力の異方性を利用して推進方向と異なる向きの駆動力を間接的に推進方向へと変換する原理である.なおグライド推進はスラスト推進と相容れない推進方式ではない.上述の例では駆動運動は推進方向に直交しているため,推進方向には直接的に寄与しないが,駆動運動を推進方向に近づけていけば徐々にスラスト推進運動が生成され,グライド推進運動は減少してゆく.通常のスピードスケートのような滑走面を斜め後方に蹴るような動作ではグライド推進とスラスト推進が混合された移動様式であり,両者の割合は駆動運動と推進運動の方向性の程度に依存する.

2.2 グライド推進の特徴

2.2.1 物理的特徴

グライド推進では接線・法線方向の抗力の比が運動を大きく支配する。スケートエッジの例では法線方向摩擦力が大きければ大きいほど、より大きな駆動力を負荷することができ、また接線方向摩擦力が小さければ小さいほどより高速・高効率の移動が可能である。したがって、従来の推進方法では難しかった摩擦係数の非常に小さな氷上などにおいても、エッジなどにより抗力の比さへ確保することができれば、推進することが可能である。また逆に、このような抗力の比さえあれば推進可能であることから水中や泥濘地、雪上、氷上などで全く同一の推進原理で移動できる可能性がある。

一方欠点としては、グライド推進は接線方向に滑ることで推進するため、接線方向に働く抗力が小さくないと移動効率が低下することが考えられる。また法線方向に推進に寄与しない滑りがある場合も移動効率は大きく低下するものと考えられる。

2.2.2 工学的特徴

(2.1) (2.6) 式より、推進力および推進速度がグライド角に依存することが分かる。グライド角が小さくなるほど接線方向への力は減少する一方、推進速度は上昇することが分かる。すなわちグライド角の調節によって出力減速比を大きく変更することが可能である。従来のスラスト推進では駆動運動そのものの減速比を変化させなければならなかったが、グライド推進の場合では駆動運動は変化させることなく、グライド角のみの調整でインピーダンスマッチングが可能である。これはグライド推進の著しい特徴である。

またグライド推進に必要な不可欠な「抗力異方性」を発生する機構要素はスケートのエッジ、地上では受動車輪、流体中ではヒレなど、著しく簡素かつ軽量の構造をしていることも工学的な実用上、大変に重要な利点である。

さらに、このような推進方法で地上を移動する機械はほとんど見られず、その推進原理の興味深さからアミューズメント分野への応用も大いに考えられる。

2.3 グライド推進の例

2.3.1 生物の例

地上に生息する生物はグライド推進をほとんど利用しないが、ヘビが行う典型的な推進運動であるほふく運動 (Serpentine movement) はその例外の一つである。ほふく運動を行うヘビの腹部側部は鱗に覆われて滑りやすく、また推進運動をしようとして力を入れるとスキーのエッジのように角ができ滑走時に体幹が横方向にずれて行くのを防ぐ。つまり、ヘビの滑走面は体軸接線方向には滑りやすく、法線方向には滑りにくい特性を持っており、それが体側筋肉の収縮弛緩運動を体の軸に沿った川の流れのような推進運動に変換する。つまりヘビ体幹が発生する力の方向と、ヘビが推進する方向が異なる。このように考えるとヘビのほふく推進はグライド推進運動の典型であるといえる。

またグライド推進は地上では特殊であるが、水中や空中など流体中を推進する場合には、魚の鰭、うなぎの屈曲や鳥の羽ばたきなど、むしろ一般的な推進方法である。流体中の運動では流体特有の揚力生成効果も利用しているが、その基本は流体中の細長い物体の接線

方向の流体抵抗が小さく法線方向の流体抵抗が大きいという特性を利用したものである。

2.3.2 人工物の例

人工物の例では前述のように氷上を滑走するスケート，ローラースケートが挙げられる。また水中ではスクリューや櫂による推進，空中ではプロペラの回転運動など工学的な応用としては流体中での適用が多く見られる。

地上においてグライド推進の抗力特性を最も簡単に実現する機構要素は駆動力を持たない受動車輪であると考えられる。六車は回転円盤に取り付けられた4つの受動車輪の接線方向をリンク機構で協調させて変化させることで，走行面上にトロコイド曲線を描かせ全方向移動を実現した (Fig.2.4) [5]。またFig.2.5に示すような魚型三輪自転車を考案し，これらは実際アミューズメント施設などで見る事が出来る[6]。

実際的なロボットシステムへの適用例としては広瀬らによる配管内推進機構が挙げられる。これは直径2インチの配管内を推進する機構で斜めに取り付けられた弾性体の先に受

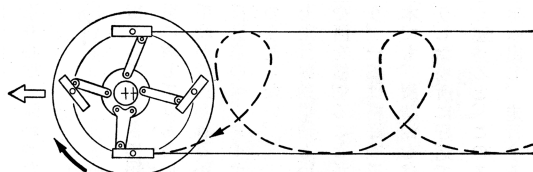
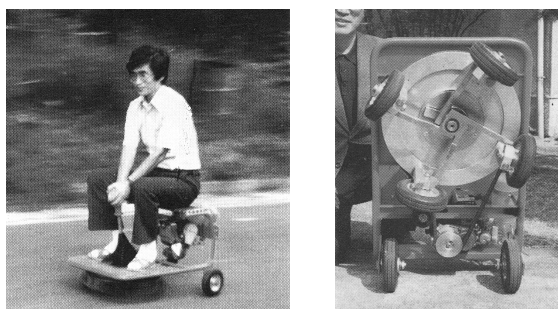


Fig.2.4 Omnidirectional trochoid vehicle

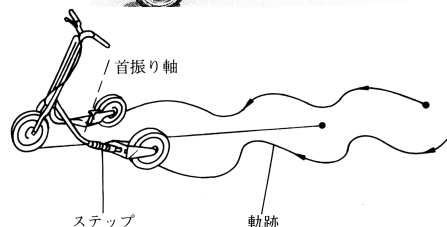
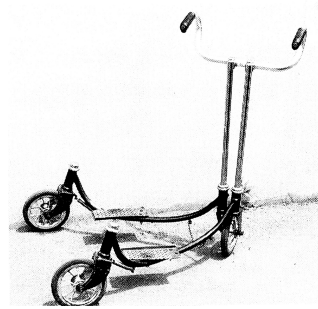


Fig.2.5 Fish-like tricycle

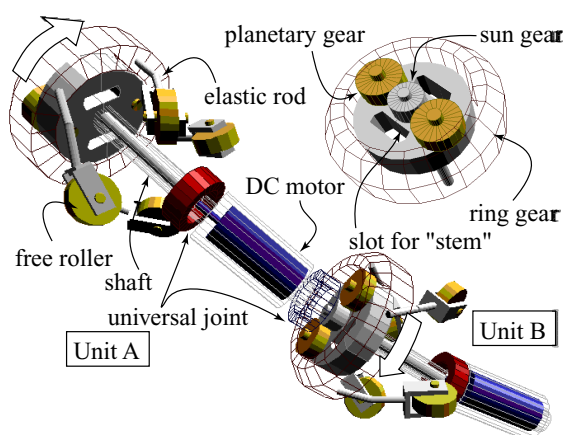


Fig.2.6 Mechanism of pipe inspection robot
Thes I

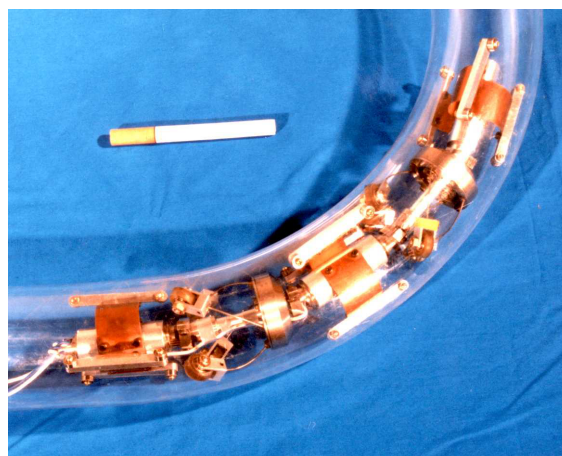


Fig.2.7 Thes I

動車輪を装備している (Fig.2.6,2.7) . この弾性アームを配管断平面で回転運動させると、管壁内部を受動車輪が螺旋を描くように動き、本体の推進運動が生成される[7][8] . 推進運動の負荷に応じて弾性アームが変形し、受動車輪の描く螺旋のピッチを変化させることで、減速比を調節する一種の負荷感応型無断変速機構となっている . これはグライド推進の出力減速比の調節を巧みに用いた例である .

2.4 索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体

さて、以上のように我々の周りにはいくつかのグライド推進が見受けられるが、従来これらの推進は個別に扱われ、統一してその特性が論じられることはなかった . しかしながら推進原理そのものは同一であることから、グライド推進共通の知見を得られる可能性がある . 本論文ではその統一的な議論をする上で、2つの異なるタイプの移動体を検討し、その過程で得られた共通の知見を抽出することにする . 2つの異なるタイプとは、ヘビをモデルとした索状能動体“ACM-R1” (Fig.2.8) と、歩行機械の脚先に受動車輪を装備した脚車輪ハイブリッド移動体“ローラーウォーカー” (Fig.2.9) である . それぞれのモデルの詳しい概略は後章に譲ることにして、ここではなぜこの2つのタイプの移動体を選んだのか、理由を述べる .

まず、索状能動体に関しては、地上においてグライド推進原理を最も有効に利用している生物がヘビであるからである . ヘビは路面の摩擦係数や勾配、あるいは捕食動作や危機回避など、状況に応じてそのくねりを変化させることが知られており、その適応メカニズムを解明することは環境に応じたグライド推進原理を導く最良の手本になるものと考えられる .

しかしながら、ヘビ型モデルの屈曲による推進の研究はバイオメカニクスの立場からのScientificな興味に支えられている側面が強く、工学的な実際のアプリケーションとしてグライド推進が有用に利用されうる、とは言いがたい . なぜなら、節体幹によるグライド推進はノンホロノミックな拘束を受ける超冗長なシステムであり、高々平面2自由度の移動に対してあまりにも複雑だからである .

そこでより実現性の高い形態として、脚型歩行機械に受動車輪を装備したハイブリッド移動体を検討することにする . 脚先に軽量かつ簡素な受動車輪を装備するだけで、元々ある歩行の自由度をそのまま利用して効率的な推進が出来るものと考えられることから、実際的なハイブリッド化手法であると考えられる . そして、索状能動体により得られた知見を本モデルにフィードバックすることで、従来全く検討されたことのない受動車輪を用いたハイブリッド移動体の基本的運動生成法をより効率的に検討することができると考えられる . さらにこれら2つのグライド推進移動体を通して、より一般的なグライド推進の共通特性を検討できるものと考えられる .

以上の理由により、本論文においては2つの異なる形態の移動体を検討することとした . また、グライド推進の特性を持つ機構要素としては前述のようにスケートのエッジなどの例が挙げられるが、本研究においては主に硬平地上でこの特性を最も簡単に実現できる機構要素として、駆動力を持たない受動車輪に注目した .

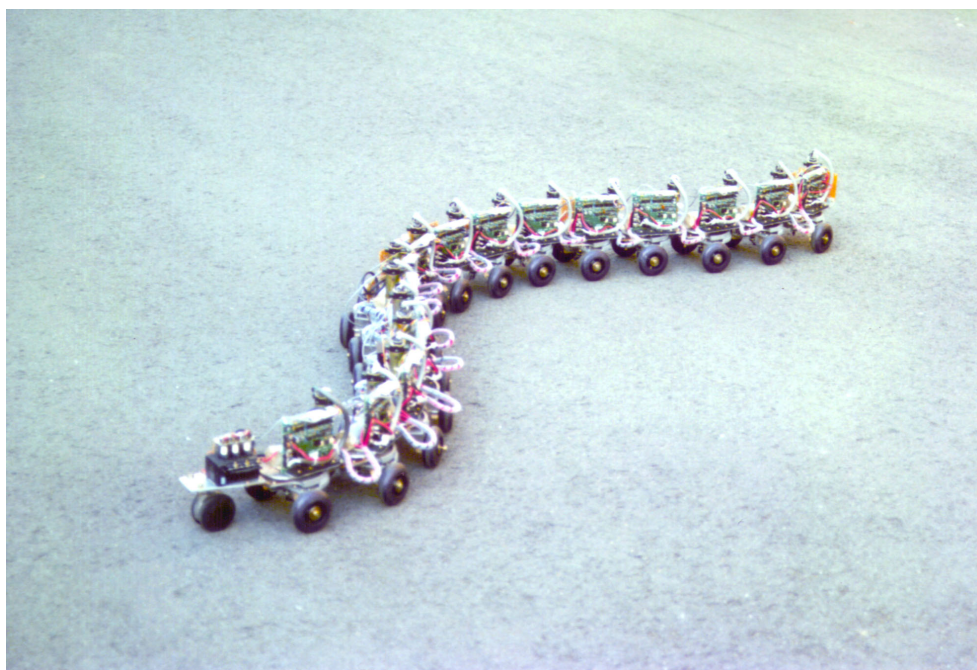


Fig.2.8 Active Cord Mechanism "ACM-R1"

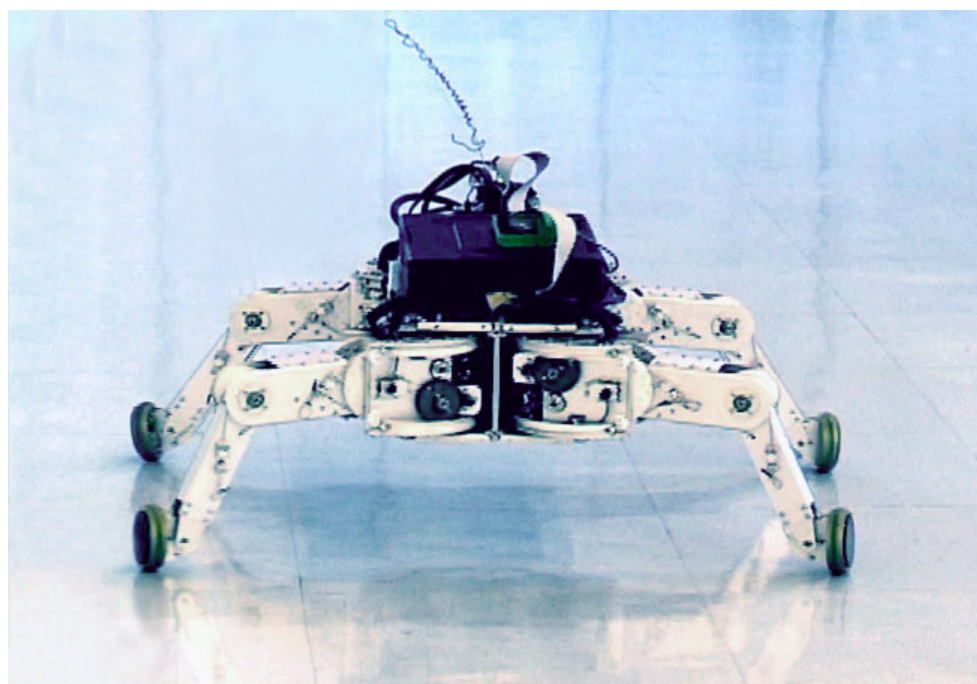


Fig.2.9 Leg-Wheel hybrid vehicle "Roller-Walker"

2.5 まとめ

本章では移動体の新たな推進原理としてグライド推進の概念を提案し、その特徴と例を挙げた。またヘビをモデルとした索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体の2種類の形態を検討することにより共通要素を抽出してゆくことを明確化した。

第3章

索状能動体

ガイド推進を用いて環境への高い適応性を獲得した生物ヘビのほふく滑走理論を概説する．またより自由な推進を可能にする完全自立型の新たな実験機ACM-R1を開発する．

3.1 研究の背景

ここではガイド推進移動体という枠組みから少し離れて、ヘビ型移動ロボットに関連する研究を概観し、その上で改めて本研究で取り扱う意義について述べる．

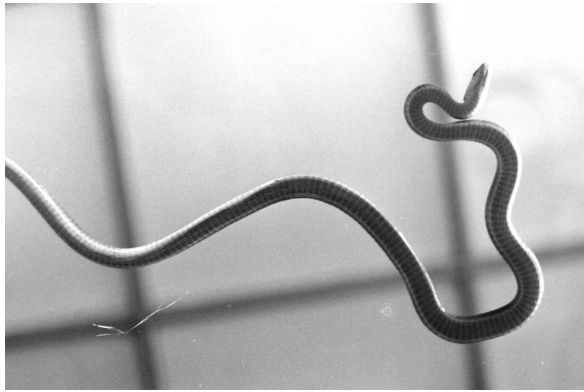
ヘビをモデルとしたロボットにおいて最も重要な研究は広瀬らに依るものである．広瀬らはヘビの生物機械としての要素を抽出した概念を「能動的に屈曲し得る関節ユニットを直列に多数連結し、索状をなす機能体」として「索状能動体”Active Cord Mechanism, ACM”」と呼び、その移動方式の力学的検討やマニピュレーションへの応用を論じた[9]．

研究の契機はまず「ヘビは足がないのに何故進むことができるのか？」という純粋な科学的興味から始まる．なぜならそれまで動物学者による定性的な議論はなされていたものの[10][11][12]、ヘビの推進メカニズムの工学的・定量的な考察はほとんどなされていなかったからである．したがって研究はまず動物実験から始まり、滑走形態の撮影や筋電位の測定、管路通過時の管壁への接触力の測定などが行われている（Fig.3.1(a)-(d)）．

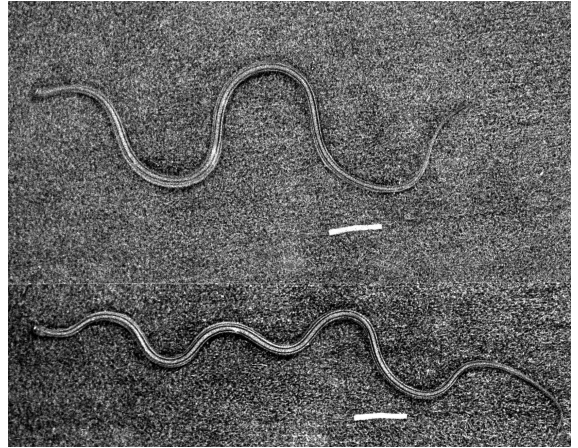
次にヘビ体幹を微小リンクモデルに置き換え解析することで、生成される滑走形態と推進力について論じ、動物実験との比較検討を行った．その結果ヘビは腹部の鱗により、体幹方向とそれに直交した向きの摩擦係数の差を利用して推進していることが物理的に明らかにされた．さらに機械モデル”ACM III”を構成し体幹の協調的な屈曲により2次元平面上での推進運動が生成されることを確認した（Fig.3.2）．諸元をTable.3.1に示す．

ヘビの移動力学そのものの検討はACM III以降は行われず、その後はむしろ索状能動体の持つ超冗長性に着目し、マニピュレータとしての応用に展開された．

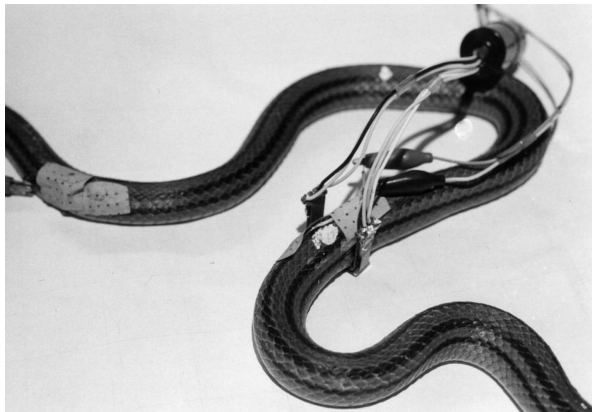
広瀬らの先駆的な研究を受けて、以後多くのヘビ型移動ロボットの研究が行われる．馬は生物筋肉の生理学的特性を定量的に考慮して蛇行曲線と呼ばれる新たな関数で滑走体型を近似した[13][14]．滑走体型と体幹トルク分布を独立で扱う広瀬の解析に対し、筋肉の特性から体型とトルク分布の依存関係を導出していることが特徴で、これにより移動効率が向上することが示されている[6]．また節体幹をDiscreteなモデルで運動方程式を立て、法線方向への滑りをも許容した解析を行っている[15]-[19]．



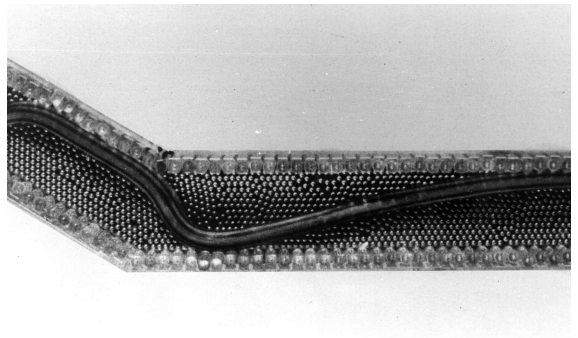
(a) Snake's abdomen



(b) Gliding configuration



(c) EMG measurement experiment



(d) Snake motion in a maze

Fig.3.1 Animal experiments

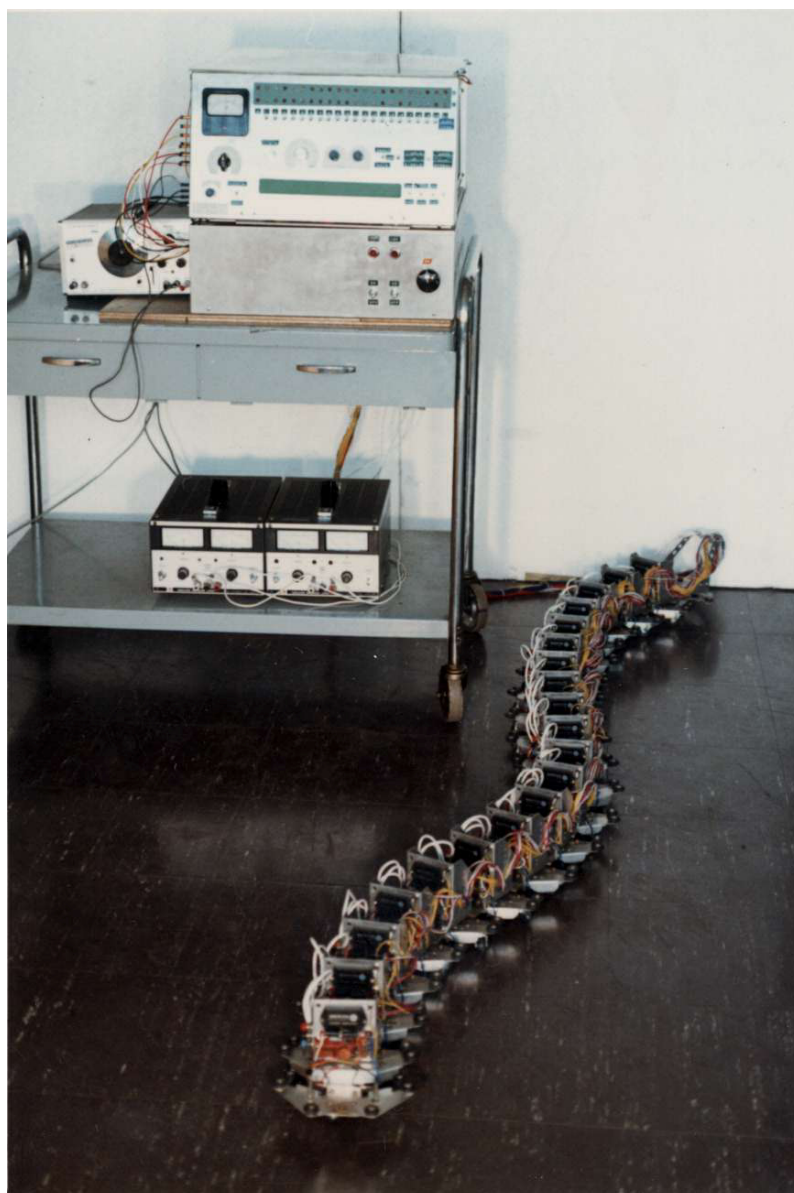


Fig.3.2 ACM III

Table.3.1 Specifications of ACM III
(Not included power sources and control system)

No. of Unit	20
Dimension	2040 × 162 × 144 (mm)
Weight	28 (kg)
Velocity	0.4 (m/s)
Motor	10W × 20

Zeki Y.Bayraktarogluらは、Grayらによって観察された突起物を押すことによる推進 (Fig.3.3[20]) を、発見的手法ながらシミュレーション上で構築し、目的の位置まで推進するアルゴリズムを導出した[21]。

ChirikjianとBurdickは超冗長ロボットの移動法として垂直方向の波動が伝搬することで推進するTraveling wave gait (Fig.3.4) やそれを応用した把持[22]、Sidewindingについて検討した[23]。またG.PoiらはTraveling waveによる段差の乗り越えを検討した後、機械モデルの構成を行っている[24]。K.Dowlingは各節PitchとYawの自由度を持つユニットに正弦波を入力し、その位相と大きさをシミュレーション上で最適化することによりTraveling waveのみならずV字型の体幹になってRoll方向に回転するなど、自然界では見られない新たな移動様式を報告し (Fig.3.5) 簡単な機械モデルによる実験を行った[25]。さらにM.Yimらは節体幹の持つModularityに着目して節の着脱が可能で、再構成移動体を構成し連続的なTraveling waveによる移動を実現した[26]。また体幹の先端と後端を接続することでクローラとしての移動や、歩行形態への再構成を実現している[27] (Fig.3.6)。

J.Ostrowski, A.Lewis, R.Murray, J.BurdickらはSnakeboard (Fig.3.7,3.8) と呼ばれるスケートボードの一種をノンホロノミックシステムとして解析した[28]。Snakeboardは前後のステップを協調的にくねらせることで地面を蹴ることなく推進を継続することが可能である。またSnakeboardや索状能動体の推進を内包する概念としてUndulatory locomotionを定義しダイナミクスをも含めた解析を行った[29]。さらにFig.3.9に示すリンクモデルに拡張し節数が増加しても先頭3節をフォローするように蛇行が生成されることを導いた[30]。このときの滑走曲線は広瀬により提案されたSerpensoid曲線を近似する概形であることが示されている。近年では水中でのうなぎの屈曲を模した移動体を検討し機械モデルも構築している[31][32]。

より実際的なアプリケーションを目的としてB.Klaassenらは配管内での検査用として能動車輪により駆動されるGMD-Snakeを構成した[33][34] (Fig.3.10)。また高梨らは、災害時の倒壊家屋下でのレスキュー作業を想定して、先端にCCDカメラを装備し、リンク長168 [mm]の完全にモジュール化された超冗長アームを開発している[35] (Fig.3.11)。

ヘビ型ロボットのノンホロノミックシステムとしての制御理論の解析は、近年、美多、岩崎らによってTitech COE/SMS Project(1997-2001)の一環として進められている[36][27]。検討しているモデルをFig.3.12に示す。また三平らは、従来のマニピュレータ制御とヘビ型移動ロボットの制御理論の融合を目指して、可操作性を評価基準とした運動制御法を検討している[38][39]。

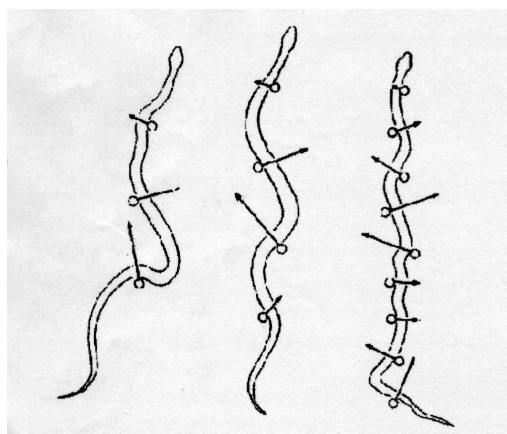


Fig.3.3 Lateral undulation with various number of push-points

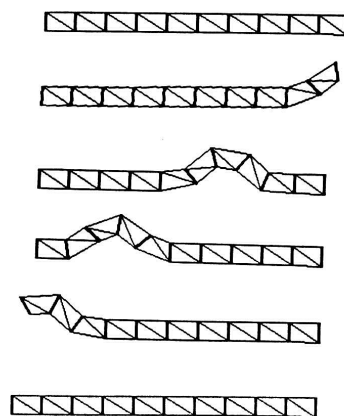


Fig.3.4 Traveling wave gait

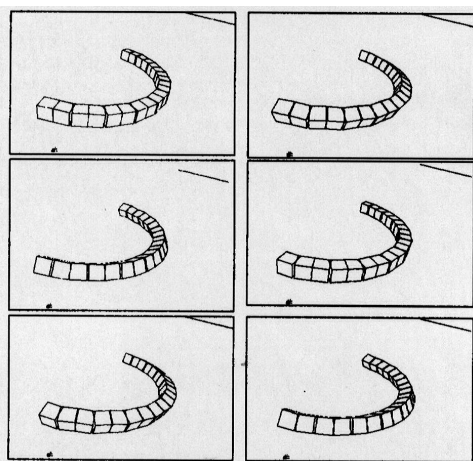


Fig.3.5 Lateral rolling

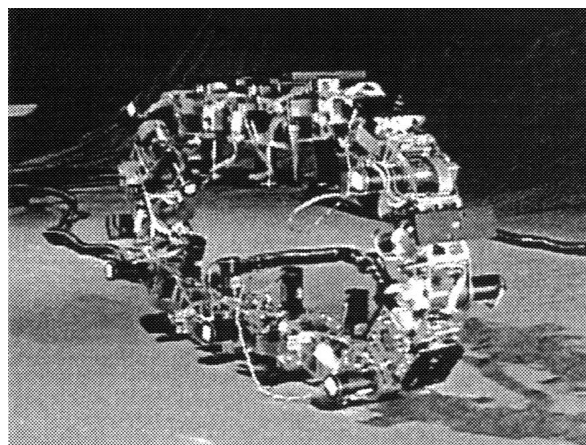


Fig.3.6 A modular reconfigurable robot "PolyBot"



Fig.3.7 Snakeboard

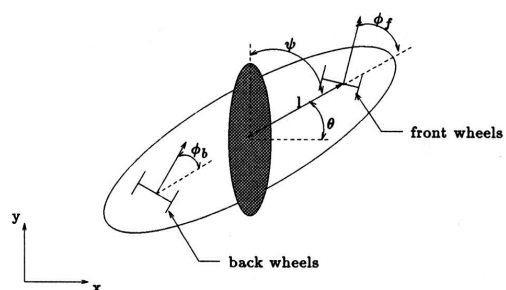


Fig.3.8 Kinematic model of snakeboard

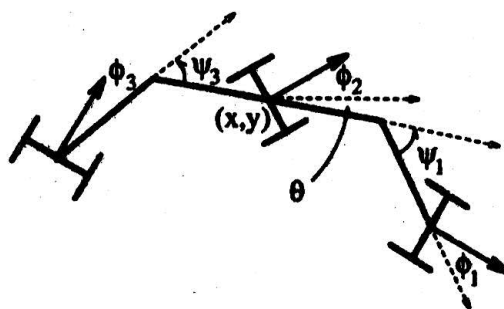


Fig.3.9 Kinematic model of Ostrowski's snake



Fig.3.10 GMD-Snake

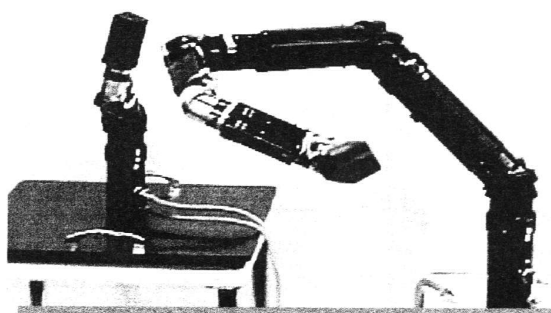


Fig.3.11 Modular inspection snake-like arm by Takanashi

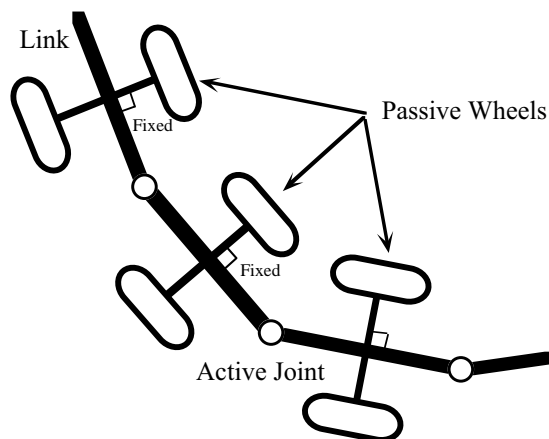


Fig.3.12 Kinematic model of snake robot
(Titech/COE SMS project)

3.2 目的

本論文では広瀬らの継続研究という立場を取るものとする．これは過去の機械モデルでの検証が，ほふく推進運動の定性的な確認にとどまっており，定量的な考察の多くは未だなされていないからである．また研究動機そのものも生物機械としてのヘビをバイオメカニクスの立場から科学的に明らかにするという観点から生じており，ほふく推進そのものの工学的応用に対する議論は行われていなかった．

そこで本論文では，アクチュエータ出力や機構的拘束など，機械モデルを駆動する上で必然的に生ずる枠組みを第一義的に考え，それに適用しうる有用な運動制御法を構築してゆく立場をとるものとする．まず従来の実験機以上に，より自由で広範囲の移動を実現する新たな実験機の開発を行い，広瀬らにより導出されたほふく推進理論の妥当性を定常平均速度を評価基準として実験的・定量的に検討する．そして機械モデルを用いた効率的，対地適応的な移動制御法を提案し，実験により検証する．

本章ではヘビのほふく滑走理論を概説した後，完全自立型索状能動体”ACM-R1”の開発を行い，その動作確認を行う．また次章においてヘビのほふく滑走が原理的にスケートによる滑走と等価であることを示すため，氷上での滑走実験を行う．次に摩擦係数の変化する滑走面での適応推進の一例として，滑走面の傾斜に応じてくねりの大きさを制御する対地適応的推進を提案し，その実証を行う．

3.3 滑走理論

ヘビの腹部側部は鱗に被われて滑りやすく，また推進運動をしようと力を入れるとスキーのエッジのように角ができ，滑走時に体幹が法線方向にずれてゆくのを防ぐ．つまりヘビは体軸方向には滑りやすく法線方向には滑りにくいという摩擦特性を得ており，それが体側筋肉の収縮弛緩運動を体の軸に沿った川の流れのような推進運動に変換している．理論の詳細は広瀬による文献[1]に譲り，ここでは本論文に関係する事項の概略のみを示す．

体軸とそれに直交する方向をそれぞれ接線，法線方向と定め，Fig.3.13に記号を示す．従来の滑走理論は簡単のため（1）体幹を連続体で表現（2）滑走体型とトルク分布は独立（3）静力学関係のみを検討（4）体幹は法線方向に滑りを生じない，という前提の下に解析を行っている．これらの仮定は厳密には満たされておらず，動力学を含めた馬らの解析もある[18]．しかしながら本論文では従来理論の適用範囲を機械モデルにより明らかにすることが目的であるので，本仮定の下に議論を進める．

ヘビの滑走体型を表す関数としてサーペノイド曲線を仮定する．これは体軸座標 s に沿って曲率が正弦波状に変化する曲線であり，ヘビの滑走体型をよく近似する．位置 s における節間の屈曲角度を偏角 $\theta(s)$ と表すと最大偏角を A ，滑走体型の1/4周期の体幹長さを l として

$$\theta(s) = A \sin\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{s}{l}\right) \quad (3.1)$$

Fig.3.13のO点 ($s=0$) からP点 ($s=l$) までの積分値をくねり角 α と定義すると， δs を単位節長さとして次式で表される．

$$\alpha = \frac{l}{\delta s} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot A \quad (3.2)$$

体軸座標 s における接線方向と推進方向 X なす角，すなわち位置 s におけるくねり角 α_s は

$$\alpha_s = \alpha \cos \left(\frac{\pi \cdot s}{l} \right) \quad (3.3)$$

体軸方向の速度 V_s は，スリップが生じないと仮定することにより幾何学的に求められる．屈曲の周期を T とすると

$$V_s = \frac{4l}{T} \quad (3.4)$$

推進方向速度 V_x は， l を推進方向 X に投影した長さ $X(l)$ と l との比である行程比を用いて表される．

$$V_x = V_s \cdot \frac{X(l)}{l} \quad (3.5)$$

また滑走の効率を特徴づける式として接線力と法線力の比を求めると次式が得られる．

$$\frac{F_t}{F_n} = \text{Serp}(\sigma) \cdot \alpha \quad (3.6)$$

ここで σ は，筋肉の作動状態に対する定性的考察から推定される体幹トルク分布を特徴づけるパラメータ， $\text{Serp}(\sigma)$ は次式で表される定数である．

$$\text{Serp}(\sigma) \equiv \left(\frac{2}{\pi} \right)^\sigma \int_0^{\frac{\pi}{2}} x^{\sigma-1} \sin x \, dx, \quad \sigma > 1 \quad (3.7)$$

式(3.6)から，より大きな蛇行になるほど接線方向へ力が配分されることを示している．法線力分布はトルク分布の2階微分のみから導かれ滑走体型に依存しない．体軸に沿って描くと O 点で最大値となる概形をとる (Fig.3.13)．ほふく推進は法線力を推進方向に変換して推進することから， O 点で最も大きな推力が得られ，逆に P 点では推力が発生できないことが分かる．

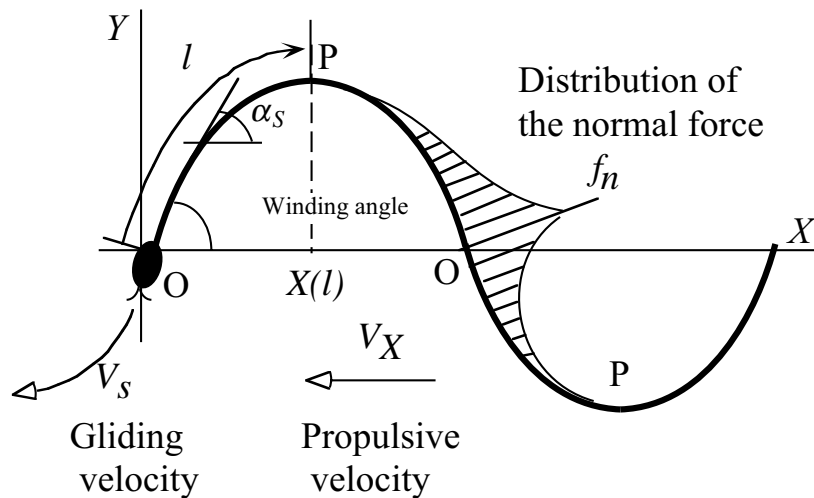


Fig.3.13 Nomenclature of gliding configuration in regular creeping motion

ヘビが速い滑走速度で移動するとき，Sinus-liftingと呼ばれる滑走体型が見られる (Fig.3.14) . これは法線方向へのスリップを防ぎながら，かつ大きな推進力で滑走するための適応滑走であり，法線力を支持する必要のほとんどないP点付近の体幹をそり上げ，最もスリップを生じやすいO点に体重を集中させる滑走である (Fig.3.15) .

また体幹が法線方向にスリップせずに推進を行う必要条件是

$$\alpha \geq \frac{1}{Serp(\sigma)} \cdot \frac{\mu_t}{\mu_n} \equiv \alpha_0 \tag{3.8}$$

で与えられ，接線方向と法線方向の摩擦係数比によってくねり角の下限値が規定される .



Fig.3.14 Regular creeping motion of a garter snake
(The peaks of the curves are lifted)

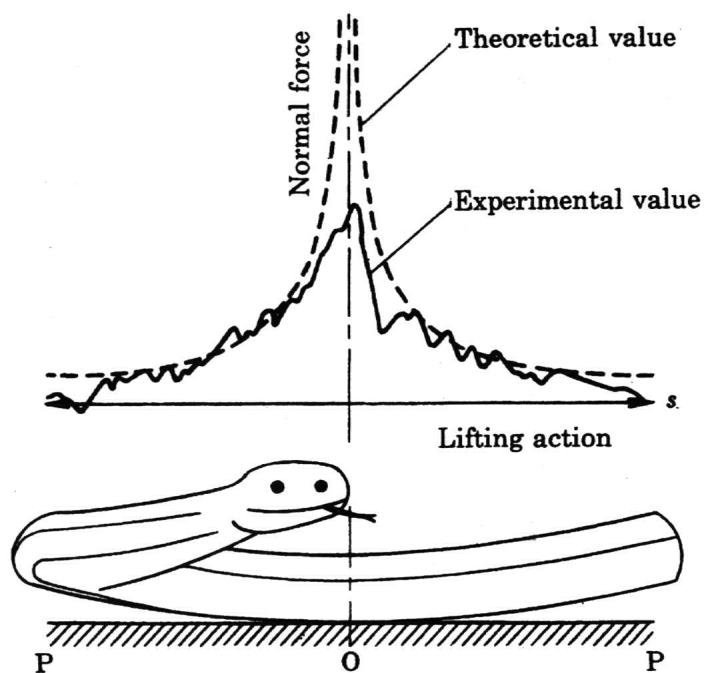


Fig.3.15 Relation between distribution of normal force and sinus-lifting

3.4 実験機の開発

本節ではヘビのほふく推進を実現する機械モデルとして完全自立型索状能動体”ACM-R1”を構成する[40]。

3.4.1 機構

ヘビ体幹を機械モデルで表現するには、屈曲運動を行う能動関節をシリアルリンク系で連結する構造が適当であると思われる。これはヘビ体幹が脊椎骨とそれに付属する拮抗筋群からなる筋骨格系であることに対応している。節数は現実的に構成しうる大きさと離散化誤差の影響、および制御計算機の都合などを考慮して全16節とした。

最も基本的な推進として2次元平面上での推進を考えると、ほふく運動のための屈曲自由度は滑走平面に対して垂直な軸周りのみとなる。Fig.3.16に示すように直鎖状に連結された関節に推進に必要な摩擦特性を付加するため、転がり方向に回転自在な受動車輪を装備する。このとき離散化の影響と車輪の干渉を考慮して、常に節の屈曲角度の半分の位置に車輪軸を調節する機構を導入した。関節の可動範囲は $\pm 35[\text{deg}]$ である。

各節は機構的に同等のユニットで構成されており、節間はコイルスプリングによるサスペンションが導入されている。これにより各節にかかる荷重を均等化するとともに、走行路面の凹凸に対する対地適応性を向上させている (Fig.3.17) 。

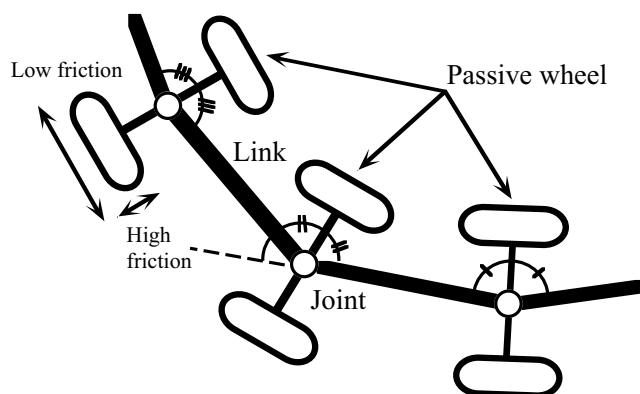


Fig.3.16 Kinematic model

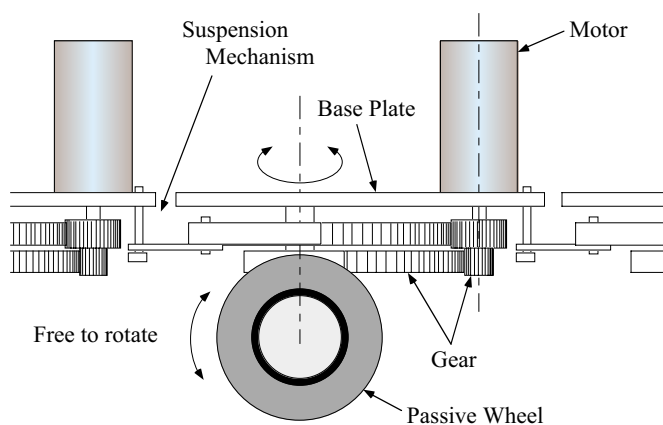


Fig.3.17 Mechanism of one unit

3.4.2 センサ

定常滑走時の走行状態を見るために法線力，体軸方向速度，関節トルクを計測する．センサ系の概観をFig.3.18に示す．法線力センサは，リニアガイドにより車軸方向にスライド可能なプレートとコイルスプリング，ポテンショメータで構成されている．受動車輪を取り付けたスライドプレートをコイルバネで支えることで，法線力を変位としてポテンショメータで計測する．また体軸方向速度は小型の測定輪を用いてタコジェネレータにより計測する．さらにおおよその関節トルクを測定するため，モータコイルに流れる電流値を計測している．これらセンサを端部に影響されない第5，13節に装備した．

3.4.3 システム構成

システム構成をFig.3.19に示す．まず無線により，滑走の方向，速度，および屈曲の振幅を表すパラメータを送り，これらを元に制御計算機で各節へ角度指令値を計算する．

制御計算機の計算負荷を減らすため，各節はTitech Robot Driver[41]によるローカルな位置制御を行うオープンループの制御とした．計算機はPICを用いた小型ワンボードマイコン（Parallax社 Basic Stamp II）を2個使用しており，相互にシリアル通信を行うことで指令値の演算および出力を行っている．また本マイコンボードは実装したままPCからBASICによるプログラム開発が直接行えるため，走行試験を繰り返し行いながら容易に制御プログラムを開発することが可能である．

また対地適応的推進などセンサ系からのフィードバックを用いた制御系を構築する場合は，ソフト，ハード両面で制約の少ない有線によるPCからの制御を行うこととした．したがって拡張性に注意して実装した．

電源は各節に1.2V-7AhのNi-Cd電池を搭載し，これを直列に繋ぐことで19.2V-7Ahのバッテリーを構成している．この電源によりリノリウム板上でおよそ30[min]の動作が可能である．また外部の電源装置からの供給も出来るよう配慮した．

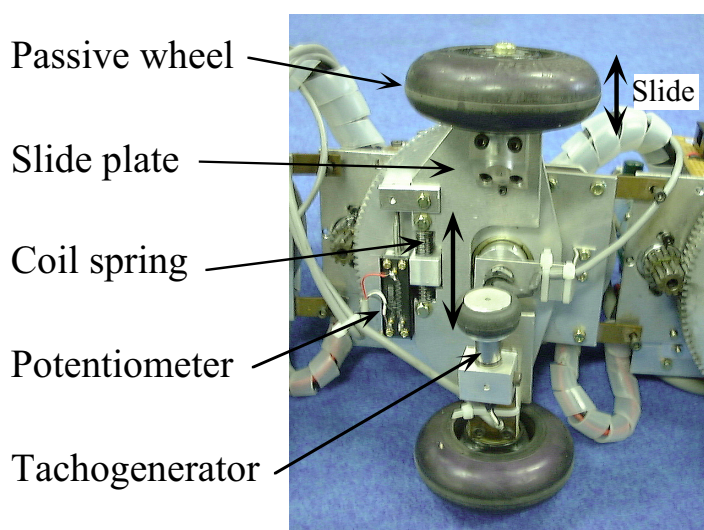


Fig.3.18 Bottom view of the sensor installed joint

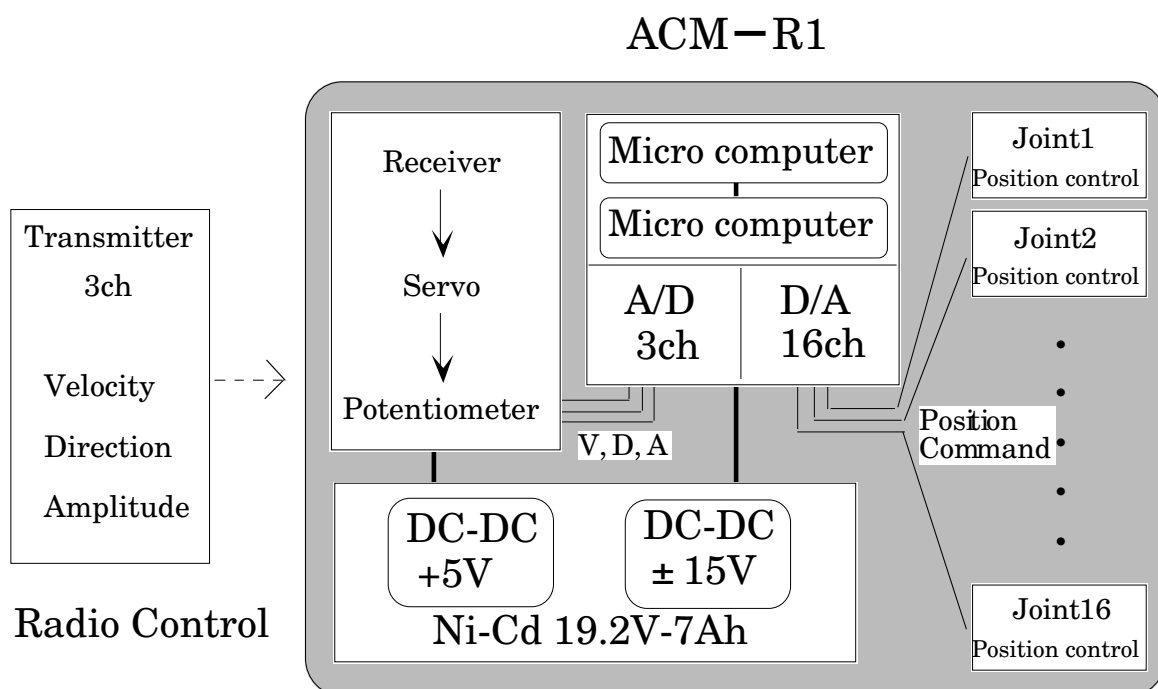


Fig.3.19 Configuration of the control system

3.4.4 制御法

サーペノイド曲線による滑走は，各関節角が正弦波で振動することから，アクチュエータの最も基本的な振動運動と考えられる．また同時に計算負荷を著しく減少させることが可能である．

実装された制御アルゴリズムの概念図をFig.3.20(a)に示す．先頭節への指令値を配列に蓄え，順次一定時間ごとにそれを後方にシフトすることで蛇行運動を生成している．また推進速度の制御は，計算機上を流れる時間を実時間に対して調節することで滑走体型を変えることなく行うことが出来る．

推進方向の制御は屈曲を行う正弦波指令に対してバイアスを加えることにより，振動の中心値を変化させることで実現した．バイアスが0のとき体幹全体の屈曲の基準は直線上になるが，一定バイアスが作用したときは円弧になる．したがって一見複雑な蛇行推進運動でも通常の自動車のハンドルと同等の操作系を構成できる（Fig.3.20(b））．

さらに滑走体型を変化させるパラメータとして，屈曲の振幅 A を変化させることが可能である．振幅が大きくなることにより，より大きなくねり角の蛇行を生成する（式（6.2））．構成されたACM-R1をFig.3.21に，その諸元をTable.3.2に示す．

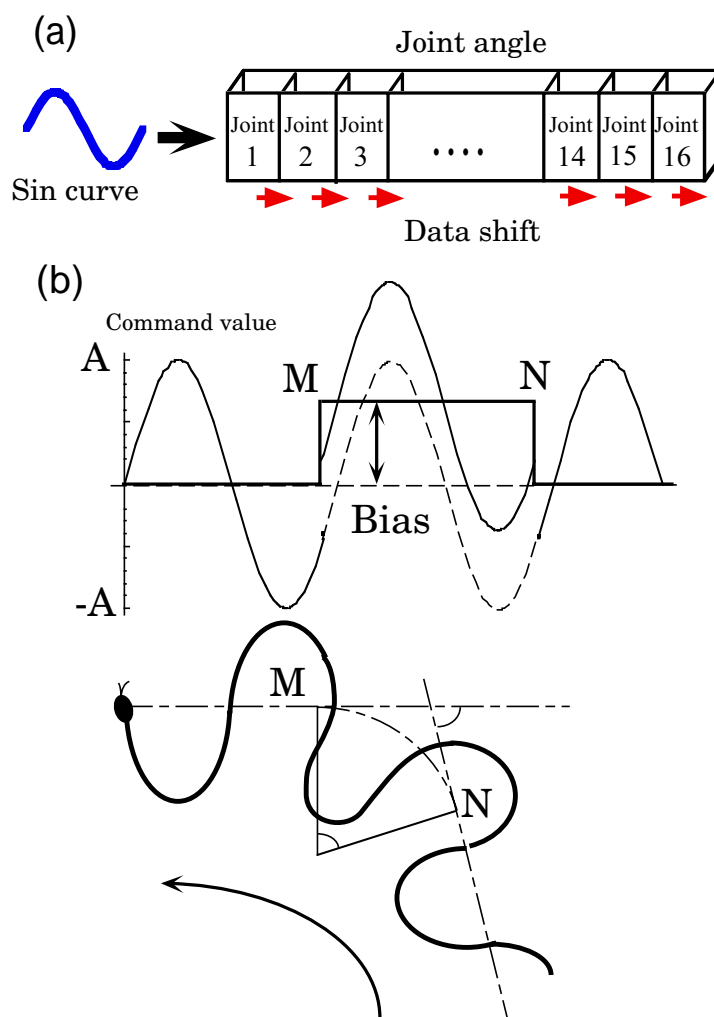


Fig.3.20 (a) Control algorithm (b) Steering motion

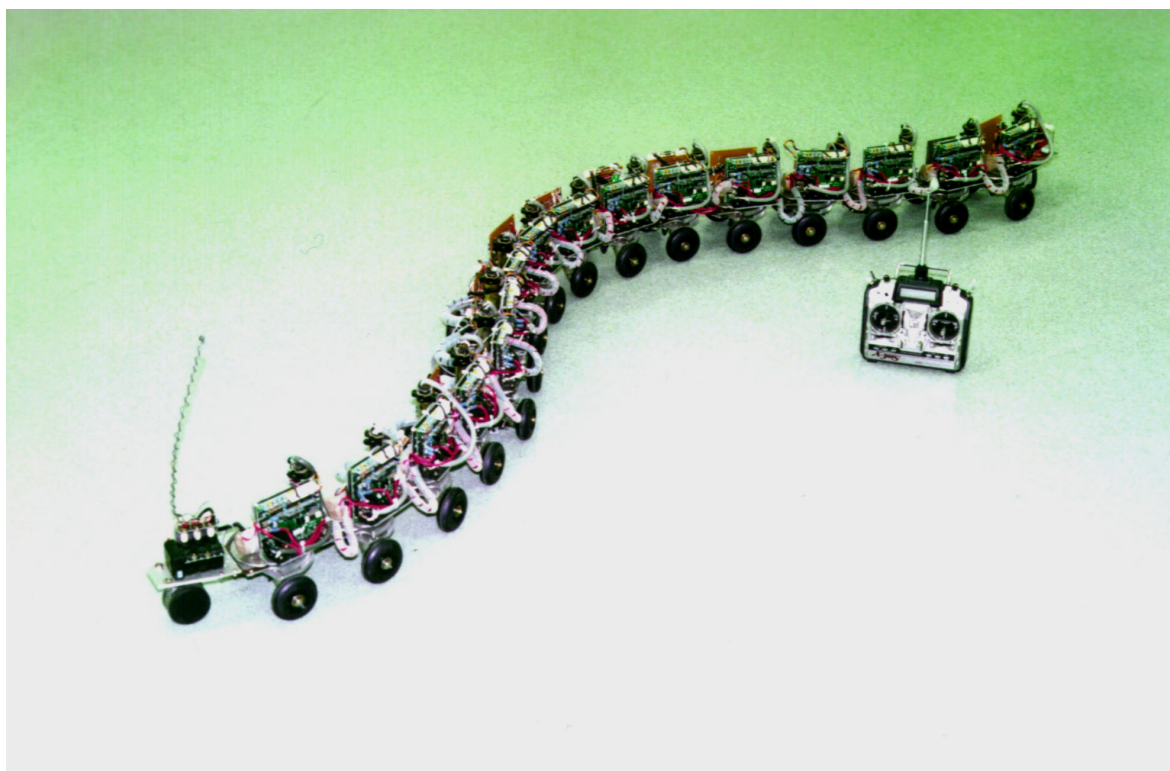


Fig.3.21 ACM-R1

Table.3.2 Specifications of ACM-R1

No. of Unit	16
Dimension	2430 × 175 × 220 (mm)
Weight	28 (kg)
Actuator	50W DC Servo Motor × 16
Battery	Ni-Cd 19.2V-7Ah

3.5 推進実験

構成した機械モデルが実際に滑走可能であることを確認するため、リノリウム板上で滑走試験を行った (Fig.3.22)。滑走の体型はリンク長さと離散化の度合いを考慮して、サーペノイド曲線一周期が全体幹長さ L に相当するように $l=L/4$ と固定し、以降全ての実験に用いる。

$A=22[\text{deg}]$ ($\alpha=56[\text{deg}]$)、 $T=4.2[\text{s}]$ としたとき、実測された滑走速度は $V_s=0.50[\text{m/s}]$ であった。理論滑走速度 $0.53[\text{m/s}]$ との差異は5%程度であり、よく一致していることが確認できた。

また周期を小さくすることでおよそ $1.0[\text{m/s}]$ 程度の高速の推進も確認した。これはACM IIIの $0.5[\text{m/s}]$ に比して十分高速な推進である。なお、速度の上限はソフトウェアおよび搭載した電源により規定されており、アクチュエータの定格出力の上限値ではない。したがってこれらを改良することにより移動速度を今後さらに向上させることが可能であると思われる。推進速度は停止状態から最高速まで滑走体型を変化させることなく滑らかに調節することが可能であった。

また、ACM IIIでは実現されなかった後退の動作も、関節角指令値を後方から前方へシフトすることで実現することが出来た。これは従来から一般に言われている「ヘビはウロコを引っかけて進むため後退できない」という俗説の明確な反証である。

推進方向制御に関しては、バイアスを変化させることにより旋回動作を確認した。体幹長さの2倍の距離があれば $90[\text{deg}]$ 程度の進行方向の変化が可能である。このことからかなり自由な操舵が実現されていることが分かる (Fig.3.23)。

さらにアスファルトや絨毯といった多少の凹凸のある路面上での推進実験を行い、車輪の転がり抵抗が大きな路面であっても屈曲の振幅を調節することによって十分に推進可能であることを確認した。

3.6 まとめ

本章では索状能動体について研究の背景を述べるとともに、本論文での研究目的を明確化した。また広瀬らにより提案されたほふく滑走理論の概略を述べた。そして理論の妥当性を実験的に検討するための新たな実験機を開発し、その動作を確認した。ACM-R1は以前に構成されたACM IIIに比して完全自立型となるだけでなく推進速度もおよそ2倍になり、著しく高い性能を示した。実用的なロボット研究においてはそのときの技術環境に応じたデバイスを用いて常に実際のシステムを構築してゆくことが重要であると考えられる。

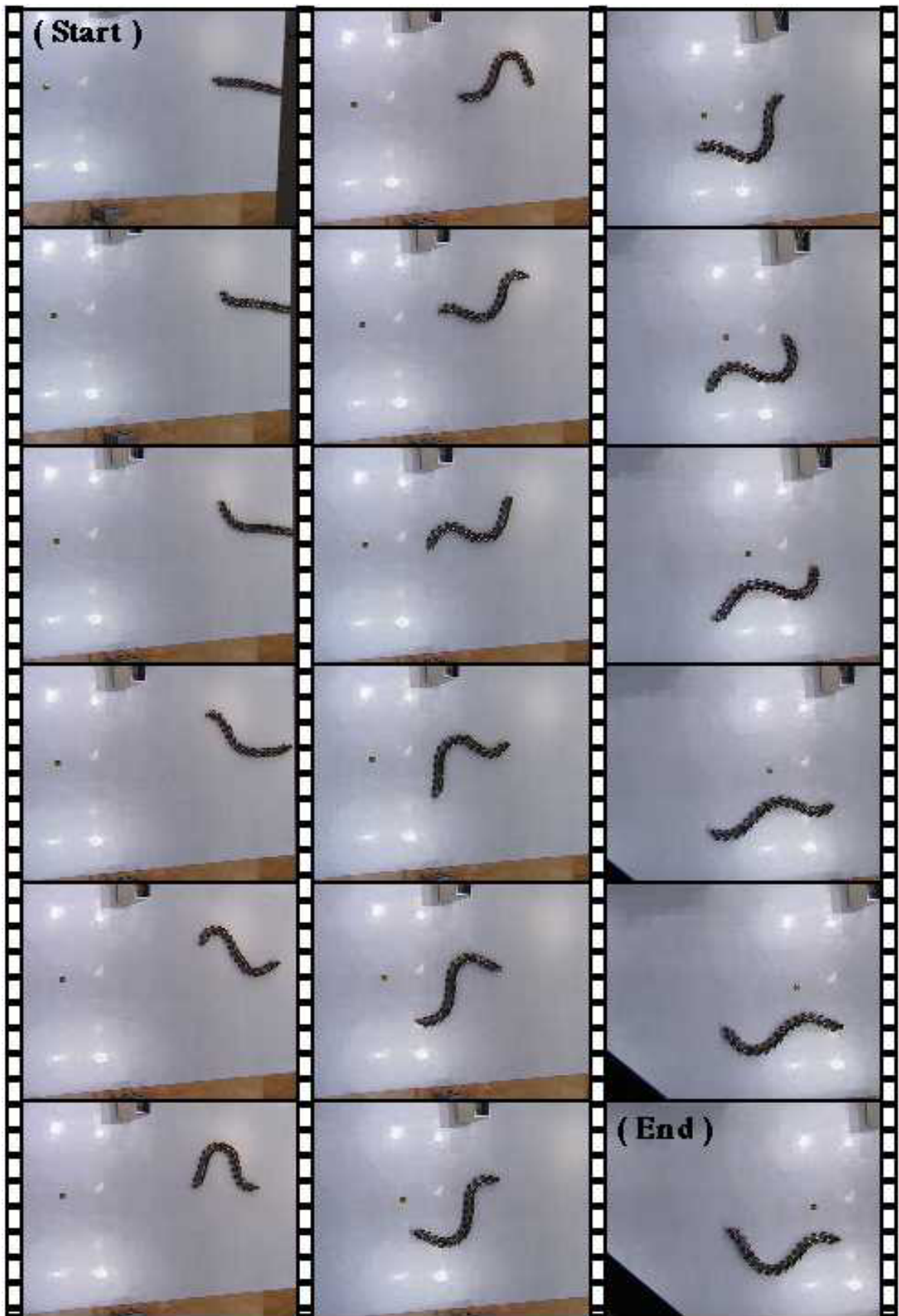


Fig.3.22 Creeping propulsion experiment

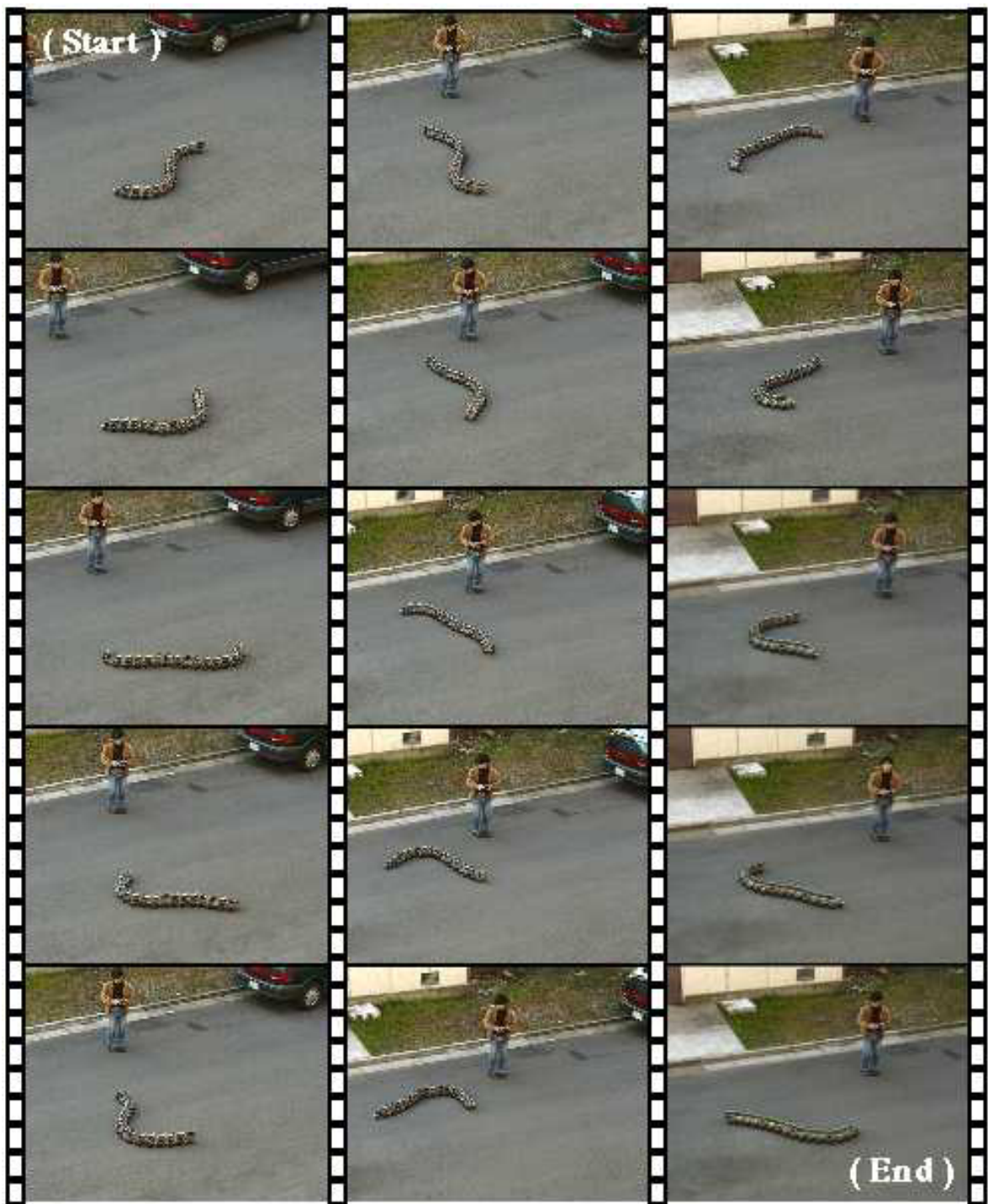


Fig.3.23 Steering experiment (captured by every 0.5[s])

第4章

索状能動体における対地適応推進

構成した実験機を用いて対地適応的な推進を検討する。まずグライド推進がスケートと同様の原理であることを示すため氷上滑走実験を行う。次に傾斜面に応じてくねりの大きさを適応させるほふく推進を提案し、実験的に検証する。さらに移動仕事を評価基準としてくねりの最適化を検討する。

4.1 氷上滑走

ACM-R1が原理的に氷上でも滑走可能であることを実証するため氷上滑走試験を行った[42]。

受動車輪をスケートエッジで置き換えることにより氷上での滑走を可能にする摩擦特性を付加する。摩擦係数比による運動の違いを検討するため2種類のエッジA, Bを用いて実験を行った。外形をFig.4.1に示す。A, Bとも刃先は鋭く削られている。予備実験として2節分の重量を負荷した4枚のエッジを氷上でゆっくりと滑らせ、その摩擦力を測定した。求められた摩擦係数値を受動車輪の場合と併せてTable4.2に示す。エッジBでは氷との接触面積を極力減らすことによって接地圧を高め、氷がより溶けやすくなっている。この効果により μ_n がAに比して大きくなっている。

α をおよそ55[deg]としエッジAを装備して滑走させた。このとき横滑りを生じてその場で屈曲するのみで、ほとんど推進することが出来なかった。

次にエッジBを用いた場合、横滑りを起こさず地上を滑走すると同様、およそ0.5[m/s]の速度で滑らかに滑走することができた(Fig.4.2)。また受動車輪による硬平地上での滑走と全く同様に推進方向、速度、後退の動作などを確認した。

しかしながら人がスケートするような高速の移動は不可能であった。これはACM-R1の場合、本体重量に比してエッジの総接地面積が大きいいため接地圧が低下し、氷が溶けにくいためであると思われる。その結果、通常のスケートや受動車輪のように μ_t を小さくすることが出来ず、推進速度は遅いものとなった。より高速な移動のためにはエッジ形状の検討やエッジそのものを加熱するなどが必要であると思われる。

以上の実験から、摩擦係数の差があれば氷上のような非常に滑りやすい路面であっても推進できるというグライド推進独特の特徴が確かめられた。

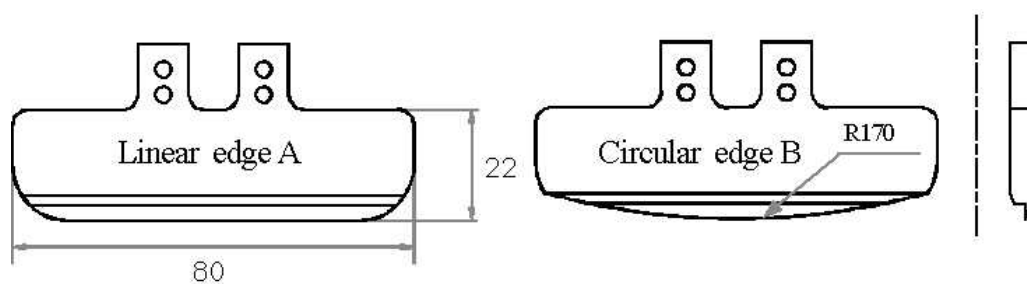


Fig.4.1 Geometry of installed edge A, B

Table.4.1 Kinetic friction coefficient

	μ_t	μ_n	μ_t / μ_n
Edge A	0.06	0.14	0.43
Edge B	0.05	0.43	0.12
Wheel	0.01	0.46	0.02



Fig.4.2 Gliding experiment on ice

4.2 滑走面変化に対する適応

ヘビは滑走面の摩擦係数比に応じてくねり角 α を適応的に変化させることが知られている．例えば法線方向に滑りやすい路面や，傾斜面の登坂のような場合では，より大きなくねり角を取ることで接線方向に力を多く配分する．

本節ではこれを機械モデルの制御則として導入し，滑走路面の変化に適応させることを考える．しかし摩擦係数を自由に变化させて実験することは難しいことから，滑走面変化の一例として今回は傾斜面を登坂させることを考える．これは摩擦係数比を变化させた場合と等価的に考えることが出来る．また適応推進の評価基準としては，移動体の最も基本的な物理量である推進速度の最大化を設定する．

まずはじめに水平面上での滑走を行い，くねり角と推進速度の関係を実験的に明らかにし，理論と比較する．またこの結果から推進速度を最大化するくねり角を導出する．

次に傾斜面に応じて，推進速度を最大化するくねり角を適応的に選択する手法を提案し，実験でその有効性を確認する[43][44]．

4.2.1 くねり角と推進速度

体軸方向速度 V_S を一定とし，くねり角 α と推進速度 V_X について定性的に考察する．

くねり角 α が大きくなると接線力が大きくなりその結果体軸方向への推進力は増加し，滑らかな滑走が可能となる（式（3.6））．しかし α が増大するに従って行程比は小さくなり，その結果，推進速度 V_X は低下する（式（3.5））．したがって推進速度を最大化するためには，式（3.8）に示される α の下限値で推進すればよい．

実験は式（3.4）で求められる体軸方向速度を0.1[m/s]と固定し，くねり角を变化させるたときの実際の滑走速度 V_{SE} を測定する．また同時に法線力およびモータ電流を計測する．つぎに V_S を变化させ，同様の測定を繰り返す．測定の範囲は V_S がおよそ0.1[m/s]から1.0[m/s]まで，くねり角は12.7[deg]から89.1[deg]まで变化させた．

同様の滑走体型で V_S のみを变化させて測定を行うことで， V_S が大きくなることにより生ずる慣性力など動力的な影響を考察することが出来る．実験結果を検討するため，得られた V_{SE} に対して以下の正規化を行う．

$$V_{XN} = \frac{V_{SE}}{V_S} \cdot \frac{X(l)}{l} \quad (4.1)$$

正規化速度 V_{XN} とくねり角 α の関係をFig.4.3に，また測定された法線力の一例をFig.4.4(a)(b)に示す．

まず動力的な影響であるが，理論滑走速度によらずくねり角に対して同様の傾向を見せていることから，滑走速度による慣性力の影響はほとんど無いものと考えられる．したがって静力学関係のみで検討したとしても問題ないことが明らかになった．

つぎにくねり角と推進速度の関係であるが， V_{XN} の平均値は上に凸なグラフとなり， $\alpha=43$ [deg]で最大値となった．

くねり角が大きい領域では理論値とよい一致が見られる．このときの法線力の分布はFig.4.4(b)のようになり，理論から求められた分布概形とも比較的よく一致する．しかしくねり角30[deg]以下では急激に推進速度が低下していることが分かる．このとき例えば $\alpha=13$ [deg]の法線力分布はFig. 4.4(a)のように台形状になる．これはハードウェア的な電流制限が

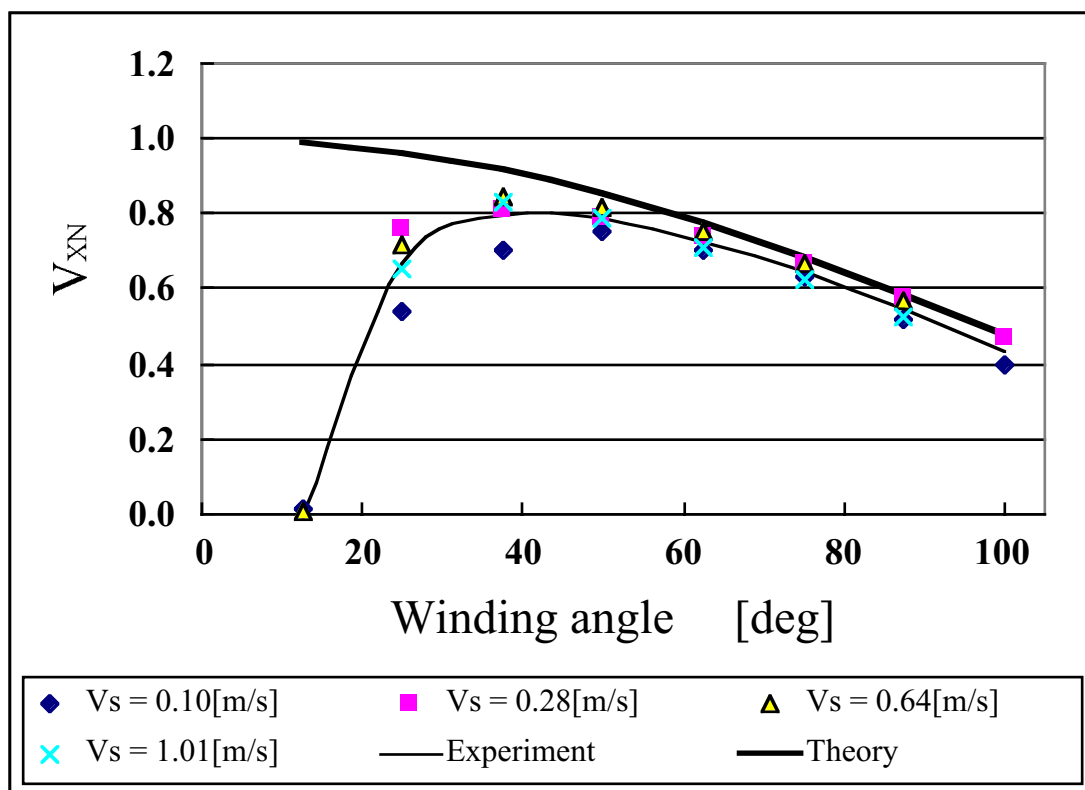


Fig.4.3 Winding angle vs. normalized propulsive velocity on flat surface

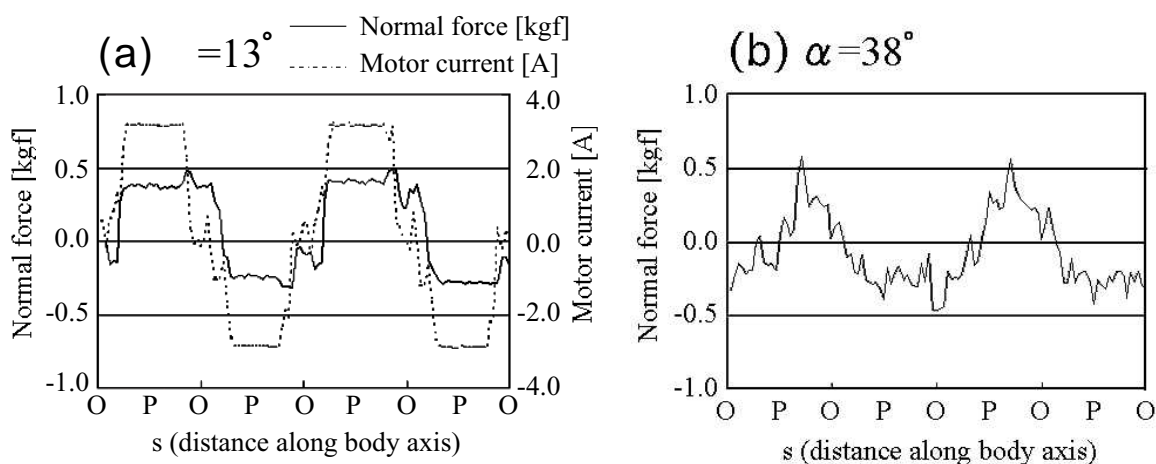


Fig.4.4 Distribution map of the normal force

アクチュエータにかかったためである．またこのとき式(3.8)に示される滑走可能条件を十分満たしているにもかかわらず体幹は全く推進することが出来なかった．くねり角が小さい領域の理論と実験の不一致は以下2つの理由が考えられる．

まず機構的な側面として，実験機には節間にバックラッシュやサスペンションによる機構的なガタが存在するため，小さなくねり角だと蛇行運動が吸収されてしまい，有効な推力を発生できないことが考えられる．

もう一つの理由として解析の仮定との差異が挙げられる．

従来理論においては滑走体型とは無関係に体幹のトルク分布を仮定し，これに基づいて式(3.8)が誘導される．しかしながら機械モデルを実際に制御する場合，滑走体型とトルク分布は独立に取ることが出来ず，相関関係を持っている．本モデルにおいても制御しているのは位置のみであり，トルク分布は制御することが出来ない．よってくねり角が小さくなることによりトルク分布が変化し，アクチュエータ出力の限界を超えてしまったものと考えられる．

以上の考察からくねり角が小さい領域では実験機のハードウェア的制約により推進速度が低下することが明らかになった．またこのとき滑走体型とトルク分布を分離して考える従来理論は適用できないこと明らかになった．より現実を反映するためにはトルク分布と滑走体型の関連を考慮した解析が必要である．

しかしながら機械モデルの効率的な推進制御法という立場からFig.4.3をあらためて見ると，実験的に推進速度を最大にするくねり角が存在するという有用な結果が得られた．同様の実験を斜度4[deg]の傾斜面上で行い，その結果をFig.4.5に示す．水平面に比して，より大きなくねり角 ($\alpha=56[\text{deg}]$) が最適値となり，直観とも一致する結果である．

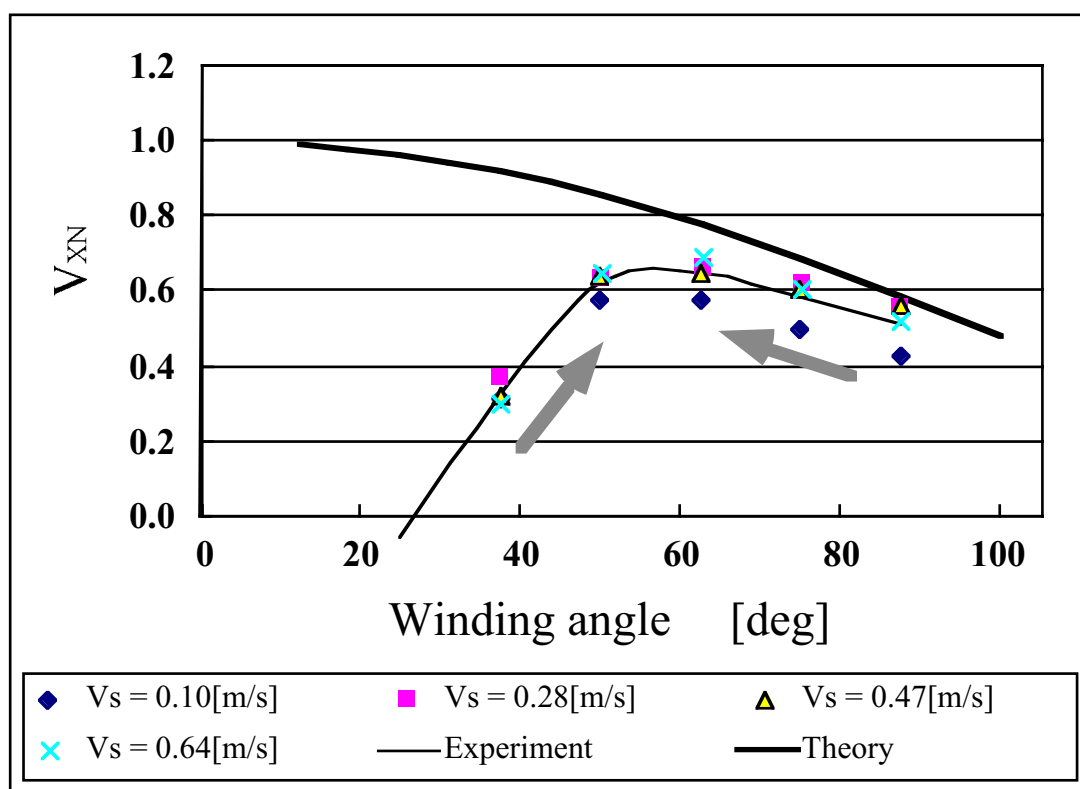


Fig.4.5 Winding angle vs. normalized propulsive velocity on sloping surface

4.2.2 くねり角の適応推進

前節の結果を踏まえて、傾斜面に応じてくねり角を変化させる対地適応的推進を提案する。

これはくねりの大きさを微少変動させ、推進速度が向上した場合にはそのくねり角を採用する。すなわちFig.4.5の矢印で示されるようにつねに推進速度を高めるよう漸近的にくねり角を変化させる方法である。本手法を用いれば摩擦係数比が異なる路面上を推進する場合でも対応することが可能である。したがって氷上滑走実験において推進不可能であったエッジAであっても、本制御手法の導入により滑走可能になると考えられる。

本制御則を用いて水平面から傾斜面への登坂実験を行った。初期に設定したくねり角は20[deg]である。傾斜面に乗り移るとしばらくは登坂することが出来ず法線方向への横滑りや後退などが見られたが、徐々にくねりを大きくし登坂してゆく動作が確認された。(Fig.4.6)

以上の実験からくねり角を変化させることによる傾斜面への適応推進が実現されていることが分かる。

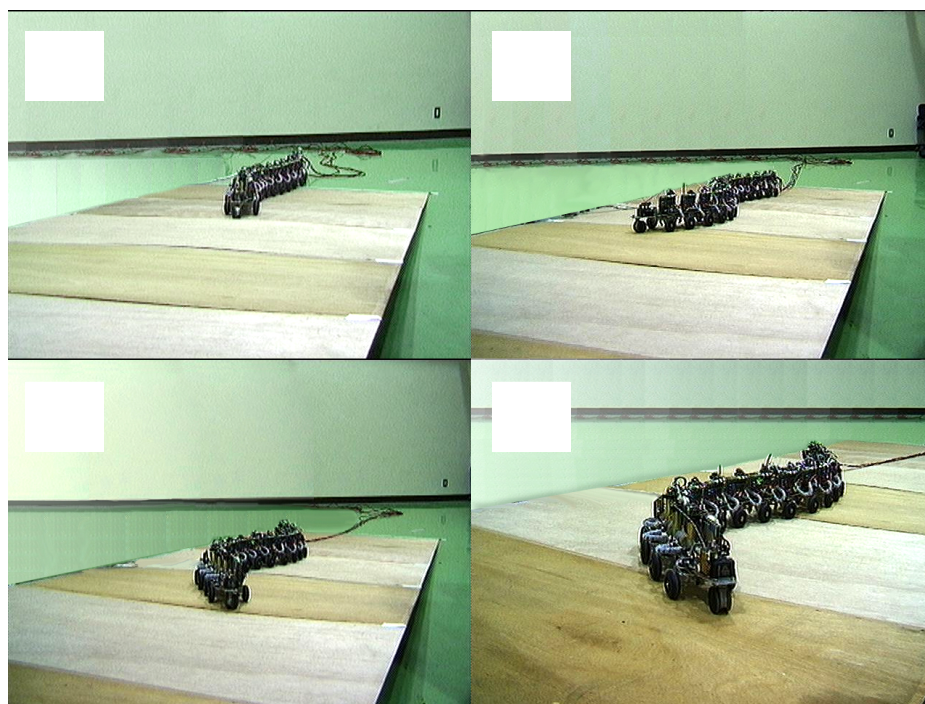


Fig.4.5 Winding angle adaptation in slope climbing experiment

4.3 移動効率

ほふく推進のエネルギー効率はくねり角によってどのように変化するだろうか．本節では移動仕事率を評価基準として検討する．はじめに移動仕事率の定義を述べ，次に広瀬の滑走理論より得られるくねり角と移動仕事率の関係を示す．次に実験機の総消費電力と推進速度を計測することで実験的にくねり角の最適値を導出し，考察を行う．

4.3.1 移動仕事率

移動のエネルギー効率を測る評価基準として次式で定義される移動仕事率を用いる[59]．

$$\varepsilon = \frac{E}{W \cdot L} \quad (4.2)$$

ここで， E ：移動に要するエネルギー， W ：移動体重量， L ：移動距離である．

また分母分子を時間微分することで消費パワー P と移動速度 V を用いて次のように書ける．

$$\varepsilon = \frac{E / \Delta t}{W \cdot L / \Delta t} = \frac{P}{W \cdot V} \quad (4.3)$$

移動仕事率は，その値が小さいほど高い移動効率を示す．摩擦係数 μ の路面上を滑る移動，重力に抗して上昇する移動の計算例をFig.4.7に示す．

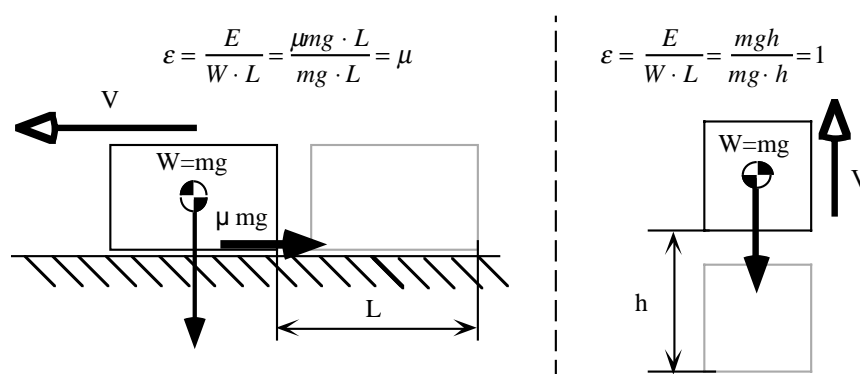


Fig.4.7 Examples of specific resistance

4.3.2 ほふく推進の移動仕事率

体幹は法線方向に滑りを生じないとの仮定から，推進に要するエネルギーは接線方向摩擦力に抗する仕事のみである．また重心の移動速度 V_x は(3.5)式で与えられることから，以下のように求まる．

$$\varepsilon = \frac{\mu_t mg \cdot V_s}{mg \cdot V_s \cdot X(l)/l} = \mu_t \cdot \frac{l}{X(l)} \quad (4.4)$$

すなわち，接線方向摩擦係数に行程比の逆数をかけたものであり，くねりが大きくなるにしたがってその値は上昇する (Fig.4.8)．したがって，最も効率よく推進するためには推進速度を最大化すると同様，この場合も(3.8)式で示される下限値を取ればよい．

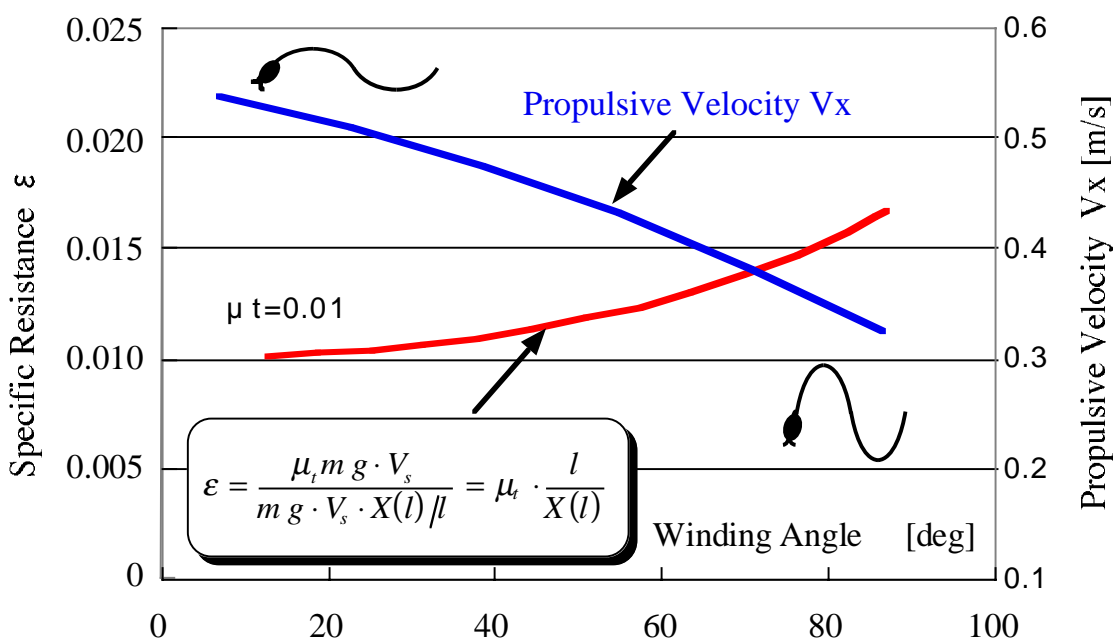


Fig.4.8 Theoretical specific resistance in constant creeping motion

しかしこの結果を実験機により検証するのは難しい．なぜならば転がり摩擦の値は非常に微小であり，なおかつ，それ以上にアクチュエータ特性やギアヘッドの摩擦など機構に依存したエネルギー消費が大きいからである．そこでここでは実験的に移動仕事率を最小化するくねり角を求めることにした．これにより得られる結果は，一例ではあるものの機械モデルの効率的な駆動という点から有益であると考えられる．

測定は定電圧電源から実験機に供給される電流と，推進速度を計測することで移動仕事率を算出した．このとき制御回路の駆動に要する電流値を予め測定し，計測結果から差し引くことで推進運動により消費される電力を求めた． $T=4.0[s]$ と設定し，水平なビニル床シート上でくねり角 α をパラメータとして測定を行った． V_x とともに結果をFig.4.9に示す．

α が大きい領域では理論値に近い速度が得られているが，くねりが大きいことにより行程比が減少し，結果として移動仕事率は増加している． α が小さくなるに連れ，直線的な体型に近づくことから推進速度が増加し移動仕事率も減少してゆく．しかし，4.2節でも示したように， α がさらに小さくなると蛇行運動が有効に推進力に変換できず，推進速度は低下し，その結果移動仕事率は増大する．ここで移動仕事率が最小となるくねり角はおよそ $45[deg]$ であり，推進速度を最大化するくねり角とほぼ同一である．したがって，最も効率の良い移動は推進速度が最大の場合である．

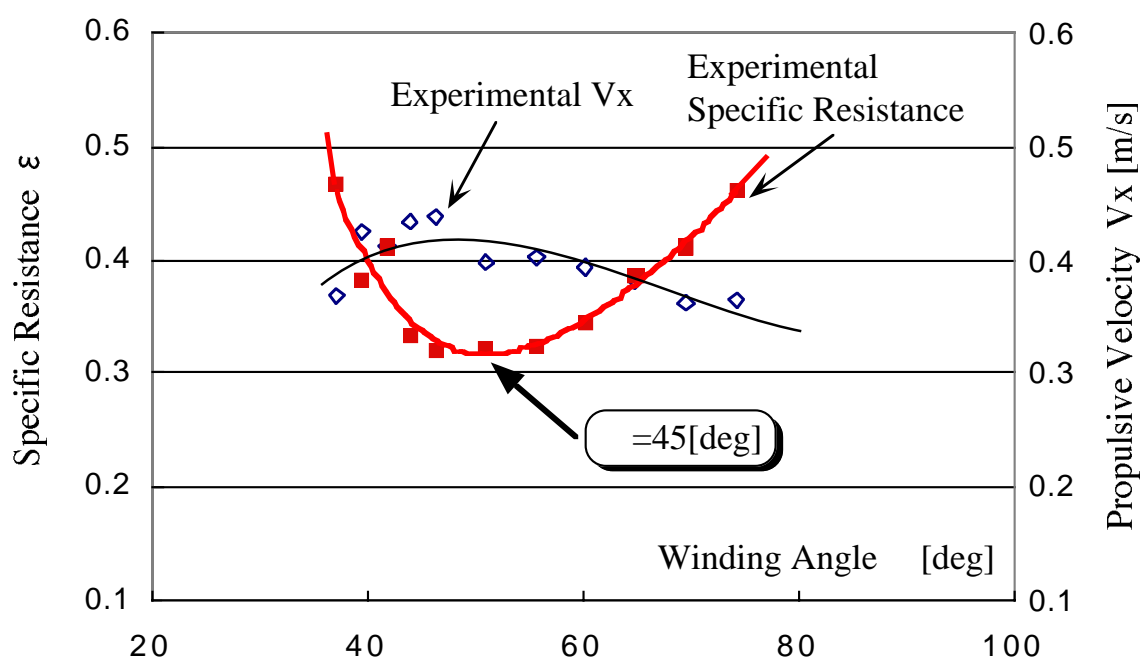


Fig.4.9 Experimental specific resistance in constant creeping motion

4.4 まとめ

本章では構成されたACM-R1を用いて氷上滑走実験を行い、グライド推進が原理的に氷上でも滑走できることを機械モデルで実証した。また摩擦係数比に依存した推進であることも定性的に確かめられた。次にくねり角と推進速度の関係を実験的に明らかにし、理論との比較を行った。その結果くねり角の大きな領域では実験値は従来理論とよく一致するが、くねり角が小さな領域では適用できないことが明らかになった。これは機構的問題のみならず滑走体型とトルク分布を独立に扱う解析が機械モデルに適用できない場合であると考えられ、新たな理論の構築が必要であることが認識された。しかしながら実験的にはくねり角の最適値が得られたことから、推進速度を評価指標として摩擦係数比に応じてくねり角を適応的に変化させる制御則を提案し、傾斜面への登坂実験によりその有効性を確認した。また移動仕事率を評価関数としてくねり角の最適化を行い、推進速度が最大となるときの、移動仕事率が最小となることを実験的に示した。

第5章

脚車輪ハイブリッド移動体

グライド推進原理を利用したより実際的なアプリケーションとして歩行機械の脚先に受動車輪を装備した脚車輪型ハイブリッド移動体を考える．本章ではローラーウォーカーの概念を述べるとともに実験機を構築する．

5.1 研究の背景

脚によって離散的な支持点を選択しつつ移動する歩行型移動方式は、現在実用化されている装輪・装軌型移動車両では実現できない以下のような特異な機能を発揮する．

- (1) 凹凸の激しい不整地を対地適応的に移動できる．
- (2) 脆弱な地表面でも車輪のような連続的なわだちを残さないため移動効率が良い．
- (3) スリップなしでホロノミックな全方向移動が出来る．
- (4) 静止時に脚が搭載作業機器のための安定で動的な足場を構成できるため、搭載機器の作業台となる．

しかし、移動すべき環境が平坦地である場合には、車輪型移動方式の方がはるかに滑らかな運動を実現し、移動速度、移動効率とも勝っている．そのため、脚型歩行の特徴と車輪型移動の特徴を組合せ、凹凸の激しい不整地では歩行、凹凸の少ない地表面あるいは平坦地では車輪走行を行ういわゆる「脚車輪ハイブリッド移動体」を構成しようとする試みが、これまで幾つかなされてきた．

木村らによる災害現場への進入を行う極限作業用の六脚走行車^[45]は各脚2自由度を有しており、脚先の車輪駆動およびステアリング用に2自由度を持っている (Fig.5.1)．また市川らは直動型脚の先端に車輪を取り付けた走行車^[46]を開発した (Fig.5.2)．安達らは大深度地下での掘削作業を目的として胴体部にクローラを装備した走行車^[47]を構成した (Fig.5.3)．これらはすべて駆動力を持つ能動車輪を用いている．

これに対して駆動力を持たない受動車輪によるハイブリッド車両も構成されている．中野らは本体中央に大口径の受動車輪により自重を支え、大きなコンプライアンスを有する脚により推進することで未知の不整地に対する適応性を向上させた^[48] (Fig.5.4)．また広瀬らは実験上の利便性から4脚步行機械の本体にキャスターを装備することで脚機構のサーボが働かない場合でも外力で押すことにより動かせるよう構成した^[49] (Fig.5.5)．

さらに能動車輪と受動車輪両方を用いた混合型として^{[50][51]} (Fig.5.6, 5.7) なども挙げられる．

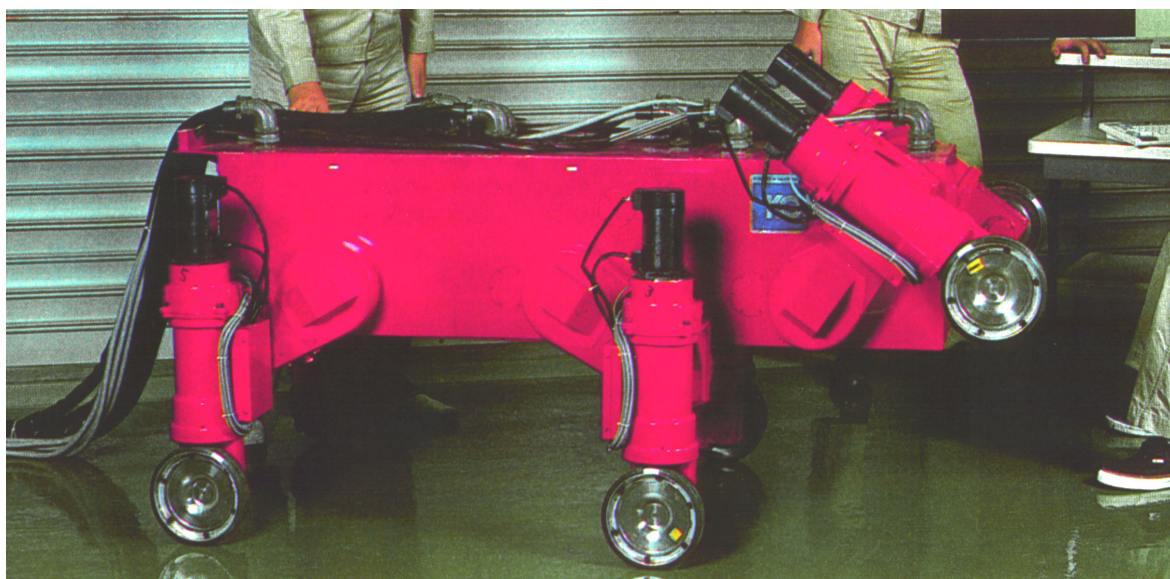


Fig.5.1 Disaster preventing robot (Kimura. et. al.)

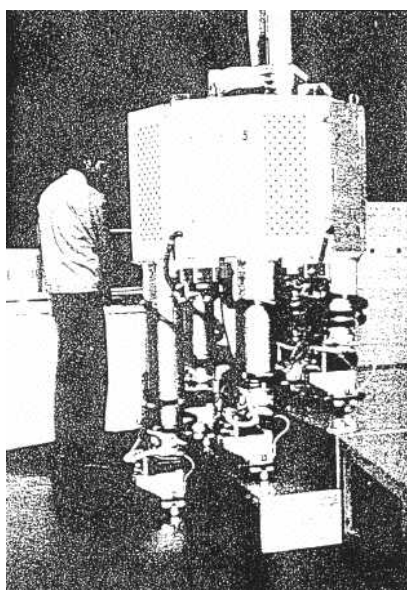


Fig.5.2 Ichikawa's leg-wheel hybrid mechanism

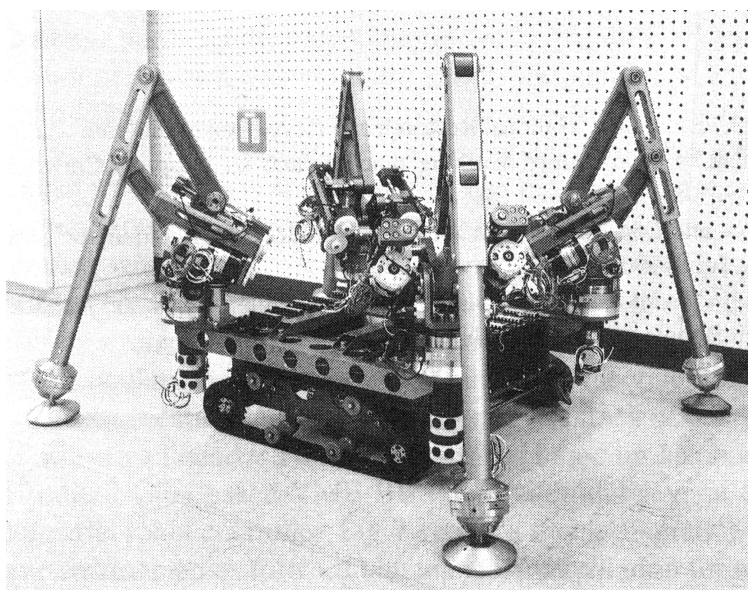


Fig.5.3 Underground excavating machine (Adachi. et. al)

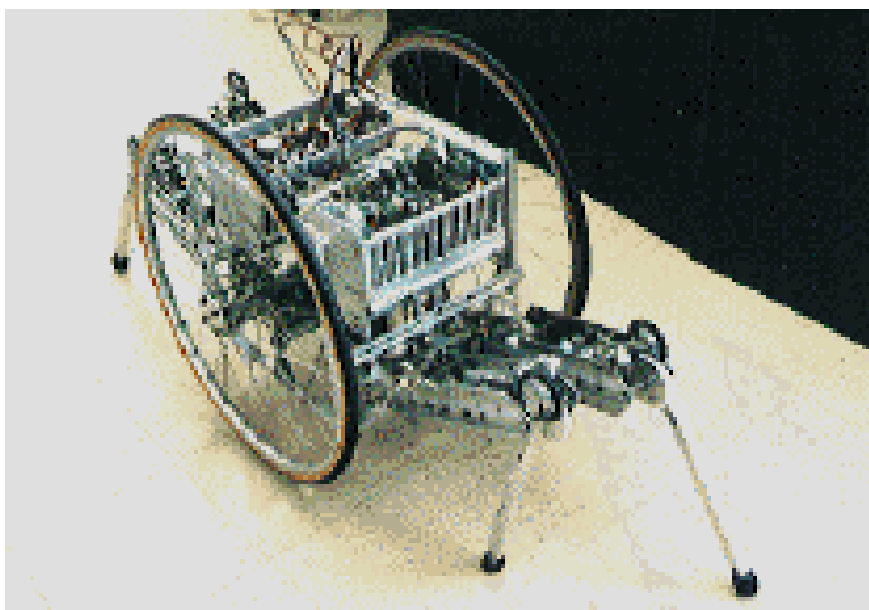


Fig.5.4 Chariot II (Dai. et. al)

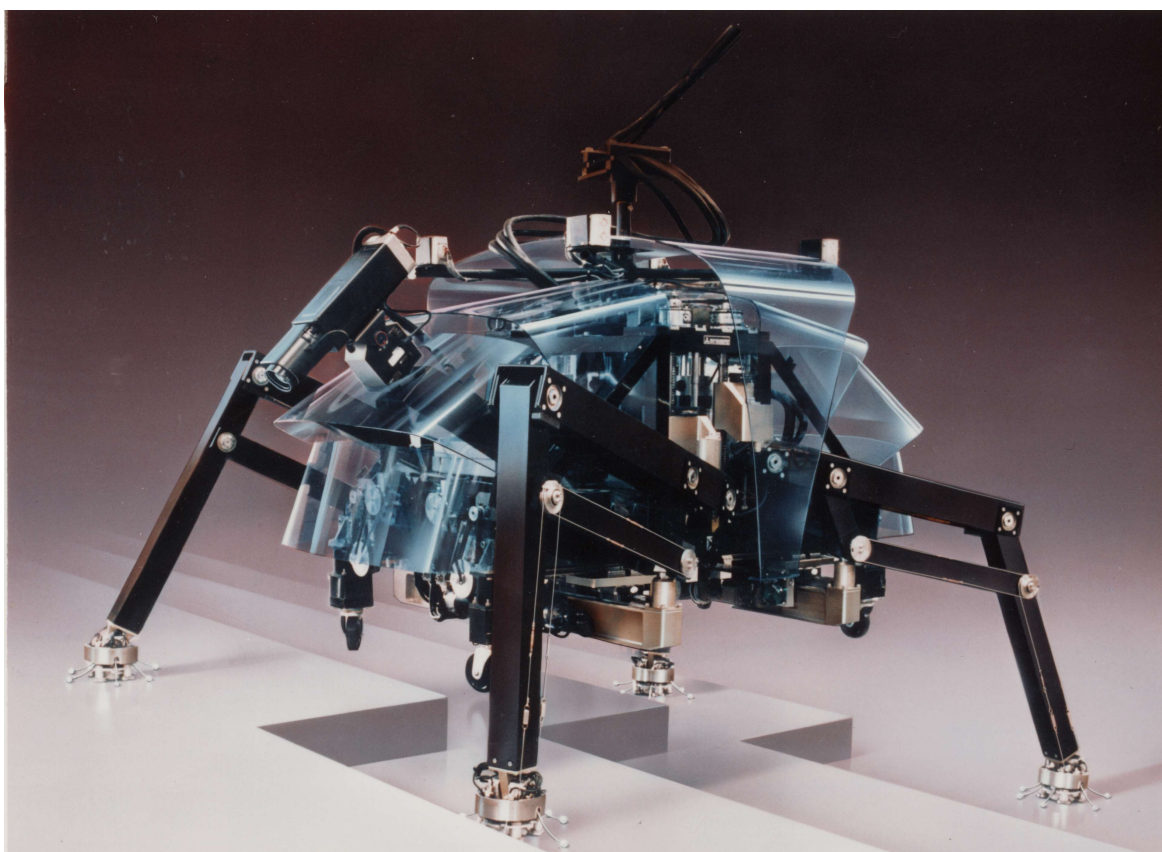


Fig.5.5 Hirose's quadruped TITAN IV

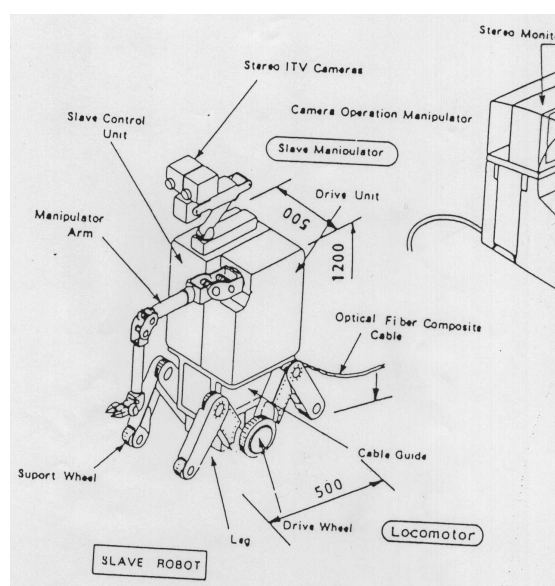


Fig.5.6 C/V robot developed by Mitsubishi Heavy Industry

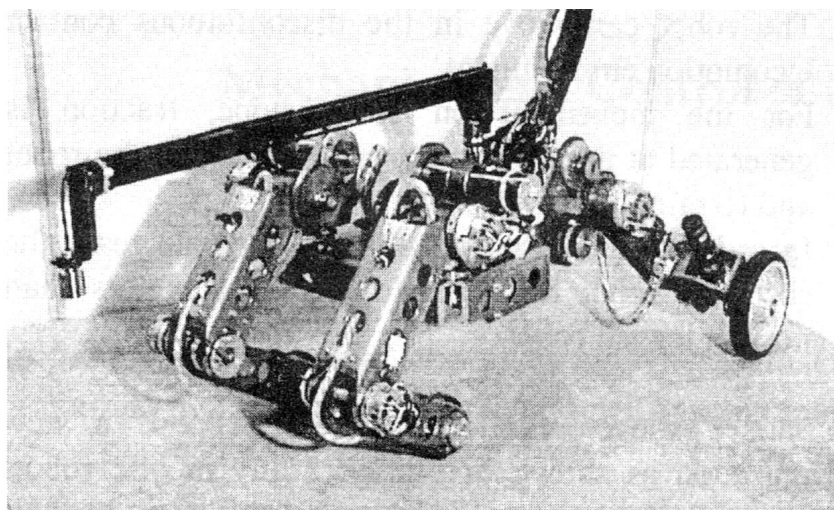


Fig.5.7 Adachi's Leg-Wheel hybrid vehicle (Front: Passive, Rear: Active)

しかしながら，従来の能動車輪による歩行機械のハイブリッド化には大きな欠点があるものとする。なぜなら能動車輪には駆動のためのアクチュエータのみならずステアリング機構，ブレーキ機構などが必要であり，現状でただでさえ自由度が多く複雑で重い機構になりがちな歩行機械に対して，過大な重量増加を伴い，歩行性能そのものが大きく制限されるからである。

この問題を回避するため駆動力を全く持たない受動車輪を脚先に装備し，不整地では足の裏，硬平地では受動車輪によるグライド推進を行う新たなハイブリッド手法が広瀬らにより提案された[52]。受動車輪は能動車輪に比して著しく軽量かつ簡素な構造であることから，歩行機械本来の性能を損なうことなくハイブリッド化出来るものと考えられるからである。前述のように受動車輪によるハイブリッド化は先にも検討されているが，積極的に推力を発生する手段として検討された例は全くない。

5.2 ローラーウォーカー

ローラーウォーカーの概念図をFig.5.8(a)(b)に示す．歩行機械の脚先に足裏と兼用となる駆動力を持たない軽量な受動車輪を取り付けた脚・車輪型ハイブリッド移動体である．歩行運動はFig.5.8(a)に示すような形態をとり，従来の歩行機械と全く同様である．車輪による推進は，足裏であった車輪を足首関節回りに90度回転し，Fig.5.8(b)のように受動車輪に切り替えて行う．Fig.5.9に示すように推進動作は歩行のための脚の自由度をそのまま用いてローラースケートと全く同様の原理で推進する．足首の自由度は足裏と車輪の切り替えにのみ用い，車輪による推進時は固定されている．

移動形態は路面状況により選択し，段差を含む凹凸の激しい不整地や急傾斜面の登坂，脆弱な路面上では歩行を行い，比較的凹凸の少ない硬平地，緩斜面，あるいは斜面を下る場合は受動車輪による推進を行う．

このような脚・車輪型ハイブリッド移動体の概念を「ローラーウォーカー」と呼び，ローラーウォーカー特有の受動車輪を用いた推進方法を「ローラーウォーク」と呼ぶことにする．なお，ここでは4脚のローラーウォーカーを例に挙げたが，本概念はもちろん脚数に依存するものではない．

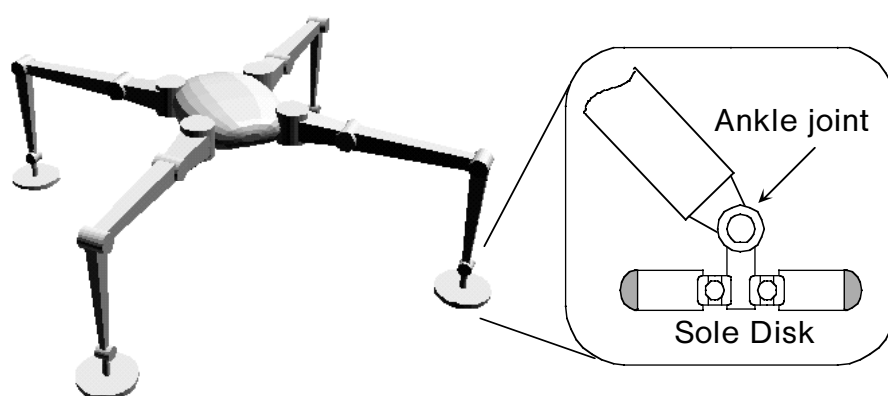


Fig.5.8 (a) Walking mode

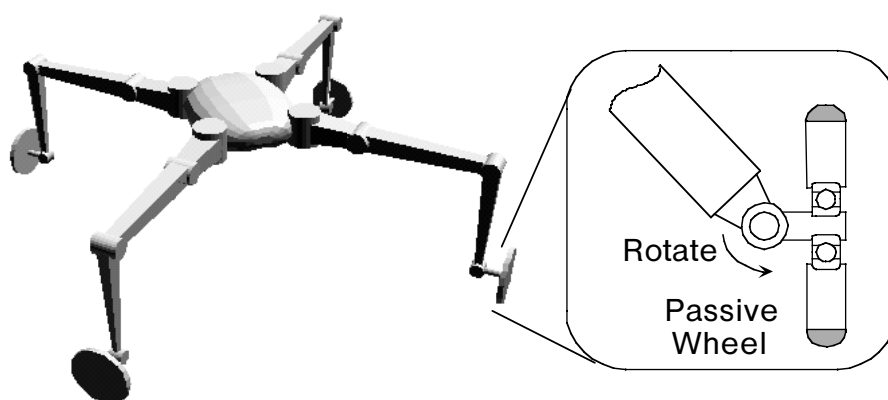


Fig.5.8 (b) Skating mode

ローラーウォーカーの特徴として以下の2つが考えられる。

(1) ローラーウォークするための駆動力は、歩行のための駆動自由度から供給され、歩行機械に余分な駆動自由度を付加する必要がない。また、ローラーウォークのための車輪は、歩行のための足裏を兼ねているため、歩行機械に車輪を新たに装備することにはならない。そのため、ローラーウォークのために歩行機械に付加すべき装置は、足首の回転切り替え機構のみとなる。これにより、ローラーウォーカーは従来のハイブリッド走行車の最大の欠点であった、駆動系重量を過大化する問題を回避できる。

(2) 歩行機械の脚は歩行運動を生成するための広い可動範囲と十分な出力を有している。ローラーウォーカーはその脚先に受動車輪を装備していることから、脚の持つ特性を有効に利用することが可能である。したがって今後、対地適応的なローラーウォークを開発して行けば、直進運動のみならず旋回運動や加速減速運動、さらにFig.5.10に示すような段差のあるところや凹凸の激しい路面でも移動できるようになる可能性がある。

このように、提案されたローラーウォーカーとその移動法であるローラーウォークの有効性は十分に高く、また実用的なハイブリッド化の方法であると考えられる。



Fig.5.9 Roller skating locomotion



Fig.5.10 Roller-Walker on uneven terrain

5.3 実験機の開発

本章ではローラーウォーカーの概念を実際のシステムとして構築する．構成するローラーウォーカー実験機は普及型4脚歩行機械TITAN VIIIをベースとして開発を行った．TITAN VIIIはワイヤとプーリを用いた駆動系とモジュール化された脚機構により，脚としての高い機能性だけでなく，低価格・扱い易さ・高い拡張性などを同時に兼ね備えている[1]．

ローラーウォーカーを構成するにあたって機構的に改良した点は（１）足首可変機構の付加（２）受動車輪の装備（３）胴体部の延長である[53]．また実験機は歩行に比して高速の移動を行うことが予想されるため無線による完全自立システムを構築する．

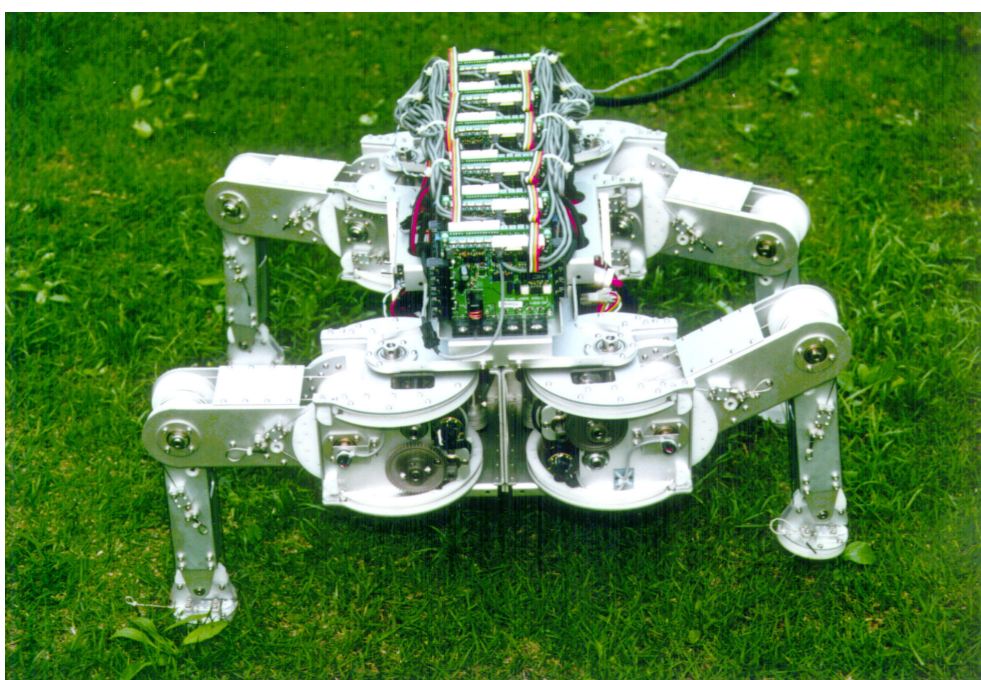


Fig.5.10 Quadruped walking robot TITAN VIII

Table.5.1 Specifications of TITAN VIII

Dimension	400 × 600 × 250 [mm]
Weight	17.8 [kg] (Including motor driver. Not including computer and battery)
Payload	5 ~ 7 [kg] (12[kg] : in a short time.)
Velocity	0.3 [m/s] (=0.75) 0.9 [m/s] (=0.5) : Duty Factor

5.3.1 足首可変機構

TITAN VIIIの足首関節には、足裏が常にボディと平行になるように平行リンク機構が導入されている。これはFig.5.11に示すように3つの回転自在な同径のプーリとワイヤから構成されており、そのワイヤは脚の回転軸Zに巻き付けるように固定されている。

この機構に対し、脚を固定しワイヤのみを駆動すれば足首角度を能動的に変化させることが可能になる。ワイヤ駆動機構を脚回転軸とともに動くベース部に組み込むことにより、アクチュエータを駆動すれば足首角度を変化させ、駆動しなければ平行リンク機構が働くよう、機構的分離がなされている。また足裏を受動車輪として用いる場合、平行リンク機構によりキャンバ角は常に一定に保たれている。

足首の切替は遊脚時のみ行うとすれば必要なアクチュエータは小型のもので十分であるが、受動車輪がプーリ中心からオフセットを持って取り付けられているため、垂直抗力を含めた路面からの反力がそのままアクチュエータ出力に働くことになる。この反力によるバックドライブを防ぐためウォームギアにより機構的に反力を受ける構造とした。この機構により装備したアクチュエータの出力は2.7[W]と小型のもので十分であり、足首可変機構全体をTITAN VIIIの脚機構内部に組み込むことが可能になった。

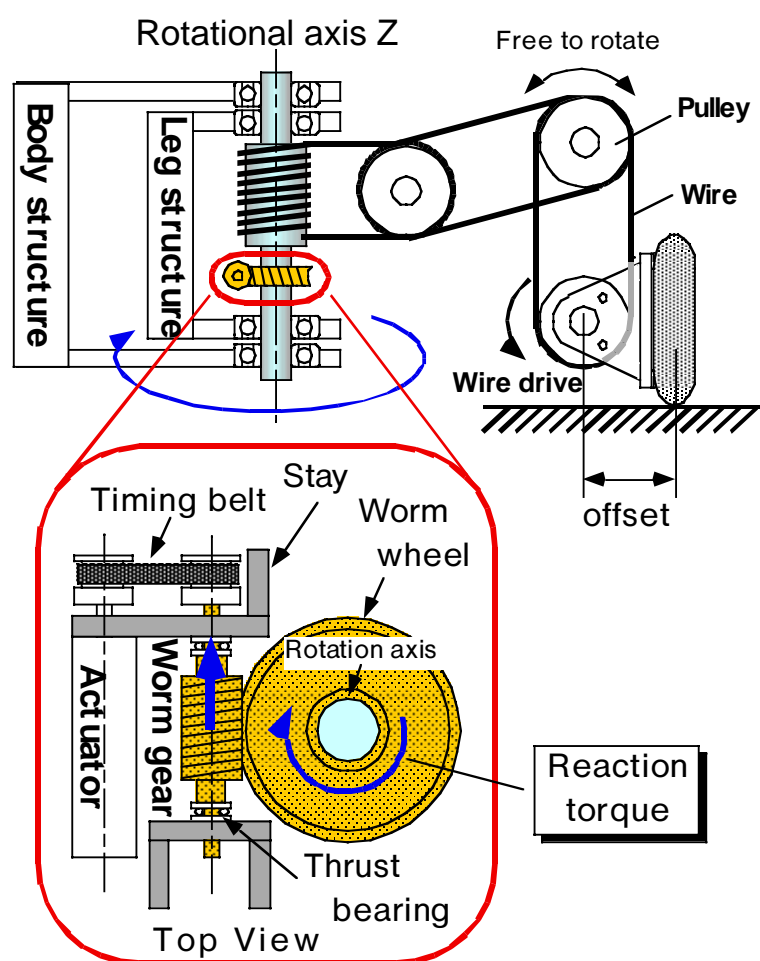


Fig.5.11 Ankle turn over mechanism

5.3.2 受動車輪

装備する受動車輪の摩擦特性はローラーウォーカーの運動に直接大きな影響を与える．従ってその摩擦特性を正確に把握しておくことは非常に重要である．

一般にゴムタイヤの摩擦特性はクーロン摩擦の仮定に従わないことが知られている[54][55]．一例としてインラインスケート用の中実ゴムタイヤについて摩擦係数を実験的に求めた(付録参照)．

しかしながらクーロン摩擦の仮定との不一致は主に、タイヤ表面のゴム材と、タイヤの構造部材そのものが軸方向へ大変形することによって生じるものである．したがってゴム材をより硬いものに変更し、タイヤそのものも構造的に軸方向への剛性を向上させれば、これらの大変形を抑制することが可能となり、その結果クーロン摩擦の仮定を成立させることができると考えられる．

以上の考察から強化アルミ製のホイール表面に薄くウレタンゴムを焼き付けたFig.5.12に示す受動車輪を設計した．

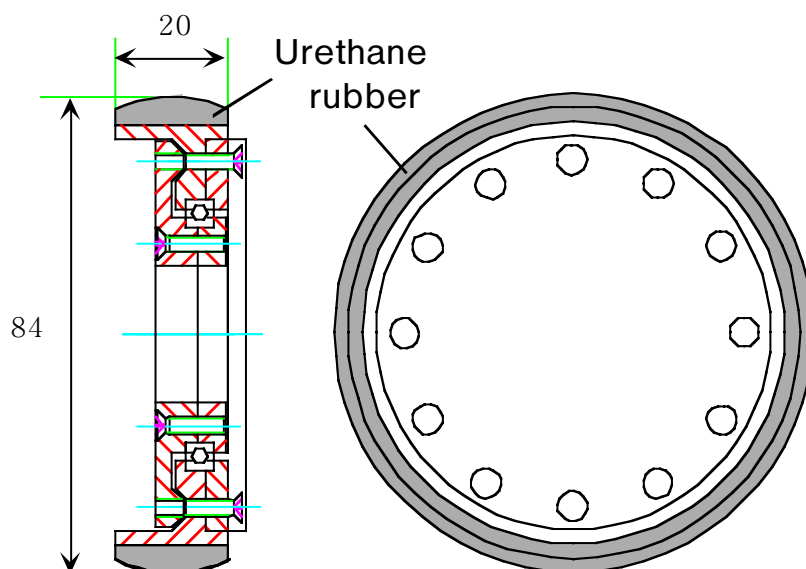
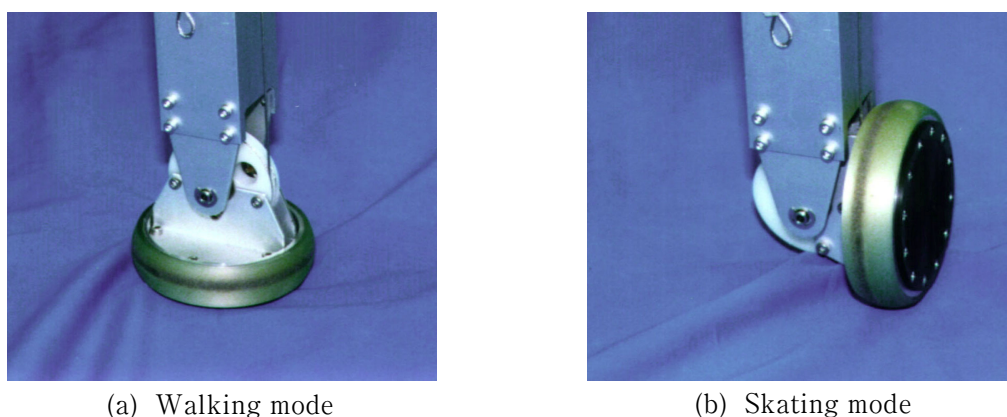


Fig.5.12 Wheel geometry



(a) Walking mode

(b) Skating mode

Fig.5.13 Ankle mechanism in wheel mode and sole mode

5.3.3 ローラーウォーカーの構成

Fig.5.14に構成したローラーウォーカー実験機の概観，Fig.5.13(a)(b)に足裏と車輪の2つの状態を示す．胴体部は前後に70[mm] 延長しTitech robot driver[41]を本体に内蔵する形となっている．これにより本体上部に制御計算機などの搭載スペースを大きく確保することが出来た．またこの延長は前後脚の干渉を防ぐ目的もある．装備したバッテリーによる動作時間はおよそ25[min]程度であり，本体中央の長円形の穴より交換できる仕様とした．

構成されたローラーウォーカーの諸元をTable.5.2に示す．ハイブリッド化に伴い増加した質量は機構，制御回路すべてを含めておよそ1.6[kg]であり，全重量に比しておよそ6%と著しく軽微な値であった．このことから重量的な面で本概念の有効性を確認することが出来る．

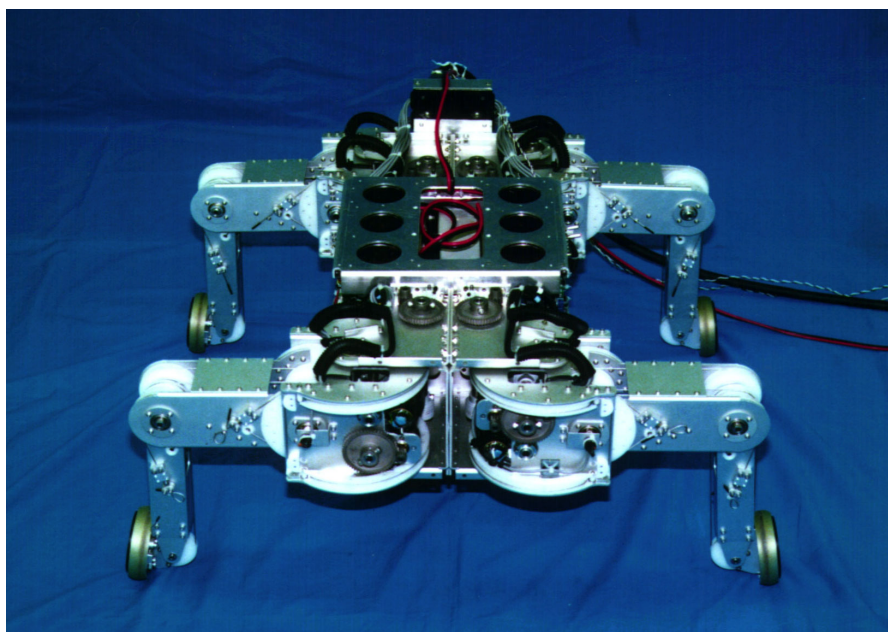


Fig.5.14 Roller-Walker

Table.5.2 Specifications of Roller-Walker

Dimension	470 × 600 × 310 [mm]	
Weight	TITAN VIII	17.8 [kg]
	Additional Weight	+1.6 [kg]
	Control computer	3.5 [kg]
	Battery	4.4 [kg]
	Roller-Walker	27.3 [kg]
Payload	16 ~ 28 [kg]	
Battery	36V - 3.2 Ah	
Operation time	25 [min]	

5.3.4 制御システム

ローラーウォーカーは歩行に比して高い運動性能を示すものと考えられることから、自由な移動を可能にするため完全自立での制御システムが望ましい。まずシステム構築の第一段階として有線によるオープンループ制御系を構築し次節に示す基本的動作実験を行った。次にノートPC (Panasonic社: PRONOTE CF-25) とD/A,A/Dカード (ComputerBoards社: PCM-DAC08, National Instrument社: NIDAQ1200) を用いてシステムを完全自立化した。後述する推進速度・方向のパラメータと、移動形態を表すパラメータを無線により送り、それに基づき予め求められた脚軌道を選択する。ローラーウォーカー本体には各関節への指令値のみを送り、モータドライバ回路 (Titech Robot Driver[13]) により位置制御を行っている。全体のシステムブロック図をFig.5.15に示す。

歩行とローラーウォークの切り替えはシーケンシャルに行う。基準姿勢を取ったときにどちらの移動形態をとるか指令を読み込み、形態の変化が必要なときは重心移動を行いながら順次一脚ずつ遊脚化し足首角度を可変させる。足首の制御は足裏あるいは車輪の位置による2状態とし、デジタル出力によって表している。

これら制御プログラムの全てはWindows95上のBorland C++ Builder3を用いて開発した。制御サイクルは25[ms]であり、十分滑らかとは言い難いが実験を行う上では全く問題がないレベルである。

現在はもっとも基本的な推進運動の確認をする段階であるので、姿勢センサや画像処理などのセンサ系は搭載していないが、今後ローラーウォークに必要な制御系を順次構築して行けるよう拡張性を考慮して実装した。

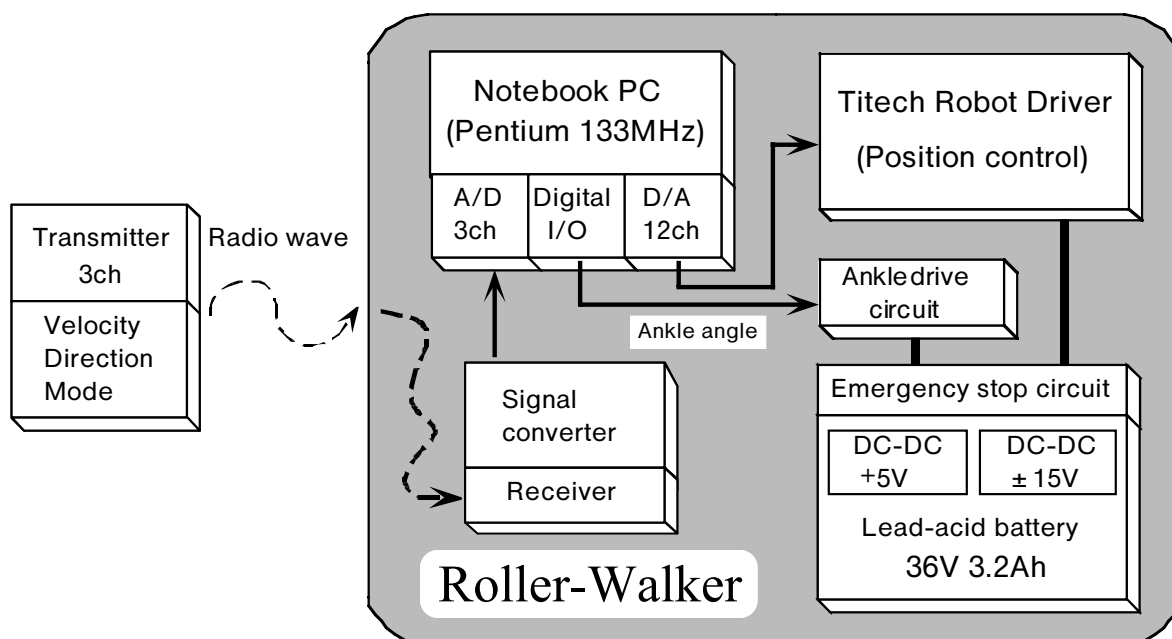


Fig.5.15 System configuration

5.4 パラメータの同定

5.4.1 摩擦係数

装備した受動車輪の摩擦係数を測定するための予備実験を行った。Fig.5.16に示すように前2脚をスリップ角 だけ傾斜させ、走行路面であるビニル床シート上をおよそ0.8[m/s]の速度でスライドさせる。このときの速度減衰の傾きから摩擦係数を導出することができ、摩擦力の速度に対する変化も測定できる。速度は測定用車輪の回転速度をタコジェネレータにより計測することで算出し、以後全ての実験に用いた。 を変化させることによりスリップ角の変化による影響を測定し、さらに本体上にペイロードを付加することで垂直抗力への依存性を測定した。 は0[deg]から80[deg]の範囲で10[deg]おきに測定し、垂直抗力はペイロードを0[kgf]から15[kgf]まで5[kgf]ずつ変化させて測定した。各々の測定は3回行い、その平均値を求めた（付録参照）。

その結果から次式で示される実験値を得た。転がり摩擦を μ_t 、その粘性抵抗を μ_{tc} 、軸方向摩擦係数を μ_n として

$$\mu_t = 0.01 \quad \mu_{tc} = 5.5 \quad (5.1)$$

$$\mu_n = 0.560 \quad (5.2)$$

すなわち、転がり方向に対しては速度に無関係な転がり摩擦と、ベアリング潤滑油による粘性抵抗が測定され、軸方向摩擦係数に関しては、 に依存せず一定値と見なせることが分かった。また垂直抗力の変化に対してもこれら摩擦係数の値はほとんど変化がみられなかった。以上より、装備した受動車輪はクーロン摩擦の仮定が十分に成立することが確認された。

また後述する高速推進および異なる摩擦係数上での推進のためにビニル床シート、絨毯、石タイル、アスファルトでの摩擦係数を測定した。ベアリングの潤滑に粘性の低い油を用いることで $\mu_{tc} = 0$ とし、 μ_t は上述の方法で測定した。適用範囲は0~2[m/s]程度である。 μ_n はバネばかりにより最大静止摩擦力を測定した。結果をTable.5.3に示す。（ただしアスファルト上では足首機構に無理がかかってしまうため最大静止摩擦力を計測することが不可能であった。0.83以上の値であることは確認できた。）

Table.5.3 Friction coefficient on different surfaces

	μ_{n_max}	μ_t	μ_{n_max} / μ_t
Vinyl Floor Sheet	0.42	0.0264	15.77
Carpet	0.61	0.0568	10.76
Rock Tile	0.75	0.0292	25.68
Asphalt	(0.83)	0.0445	18.67

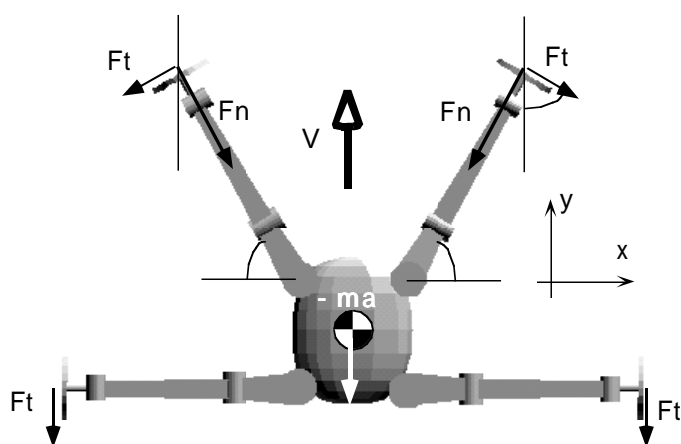


Fig.5.16 Posture of the legs in measurement experiment of the friction coefficient

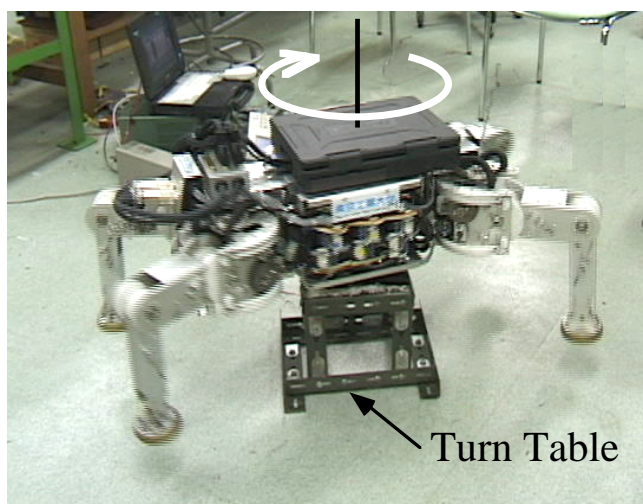


Fig.5.17 Measurement of the momentum inertia around its body center

5.4.2 慣性モーメント

後述する超信地旋回・旋回のシミュレーションに用いるため、ボディ中心周りの慣性モーメントを求める。回転軸にパウダークラッチとタコジェネレータを取り付けた回転台の上に乗せ、一定のトルク負荷を与えた状態で外力により回転させる。外力を0としたときの角速度減衰から傾きを測定することで慣性モーメントを算出することが出来る。慣性モーメントは脚位置に依存するが、ここでは脚質量は十分に小さくボディ中心に大部分の質量が集中していると仮定して、後述する超信地旋回の基準姿勢を用いて求めた。

実験結果から以下の値を得た。

$$I=2.28 [\text{kgm}^2] \tag{5.3}$$

Fig.5.17に実験の様子を示す。

5.5 動作実験

ローラーウォーカーの概念を一連の動作として行うため、歩行動作 脚の踏み換え 足首切替 前2脚による直進ローラーウォーク，という動作シーケンスの制御実験を有線により行った。

歩行はデューティー比0.75のクロール歩容を行い、遊脚の脚先軌道は胴体座標系から見てサイクロイドを描くよう設定した。足首切替動作に関しては1・4・3・2の順で1脚ずつ遊脚化し、足首角度を90度切り替える動作を行った。このとき安定余裕を考慮して重心移動を行い、全脚の切替に要する時間は9.0[s]である。実験により滑らかな切替動作を確認した (Fig.5.18)。さらに前2脚により後述する直進ローラーウォークを行い、歩行よりも高い移動速度で推進出来ることを確認した (Fig.5.19)。

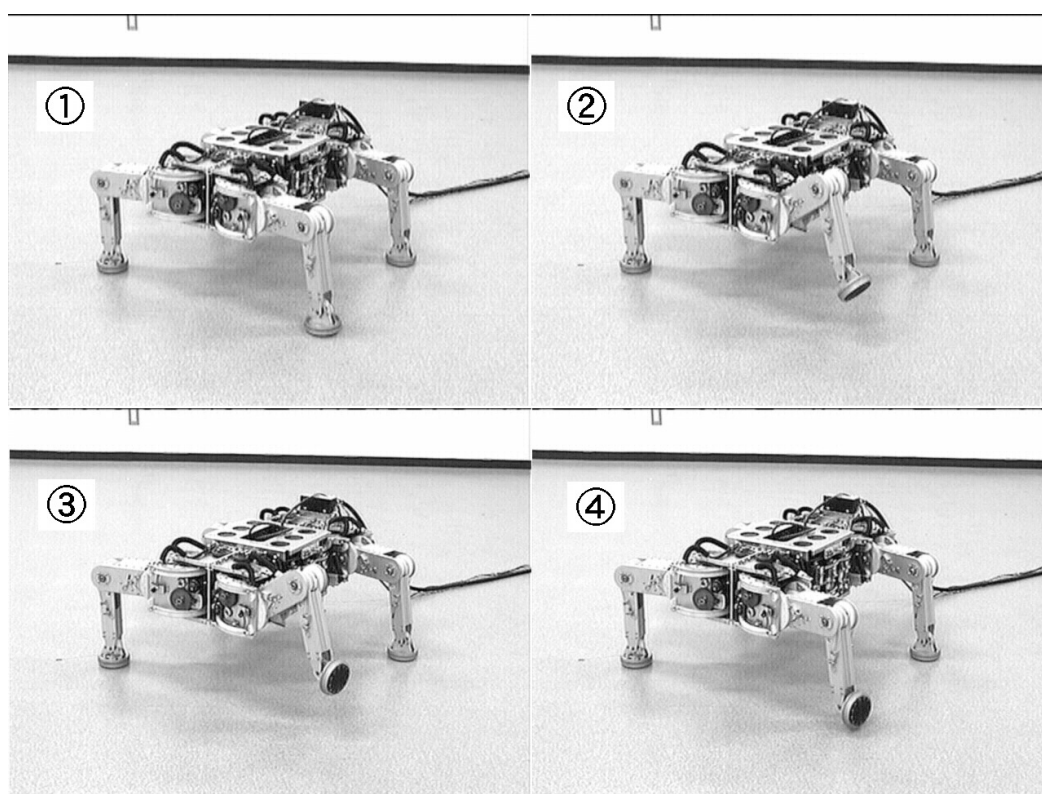


Fig.5.18 Ankle turn over sequence

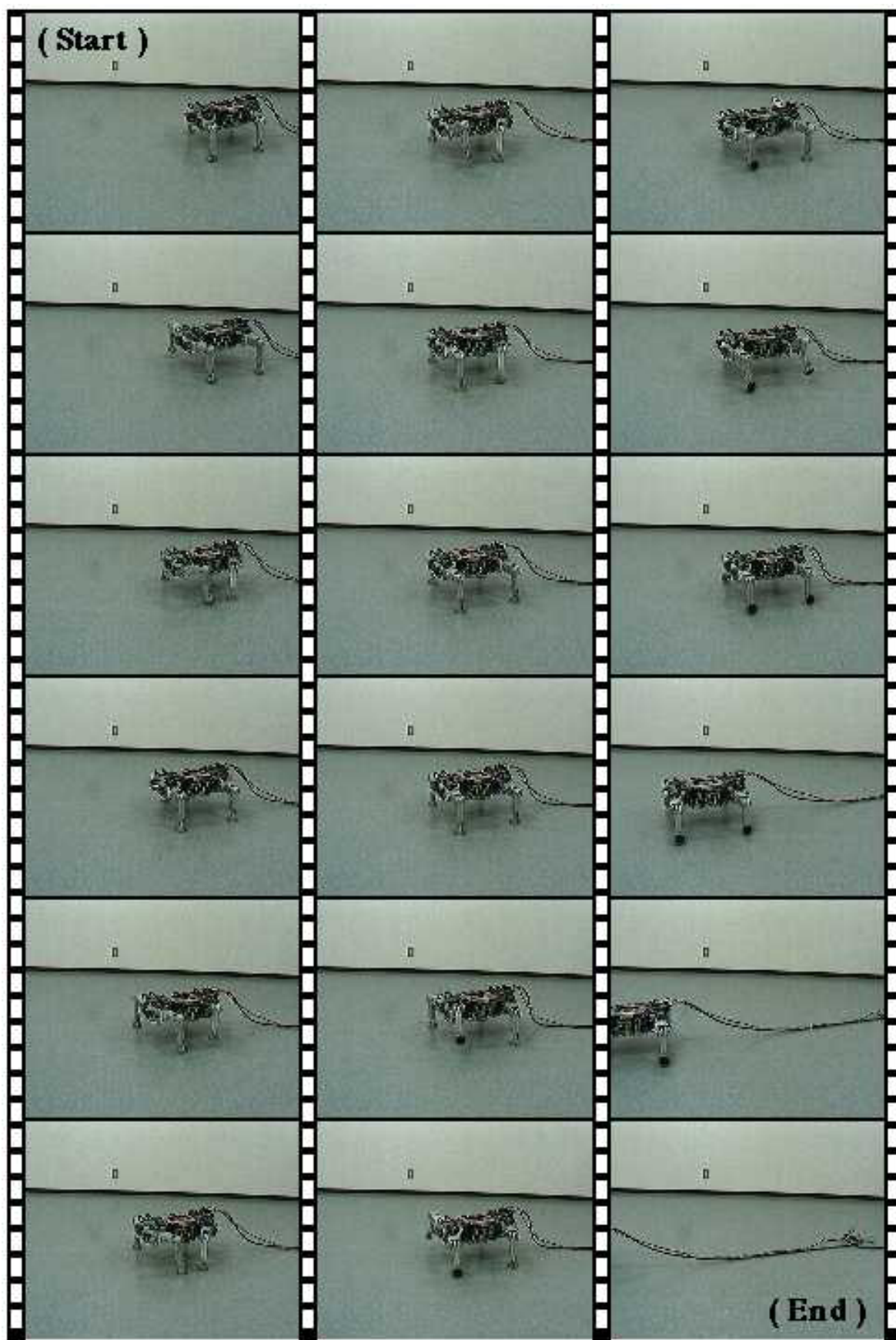


Fig.5.19 Demonstration of Roller-Walker

5.6 まとめ

グライド推進のより実際的なアプリケーションのひとつとして、受動車輪を用いた脚車輪型ハイブリッド車両を提案した。従来の能動車輪によるハイブリッド車両は、ただでさえ駆動機構が複雑で重い歩行機械にさらに過大な重量を負荷するのに対し、本手法は歩行機械の性能を制限することなく僅かな重量増加で車輪型移動を実現できる大きなメリットがある。

提案する脚車輪ハイブリッド移動体「ローラーウォーカー」は足裏と兼用の受動車輪を脚先に装備し、不整地では歩行、硬平地では受動車輪によりローラースケートと同様の原理で推進する。車輪型移動のための駆動力は歩行のための脚自由度から供給されるため新たなアクチュエータが必要なく、また足首切り替え機構は軽量に構成できることから、従来の脚車輪車両の最大の欠点であった過大な重量増加という問題を回避することが出来る。

本章ではローラーウォーカーの概念を解説するとともに、次章以降の実験的な考察をするため、実験機のシステムを構築した。その結果、ハイブリッド化による重量増は、全システムに比してわずか6%と著しく軽微な値であることを確認した。また定量的考察に必要な摩擦係数・慣性モーメントのパラメータを測定した。さらにローラーウォーカーの概念を一連の動作として実際のものとし、実機の動作確認を行った。

第6章

基本的運動の生成

本章ではローラーウォークによる基本的運動の生成を検討する．直進・超信地旋回・旋回・斜行・制動運動を生成する脚軌道を提案し，計算機シミュレーションを行う．また定常平均速度を評価基準として脚軌道を最適化する．また実験値との比較を行い，その妥当性を検討した後，無線による操縦実験を行う．

6.1 運動学モデル

ローラーウォーカーのような受動車輪を積極的に用いての移動方法は今までに全く検討されることがなく，直進・旋回・制動・加速動作など検討すべき課題は多い．また路面の摩擦係数や凹凸，傾斜などに応じた対地適応的な推進も検討して行く必要がある．本節ではすべての計算機シミュレーションに基礎として用いた運動学モデルについて詳細を述べる．

ローラーウォークの脚軌道は可動範囲内で無限の可能性があるが，ここでは脚を遊脚化せず，かつ各脚は周期的な運動をするという条件の下でシミュレーションを行う．

この仮定を用いる利点としては(1)安定性が高い(2)解析が容易である(3)クーロン摩擦の場合ペイロードに依存しない，などが挙げられる．もちろん，遊脚化しないことにより繰り返し加減速が生じ，移動速度，効率が低下することも考えられるが，本仮定の下に得られる結果はすべてのローラーウォーク解析の基礎として重要であると考えられる．

前脚の座標系をFig.6.1に定める．車軸は脚に直角に固定され，yaw方向の自由度は持たない．またキャンバ角は常に90[deg]であるとし，各脚は自重Wの1/4を均等に支えるものとする．このとき脚を水平面上で左右対称に動かすことでX方向への力をキャンセルし，Y方向への推力のみが作用することになる．このとき軌道を次式のように正弦波を用いて定める．

$$d(t) = d_{offset} + d_0 \left\{ \sin\left(\frac{2\pi}{T}t + \frac{3}{2}\pi\right) + 1 \right\} \quad (6.1)$$

$$\theta(t) = -\theta_0 \sin\left(\frac{2\pi}{T}t + \frac{3}{2}\pi + \phi\right) \quad (6.2)$$

上式により脚軌道を定義した理由を以下に述べる．

まずグライド推進の本質は，接線・法線方向に働く抗力の異方性を利用することである．受動車輪の場合では接線・法線方向はそれぞれ転がり方向と軸方向に取ればもっとも有効に推進することが可能である．そこでもっとも基本的な周期関数である正弦波を用いて，転がり方向，軸方向に各々振動する関数形を定めれば，あらゆる周期関数の中でもっとも

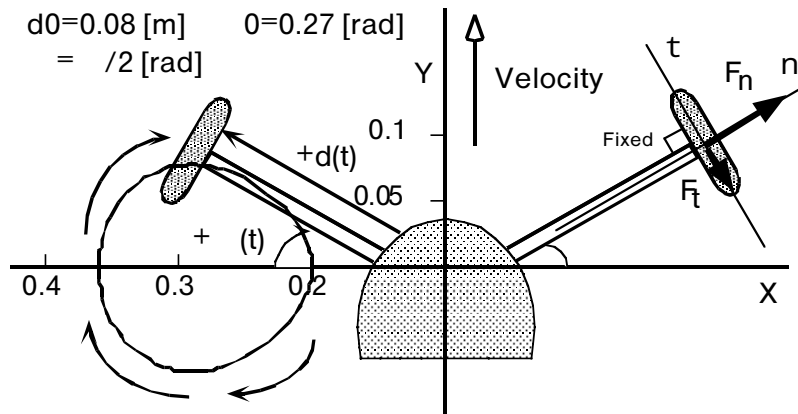


Fig.6.1 Simulation model and coordinates

基礎的なグライド推進の性質が見出せると予測される．さらに索状能動体のサーペノイド曲線においても，体軸方向に対して転がり方向を正弦波で屈曲したとき推力が生成されることが確認されているため，本脚軌道は索状能動体で得た知見を有効に活用しようと考えられる．

以上の考察に基づき脚軌道関数を式(6.1)(6.2)に定めた．このとき制御パラメータは d_0, θ_0, ϕ, T の4つである． d_0, θ_0 は極座標系での半径・周方向の振動に対する振幅であり， ϕ は式(1)(2)間の位相差である．これらのパラメータにより脚軌道を変化させる．また T は周期でありその軌道を描く時間を規定している．なお開発する実機の可動範囲を考慮して予め位相差として $3\pi/2$ ， d にオフセットが加えられている．

路面とタイヤの摩擦はクーロン摩擦であると仮定する．また転がり方向に関してはベアリングの抵抗を考慮して速度に比例する粘性項を加えている．このとき脚先に働く力は次式で表される．

$$F_t = -\text{sign} \{ V \cos \theta(t) + d(t)\dot{\theta}(t) \} \cdot \mu_t \cdot \frac{W}{4} - \mu_{tc} \cdot \{ V \cos \theta(t) + d(t)\dot{\theta}(t) \} \quad (6.3)$$

$$F_n = -\text{sign} \{ V \sin \theta(t) + \dot{d}(t) \} \cdot \mu_n \cdot \frac{W}{4} \quad (6.4)$$

ここで転がり方向の摩擦係数 μ_t ，その粘性摩擦を μ_{tc} ，軸方向摩擦係数 μ_n とおき，前述の摩擦係数測定実験より得られた値(5.1)(5.2)を用いる． μ_n はシミュレーション上での発振を防ぐため，軸方向速度の小さい領域 ($|V_n| < 0.01$ [m/s]) では粘性摩擦を仮定した (Fig.6.2) ．

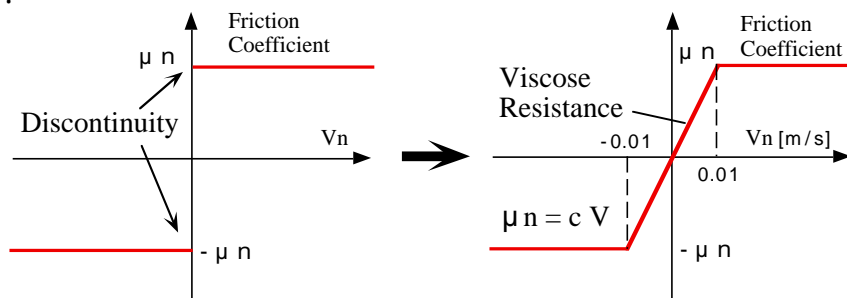


Fig.6.2 Assumption of viscose resistance in the normal direction

本章では移動体の最も基本的な物理量である，定常状態における平均移動速度を評価関数とし，それを最大化する軌道を求めることとする．

6.2 直進

直進ローラーウォークの基準姿勢をFig.6.3に示す．この姿勢はY方向に水平面歩行するとき，エネルギー消費を最小化するGDA (Gravitational Decoupled Actuation [56]) の概念から求められたものであり，TITAN VIIIの設計段階で決定されている．

ボディ座標系は左右対称に脚軌道を生成することから直観的に理解しやすいように前方向をY，横方向をXとおくことにする．脚番号は以下のように定める．

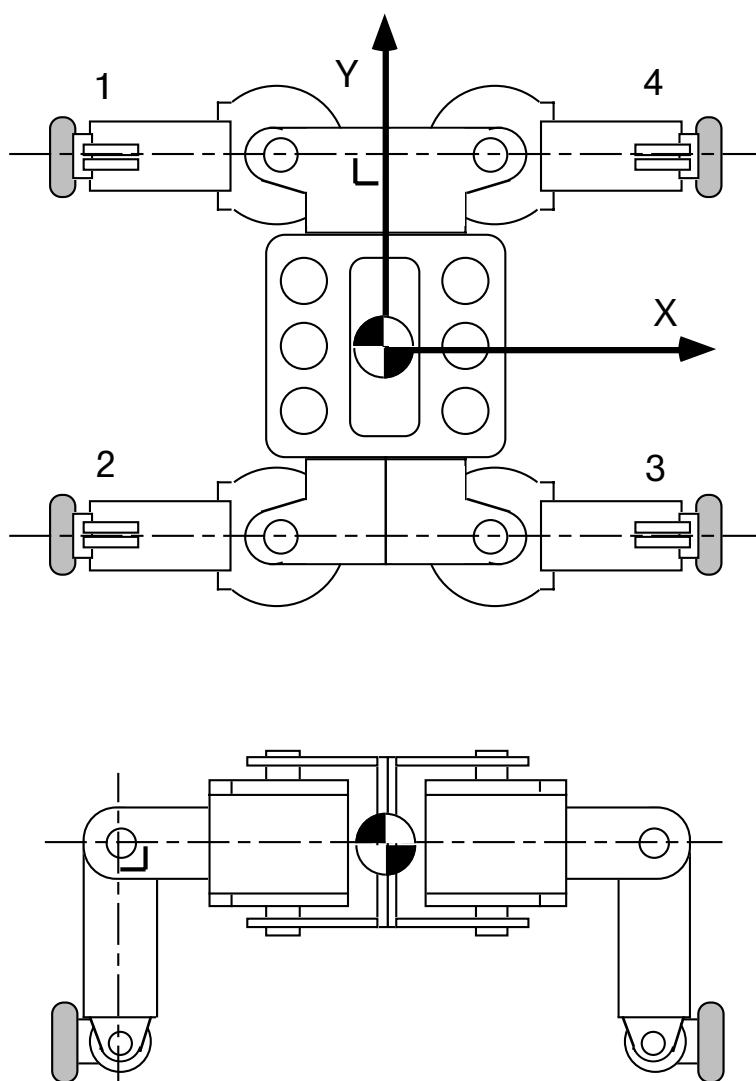


Fig.6.4 Standard posture of straight Roller-Walk

6.2.1 前脚のみの推進

後脚受動車輪を進行方向に固定し，前脚のみで推進する場合を考える．周期が短いほど単位時間に投入されるパワーが大きくなり定常速度も上昇することが予想されるため，ここでは $T=2.0[s]$ に固定し，脚軌道の形を導出することにする． d_0 ， θ_0 ， ϕ について可動範囲内で全検索した結果，以下のことが分かった．

- (1) $\phi = \pi/2$ のとき前進速度は最大化される．
(このとき一周内の加減速が最小．)
- (2) d_0 は大きいほど良い．
- (3) θ_0 は0.3付近で最大値となる．

なおこの結果はロボットの重量・サイズに依存しない．

d_0 ， θ_0 を固定し， ϕ のみを変化させた場合の速度シミュレーション結果をFig.6.4に示す．また実験値との比較をFig.6.5に示す．推進速度は本体に測定用受動車輪を装備し，その回転角速度をタコジェネレータにより計測することで算出した．速度変化の傾向はシミュレーション値と比較的良好一致し， $\phi = \pi/2$ で定常平均速度が最大化されることが実験的に確かめられた．

また $\phi = \pi$ の範囲では推進方向が異なるだけで位相差 ($\phi - \pi$) と同じ速度が生成されることが確かめられた．これは式(6.2)の対称性から保証され，軌道の描く向きを逆にすれば後退の動作が実現できることを示している．(第1脚では時計回りを反時計回りに変更することに相当 (Fig.6.1))

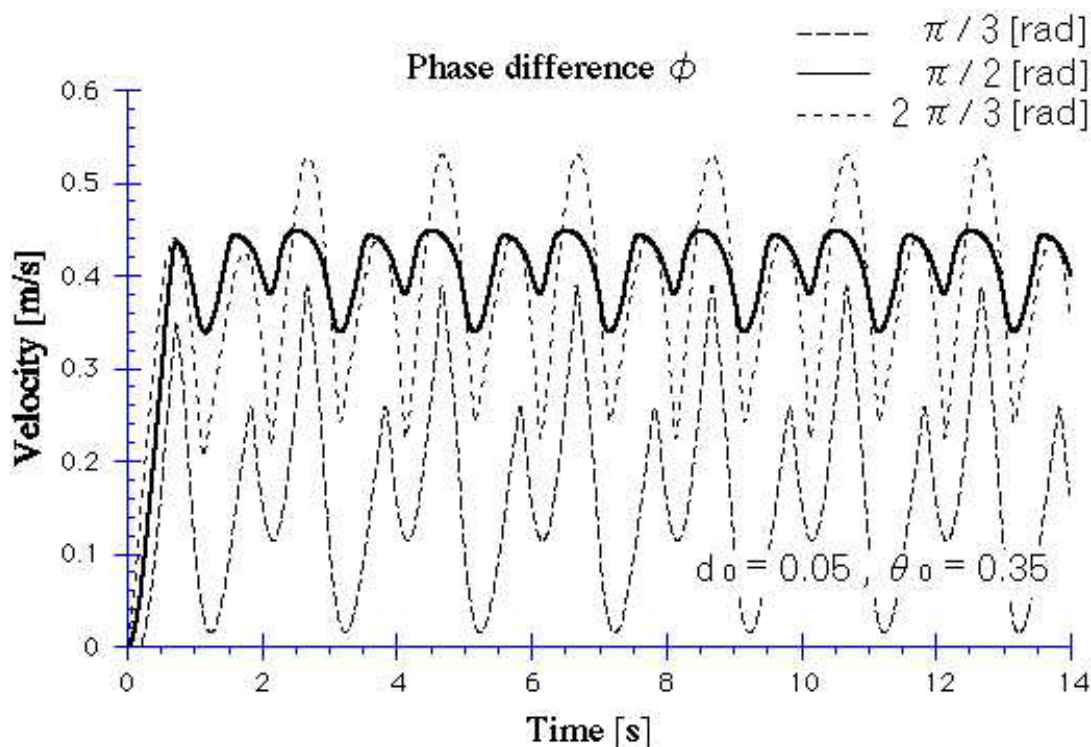
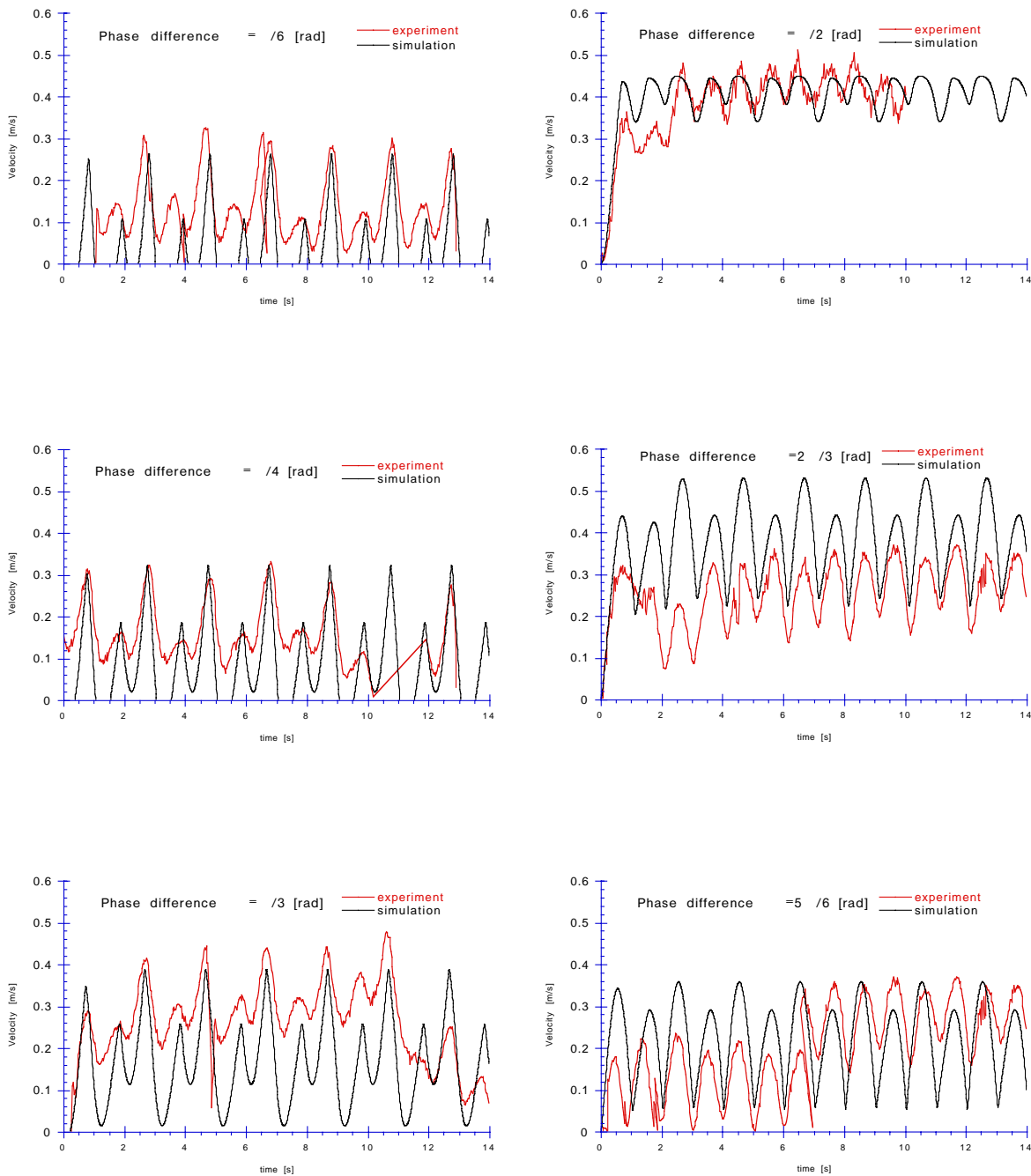


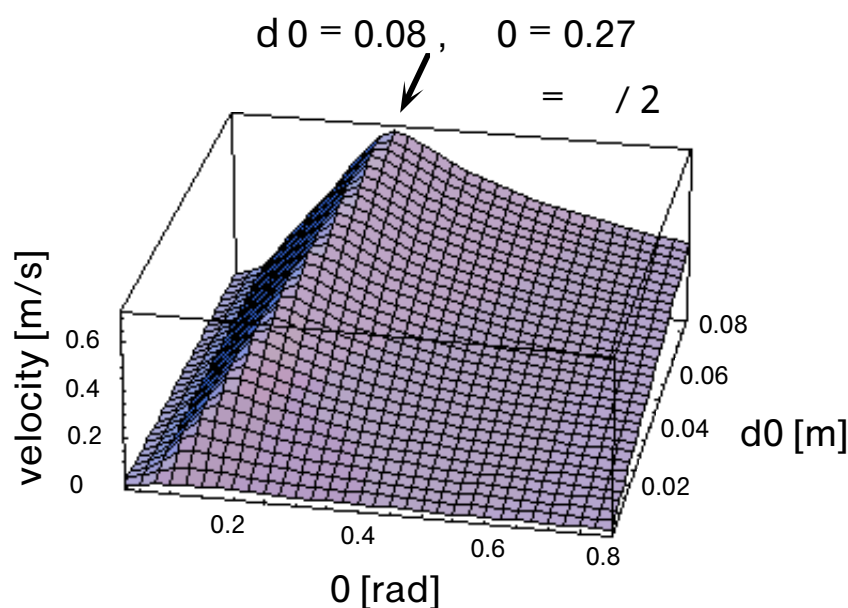
Fig.6.4 Simulation result of velocity vs. phase difference



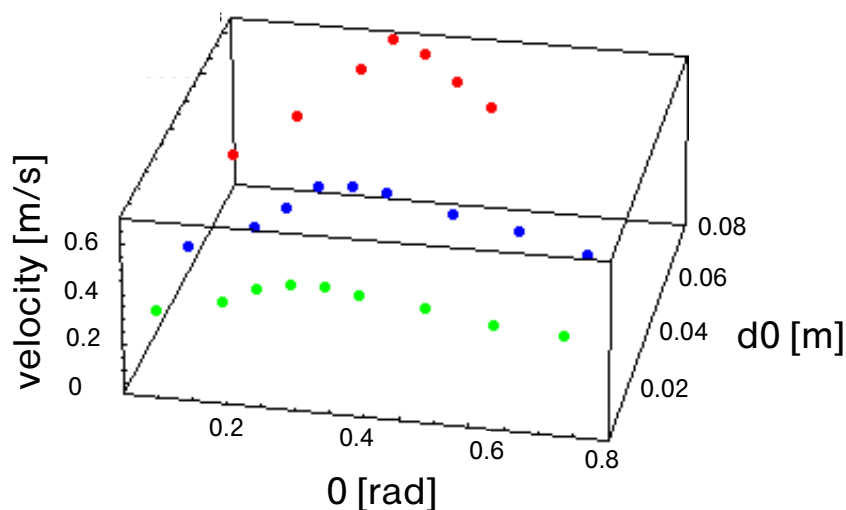
($d_0=0.05$ [m] , $\theta_0=0.35$ [rad] , $T=2.0$ [s])

Fig.6.5 Experimental results of optimization

次に $\phi = \pi/2$ と固定し，可動範囲内で d_0 ， θ_0 をパラメータとしてシミュレーションを行った結果と，実際の測定結果を示す (Fig.6.6 (a)(b)) ．全体の傾向がよく一致していることが分かる．最適化された軌道を Fig.6.1 の第2象限に示す．またこの軌道での推進速度の推移を Fig.6.7，実験の様子を Fig.6.8 に示す．このとき d_0 を最大化するためボディ高さを低く設定した．前進方向へ速度が生成されていることが確認され，また脚軌道一周期の間に加減速が2回見られることが分かる．定常速度はシミュレーション結果に比して5%程度小さくなっているが，加減速の変化も含めて良好な一致が見られる．またこのときの値は脚先最大速度のおよそ2.5倍であり，歩行に比して十分に高速な移動が実現されている．



(a) Simulation result



(b) Experimental result

(d_0, θ_0 : Parameter, $\phi = \pi/2$ [rad], $T = 2.0$ [s])

Fig.6.6 Optimization of the amplitudes d_0 and θ_0

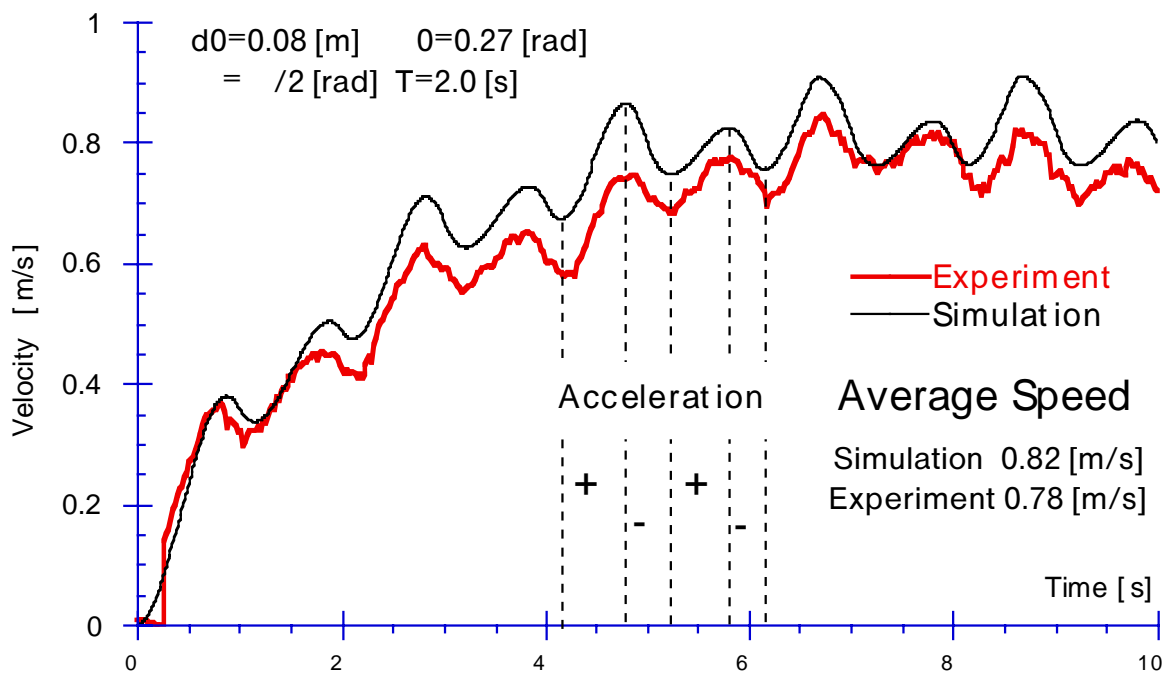


Fig.6.7 Velocity at optimized trajectory

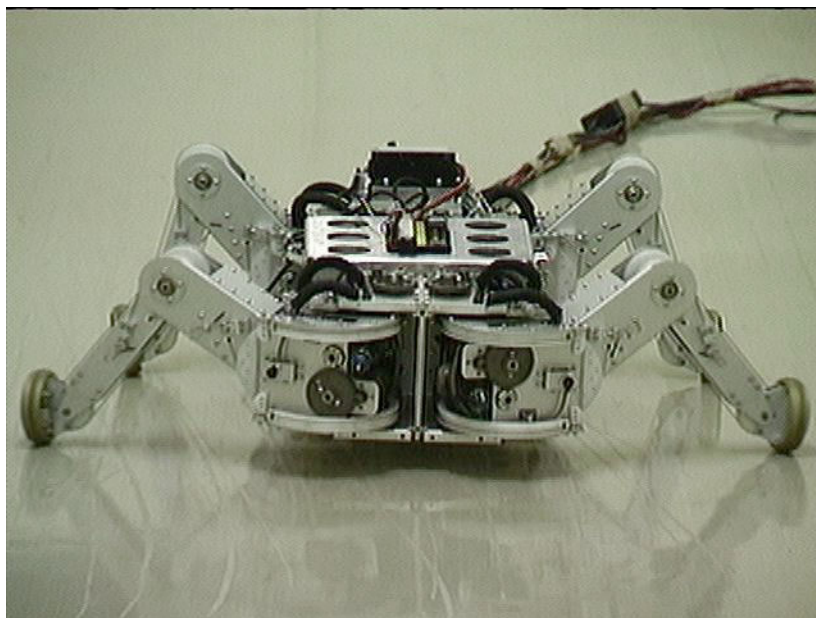


Fig.6.8 Straight propulsion using frontal 2 legs

6.2.2 脚軌道パラメータの物理的意味

導入した脚軌道パラメータ d_0 , θ_0 , ϕ とその最適値について, 物理的意味を各々考察する.

- ・軸方向振幅 d_0

グライド推進は抗力の異方性を利用して, 抵抗の少ない方向へ運動を変換する推進である. 受動車輪の場合, 転がり方向の摩擦係数は微少であることから, 軸方向へ加えられる動摩擦力を源として推進力が生成される. したがって d_0 が大きくなればなるほど, 一周期で投入されるエネルギーが大きくなり, その結果推進速度が上昇する. よって最適値が可動範囲内の最大値となることは当然の結果であると考えられる.

- ・転がり方向振幅 θ_0

推進方向と車輪の転がり方向のなす角は, 摩擦力を推進方向に変換する割合を規定する. これは出力減速比を変化させるパラメータと捉えられ, グライド推進の最も特徴的なパラメータであるグライド角を代表する値である. したがって要求される速度・推力によって最適値は変化するものと思われる.

- ・d- 位相差 ϕ

受動車輪の摩擦力は走行路面との相対速度をゼロにするよう働くため, 軸方向速度が最小となるように推進速度が生成されるものと考えられる. ここで本体速度を一定値, (t) を式 (6.2) で定める正弦波で動かすと仮定したとき, 幾何学的に軸方向速度が常に 0 となる $d(t)$ を解析的に求め, 実験条件で近似すると $\phi = \pi/2$ [rad] の条件を導出できる (7.4 節参照). したがって定常直進をする場合 $\phi = \pi/2$ は最も無理のない不変的な値であり, かつ, 軸方向滑りを生じないことから最もエネルギー効率の高い推進であると考えられる.

上記の考察を整理すると次のようにまとめることができる.

d_0 : エネルギー投入量を規定

θ_0 : 推進方向への出力伝達比を規定

ϕ : 等速直進の場合 d_0 , θ_0 に依存せずに一定値 $\phi = \pi/2$ で最適

すなわち, 自動車に例えれば d_0 はアクセル, θ_0 はギアチェンジに相当する.

6.2.3 4脚軌道

後脚の軌道も前脚と同様の座標軸をおき解析する．前節の結果から前2脚のみの推進では定常状態において速度の増減が見られる (Fig.6.7)．4脚に拡張し前後脚の位相をずらせば，この加減速を減らすことができると考えられることから，新たに前後の周期関数に対して位相差 ϕ_{fr} を導入する (Fig.6.9)．

ϕ_{fr} の効果をシミュレーションにより検討した (Fig.6.10)．その結果，一周期内の加減速は $\phi_{fr} = \pi/2, 3\pi/2$ [rad] のときに極小化され，かつ平均速度も最大化されることが分かった．これはFig.6.7より1周期の間に加減速がおおよそ $\pi/2$ [rad] ごとに現れるため $\phi_{fr} = \pi/2, 3\pi/2$ とすれば加減速が前後で常にキャンセルされて速度の増減を抑制するからである．実験結果をFig.6.11に示す．前2脚に比して加減速の少ない推進が実現されていることが確認できる．しかしながら，摩擦力は速度のみの関数であることから，前後で同一脚軌道を描いているとき，定常平均速度に対して ϕ_{fr} は本質的に大きな影響を与えない．

次に前節と同様に脚軌道パラメータ d_0, θ_0, ϕ の最適化を行った．その結果， θ_0 のみ変化が見られ，その値は $\theta_0 = 0.078$ [rad] で前2脚に比しておよそ2.2倍の平均速度 1.78 [m/s] であった．以下この理由を考察する．

前2脚のみの推進の場合，前脚は1周期の間に加速と減速を行い，その両者が釣り合っている状態であるのに対して，後脚は従動輪として転がり抵抗を生ずるのみで推力を発生することはできない．しかし4脚推進の場合は後脚も推力を発生し，加減速が釣り合いの状態にあることから，その転がり抵抗分だけ増速するものと考えられる．実際，前2脚による推進でも後脚の転がり抵抗を0として最適化を行うと，4脚推進の最適値と同じ値が得られることから，この現象の物理的考察が裏付けられた．

Fig.6.12に実験的に求められた4脚推進の最大速度を示す．実験値はシミュレーションに比してかなり小さい値であり，また定常に達するまで20[s]近く要している．加速の際の挙動を見ると，左右の摩擦係数の差から大きく本体が左右する様子が確認された．また，定

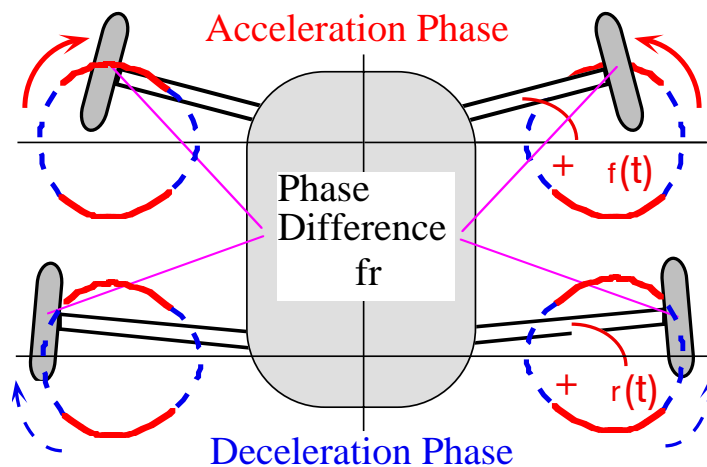


Fig.6.9 Introduction of ϕ_{fr}

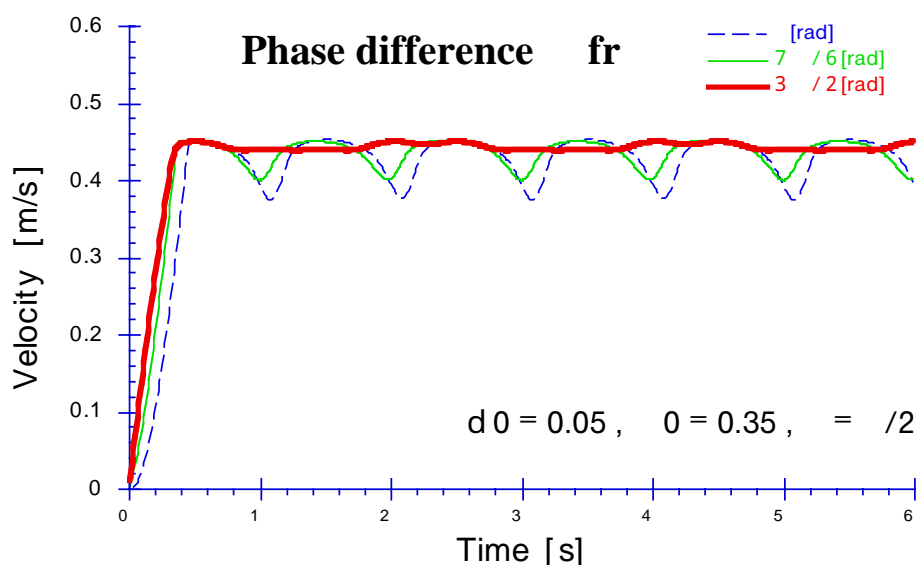


Fig.6.10 Optimization of fr

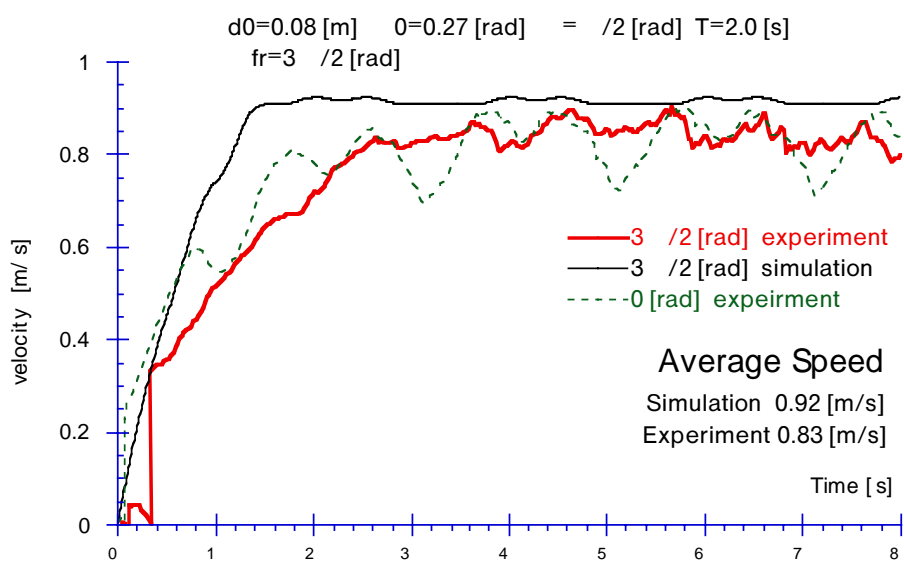


Fig.6.11 Experimental result of introduction of fr

常状態に達した場合でも受動車輪の発生する音から、スティックスリップ現象を起こしていることが分かった。 θ_0 が小さい領域では推進力が小さいものと考えられることから、以後すべての実験において、 θ_0 の小さい領域では2.0[m/s]程度の初速を与えて速度計測を行うこととした。

初速を与えた場合の θ_0 の最適値は、シミュレーションより大きい $\theta_0=0.15[\text{rad}]$ で最大速度1.33[m/s]であり、2脚推進に比しておよそ70%の速度増加が見られた。またその値は脚先最大速度のおよそ7倍であり、歩行に比して十分高速の移動が実現されていることが分かる。しかし実験値は依然としてシミュレーションでの最大値に比して27%低下している。この理由は7.2節で詳しく検討する。

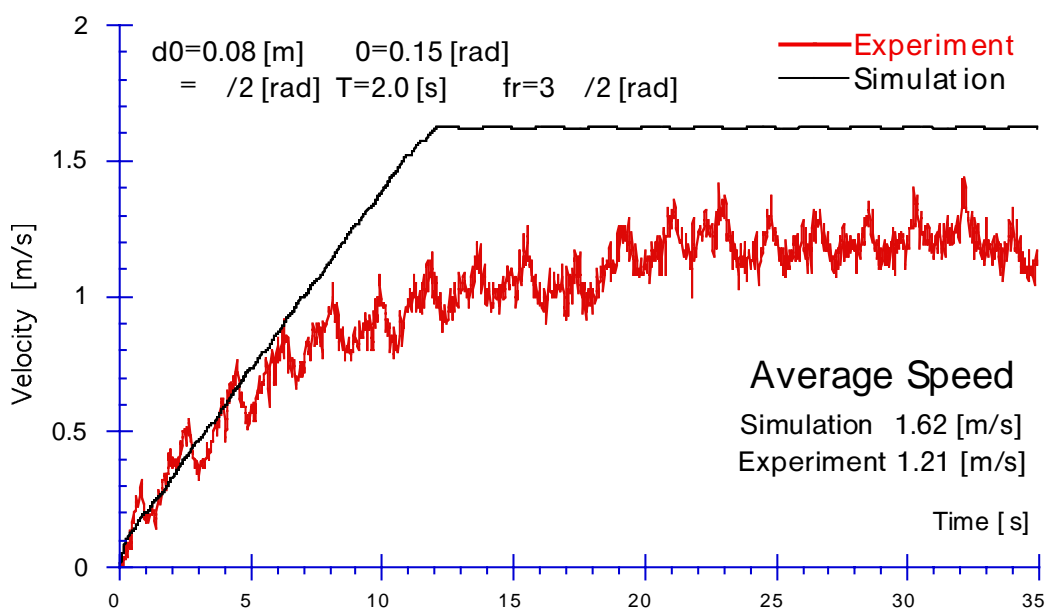


Fig.6.12 Velocity at optimized trajectory using 4 legs

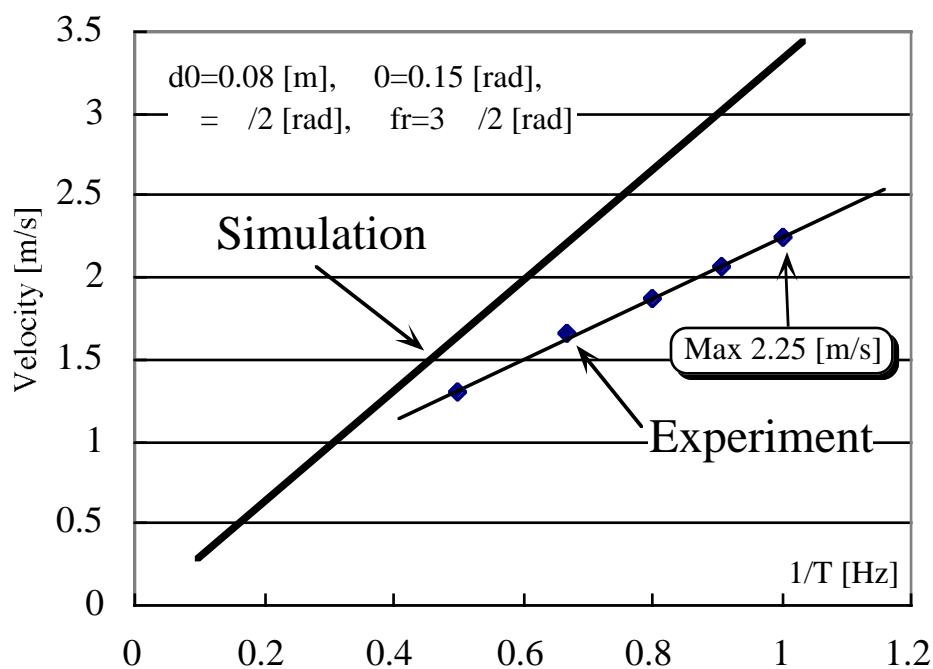
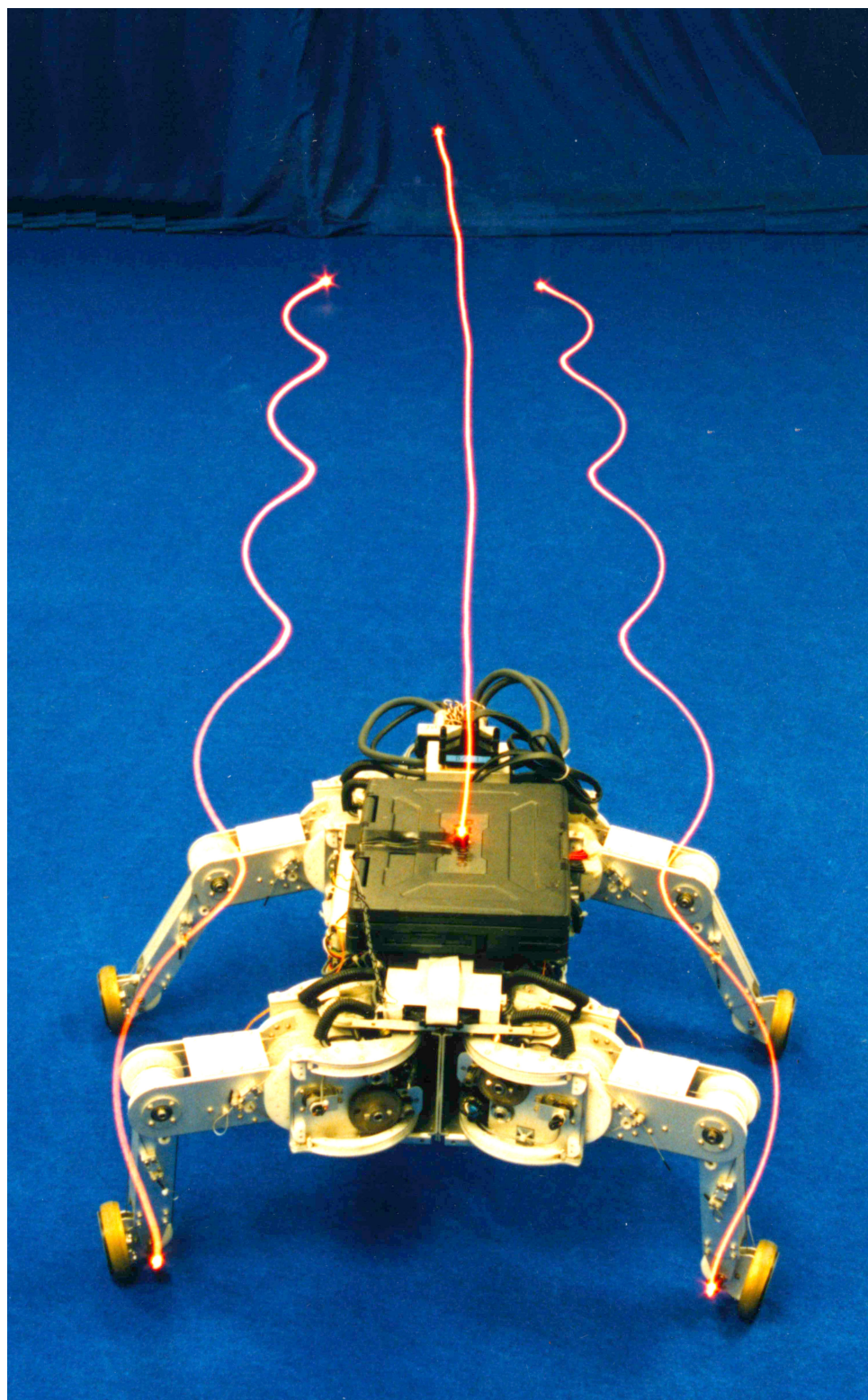


Fig.6.13 Linearity between velocity and inverse of period T

次に軌道周期 T の逆数と定常速度の関係を求めると、良好な線形関係があることがシミュレーションおよび実験により確かめられた (Fig.6.13)。このことから望みの定常速度を得るためには、同一の軌道で T のみを変化させれば容易に実現できることが分かった。脚のサーボ追従性などを考慮して実験的に実現可能な脚軌道周期は $T=1.0[s]$ であり、このとき推進速度は $2.25[m/s]$ にも達した。歩行に比して著しく高速の移動が達成されていることが確認できる。

Fig.6.14に直進動作の脚軌跡の一例を示す。



($d_0=0.05$ [m], $\theta_0=0.4$ [rad], $\phi= \pi/2$ [rad])

Fig.6.14 Example of the leg trajectory against the ground

6.3 超信地旋回

6.2節の結果を受けて、ここでは超信地旋回を実現する脚軌道を考える[57][58]。

定性的な考察の準備としてまず直進動作に関して推進方向成分のみの運動を考える。受動車輪をFig.6.1に示す軌道で左右対称に動かした場合、脚軌道周期に応じた推進速度が生成される。この推進力を等価的に通常駆動車輪により生成したと考える。駆動車輪による超信地旋回を考えると、基準脚配置をFig.6.15に示すように放射状に置くことにより、超信地旋回も可能であると考えられる。このとき対角脚((Leg1,Leg3)および(Leg2,Leg4))を対称に動かせば、半径方向の反力をキャンセルすることが可能であり、旋回運動のみを生成することが出来る。

以上の考察に基づきボディ中心周りの角速度シミュレーションを行い、直進動作と同様に軌道の最適化を行った。最適化パラメータは慣性モーメントに依存することから、5.4.2節の予備実験により得られた値 $I=2.28[\text{kgm}^2]$ を用いた。その結果、定常平均角速度は脚軌道を変化させる各パラメータに対し、直進の場合とほとんど同様の変化を見せることが分かった。一例として振幅をパラメータとして振った場合をFig.6.16に示す。角速度を最大化するパラメータが $\theta_0=0.28$ と僅かに増加する以外は、直進の場合と同一であった。

この結果を検証するため軌道パラメータを変化させて50回以上の走行実験を行った。(Fig.6.17) その結果、実験による最適化脚軌道パラメータは $\theta_0=0.31$ と理論値に比して僅かに大きくなっているが、その他は理論値とほぼ同一であった。このときの角速度変化をFig.6.18に示す。歩行では実現不可能な $2.25[\text{rad/s}]$ (およそ $2.8[\text{s}]$ で一回転)という、著しく高速の超信地旋回が実現されていることが分かる。

さらに4脚直進動作の場合と同様に(Leg1,Leg3)と(Leg2,Leg4)の間に位相差 ϕ_{fr} を導入し、その最適化を行った。実験条件は $d_0=0.05[\text{m}]$ 、 $\theta_0=0.3[\text{rad}]$ 、 $\phi_{fr}=\pi/2[\text{rad}]$ 、 $T=2.0[\text{s}]$ とした。このとき直進の場合と同様に $\phi_{fr}=\pi/2, 3\pi/2$ で極大値となり、およそ1%程度の角速度の増加が見られた。また同時に加減速も減少することが分かった。しかしながらこのとき、脚付け根の幾何学的関係より4脚の車輪の転がり方向がほぼ同一の方向に揃ってしまう瞬間があり、外乱を受けた場合容易に並進運動を生じる現象が観察された。4脚接地による不静定問題を考えると、本実験機に関しては4脚の条件が均一な $\phi_{fr}=0$ の場合が適当であると考えられる。

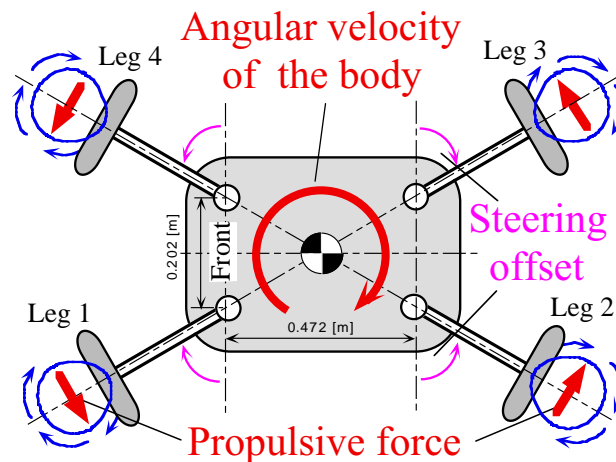
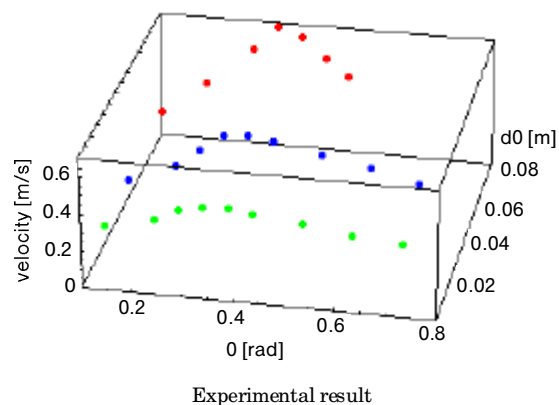
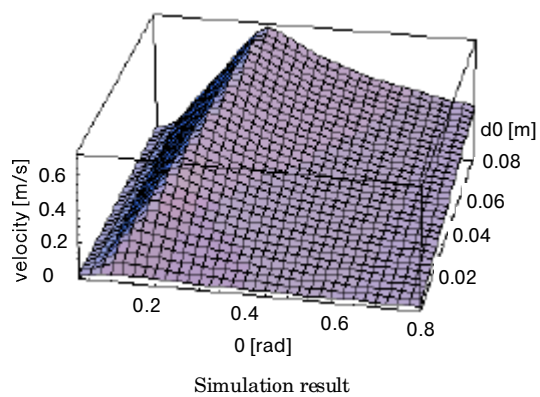


Fig.6.15 Standard posture of rotational motion

• Straight motion using 2 legs



• Rotational motion

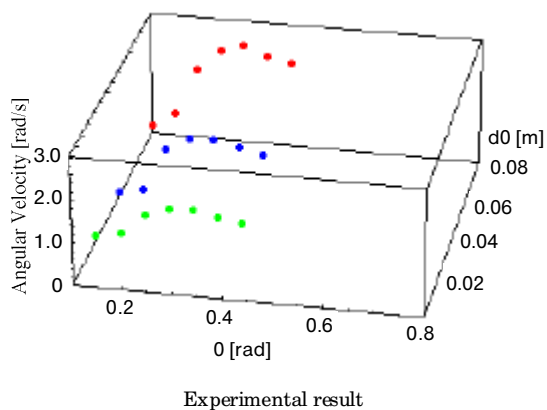
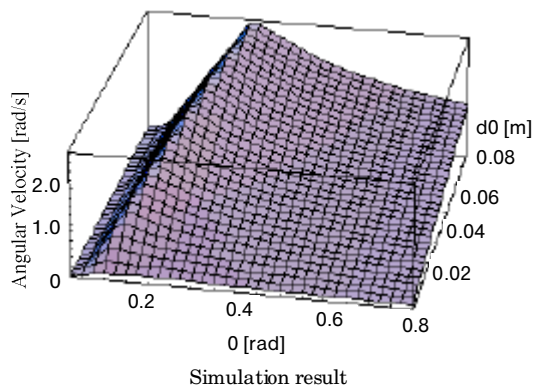


Fig.6.16 Comparison with straight propulsion

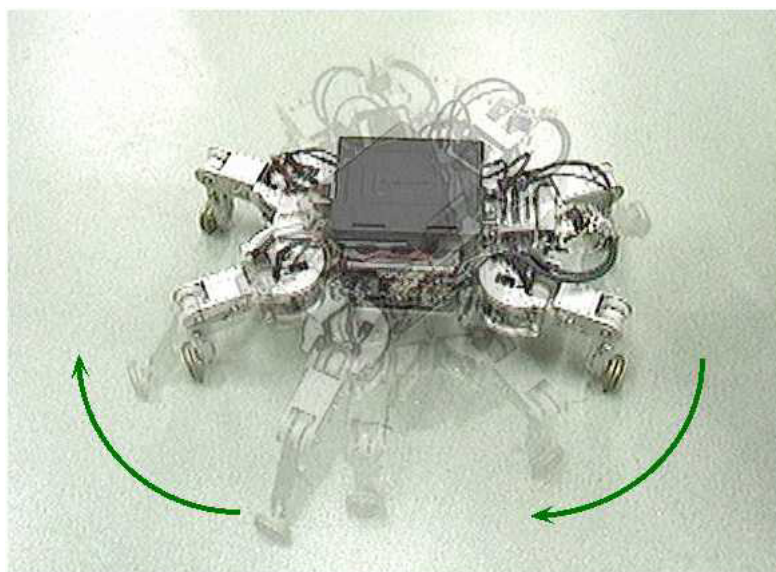


Fig.6.17 Rotational experiment

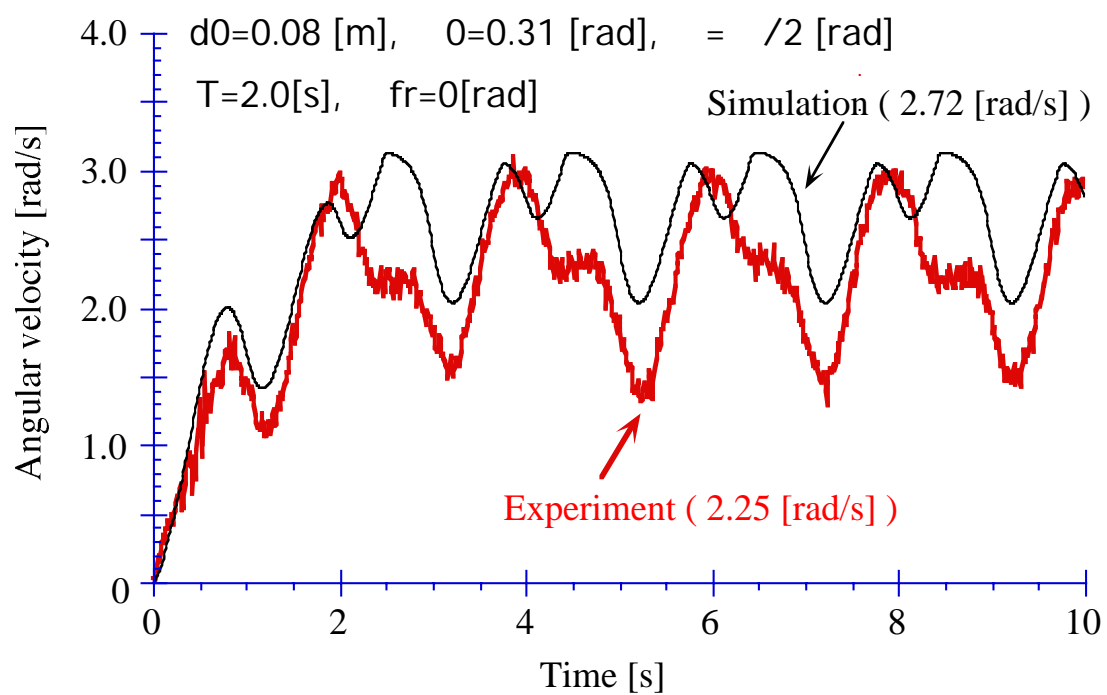


Fig.6.18 Angular velocity at optimized trajectory

6.4 旋回

旋回動作に関しても，超信地旋回と同様に等価的に駆動車輪による推進であると考えれば，通常的車輪でのステアリングと同様に， $\theta(t)$ の振動の中心値にオフセットを持たせることで円弧に沿った推進が可能であると考えられる (Fig.6.19)．この場合オフセットの付加は車輪の転がり方向のみであることから，オフセットを加えることで生ずる反力は無視できる．したがって任意の脚位置から任意のオフセット量を加えることが可能となり自由なステアリング動作を実現することが出来る．（以降このオフセットをステアリングオフセットと呼ぶ．）

旋回運動を行う場合，脚付け根位置の幾何学的関係から半径方向の反力は偶力を生じる．しかし一周期中で考えると反力の向きが反転することからその積分は小さなものとなる．さらに他の脚によってその偶力が支えられる効果を考えると，これらの偶力は本体の運動にほとんど影響を与えない．したがって進行方向成分のみが残り，円弧に沿った推進が実現できると考えられる[2][3]．

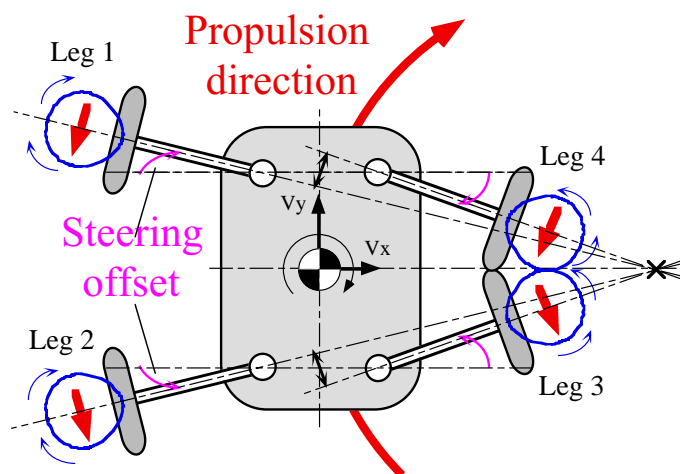


Fig.6.19 Standard posture of steering motion

以上の考察に基づき旋回動作のシミュレーションを行った．生成される運動は脚付け根位置および慣性モーメントに依存することから，実機の値を用いた．旋回半径 $R=0.5$ [m]と設定し，幾何学的に求められるステアリングオフセットを付加した状態で4脚を動かした場合，生じる本体の前方向速度 V_y ，横方向速度 V_x ，本体回転角速度 ω を求めた． \bar{V}_y ， $\bar{\omega}$ を一周期の平均値として最適化の評価基準を以下に示す．

$$\left| \bar{V}_y / \bar{\omega} - R \right| \leq 0.02 \text{ [m]} \text{ and Maximize } \bar{V}_y \quad (6.5)$$

これは定常状態において平均的に円弧運動をしている条件を満たし，かつ前進速度を最大化する評価基準である．

全検索の結果，最適化パラメータは超信地旋回同様 θ_0 のみ変化がみられ，円周外側脚である(Leg1,Leg2)に関しては $\theta_0=0.21$ ，内側脚である(Leg3,Leg4)では $\theta_0=0$ であった．また $\phi_{fr}=11/6$ のとき V_y は最大化された．（なおこのとき，内側脚の干渉を考慮して $d_0=0.05$ と

している。)さらに旋回半径 R が増大するとともに内側脚の θ_0 が増大してゆくことが導かれた。 d_0 は一定であったことから、半径方向に対しては常に対称に動かすことでその反力をキャンセルしていると考えられる。また旋回の外側脚と内側脚の位置による周速の差を、内側の θ_0 を変化させることで吸収していると考えられ、これらの結果は直観とも良く一致する。

シミュレーション結果の検証実験は、キャストによる V_y 速度計測に加えて、ボディ中心の位置と姿勢を3次元位置計測システムOPTOTRAK(Northern Digital Inc.)を用いて計測した。実験機のシステム概観をFig.6.20に示す。ボディ上に4点のマーカを取り付け、その軌跡から位置と姿勢を同定した。測定誤差は走行平面のキャリブレーション誤差も含めて0.015[m]程度であると思われる。 $R=0.5$ [m]として、およそ30回の走行試験を行った。

その結果、実験による最適化脚軌道パラメータは外側脚 θ_0 が0.30と理論値に比してやや大きくなっているが、その他は理論値とほぼ同一であり、パラメータ変動による V_y の平均値の変化も同様の傾向を示した。 V_y 及び姿勢の変化をFig.6.21, 22に示す。

\bar{V}_y はシミュレーション結果より30%程度大きくなっている。これはシミュレーション上では静止摩擦が反映されないためであると考えられる。Fig.6.2に示すようにシミュレーション上では受動車輪の軸方向速度 V_n が0に近くなると摩擦力が減少するモデルを用いているが、実際は動摩擦状態から静止摩擦状態に移るため、より大きな力を発生することが可能である。実際、推進の様子を注意深く観察すると、内側脚は走行路面に対しほとんど軸方向へ滑りが生じていないことが分かる。従って静止摩擦力により理論値よりも大きな推進速度が得られたものと考えられる。

定常状態において、初期条件が時刻 $t=0$ [s]のとき原点上を Y 方向に推進している場合の本体中心の移動軌跡をFig.6.23に示す。この結果からシミュレーションが位置レベルにおいて良く一致しているとは言い難く、より現実に則した摩擦モデルの導入が必要であると思われる。しかしながら、 $R=0.6$ [m]以下でほぼ等速で旋回することが可能であり、十分な旋回能力を持つことが定量的に確認された。本実験機においては内側脚の干渉などを考慮すると最小旋回半径はおよそ0.4[m]である。



Fig.6.20 Experimental setup to measure the steering motion

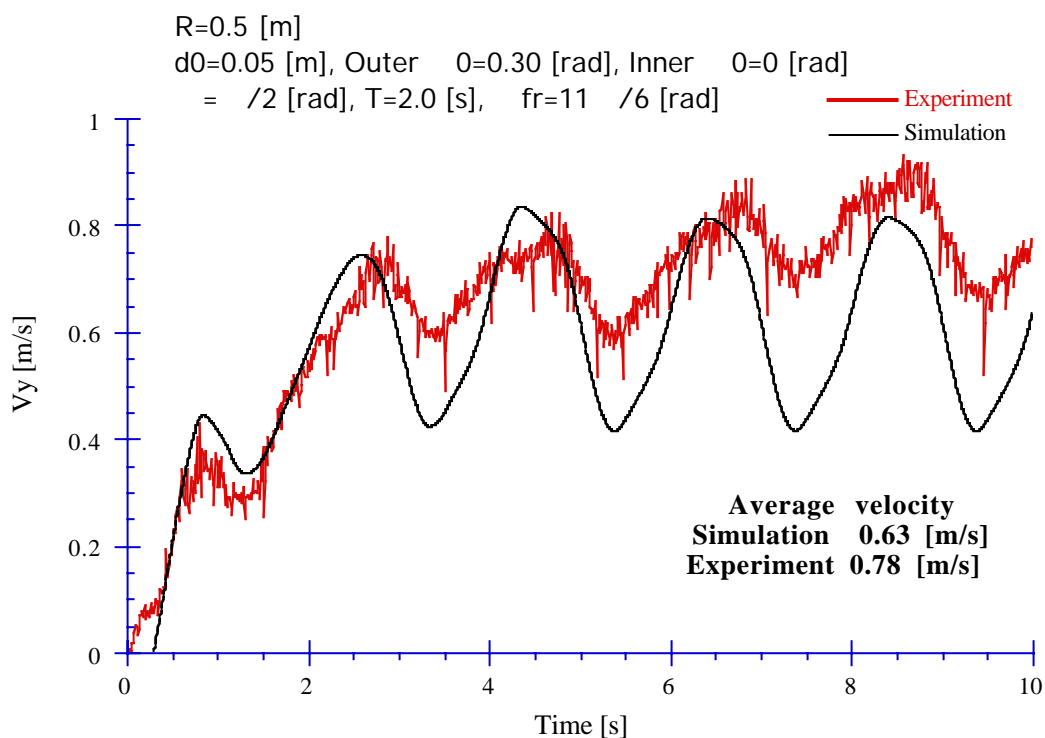


Fig.6.21 V_y at optimized trajectory

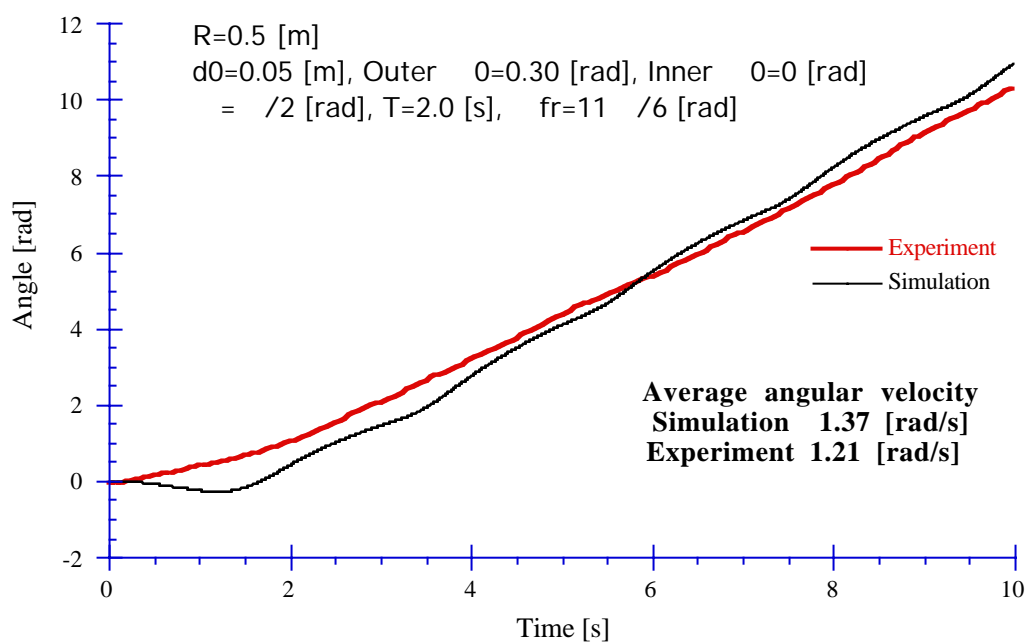
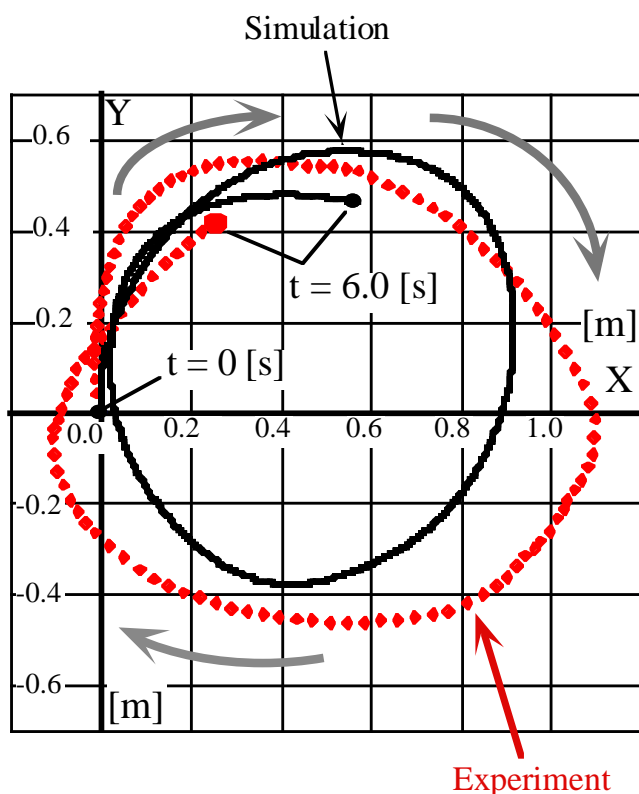


Fig.6.22 Variation of the body angle with time



($d_0=0.05$ [m], Outer $\theta_0=0.3$ [rad], Inner $\theta_0=0$ [rad]
 $\phi = \pi/2$ [rad], $T=2.0$ [s], $\phi_{fr}=\pi/6$ [rad])

Fig.6.23 Trajectory of the body position

6.5 斜行

旋回動作のステアリングオフセットは、自動車であれば4WSの逆相での操舵に相当する。従って同相での操舵も同様に実現可能であり、これにより本体正面に対して斜め方向に並進する運動も可能である (Fig.6.24)。実際に同相で30[deg]のオフセットを付加し、斜め方向に推進できることを確認した。

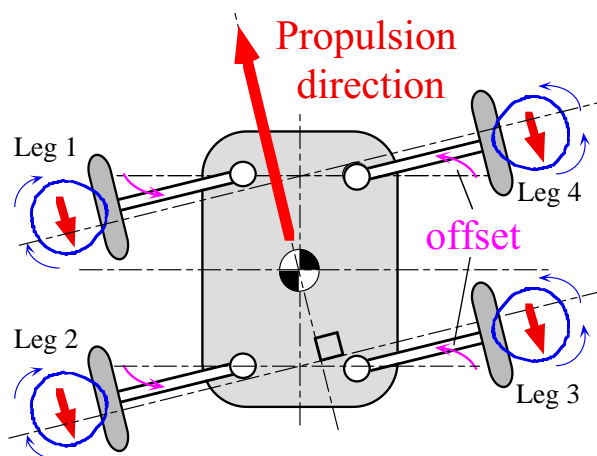


Fig.6.24 Crab Roller-Walk (diagonal motion)

6.6 制動

ローラーウォーカーは受動車輪のブレーキ機構を有しないが、Fig.6.25の様に車輪の接線方向を制御することで制動力を発生させることが可能である。これはちょうどスキーのブルークボーゲンの制動と同じである。このとき最大の制動力は能動車輪の通常のブレーキ力と全く変わらない。なぜならば受動・能動を問わず制動力の源は、接地点における路面と車輪の摩擦力であるからである。車輪転がり方向に加えられるオフセットをブレーキングオフセット θ_B とすると制動力 F_B は次式で表される。

$$F_B = F_n \sin \theta_B + F_t \cos \theta_B \quad (6.6)$$

ブレーキングオフセットの向きは直進安定性を考慮して自動車で言うトーインになるよう設定する。またブレーキングオフセットはステアリングオフセットと重ね合わせることで、旋回しながら制動することも可能である。

制動力は受動車輪の摩擦特性に大きく依存することから、その最大値を与えるオフセットは受動車輪により異なる。前2脚だけで制動する場合の姿勢を例に取ると、クーロン摩擦の仮定が成立する車輪では $\theta_B = 90[\text{deg}]$ のとき最大の制動力となるが、横変形の大きいインラインローラースケートの車輪ではむしろ転がしながら制動した方が静止摩擦力を有効に利用することが出来、より大きな制動力を得ることが出来る。(Fig.6.26, 付録参照) これは乗用車のABSシステムと同様の原理であると考えられる。

また $\theta_B = 0[\text{deg}]$ とすると制動力は最小値となり転がり抵抗のみが本体に働く。通常転がり抵抗は非常に小さいため、本体が高速に移動している場合、その慣性を用いて空走することも可能であり、エネルギー効率の高い移動が実現できる。推進速度を V_y 、空走距離を L_f とするとエネルギー保存から

$$\frac{1}{2} m V_y^2 = \mu_t m g \cdot L_f \quad \therefore L_f = \frac{V_y^2}{2 \mu g} \quad (6.7)$$

となり、空走距離は推進速度の2乗に比例する。したがって推進速度が1.0[m/s]以上の領域では空走距離が長くなり、より移動効率が高くなると考えられる。また傾斜面を降りるような移動では位置エネルギーを利用して効率よく下降することが可能である。

空走・制動動作の検証実験を傾斜度3.3[deg]のタイル張りスロープを下降させることで行った。空走状態で徐々に加速してゆき、ブレーキングオフセットを加えると制動力が発生し、安定して停止することが可能であった。また、ステアリングオフセットと重ね合わせることで推進方向の修正も同時に行えることが確認された。

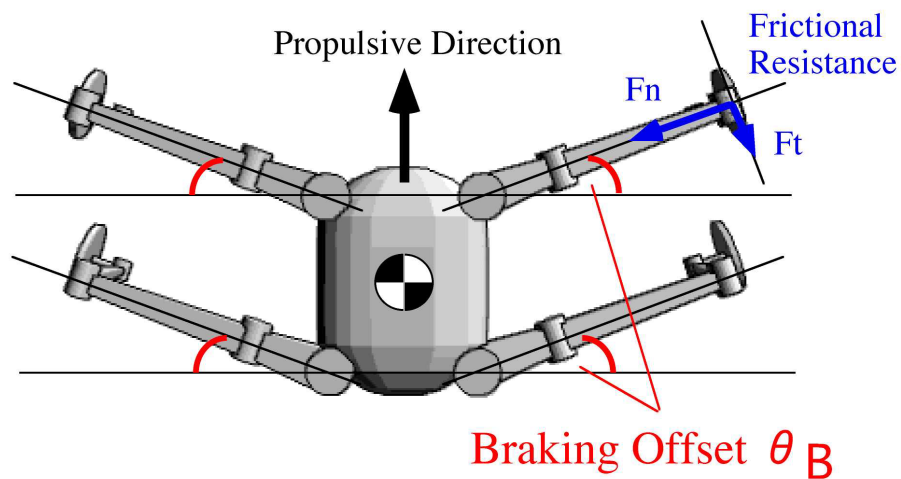


Fig.6.25 Braking motion

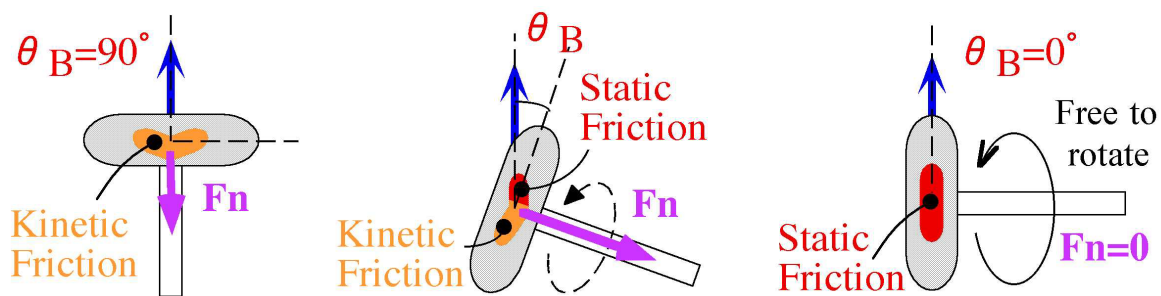
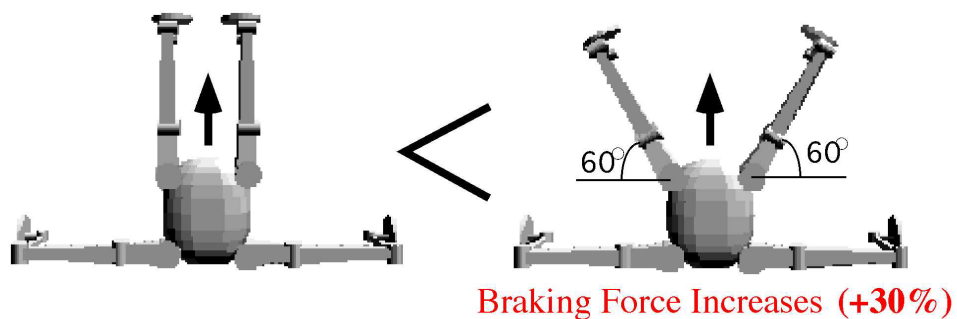


Fig.6.26 Postures of braking motion for maximum braking force

6.7 操縦実験

上記の結果を踏まえて、旋回動作の操縦性を検討するためビニル床シート上での推進制御実験を行った。軌道パラメータは直進の最適値を用い、ステアリングオフセットを付加することで操舵を行う。また推進速度は脚軌道周期 T を変化させることで制御できることから、脚軌道の時間軸スケールを変化させている。

走行実験を行った結果、推進速度は脚軌道周期を無限大から2.0[s]まで調節することにより停止状態からおよそ0.5[m/s]まで滑らかに変化させることが可能であった。また脚軌道を描く向きを逆にすることで後退の動作も同様に実現した。

旋回動作についても操縦者の操舵に対して良好な応答を確認した。操作実験の一例として間隔2.0[m]のポールを8の字走行した結果を示す。(Fig.6.27 2[s]ごとに撮影) また0.9[m]間隔で置かれたポールを0.3[m/s]程度の速度でスラローム走行する実験にも成功した。

ローラーウォーカー実験機は加減速・操舵の急変動に対しても非常によく追従し、駆動車輪による移動と比しても全く遜色のない操縦性を有していることが確認された。

また同様の実験をアスファルト路面上で行なった。アスファルト上では路面の凹凸により各脚に働く摩擦力は大きく変動し、左右の力のキャンセルは完全でないことが容易に予想されるが、推進速度は低下するものの、ビニル床シート上と同様の安定した推進と操舵を確認した。この結果から、直進・旋回動作に関して多少の凹凸がある場合でも十分推進できることが確かめられた。

さらに傾斜のあるアスファルト上で斜面を下るように推進させ、瞬時に $(t)=0$ とすることで空走させ、その後、制動動作を行うことで、安定した推進速度・方向の制御が出来ることを確認した。

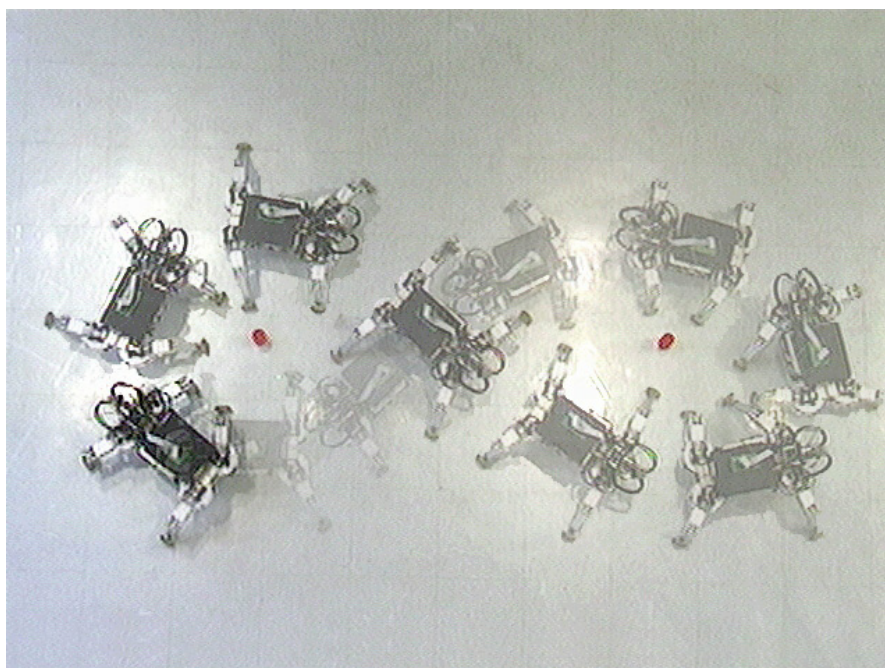


Fig.6.27 Figure 8 propulsion

6.8 まとめ

本章ではローラーウォークによる直進・超信地旋回・旋回・斜行・制動動作についてその運動生成法を提案するとともにシミュレーション・実験の両側面からその実証を行った。

速度シミュレーションにおいては脚軌道関数を正弦波を用いて表現し、クーロン摩擦の仮定を用いて達成される定常平均速度を最大化するよう、各パラメータを最適化した。直進・超信地旋回・旋回動作に対して最適値はほぼ同様の変化を見せることを確認した。

次に実機を用いて検証実験を行い、シミュレーションとの比較を行った。実験的に得られる各パラメータの最適値は θ_0 が若干増加する以外はシミュレーションと比較的良好一致を見た。しかしながら旋回動作においては静止摩擦力が反映されないため位置レベルでは大きな誤差が生じ、新たな摩擦モデルを導入する必要があることが分かった。

さらに無線による操縦実験を行い、屋内整地環境のみならず多少の凹凸のあるアスファルト上でも十分な運動性能があることを確認した。これにより一見複雑に思われたローラーウォーク推進も、単純な関数で表される脚軌道で自動車と同様の操作系を構築できることが確かめられ、基本的な推進運動の実現が確認された。

第7章

脚軌道と推進特性

本章では脚軌道と推進特性の関係を定量的にさらに深く考察する．特にグライド推進の最も特徴的なパラメータである θ_0 に着目して，摩擦係数の影響・加速動作・エネルギー効率など，状況に応じた総合的な推進を検討する．

7.1 摩擦係数と推進速度

μ_t ， μ_n の変化に対して定常推進速度はどのように変化するのであろうか．グライド推進の最も特徴的な量であるグライド角を代表する値 θ_0 をパラメータとして計算した結果をFig.7.1, 7.2に示す．脚軌道のパラメータは $d_0=0.05[\text{m}]$ ， $\phi= \pi/2[\text{rad}]$ ， $\phi_{fr}=3 \pi/2[\text{rad}]$ ， $T=2.0[\text{s}]$ ，基準の摩擦係数はビニル床シート上での値（Table.5.3）とし，シミュレーションの時間刻みを50 [ms]とした．

その結果，転がり抵抗が多くなるほど最大速度は減少し，その最大値を与える θ_0 も増大することが分かった．また逆に軸方向摩擦力が大きくなればなるほど最大速度は急激に大きくなることが分かった．これら2つの結果をまとめるため， $\mu_n/\mu_t=15$ として一定値に保った状態で， $\mu_n=0.1 \sim 1.0$ まで0.1刻みで変化させた場合をプロットしてみると，すべての曲線がほぼ重なることが分かった（Fig.7.3）．すなわちこの運動は摩擦係数の比に依って推進速度が規定されており，その絶対値には依存しない性質が導かれた．

さらに摩擦係数比 μ_n/μ_t をパラメータとしてプロットした結果と，実験値をFig.7.4に示す．実験は各路面上で同一条件で2回の走行試験を行い，定常状態での速度の平均値を求めた．その結果以下のことが分かった．

- (1) θ_0 の大きな領域では摩擦係数に依らず同じ推進速度を取る．
- (2) 摩擦係数比が大きいほど小さい θ_0 で最大速度となり，その値は急激に増大する．
- (3) 最大値を与える θ_0 より小さくなると急激に推進速度が低下する．
- (4) 実験値は理論値より大きな θ_0 で最大値を取る．

(1)(2)より，例えば摩擦係数が増えるような路面で常に一定速度を得たい場合は比較的大きな θ_0 を用いれば良いことが分かる．また常に最大速度を生成するように摩擦係数比に応じて θ_0 を調節する制御則を用いることも可能である．(3)の理由を考察すると，摩擦係数比より小さなグライド角になってしまうともはや摩擦係数の差が生じなくなってしまうため，全く推進できなくなってしまうと考えられる．(4)に関しては最大速度を与える理論値より遙か手前で実験値の速度が頭打ちになってしまう現象である．これは実際のタイヤの摩擦とクーロン摩擦の仮定の差ではないかと考えられ，次章で詳しく考察する．

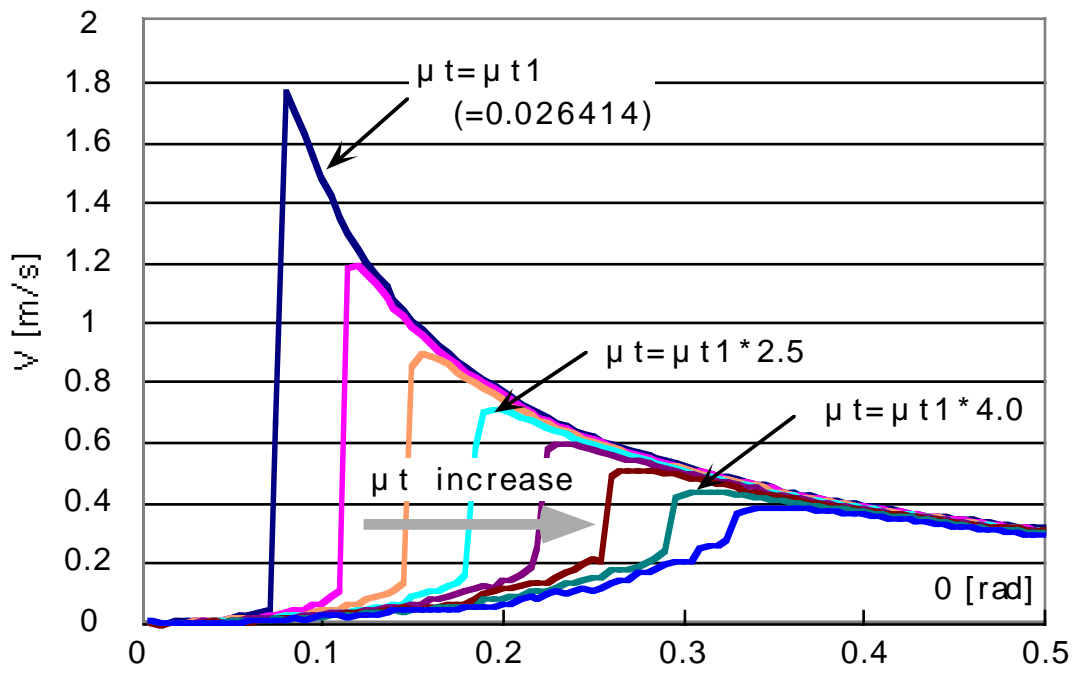


Fig.7.1 Variation of average velocity with θ_0
(μ_t : Parameter)

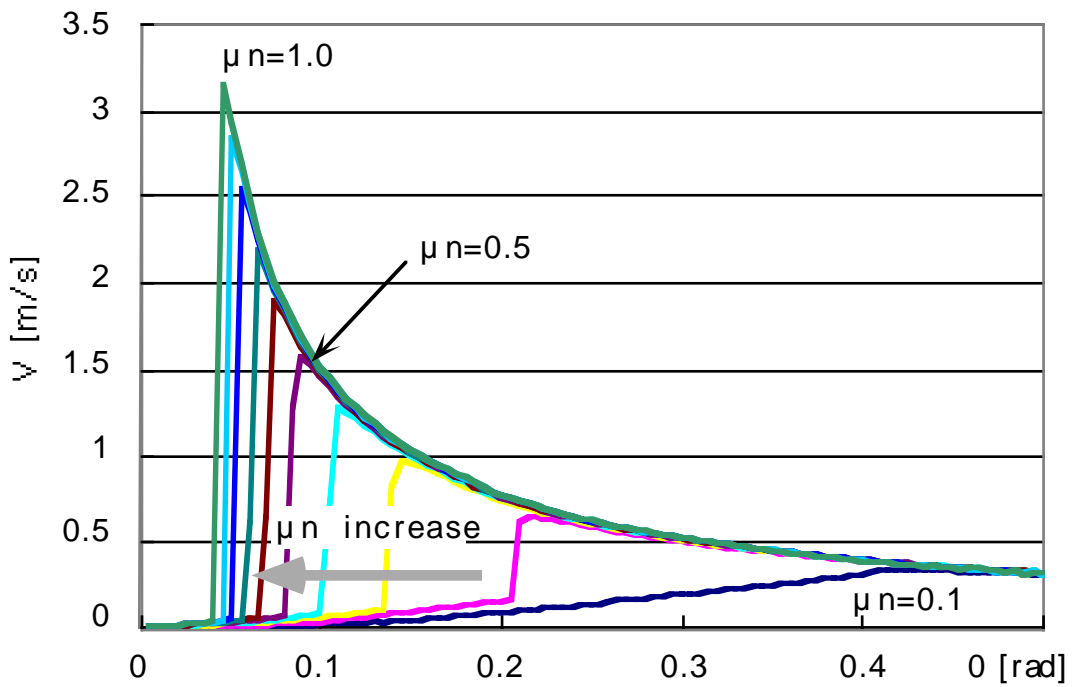


Fig.7.2 Variation of average velocity with θ_0
(μ_n : Parameter)

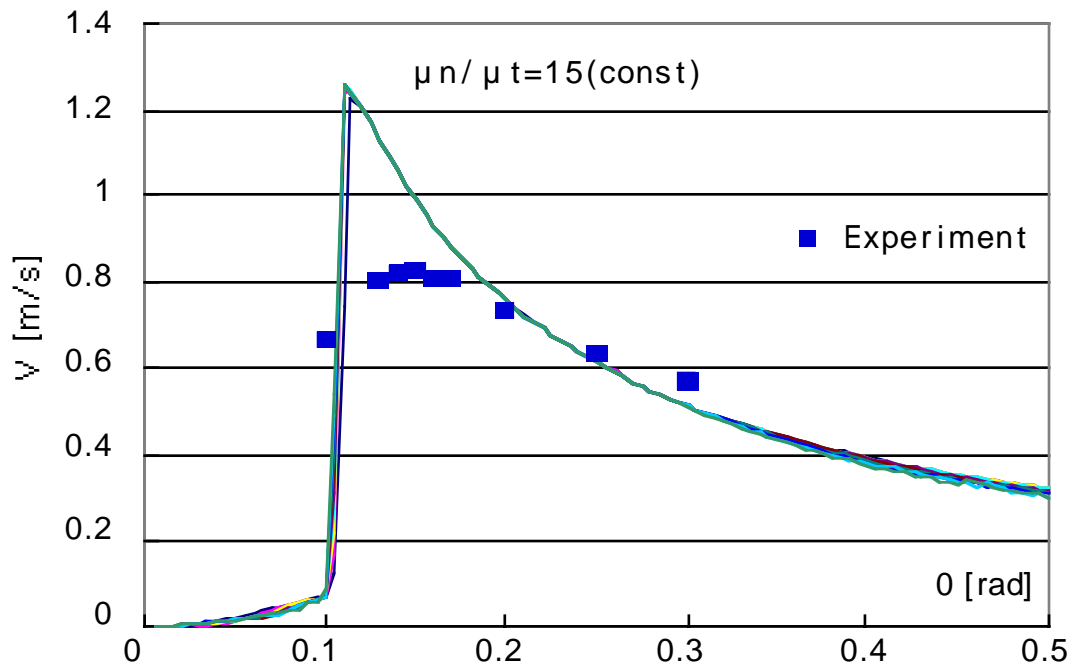


Fig.7.3 Variation of average velocity with θ_0
(Friction coefficient ratio $\mu_n / \mu_t = \text{constant}$)

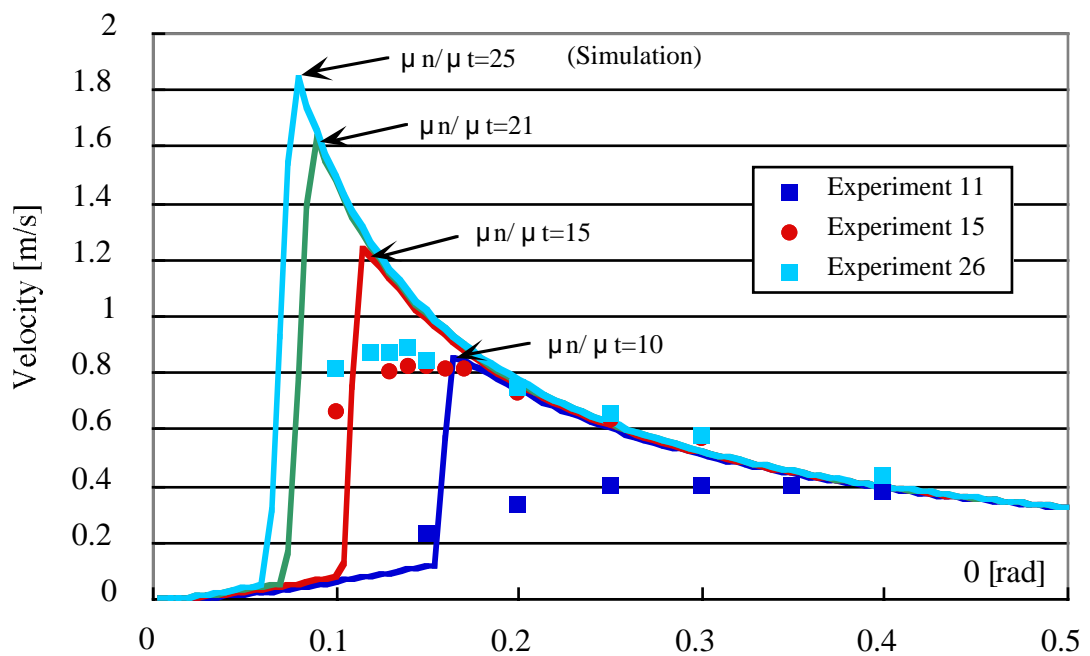


Fig.7.4 Variation of average velocity with θ_0
(Friction coefficient ratio μ_n / μ_t : Parameter)

7.2 θ_0 と軸方向滑り速度 V_n

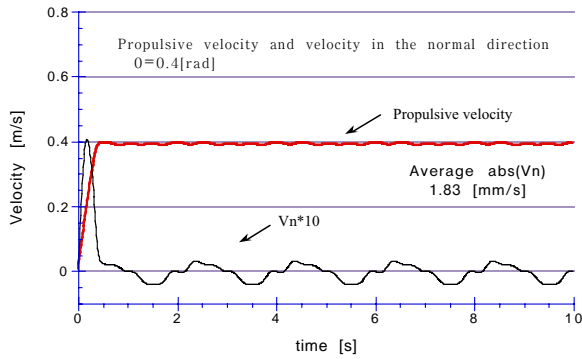
現在用いている脚軌道関数は簡単のため車輪軸方向への滑りを許容している．しかしながら軸方向への滑りはエネルギーロスになることから，その大きさを定量的に把握しておくことは重要である．ここでは θ_0 と軸方向速度 V_n の関係をシミュレーションによって明らかにし，6.2.3節で得られた理論最大速度と実験値との誤差を検討する．

脚軌道のパラメータは $d_0=0.05[\text{m}]$ ， $\phi= \pi/2[\text{rad}]$ ， $\phi_{fr}=3\pi/2[\text{rad}]$ ， $T=2.0[\text{s}]$ ，摩擦係数はビニル床シート上（Table.5.3）での値とする．推進速度と軸方向滑り速度が θ_0 によってどのように変化するかをFig.7.6(a)-(e)に示す．座標軸を揃えるため V_n は10倍した値で表示した．滑り速度の符号は周期的に変動するため，その絶対値の平均値を比較することにする．グラフより以下の3点が理解できる．

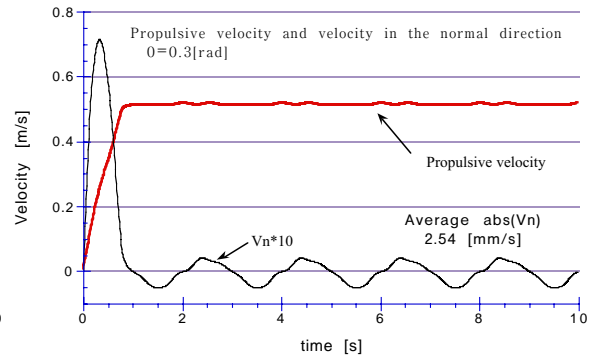
- (1) 定常状態の V_n は非常に小さい値である．
- (2) θ_0 が小さくなるにしたがって定常状態の V_n が大きくなる．
- (3) 過渡期での V_n は非常に大きく振動的であり θ_0 が小さいほど顕著．

(1)の結果より軸方向滑り速度は数 $[\text{mm/s}]$ であり，この大きさは実験機にとって誤差の範囲である．したがって現在までに用いてきた脚軌道であってもほとんどロスのない推進であることが裏付けられた．またこの考察より前2脚のみでの推進時にみられた減速は，脚軌道の不具合により軸方向摩擦力が積極的に減速を行っているのではなく，おもに転がり摩擦に依るものであるということが分かった．

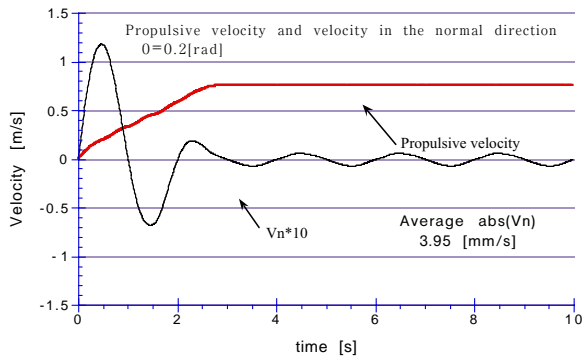
また(3)より， θ_0 の小さい領域では過渡期において大きな滑りを生じ，その滑り摩擦の推進方向成分が徐々に徐々に蓄積されることで定常状態に達することが分かる．しかしながら実験機において左右の摩擦力が常に均等であることは希であり，その微少な推進力が積分されて高い移動速度に到達することは考えにくい．シミュレーションにより定常速度に達するまでの時間と θ_0 の関係を求めた（Fig.7.7）． θ_0 が小さくなると定常に達するまでの時間が指数関数的に増大する様子が分かる．またこのとき，過渡期における加速力の平均値と θ_0 の関係を見ると，非常に小さな力の積分により最高速度が達成されていることが分かる（Fig.7.8）．このような状況は外乱を考えると実現できないと考えられ，したがって理論値よりも大きな θ_0 で実験値が最大化されることが理解できる．



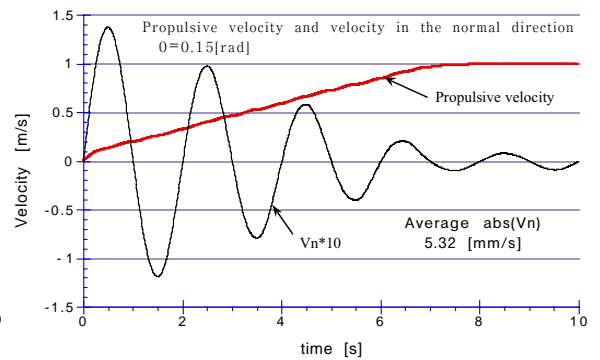
(a) $\theta_0=0.4$ [rad]



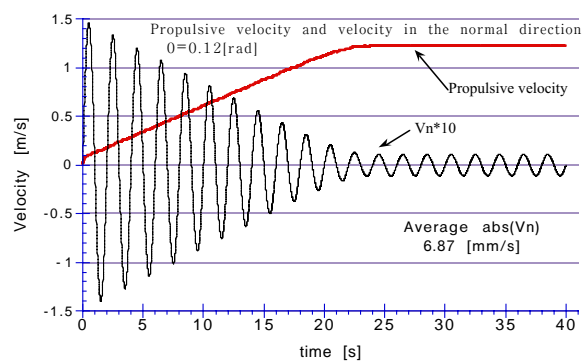
(b) $\theta_0=0.3$ [rad]



(c) $\theta_0=0.2$ [rad]



(d) $\theta_0=0.15$ [rad]



(e) $\theta_0=0.12$ [rad]

Fig.7.5 Propulsive velocity and V_n

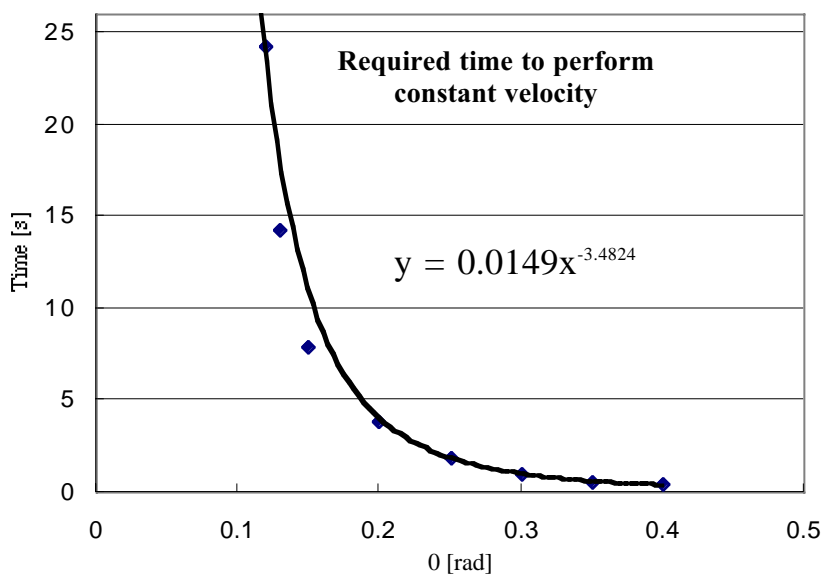


Fig.7.7 Required time to achieve constant velocity

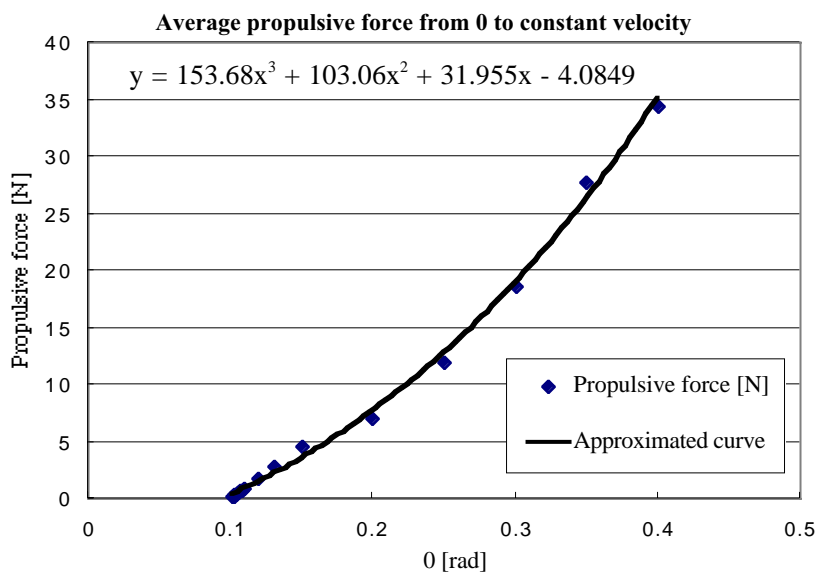


Fig.7.8 Average acceleration force in a transitional period

7.3 θ_0 の適応例

前節までの結果をまとめると、初速0から加速するときのような推力を要する場合には大きな θ_0 を取ることが望ましく、また高速に移動する場合には小さな θ_0 を取ることが望ましい。ここでは登坂・加速の場合に θ_0 がどのように変化するか検討し、出力減速比が θ_0 の値により変更出来ることを示す。

7.3.1 登坂

推進に抗して一定の牽引力を負荷した場合の速度を示す (Fig.7.9)。この結果、より大きな牽引力を発生するためには θ_0 が大きくなっていく様子が分かる。このとき例えば $\theta_0=0.4$ [rad]のとき40[N]程度の推力を発生できることから、7.8[deg] (14%勾配)の斜面を0.35[m/s]の平均速度で登坂することが可能であることが分かる。実際 $\theta_0=0.4$ [rad]として傾斜角3.3[deg]の石タイル上で登坂実験を行い、推進可能であることを定性的に確かめた (Fig.7.10)。

7.3.2 加速

ここでは $d_0=0.05$ [m]と固定し、一周期 $T=2.0$ [s]ごとに θ_0 のみを変更することで最大の加速を得る軌道を考える。Fig.7.11に示すように、 θ_0 が大きいと加速力は大きいけど定常速度は低くなる。したがって初速0から推進2秒後にちょうど定常状態に達する θ_0 を選べば、それが最大の加速力となる。以降は初速を変えて同様の繰り返し計算を行うことで最適化を行った。なおここでは従来軌道を用いて θ_0 のみをパラメータとしたが、 d_0 をパラメータとして含め、脚の初期位置、脚軌道関数そのものの変更などを考慮すればさらに大きな加速が得られると思われる。

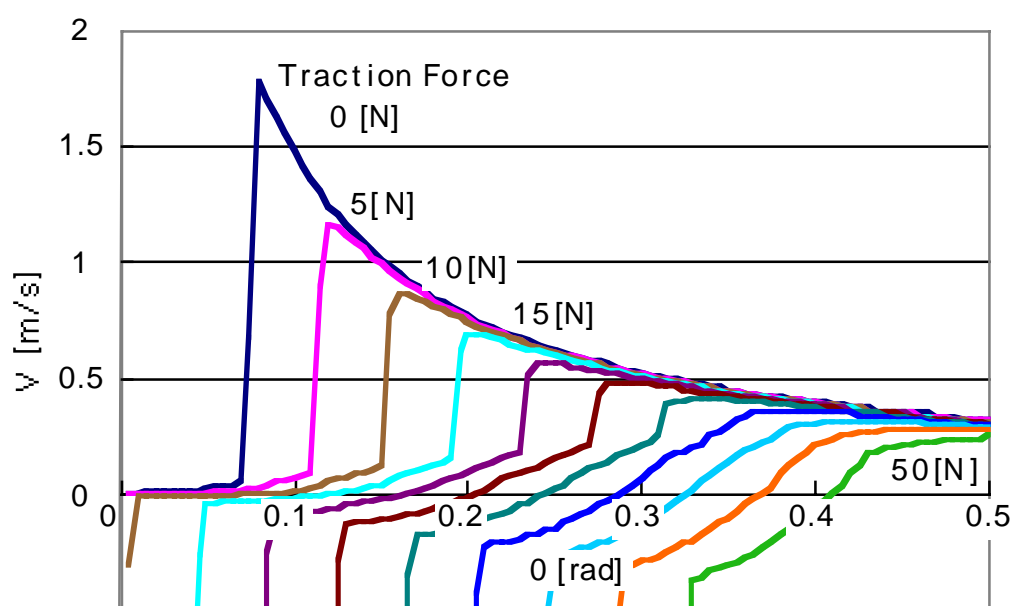


Fig.7.9 Relation between traction force and θ_0



Fig.7.10 Slope climbing experiment

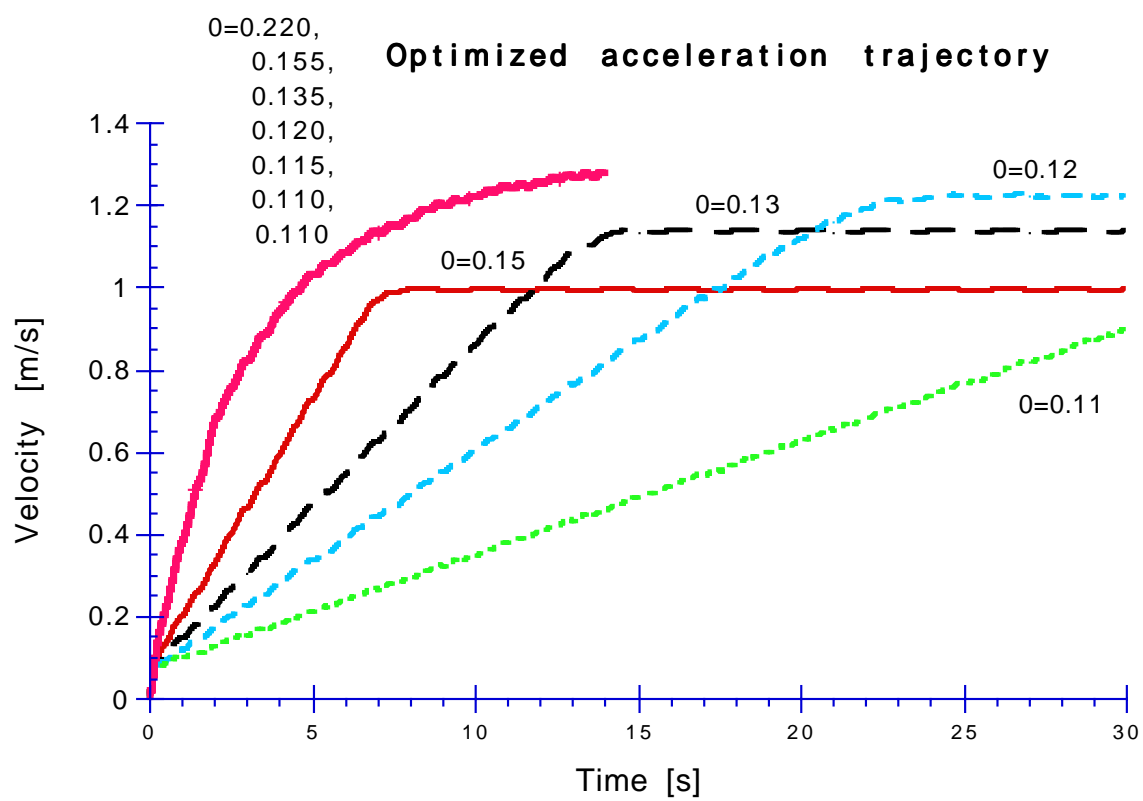


Fig.7.11 Velocity at optimized acceleration trajectory

7.4 法線方向に滑りのない軌道

前章までに用いてきたシミュレーションでは法線方向への滑りを許容している．法線方向への滑りは推進に寄与しないエネルギー消費を伴うだけでなく，動摩擦状態となることで推進力の低下も考えられる．ここでは推進速度を一定値， $d(t)$ ， $\theta(t)$ のどちらか一方を正弦波で表現した場合に，走行路面に対して受動車輪の法線方向相対速度 V_n がゼロとなる脚軌道を幾何学的に求める．

7.4.1 $\theta(t) = -\theta_0 \sin \omega t$ と仮定した場合

まず，以下の仮定をおく．

$$V = \text{const} \quad (7.1)$$

$$\theta(t) = -\theta_0 \sin \omega t \quad (7.2)$$

Fig.7.12より接線方向・法線方向の床に対する相対速度は次式で表される．

$$V_t = d(t) \cdot \dot{\theta}(t) + V \cos \theta(t) \quad (7.3)$$

$$V_n = \dot{d}(t) + V \sin \theta(t) \quad (7.4)$$

法線方向に滑りが無いことから $V_n = 0$ として (7.4) (7.2) 式から

$$\begin{aligned} \dot{d}(t) &= -V \sin \theta(t) \\ &= V \sin(\theta_0 \sin \omega t) \end{aligned} \quad (7.3)$$

したがって

$$d(t) = \int V \sin(\theta_0 \sin \omega t) dt \quad (7.4)$$

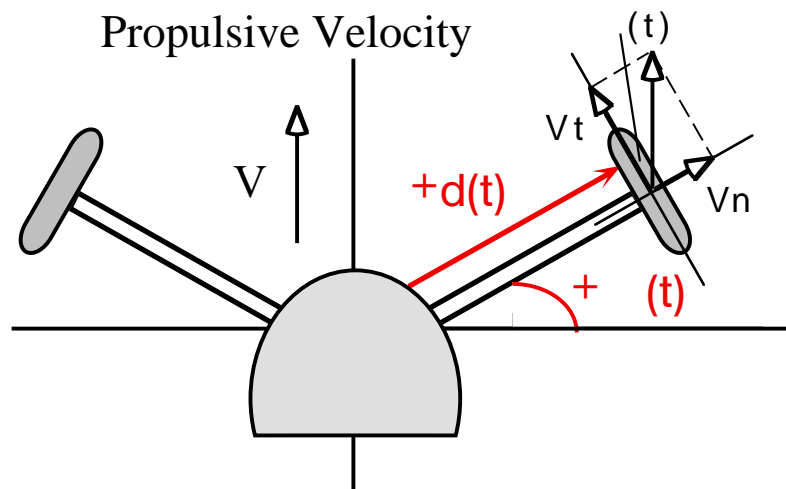


Fig.7.1 2 Velocity at contact point

$\omega t = u$ と置き換えると $dt = du / \omega$ となり, V が定数であるから

$$d(t) = \frac{V}{\omega} \int \sin(\theta_0 \sin u) du \quad (7.5)$$

ここで第一種Bessel関数を用いて次のような展開が可能である.

$$\sin(\theta_0 \sin u) = 2 J_1(\theta_0) \sin u + \dots + 2 J_{2m-1}(\theta_0) \sin(2m-1)u + \dots \quad (7.6)$$

したがって $d(t)$ は以下のように積分できる.

$$\begin{aligned} d(t) &= \frac{V}{\omega} \left\{ -2 J_1(\theta_0) \cos \omega t - \dots - 2 J_{2m-1}(\theta_0) \frac{1}{2m-1} \cos(2m-1)\omega t - \dots \right\} + const \\ &= -\frac{2V}{\omega} \sum_{m=1}^{\infty} J_{2m-1}(\theta_0) \frac{\cos(2m-1)\omega t}{2m-1} + const \end{aligned} \quad (7.7)$$

このとき例えば $\theta_0 = 0.3$ [rad] としてBessel級数の値を計算すると

$J_1(\theta_0) = 0.148319$, $J_3(\theta_0) = 0.000559343$ となり, その比は $J_3(\theta_0) / J_1(\theta_0) \approx 10^{-3}$ であり第2項以下は無視しうる.

ゆえに $d(t)$ は以下のように近似できる.

$$\begin{aligned} d(t) &= d_{offset} - \frac{2V}{\omega} J_1(\theta_0) \cos \omega t \\ &= d_{offset} + \frac{2V}{\omega} J_1(\theta_0) \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right) \end{aligned} \quad (7.8)$$

よって $d(t)$, $\theta(t)$ 間の位相差 ϕ は $\pi/2$ であり, 6.2.1節で数値的に得られた最適値が解析的にも支持される.

また脚軌道の振幅 d_0 , $\theta_0 = const$ とした場合, (7.8) 式より

$$\frac{V}{\omega} = const \quad \therefore \quad V \propto \frac{1}{T} \quad (7.9)$$

となり, 推進速度が脚軌道周期の逆数に比例することが求められる.

7.4.2 $d(t) = d_{offset} + d_0 \sin \omega t$ と仮定した場合

次に $d(t)$ を以下のように仮定した場合を考える .

$$d(t) = d_{offset} + d_0 \sin \omega t \quad (7.10)$$

法線方向速度は上式を微分して

$$\dot{d}(t) = d_0 \omega \cos \omega t \quad (7.11)$$

(7.4) (7.11) 式から滑りのない $\theta(t)$ は以下のように求められる .

$$d_0 \omega \cos \omega t + V \sin \theta(t) = 0 \quad \therefore \theta(t) = \sin^{-1} \left(-\frac{d_0 \omega}{V} \cos \omega t \right) \quad (7.12)$$

$d_0 = 0.05[\text{m}]$, $\theta_0 = 0.3[\text{rad}]$, $\phi = \pi/2[\text{rad}]$, $T = 2.0[\text{s}]$ のときに得られるシミュレーション速度 $V = 0.47[\text{m/s}]$ を用いて, $\theta(t)$ の概形を求めると振幅に若干の増加が見られるものの正弦波と仮定した場合とほぼ等しくなることが分かる (Fig.7.13) .

(7.12) 式における最大値 ($t = \pi/\omega$ のとき) は正弦波で仮定した場合の θ_0 に相当すると考えられることから, 以下のように表す .

$$\max[\theta(t)] = \theta \left(\frac{\pi}{\omega} \right) \approx \theta_0 \quad \therefore \theta_0 = \sin^{-1} \left(\frac{d_0 \omega}{V} \right) \quad (7.13)$$

このとき d_0 , $\omega = \text{const}$ として θ_0 と推進速度 V の関係を表すと以下のように求められる .

$$V = \frac{d_0 \omega}{\sin \theta_0} \quad (7.14)$$

ここでも d_0 , $\theta_0 = \text{const}$ とすれば推進速度は周期の逆数に比例する .

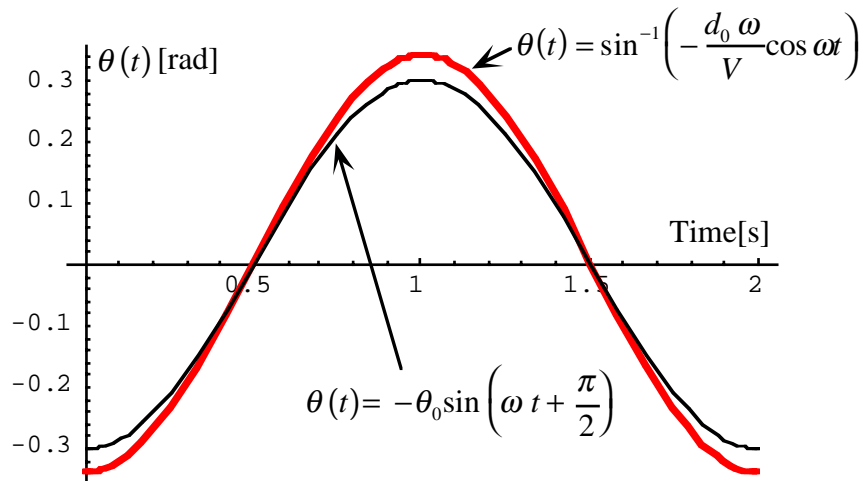


Fig.7.13 Comparison of swinging motion $\theta(t)$

7.4.3 推進可能条件

7.4.1, 7.4.2節の解析は路面に対して脚の描く幾何学的な関係のみを検討しているため, 実際に推進可能であるかどうかは分からない. ここでは推進するために必要な条件を力の釣り合いから求める.

本体を駆動する力は法線方向摩擦力のみによって与えられ,

$$\text{推進力: } F_n \sin \theta(t)$$

このとき推進を妨げる抵抗は接線方向摩擦力のみであるから,

$$\text{抵抗力: } F_t \cos \theta(t)$$

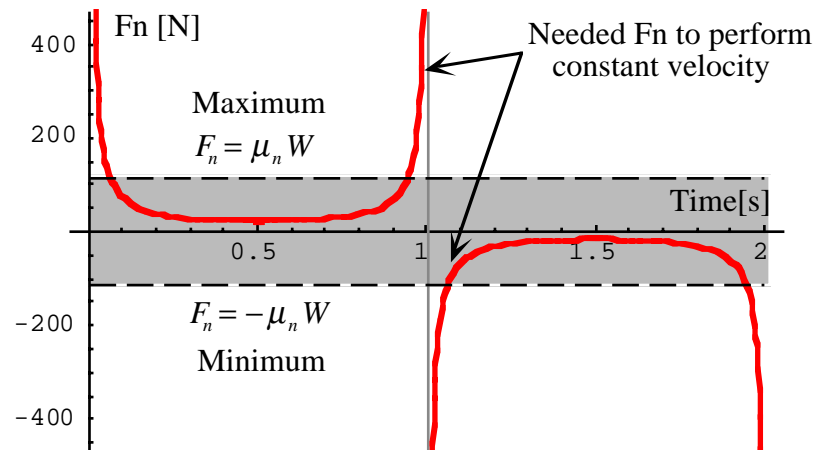
したがって推進可能条件は

$$F_n \sin \theta(t) \geq F_t \cos \theta(t) \tag{7.15}$$

上式に $F_n = \mu_n W$, $F_t = \mu_t W$ の関係を代入し整理すると次式が得られる.

$$\theta(t) \geq \tan^{-1} \left(\frac{\mu_t}{\mu_n} \right) \tag{7.16}$$

よって $\theta(t)$ の小さな領域では十分な推力が得られず減速することが分かる (Fig.7.14). しかしながら前後脚の位相差 $\phi_{fr} = \pi/2$ [rad] (または $3\pi/2$ [rad]) を導入することで前脚が十分な推力が出せないとき, 後脚が補うことで, この問題を回避できる.



($d_0=0.05$ [m], $T=2.0$ [s], $V=0.47$ [m/s], $\theta(t)$: Eqn.(B.12))

Fig.7.14 Needed Fn to sustain constant propulsive velocity

7.4.4 従来軌道との比較

まず (6.1) (6.2) 式で定義される速度シミュレーションとの比較を示す (Fig.7.15) . θ_0 が大きい領域では従来軌道であっても (7.14) 式で求められる無すべり軌道の速度と良く一致していることが分かる . したがって $d(t)$, $\theta(t)$ を正弦波で仮定したとしてもほとんど法線方向に滑りのない推進であることが分かる . またこれは7.2節の結論と矛盾しない .

次に接線方向の軌道関数を (7.12) 式として実験を行った . 正弦波の場合と併せて Fig.7.16 に示す . 正弦波の脚軌道とほとんど差異が認められないことから , 正弦波を用いたとしても実機レベルでは滑りの非常に少ない効率の良い推進であることが確かめられる .

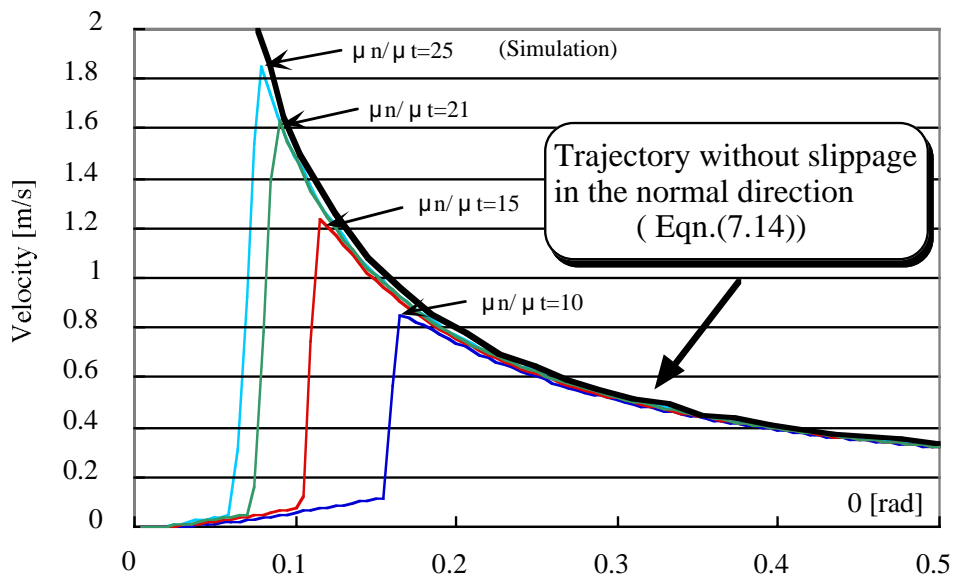


Fig.7.15 Velocity derived from Eqn.7.14

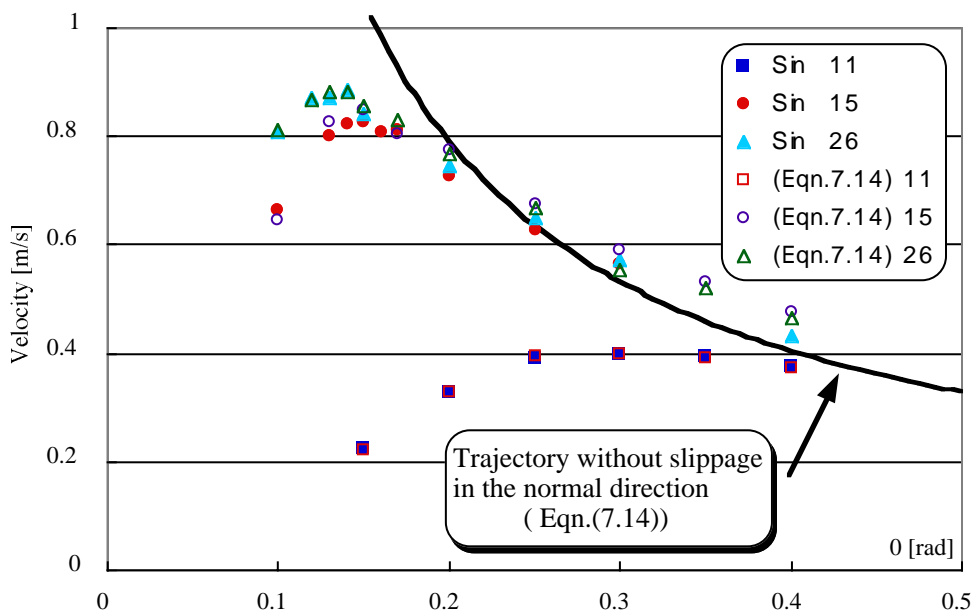


Fig.7.16 Experimental velocity using non-slip trajectory (Eqn.7.12)

7.5 荷重分布の影響

7.2節の考察から定常状態での速度の減速は転がり摩擦によるものであると考えられる。もしこの減速相のとき脚を遊脚化し、推進力を発揮する脚に荷重を集中させることが出来れば、さらに高速な推進が可能である。Fig.7.17に示すような垂直効力分布を仮定する。すなわち前脚が減速領域では抜重し、加速する後脚にすべての荷重がかかるような設定である。現実的には4脚ロボットでは静的に実現不可能であるが、ここでは仮想的に8脚ロボットで4脚ずつを組にして交互に動かしていると考えればよい (Fig.7.18)。

Fig.7.19に結果を示す。遊脚したことにより最大速度は2.44 [m/s]となり、自重を均等に支える場合に比して62%増加した。またこのときの推進速度は軸方向最大速度に摩擦係数比を乗じた値2.52[m/s]に近い値となっている。したがって摩擦係数比の限界まで使った推進であり、グライド推進で移動しうる最大速度であると考えられる。

しかしながら実際は前述したとおり理論値より大きな θ_0 で実験値は最大化されることから、もし仮に8脚ロボットで検証実験を行ったとしてもこのような効果は期待できないものと考えられる。

直進では静的に遊脚化することは不可能であるが、対角脚が重心に対して点对称に動く超信地旋回であれば任意の脚位置で遊脚化可能である。直進と超信地旋回の運動の相似性 (Fig.6.16) から超信地旋回でも検証実験を行える。Fig.7.20にその実験結果を示す。 θ_0 が小さい領域では遊脚による角速度の増加が見られるものの、最大値を比べるとその効果は非常に小さいものであった。この結果からも直進の場合に遊脚化しても実機においては高速化の効果はさほど得られないと考えられる。

またこれ以外にも直進での加減速による垂直荷重の変化や、急旋回時の遠心力による荷重変化なども定量的にシミュレーション上で検討したが、いずれもさほど大きな影響を与えなかった。したがって実験機によるローラーウォークにおいては、垂直荷重の分布よりも受動車輪の持つ大きな摩擦係数比とその軌道が、生成される運動を支配していると考えられる。

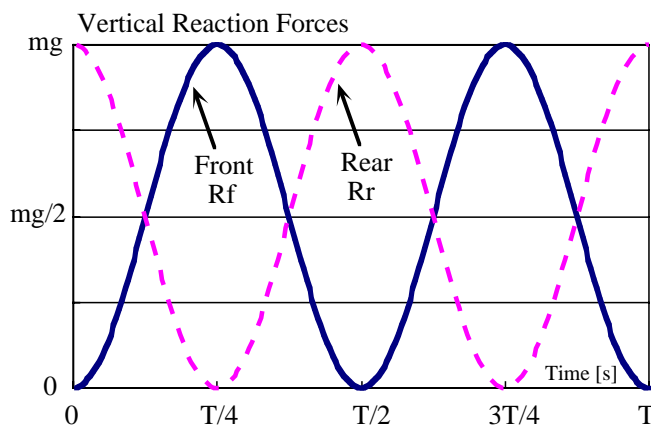


Fig.7.17 Presumed vertical reaction forces

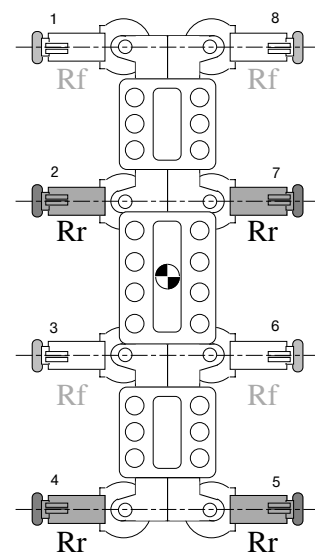


Fig.7.18 Virtual 8 legs simulation model

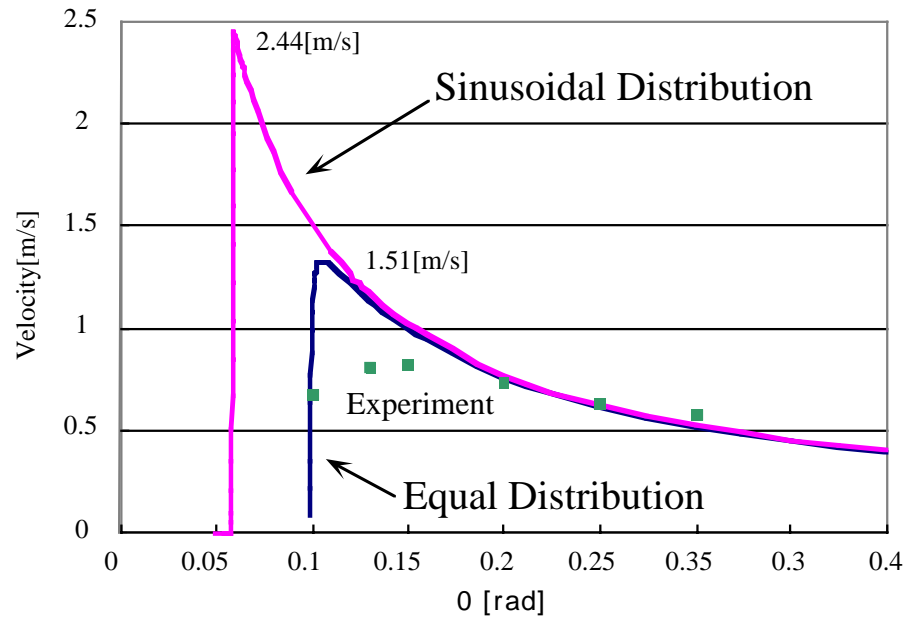


Fig.7.19 Effect of the sinusoidal reaction forces distribution

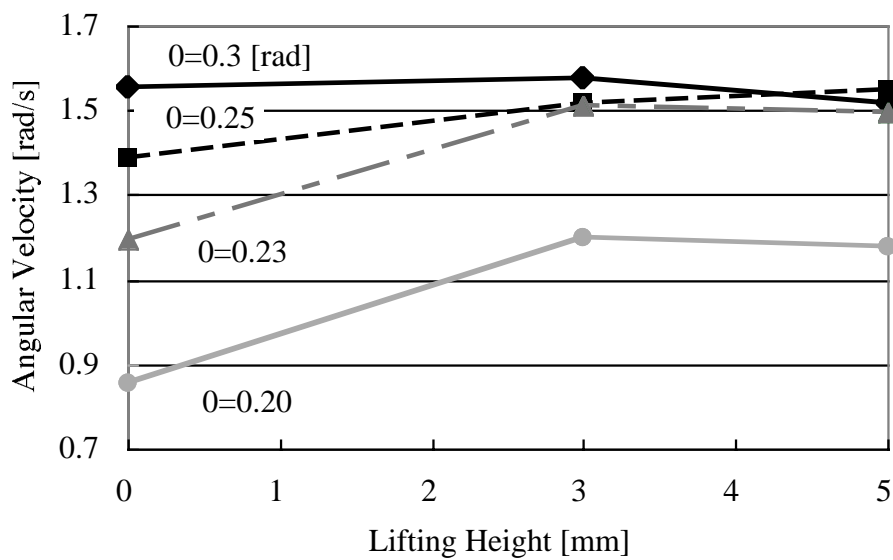


Fig.7.20 Effect of the legs' lifting in rotational motion

7.6 移動効率

本節ではローラーウォーク推進のエネルギー効率を移動仕事率を評価基準として検討する。シミュレーションで移動仕事率の変化の様子を確認し、パラメータを最適化する。次に総消費電力を測定することで検証実験を行い実験的に最適化パラメータを求め、シミュレーション値と比較する。また典型的な歩行であるクロール歩容の移動仕事率を測定することで、ローラーウォークとの比較を定量的に行う。

7.6.1 シミュレーション

6章で構築された速度シミュレータを用いて、定常状態における移動仕事率を評価基準として脚軌道パラメータの最適化を行った。ここでは設定した脚軌道の物理的特性を検討するため、移動に要するパワーとして、純粋に受動車輪と走行路面の間で生ずる値だけを算出した。すなわち接線方向の転がり摩擦による損失と法線方向の滑り摩擦による損失の和である。

7.4節の考察から、 $\theta = \pi/2$ [rad]のとき最も滑りが少なくなることが分かっている。また脚軌道周期 T と推進速度の間には良好な線形関係があることから、移動仕事率は周期に依存しない。したがってここでは d_0 、 θ_0 のみをパラメータとして最適化を行った。結果をFig.7.21に示す。

d_0 は大きいほど移動効率が高いことが分かる。また θ_0 は0.17[rad]付近で最小値を取ることが分かった。これは7.2節の結果から θ_0 が小さくなるほど軸方向滑りは増加する一方、推進速度も上昇することから、トレードオフの結果得られた値であり、最大速度を与える θ_0 より大きな値を取ることが理解できる。

また移動仕事率の値を転がり摩擦係数 μ_t で正規化すると、0.11 θ_0 0.4[rad]の範囲でほとんど変化せず1.3以下であることが分かった。Fig.4.7の考察から、推進に要するエネルギーの多くが転がり摩擦により消費されていることが分かり、効率的な脚軌道であることが理解できる。 θ_0 が0.1以下の領域では推進することが出来なくなることから急激に移動仕事率が上昇している。

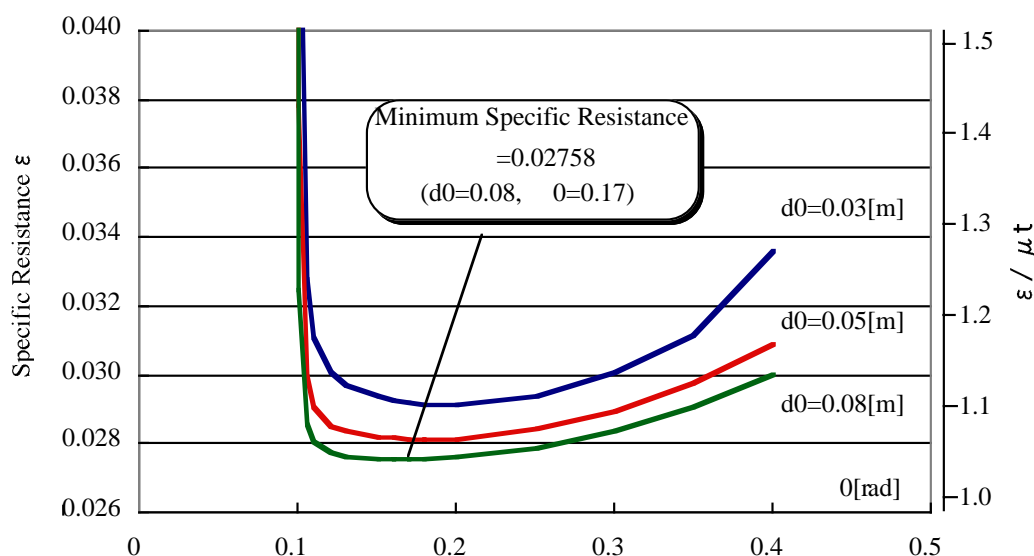


Fig.7.21 Simulated specific resistance

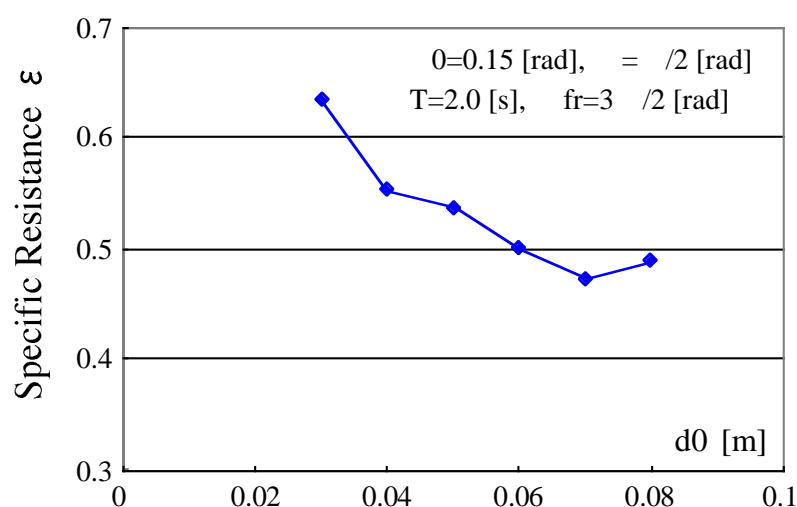
7.6.2 実験的検討

前節において、最適化された脚軌道では推進に要するエネルギーはほとんど転がり摩擦抵抗分だけであるという結果が得られた。しかしながら実験機においてこれを検証することは、値が小さいことから難しい。さらに実機の場合Fig.7.5で示すような数[mm/s]という微小な滑り速度は誤差の範囲に含まれてしまうと考えられる。またそれ以上に、実機の場合、アクチュエータ特性や各関節に働く摩擦など、エネルギー消費に影響を及ぼす因子が多いため、ここではあくまで一例として実験的に値を求める。導出される移動仕事率は脚機構に大きく依存するのみならず、GDAとの兼ね合いから同一脚軌道であっても姿勢により変化する[60][61]。しかしながら、同一脚機構を持つ移動体において、ローラーウォークと歩行のエネルギー効率を比較することは可能である。

消費エネルギーの測定は完全自立のシステムで行い、電源である鉛蓄電池より供給される総消費電力を電圧・電流を計測することで求める。このとき、物理的な運動に関係しない消費電力を除くため、無負荷状態の脚にサーボを効かせた状態で消費電力を測定し、その値を実験値から引くこととした。これは運動生理学で人間の運動によるエネルギー消費を計測する際に、安静時の基礎代謝を除くことに対応する。消費電力の計測と同時に推進速度を計測し(4.3)式から定常状態における移動仕事率を算出する。走行路面はビニル床シート上で行った。

d_0 をパラメータとして振った場合の結果をFig.7.22に示す。 $d(t)$ 方向の可動範囲を最大化するためボディ中心の高さを基準姿勢から0.07[m]低く設定している。 d_0 が大きくなるほど移動仕事率が下がる傾向が見られる。また θ_0 をパラメータとした場合をFig.7.23に示す。グラフの傾向が7.6.2節のシミュレーション結果と良く一致していることが確かめられる。実験的な最適値は推進速度が最大となる θ_0 のときに得られた。また周期Tをパラメータとした場合、周期が小さくなると僅かに移動仕事率が減少することが確かめられた。

以上の結果から、実験的に得られた移動仕事率の最小値は、 $d_0=0.08$ [m]、 $\theta_0=0.15$ [rad]、 $T=1.0$ [s]のとき $\epsilon=0.44$ であった。

Fig.7.22 Relation between d_0 and

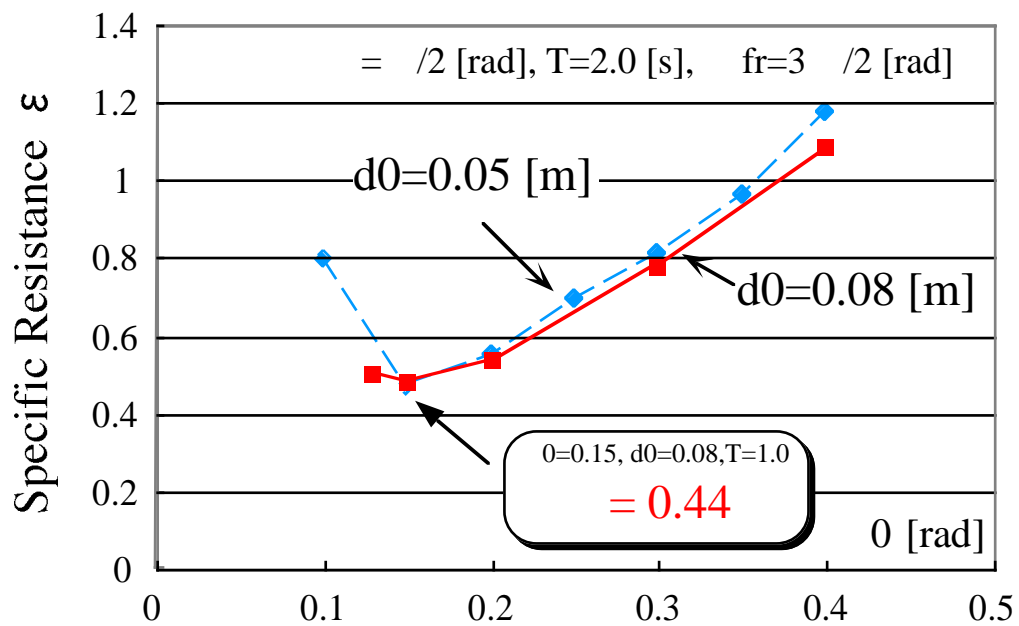


Fig.7.23 Experimental optimization of θ_0

7.6.3 クロール歩行との比較

4 脚歩行機械の典型的な歩容であるクロール歩容と移動仕事率を比較した。基準歩容姿勢において、デューティー比を0.75、歩幅を0.18[m]、遊脚高さを0.05[m]とした。移動速度を0.01 ~ 0.12[m/s]まで変化させ移動仕事率を測定した結果、0.04[m/s]以上ではほぼ一定値の $\epsilon = 3.53$ となった。この値はローラーウォークのおよそ8倍であり、硬平地上におけるグライド推進の有効性が移動速度のみならず、エネルギー効率の側面からも確認できる。

これらの実験は μ_t の小さいビニル床シート上で行われたため、車輪による移動が効率がよいことは当然である。しかしながら、砂地のような路面の転がり抵抗が大きい場合には、ローラーウォーク推進の移動仕事率は極端に増加するものと考えられる。これに対して歩行では路面に離散的に接地することで移動仕事率はあまり変化が生じないと考えられる。したがって路面の状況に応じた移動形態の選択が重要であると思われる。

7.7 まとめ

本章では脚軌道と推進特性の関係について詳細な検討を行った。まず摩擦係数と推進速度の関係を示し、摩擦係数比が定常速度を規定していることを明らかにした。次にグライド推進の最も特徴的な量であるグライド角が出力減速比の役割を担っていることを示し、それを調節することで傾斜面の登坂が可能であることを示した。また移動効率を最大化するため、法線方向に滑り速度のない軌道を検討し、従来軌道であっても実験機レベルでは全く問題がないことを示した。また荷重分布の影響を検討し、遊脚化により摩擦係数比の限界まで使う高速な推進が達成できることをシミュレーション上で確認した。さらに移動仕事率を評価基準としてシミュレーションを行い、推進の効率がほとんど接線方向摩擦係数に等しいことを示した。最後に実機を用いて移動仕事率の測定を行い、クロール歩行に比して8倍の移動効率があることを示した。

第8章

グライド推進の共通特性

索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体を検討することによって得られた、グライド推進に共通する特性をまとめる。

8.1 推進特性と抗力の異方性

物理的特性として検証されたのは以下の2点である。

- (1) 抗力の比が運動を大きく支配する。
- (2) 接線方向反力の大きさがエネルギー効率を規定する。

抗力の比が運動に与える影響について、索状能動体においては4.1節の氷上滑走実験で検討した。2種類のエッジを用いて実験することにより、推進の差異が明確に確かめられた (Fig.4.2)。また脚車輪ハイブリッド移動体においては7.1節の摩擦係数と推進速度で考察した。その結果、最大推進速度が接線・法線方向の摩擦係数の絶対値ではなく、その比により規定されていることが確かめられた (Fig.7.4)。

また3.3節で示した、ヘビによるSinus-lifting滑走は、推進力を最大化するため体幹荷重分布を能動的に変化させ抗力比を最大化する適応滑走であると考えられている。7.5節で検討した脚車輪ハイブリッド移動体の遊脚化はこれと同様であり、実際、荷重分布を変化させ、推力を発生させることができる脚に自重を多く配分すれば摩擦係数比で規定される最大推進速度近くまで推進できることがシミュレーション上で確かめられた。したがって脚車輪ハイブリッド移動体の検討からSinus-liftingの合理性が裏付けられた。

理論的エネルギー効率に関しては索状能動体においては4.3.2節で移動仕事率を評価基準として検討した。その結果、移動仕事率は接線方向摩擦係数と行程比の積で表されることを明らかにし、接線方向抗力が小さくなれば移動効率が高くないことを示した (Fig.4.8)。脚車輪ハイブリッド移動体においては7.6.1節で検討し、その値もやはり接線方向摩擦係数が大きく影響していることを定量的に示した。

以上の結果から、高速・高効率のグライド推進を実現するためには可能なかぎり接線方向抗力を小さくする反面、法線方向抗力は極力大きく取ることが必要であることが分かる。



Fig.4.2 Gliding experiment on ice

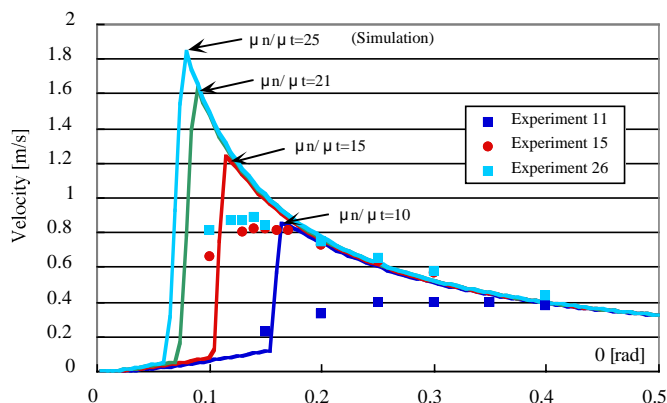


Fig.7.4 Variation of average velocity with θ_0
(Friction coefficient ratio μ_n / μ_t : Parameter)

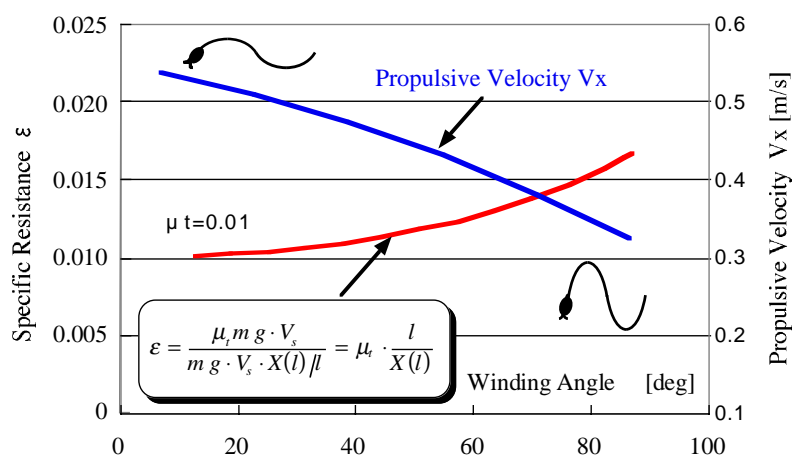


Fig.4.8 Theoretical specific resistance in constant creeping motion

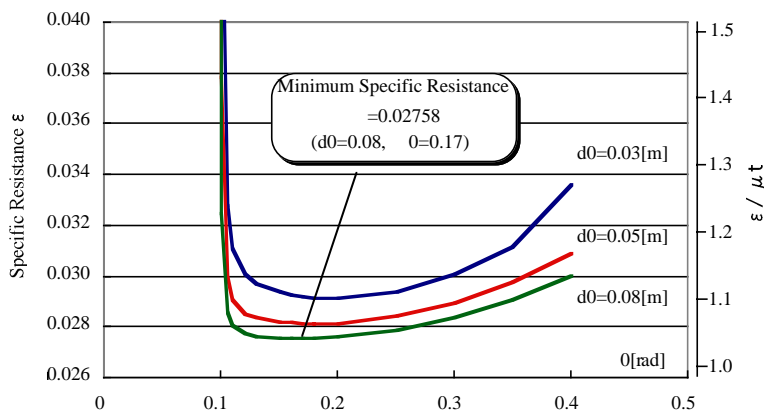


Fig.7.21 Simulated specific resistance

8.2 グライド角と出力減速比

グライド角を代表する値として索状能動体においてはくねり角 α , 脚車輪ハイブリッド移動体においては接線方向振幅 θ_0 を用いて議論してきた . ところが実際に移動体が推進する場合、グライド角は時間の関数として変化している . ここで統一的な議論をするためにグライド角の時間平均を求める . 索状能動体においては体軸速度が一定であることから式 (3.3) を $1/4$ 周期積分することで求められる .

$$\int_0^l \alpha \cos \left(\frac{\pi \cdot s}{l} \right) ds / l = \frac{2}{\pi} \cdot \alpha \quad (8.1)$$

脚車輪ハイブリッド移動体においては式 (6.2) の絶対値を時間積分して

$$\int_0^T \left| -\theta_0 \sin \left(\frac{2\pi}{T} t + \frac{3\pi}{2} \right) \right| dt / T = \frac{2}{\pi} \cdot \theta_0 \quad (8.2)$$

式 (8.1) (8.2) より α と θ_0 は同じ物理量であり , とともに平均グライド角に比例する値であることが分かる . したがって α と θ_0 をグライド角とみなして同次元で議論してよいことが分かる .

4.2節で行った索状能動体における斜面登坂実験 (Fig.4.3, 4.5) と7章の脚車輪ハイブリッド移動体の θ_0 と牽引力に対する考察 (Fig.7.9) から , グライド角が減速比の役割を果たしていることが分かる . すなわち力が必要な場合においては大きなグライド角が適し , 速度が必要な場合は小さなグライド角が適するということである . またグライド角の下限値は索状能動体では式 (3.8) , 脚車輪ハイブリッド移動体の法線方向滑りなし軌道では式 (7.16) で表され , どちらも摩擦係数比によって規定されるという共通の必要条件が存在する .

しかしながら , 実験的には理論により導かれる最小グライド角より遙かに大きな値で推進が出来なくなることも共通の現象として確かめられた (Fig.4.3, 4.5, 7.4) . この理由を考察してみると , シミュレーション上ではどちらも外乱を考慮していないため , 推進力が微少であってもそれが積分されることによって結果的に高い推進速度が達成されることによるものと思われる . 現実的に機械モデルを構築する場合 , このような状態は起こり得ないと考えられることから理論値と実験値の差異が説明できる . また , シミュレーション上で用いられた摩擦の仮定と実際のゴムタイヤの摩擦が一致していないことも挙げられる .

しかし , この結果を実験機の最適な推進制御という観点から捉え直すと , 推進速度を最大化するグライド角が存在するという有用な結果が得られた . (ただし実験的に得られる最適グライド角は装備した車輪の摩擦特性や複数車輪同士の拘束条件など様々な要因に支配され , 不変量として見いだすことは出来ない .)

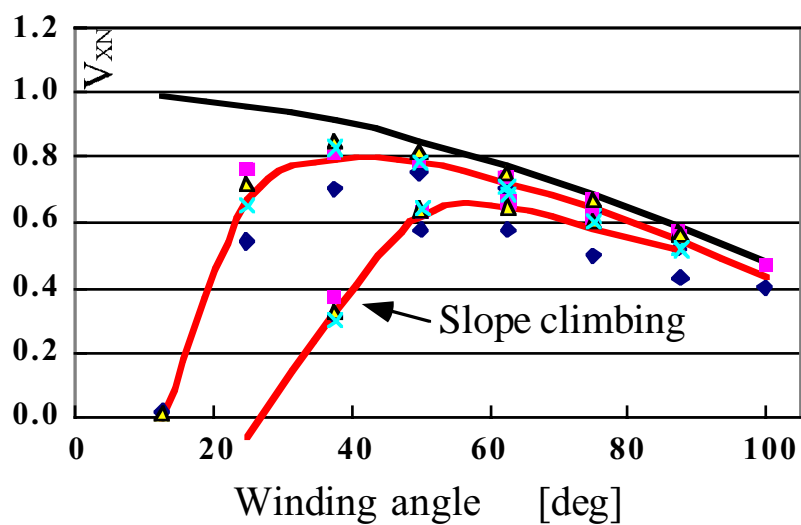


Fig.4.3,4.5 Winding angle vs. normalized propulsive velocity

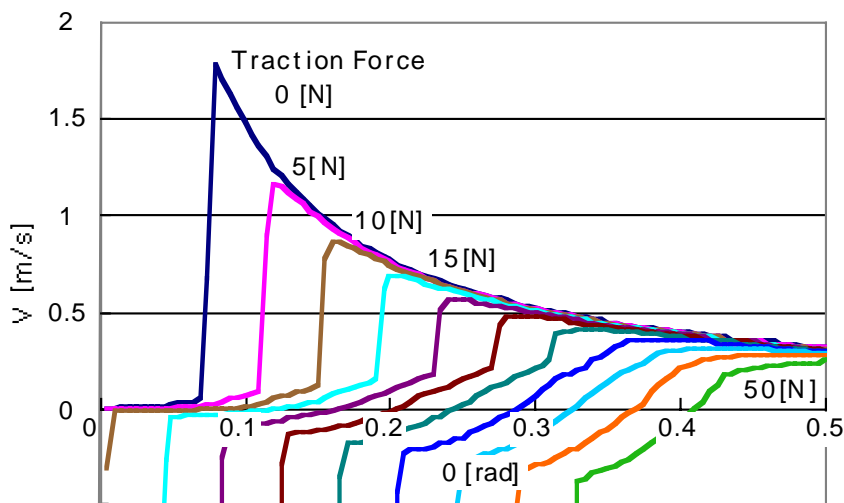


Fig.7.9 Relation between traction force and θ_0

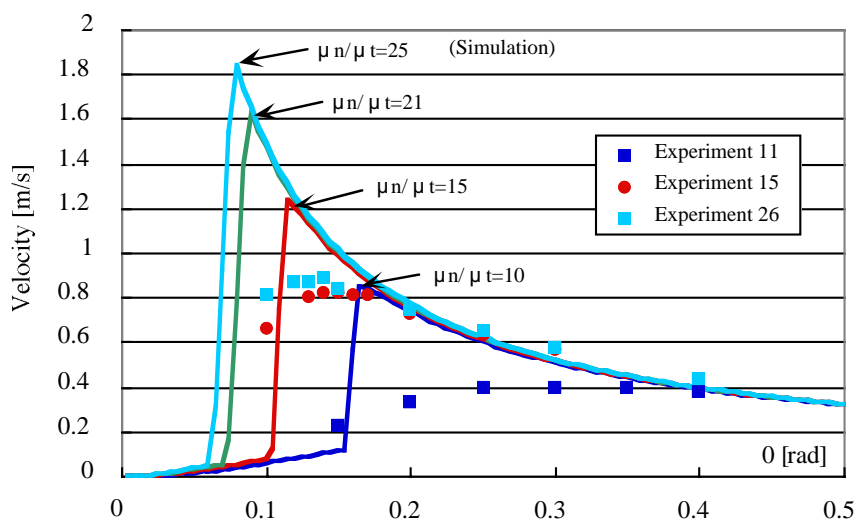


Fig.7.4 Variation of average velocity with θ_0

脚車輪ハイブリッド移動体においては最適化脚軌道を用いた場合、本体推進速度は脚先最大速度の7倍近い値が得られることが実験的に確かめられた。このことから、本推進は受動車輪という簡素な機構でありながら減速比を大きく変更していることが分かる。通常、歩行機械の脚は自重を支えるため、大きな減速比を設定せざるを得ず、したがって高速の推進は難しい。これに対して歩行機械のアクチュエータ減速比を最も単純な機構で変更したのがローラーウォーカーの概念であり、この点でグライド推進が有効に利用されたアプリケーションであると言える。

以上をまとめると、グライド角は出力減速比を変更する変数であり小さくなるほど減速比も減少する。推進速度を最大化するグライド角下限値は、理論的には摩擦係数比で規定されるが実験的にはその値より遙かに大きな値をとり、その値は機構に依存する。

8.3 エネルギー効率

4.3節の索状能動体の移動仕事率、7.5節の脚車輪ハイブリッド移動体の移動仕事率の検討を通して、理論的には移動に要するエネルギーは主に接線方向の転がり摩擦で消費されていることが分かる。しかしながらその値は微少であり、また実験的には推進に無関係に消費されるエネルギーが常に存在することから、移動仕事率は推進速度が最大となる点で最小値をとる。すなわち移動速度が速いとき、もっともエネルギー効率が高いという有用な結果が得られた。

シミュレーションによるエネルギー効率の解析は純粋に、走行する際に受動車輪の生ずる消費エネルギーに基づき計算され、その値はほぼ、転がり摩擦により消費されるものであった。しかしながら、実験機を用いて検討する場合、転がり摩擦での消費エネルギーは微少であり、それよりもむしろ関節を駆動するためのギアヘッドの摩擦など、機構要素に依存して大きく変化する。したがってグライド推進の移動効率は、駆動運動のエネルギー効率が支配的であり、機構に依存した値であると考えべきである。

8.4 制御法

上記の結果を踏まえて、索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体の実験機を制御する上で、共通に用いた運動制御法についてまとめる。

8.4.1 速度の制御

推進速度の制御は駆動運動の速度そのものを変化させる場合と、出力減速比を変更する場合の2通りが考えられる。これは通常の自動車に例えればエンジン出力を調整するアクセルと、出力減速比を調整するギアチェンジを意味する。索状能動体および脚車輪ハイブリッド移動体の速度制御に用いた手法は、同一軌道を用いたままで時間軸スケールを変化させる制御法で、駆動運動そのものの速度を調整していることからアクセル操作に相当する。索状能動体・脚車輪ハイブリッド移動体とも駆動周期と推進速度の間には良好な線形関係がみられ、望みの推進速度を得られることを操縦実験により確認した。

8.4.2 推進方向の制御

推進方向は、グライド角の振動の中心値にオフセットを与えることで実現することが可能である。索状能動体の場合、各関節の振動の中心値に一定のオフセットを加えることにより、基準体型が円弧になり、それを中心として蛇行運動が生成され、結果として円弧に沿った推進を実現する (Fig.3.20)。脚車輪ハイブリッド移動体の場合、同様にグライド角の振動の中心値にステアリングオフセットを設定することによって、旋回中心を設定することが可能であった (Fig.6.19)。したがって、直進を生成する軌道が導出できれば、その軌道の接線方向の振動の中心値にオフセットを与えることで、自動車と同様な旋回運動を実現できることが分かった。

8.4.3 グライド角の適応

8.3節で示したようにグライド角は出力減速比を調節する変数であり、出力が必要な場合はより大きなグライド角、高速の推進をする場合は小さなグライド角を取ればよい。この性質を用いて推進速度の最大化を評価基準として索状能動体の傾斜面登坂実験を行った (4.2節)。脚車輪ハイブリッド移動体においても θ の調節によって傾斜面の登坂や高速推進が可能であることを確かめた (6.2.3節, 7.3節)。したがって、提案した索状能動体のくねり角の適応制御を脚車輪ハイブリッド移動体に対しても θ の適応則としてそのまま導入することが可能であり、路面摩擦の変化・傾斜角などに応じた適応推進が可能になると考えられる。

8.5 まとめ

本章ではグライド推進に共通する特性をまとめ、物理的・工学的側面から検討した。また効率の良い実モデルを作るための基礎的な知見と制御法をまとめた。

第9章

結論

9.1 結論

第1章「序論」では、本研究の背景と目的を述べた。これまで、地上移動装置としては様々な移動様式が検討されているが、それらの移動原理は、基本的に移動環境に加えた駆動力の方向と移動体の推進方向がほぼ一致する運動である場合が多かった。それに対し本研究では、推進方向と大きく異なる方向への駆動運動を、環境との接触部に生ずる抗力異方性によって推進方向の運動に変換する移動方式を新たに「グライド推進」と呼び、その特有の移動特性を、ほふく推進を模した索状能動体と、歩行機械の脚先に受動車輪を装備した脚車輪ハイブリッド移動体の2つの異なる形態の移動体を対象にして検討することを述べた。

第2章「グライド推進」では、提案する移動方式の定義といくつかの具体例を示すとともに、その基本的な特性を明確化し、推進方向と接線方向のなす角を意味するグライド角などの用語の定義を行った。

第3章「索状能動体」では、垂直軸周りに能動屈曲可能な直鎖状に連なる複数のユニットから構成され、ユニットの体幹接線方向には滑りやすく法線方向には滑りにくいという摩擦特性を受動車輪によって生起する索状能動体について、その滑走メカニズムを理論的に検討した。そして機械モデルの構成法を検討し、索状能動体の自立型機械モデルACM-R1を試作し、その基本的な仕様を明らかにした。

第4章「索状能動体における対地適応推進」では、提案するグライド推進が原理的にスケートの推進と等価であることを指摘し、スケートエッジを装着した索状能動体の自立型機械モデルACM-R1によって氷上でのほふく滑走実験を行い、その運動特性を論じた。ついで、車輪を装着した索状能動体の定常推進速度と移動仕事率を評価関数とした対地適応的な滑走体型の適応メカニズムに関する理論を検討した。そして従来提案された滑走理論ではくねりの角度が小さくなってゆくと索状能動体のほふく推進が正しく記述できなくなる傾向があることを指摘し、アクチュエータの特性を考慮した実際的な滑走メカニズムの解明を行った。また滑走面の傾斜角度に適応して最適なほふく推進のくねり角を生成する制御法とそれを実現するためのセンサー構成などを論じ、索状能動体の自立型機械モデルACM-R1を用いた走行実験によってその有効性を検証した。

第5章「脚車輪ハイブリッド移動体」では、歩行機械の足先に受動車輪を取り付け、歩行モードでは受動車輪の側面を足裏とする歩行運動を行い、車輪走行モードでは受動車輪を足首周りに90度回転して受動車輪としローラースケート推進を行うという新たな脚車輪ハイブリッド移動体Roller-Walkerの提案を行った。そして、Roller-Walkerは足先に車輪走行のための駆動モータを装着しないため足先が軽量で歩行運動性能が落ちず、また歩行用の強力な脚運動で車輪推進するため強力な推力で車輪移動できるという特性を発揮することを指摘した。ついで、試作した実験機の機構・制御システムの構成について述べ、試作

機によるローラースケート推進の基本運動特性を明らかにした。

第6章「基本的運動の生成」では、Roller-Walkerが車輪走行モードにおいて直進・旋回・超信地旋回などの基本的な推進運動を生成するための脚運動軌道を検討し、定常推進速度の最大化を評価関数とした最適化軌道を誘導した。そして、誘導した最適化脚軌道の妥当性を試作機による操縦実験によって検証した。

第7章「脚軌道と推進特性」では、Roller-Walkerが車輪走行モードにおいて対地適応的に車輪推進を行うための脚軌道の生成法を論じた。そして、異なる摩擦条件の路面での適応的な推進制御法や加減速過程での移動速度に応じた推進制御法を明らかにした。

第8章「グライド推進の共通特性」では、グライド推進を行う上述の索状能動体と脚車輪ハイブリッド移動体Roller-Walkerの共通的な特性を論じた。そして、グライド推進においては、環境との接触部に生ずる抗力異方性が運動を大きく支配すること、またグライド角の調節によって容易に出力減速比が変更できることなどを明らかにした。

以上をまとめると、本論文では新たな移動様式として、推進方向と大きく異なる方向への駆動運動を、環境との接触部に生ずる抗力異方性によって推進方向の運動に変換する移動方式であるグライド推進を提案し、それを用いた索状能動体および脚車輪ハイブリッド移動体の2つの異なる移動体の基本的運動生成法および対地適応的推進制御法を、理論的・実験的に検討しグライド推進に共通の特性を明らかにした。

9.2 今後の課題

本論文では索状能動体に関しては、従来理論の定量的検証とその応用に主眼をおいた。その結果、従来理論の適用範囲が明らかになり、実際のアクチュエータ特性や離散化モデルに基づく滑走理論の必要性が明らかになった。また本論文では整地環境上での推進を扱ったが、より高い移動性能を目指して、今後は推進速度のみならず関節トルク情報を用いた不整地上での対地適応推進を検討する必要がある。

また脚車輪ハイブリッド移動体に関しては、受動車輪による基本的な推進運動の生成に主眼をおいた。今後は歩行動作とローラーウォークを融合したハイブリッド推進や、受動車輪の摩擦反力を計測しながらの対地適応的推進、さらには環境を認識することによる移動形態の選択などが挙げられる。

最後に、グライド推進に関しては、より実際に則した摩擦モデルの導入や、検討した形態以外のグライド推進移動体との共通特性の導出など、さらに一般化した議論を展開する必要があると思われる。

付録 A

受動車輪の摩擦特性

A.1 予備実験

タイヤの摩擦特性に関しては自動車産業の発展とともに多くの研究がなされており文献も数多い．しかしながらそれらの多くは実車用のタイヤを対象としており，その構造も中実のゴムタイヤとは大きく異なっている．また摩擦特性は走行する路面状態によって大きく変化することが予想されるため，実験的に特性を把握することは定量的な議論をする上で必要不可欠である．その予備実験としてインラインスケート用の中実ゴムタイヤについて実験を行った．

タイヤはローラーウォーカー実験機の大きさと，耐荷重・耐摩耗性を考慮して KRYPTONICS社 70mm/78Aを実験に用いた．この中実タイヤのゴム材は比較的柔らかいポリウレタン製で，スチロール樹脂のリムに接着されている．(Fig.A.1)

一般にタイヤの摩擦係数は滑り速度 V ，スリップ角 θ ，垂直抗力 N ，温度 T などの関数であることが知られているが，ここではローラーウォーカーの脚運動により最も大きく変化するとと思われる V ， θ に対する摩擦係数の変化を調べた．

実験はタイヤをスリップ角 θ だけ傾けて固定し，路面（織布積層ビニル床シート，JIS-A-5705）上を一定速度 V で牽引車により滑らせる．そのときに生じる摩擦力 F_n ， F_t を独立にひずみゲージによる力センサで摩擦力を測定する．垂直抗力はカウンターウェイトにより一定になるように調整することで摩擦係数を導出する．Fig.A.2に製作した実験装置の概観を示す．

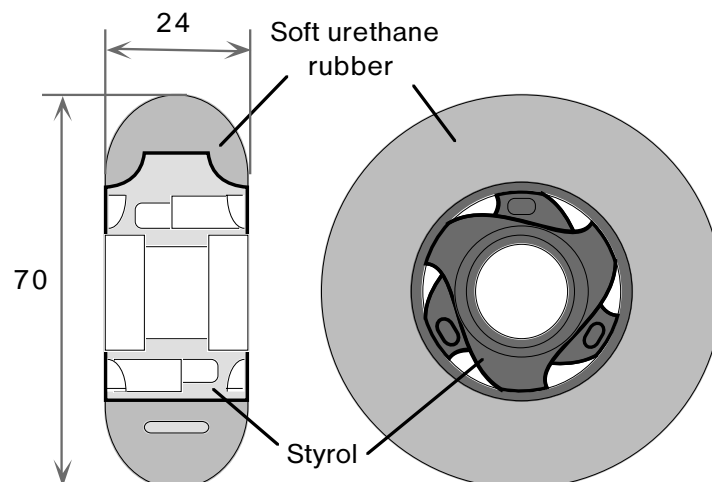


Fig.A.1 Geometry of the wheel used for measurement

θ は15～90[deg]の範囲で15[deg]おき， V は0.05～0.23[m/s]の範囲でおよそ0.05[m/s]おきに測定を行った．ばらつきを考慮して各5回の測定を行い，平均値をデータとした．

その結果，まず転がり方向に関しては受動車輪として軸をベアリングで支持していることから，条件によらず $\mu_t=0.002$ とほぼ一定であった．本来ならベアリングの潤滑油による粘性摩擦が見られるはずであるが，本実験の場合， V そのものが小さい値であったため測定出来なかったものと思われる．

これに対し μ_n は， μ_t 同様速度に対する依存は見られなかったが， θ に対しては大きく変化するような結果が得られた．実験式とあわせてFig.A.3に示す．この結果は以下のように定性的に説明することが出来る．

タイヤがスリップ角 θ を保ちながら転がりつつ接地する場合，接地開始点からしばらくの間は地面に沿ってタイヤが軸方向に倣いながら変形することで静止摩擦状態となる．しかし変形量が大きくなるとなるとそれ以上変形しきれずに接地面は滑りはじめ，動摩擦状態となる．つまり接地面においては静止摩擦と動摩擦の2つの領域が存在しており，その両者の面積比を表す関数は θ をパラメータとして含んでいる[62]．

一例をFig.A.4に示す． $\theta=0$ [deg]では接地面では静止摩擦状態であるが，このとき F_n は生じない．また $\theta=90$ [deg]のときはタイヤが回転しないことから動摩擦状態であり，このときの反力はすべて F_n として表れる．（最大静止摩擦>動摩擦）の関係と， F_n の向きを考慮すると，ある θ で F_n が最大値となるような特性があらわれることが定性的に理解できる．

もしタイヤの軸方向の剛性が高く全く変形が起こらないとすると， $\theta(=0)$ の値に依らず接地面全体にわたって常に動摩擦状態になり， μ_n の値は一定値を取るようになる．この状態はすなわちクーロン摩擦の仮定が成立している状態である．

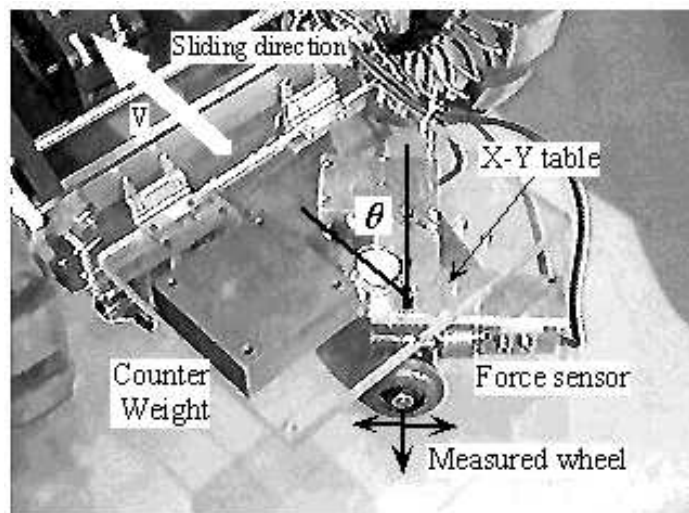


Fig.A.2 Measurement system of the friction coefficient

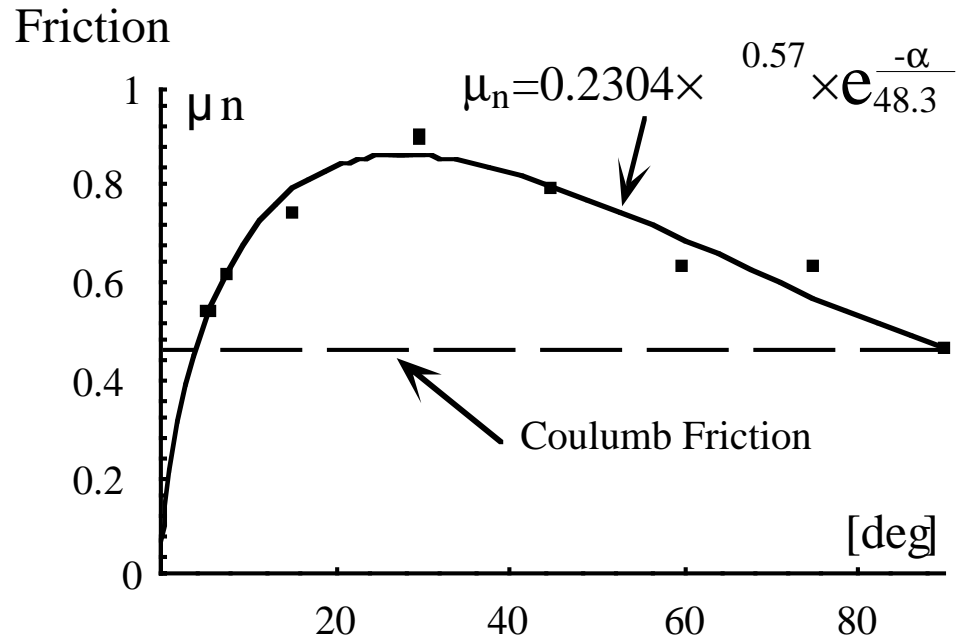


Fig.A.3 Experimental result of μ_n vs. slip angle θ

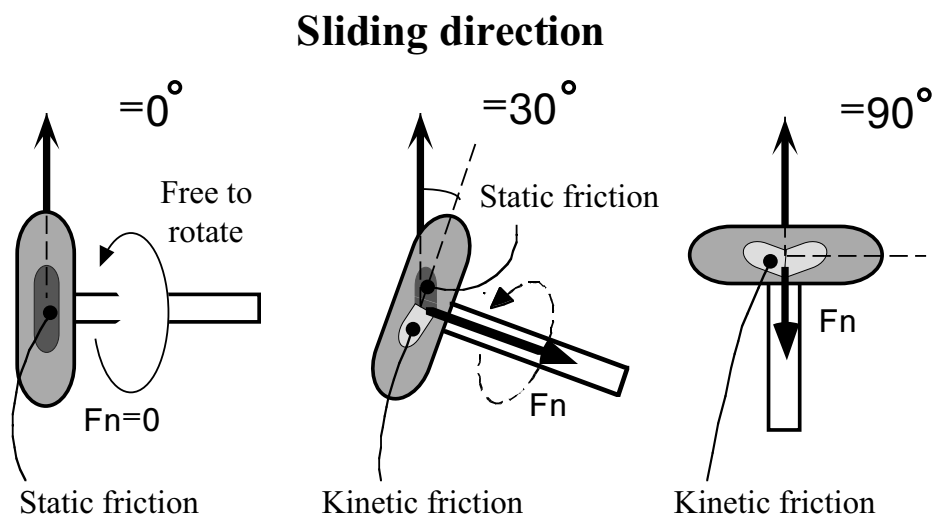


Fig.A.4 Static/Kinetic friction state at the contact point

A.2 Roller-Walker実験機を用いての測定

Fig.A.5に示すように前脚2脚を左右対称に角度 θ を保ち、本体を押し出すことによりタイヤと路面を相対運動させる．このときの速度の減少を測ることで摩擦力を算出する．測定のばらつきを小さくするため、各試行とも3回ずつ実験を行い、平均を取ることとする．前節の結果より滑り速度 v に関しては軸方向摩擦係数にほとんど影響を与えないものと考えられる．従って求めるのは主に μ 、 N への依存性のみである．まず、スリップ角 α による μ_n の変化をみるため、 $0[\text{deg}]$ から $10[\text{deg}]$ までは $2.5[\text{deg}]$ 刻みに、以降は $10[\text{deg}]$ 刻みに変化させ、測定を行った．つぎに垂直抗力 N による μ_n の変化をみるため、ペイロードとして $5, 10, 15 [\text{kgf}]$ を負荷して同様の実験を行った．

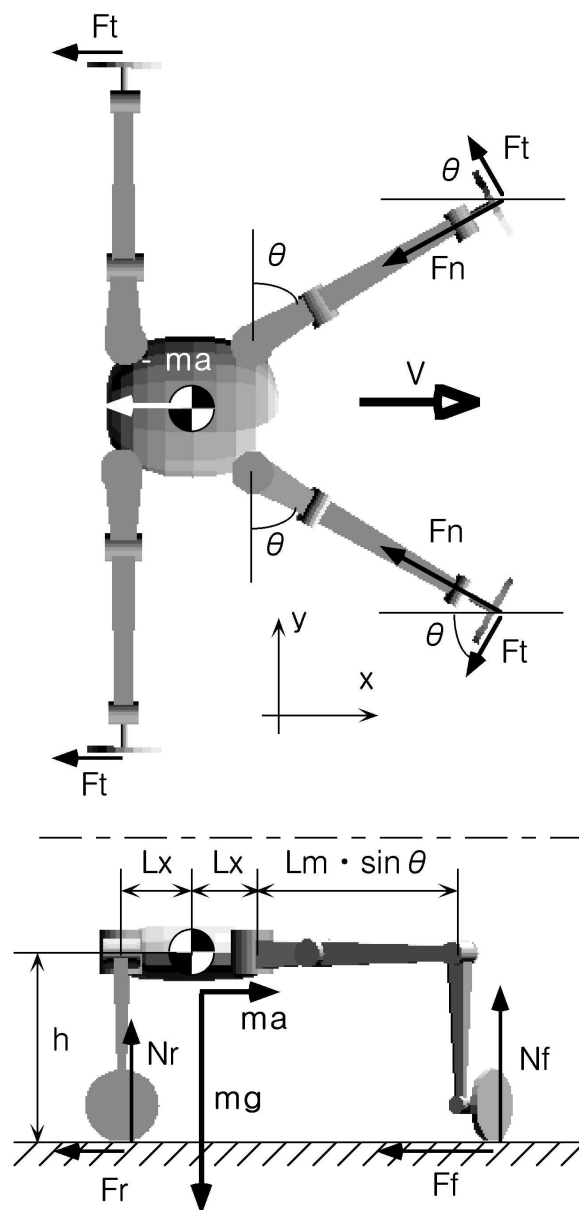


Fig.A.5 Posture in friction coefficient measurement and its symbols

A.2.1 摩擦係数の算出

まず，4脚は水平面上に正確に配置されていると仮定する．脚を前方へ配置するほど重心位置から離れること，および減速による慣性力の働きによって前脚と後脚に作用する垂直抗力 N_f, N_r は変化することの，2点を幾何学的に考慮する．

力の釣り合いより

$$N_f + N_r = mg \quad (\text{A.1})$$

後脚接地点周りのモーメントの釣り合いより

$$h \cdot ma + L_x \cdot mg = (2L_x + L_m \sin \theta) \cdot N_f \quad (\text{A.2})$$

これらを解くと N_f, N_r が求まる．さらに進行方向の力の釣り合いより

$$-ma = -(\mu_n \sin \theta + \mu_t \cos \theta) \cdot N_f - \mu_t \cdot N_r \quad (\text{A.3})$$

ここで $\mu_n = 0$ とおくことにより， μ_t は算出できる．従って， μ_n は以下のように表せる．

$$\mu_n = \frac{ma - \mu_t (N_r + N_f \sin \theta \cos \theta)}{N_f \sin \theta} \quad (\text{A.4})$$

μ_t は $\theta = 0$ [deg] とおき，粘性を考慮して運動方程式を立てると初期条件 $x(0) = 0$, $\dot{x}(0) = V_0$ として

$$m\ddot{x} + \mu_{tc} \dot{x} + \mu_t mg = 0 \quad (\text{A.5})$$

これを解いて

$$\dot{x}(0) = \frac{-\mu_t mg}{\mu_{tc}} + \left(V_0 - \frac{-\mu_t mg}{\mu_{tc}} \right) \cdot e^{-\frac{\mu_{tc}}{m} t} \quad (\text{A.6})$$

これにより実験値から摩擦係数を算出することができる．

A.2.2 測定結果

μ_t に関しては, $\theta = 0[\text{deg}]$ の実験結果から実験値を算出した (Fig.A.6) . また垂直抗力への依存性はほとんど見られず, 一定値と近似して全く問題がなかった .

μ_n に関しては, ペイロードを 0, 5, 10, 15 [kgf]と変化させて $\theta = 10, 40, 60, 80$ [deg]の測定を行った . その結果, 垂直抗力への依存性は μ_t 同様認められなかった .

μ_n の θ による変化をFig.A.7に示す . スリップ角が $20[\text{deg}]$ 以下では値が上昇しているが, これは摩擦係数算出の際, (A.4) 式において $\sin \theta$ の値で割っていることから θ が小さくなるにつれ分子の誤差を拡大していると考えられる . しかしながら, ここではあえて $\mu_n = \text{const}$ として, 最小二乗法によってその値を求めても構わないと考えられる . なぜなら推進に寄与する摩擦力はこの場合, 常に $F_n \cdot \sin \theta$ で与えられるため, 仮に F_n に誤差が生じていたとしても $\sin \theta$ を掛け合わせることで絶対値としては小さなものになるからである .

以上の検討から (5.1) (5.2) 式に示される実験値を得た .

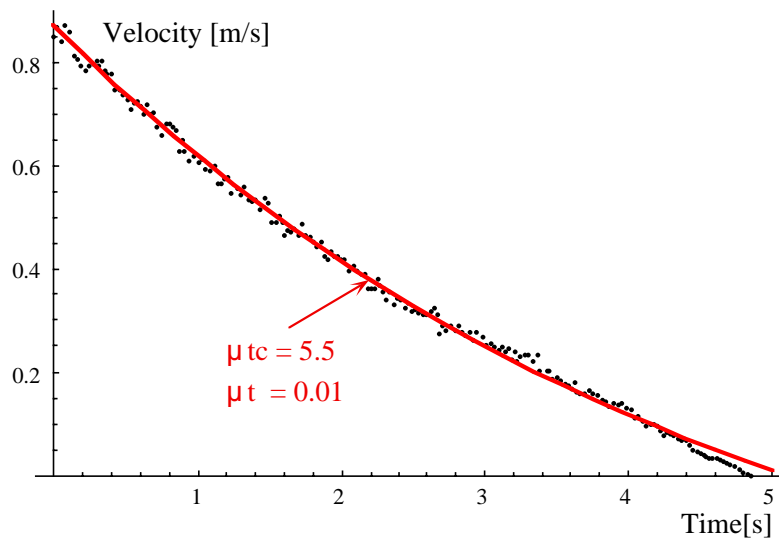


Fig.A.6 Velocity reduction caused by the tangential friction

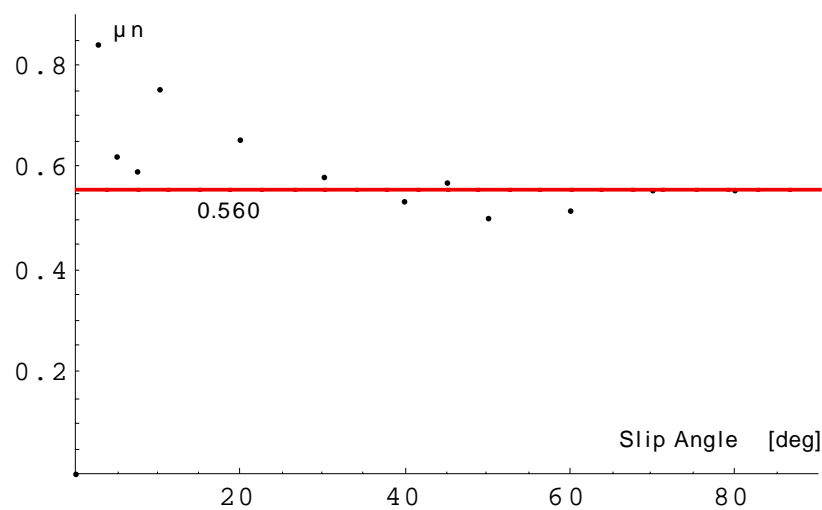


Fig.A.7 Relation between μ_n and slip angle

謝辞

本論文の研究と執筆を行うにあたり，全面的に御指導頂いた，東京工業大学工学部機械宇宙学科 広瀬茂男教授に慎んで感謝の意を表します．そして，常に本研究を温かく見守って下さり，御指導，御鞭撻を頂き，また本論文について懇切な御指導，御討論を頂いた，米田完助教授，遠藤 満教授，松永三郎助教授，轟 章助教授に深く感謝いたします．さらに，本研究について数々の有益なアドバイスを頂いた機械宇宙学科 倉爪亮助手，福島.E.文彦助手，鈴木秀昭技官に慎んで御礼申し上げます．

また，本研究を共同遂行して頂いたメンバーである，外川圭司氏（現 ソニー），森 淳氏（修士2年）に深く感謝いたします．

実験機を構成するにあたり，同研究室の先輩方でおられる塚越秀行氏，桑原裕之氏，有川敬輔氏，加藤恵輔氏，太田祐介氏に多大な協力を頂きました．先輩方には貴重な御意見を給わり，親身になって御指導いただきました．また松永研の林良一氏にはOPTRAKを用いた実験システムの構築に協力いただきました．深く感謝いたします．

最後に，様々な御協力，御討論をして頂いた，広瀬研，松永研の皆様方に感謝の意を表します．

なお本研究は文部省科学研究費（COE形成基礎研究費スーパーメカノシステムおよび特別研究員奨励費）を使用して行われました．

参考文献

- [1] 例えば 広瀬, 有川: 研究用プラットフォームとしての普及型歩行ロボットTITAN-VIIIの開発, 日本ロボット学会誌, 17巻8号, pp.1191-1197 (1999)
- [2] 例えば M.H.Raibert: "Legged Robots that Balance", MIT Press, Cambridge, MA, 1986
- [3] 広瀬 茂男: ロボットメカニズムの創造(スライド推進運動機構とその応用), ロボティクス・メカトロニクス講演会'94論文集(Vol.B), キーノートスピーチ, pp.1412-1418 (1994)
- [4] 遠藤, 外川, 広瀬: グライド推進の提案, 第16回日本ロボット学会学術講演会予稿集 (Vol.1), pp.209-210 (1998)
- [5] 六車 義方: 乗り物発想学, 工業調査会(1980)
- [6] バイオメカニズム学会編: 生物に学ぶバイオメカニズム, pp.20-52, 工業調査会 (1987)
- [7] 広瀬, 三井: Whole Stem Drive型配管内移動機構(螺旋回転型としゃくとり虫型の提案), 第11回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp.1111-1114(1993)
- [8] S.Hirose, H.Ohno, T.Mitsui and K.Suyama: "Design of In-pipe Inspection Vehicles for 25, 50, 150 pipes", in Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.2309-2314 (1999)
- [9] 広瀬 茂男: 生物機械工学, 工業調査会 (1987)
- [10] P.Buffs: Ricerehe sulla muscolatura cutanea dei serpenti e considerazioni sulla locomosione di questi animali, Padova(1904)
- [11] A.D.Fokker: De voortbeweging der Slangen, Physica, Nederl. Tijdschr. voor Nat. No.3 (1927)
- [12] W.Mosauer: Locomotion of Snakes and its Anatomical Basis, ph.D. Thesis, University of Michigan, 131/147(1931)
- [13] 馬 書根: ヘビの運動形態に関する研究(第1報: ヘビの直進蛇行移動体形曲線), 日本機械学会論文集, 62-593 (C編), pp.230-236 (1996)
- [14] Shugen MA: "Analysis of Snake Movement Forms for Realization of Snake-like Robots", in Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.3007-3013, (1999)
- [15] 馬, 増子, 広瀬: ヘビの運動形態の解明及び蛇型ロボットの研究・開発(第2報: 各種蛇行体形曲線の移動効率における比較), 第13回日本ロボット学会学術講演会予稿集(Vol.3), pp.1165-1166 (1995)
- [16] 馬, 広瀬: ヘビの運動形態の解明と蛇型ロボットの研究開発-蛇型移動ロボットの蛇行移動-, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会'96論文集(Vol.A), pp.251-254 (1996)
- [17] 馬・内藤: 蛇型移動ロボットにおける蛇行運動の解析, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会'97論文集 (Vol.A), pp.391-292 (1997)
- [18] A. Naito and S. Ma: "Analysis of Creeping Locomotion of Snake-like Robots", in Proc. 3rd Asian Conf. on Robotics and Its Application, pp.393-398, (1997)
- [19] S. Ma: Simulation of Snake-like Robot Creeping Locomotion Adapted to Environment, in Proc. 1999 TITech COE/Super Mechano-Systems Workshop (SMS'99), pp.94-103,

- (1999)
- [20] J.Gray and H.W.Lissmann, "The Kinetics of Locomotion of the Grass-snake", Journal of Experimental Biology, Vol.26, pp.354-367(1950)
 - [21] Zeki Y.bayraktaroglu, F.Butel, P.Blazevic and V.Pasqui : "A Geometrical Approach to the Trajectory Planning of a Snake-like Mechanism", in Proc. of IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, pp.1322-1327(1999)
 - [22] G.S.Chirikjian and J.W. Burdick : "Kinematics of hyper-redundant locomotion with applications to grasping", in Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.720-727 (1991)
 - [23] J.W. Burdick , J.Radford and G.S.Chirikjian : "A sidewinding locomotion gait for hyper-redundant robots", in Proc. IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.101-106 (1993)
 - [24] G. Poi, C.Scarabeo and B. Allotta: "Traveling wave locomotion hyper-redundant mobile robot", in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.418-423(1998)
 - [25] K.Dowling: "Limless Locomotion: Learning to Crawl", Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.3001-3006 (1999)
 - [26] Mark Yim, David G. Duff and Kimon D. Roufas : "PolyBot: a Modular Reconfigurable Robot", in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.514-520(2000)
 - [27] Mark Yim, Kimon D. Roufas, David G. Duff, Ying Zhang and Lea Kissner : "Polybot : Demonstration of a Modular Reconfigurable Robot", in video proceedings of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation(2000)
 - [28] J.Ostrowski, A.Lewis, R.Murray and J.Burdick : "Nonholonomic Mechanics and Locomotion: The Snakeboard Example", in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.2391-2397(1994)
 - [29] J.Ostrowski, J.Burdick, A.Lewis and R.Murray : "The Mechanics of Undulatory Locomotion: The Mixed Kinematic and Dynamic Case", in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.1945-1951(1995)
 - [30] J.Ostrowski and J.Burdick : "Gait Kinematics for a Serpentine Robot", in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.1294-1299(1996)
 - [31] K.A.McIsaac and J.Ostrowski : "A Geometric Approach to Anguilliform Locomotion: Simulation and Experiments with Underwater Eel Robot", in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.2843-2848(1999)
 - [32] K.A.McIsaac and J.Ostrowski : "Motion Planning for Dynamic Eel-like Robots", in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.1695-1700(2000)
 - [33] K.L.Paap, M.Dehlwisch and B.Klaassen : "GMD-Snake: A Semi-Autonomous Snake-like Robot", in Proc. Distributed Autonomous Robotic Systems 2, (1996)
 - [34] B.Klaassen and K.L.Paap : "GMD-SNAKE2: A Snake-Like Robot Driven by Wheels and a Method for Motion Control", in Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, pp.3014-3019(2000)
 - [35] N.Takanashi, S.Yamashita, K.Aoki and T.Nishizawa : "Complete Modular Links for Hyper Redundant Robots", in Proc. of TITech COE/SuperMechano-Systems workshop'99, pp.108-113 (1999)

- [36] P.Prautsch, T.Mita : "Control and Analysis of the Gait of Snake Robots", in Proc. of IEEE International Conference on Control Applications, pp.502-506(1999)
- [37] P.Pavel, T.Mita, T.Iwasaki : "Dynamical control of a snake robot" , 第38回 SICE 学術講演会予稿集 , pp.83-84(1999)
- [38] 星, 三平, 古賀 : 動的可操作性を考慮したへび型推進ロボットの制御, 第38回 SICE 学術講演会予稿集 , pp.85-86(1999)
- [39] 伊達, 星, 三平, 石井 : 横拘束力を考慮したへび型ロボットの動的操作性とその推進制御, ロボティクス・メカトロニクス講演会'00論文集, 2P1-84-129(2000)
- [40] 広瀬, 遠藤 : 完全自律型索状能動体"ACM-R1"の開発, ロボティクス・メカトロニクス講演会'97論文集(Vol.A), pp.309-310(1997)
- [41] 福島・妻木・広瀬 : PWM制御方式DCサーボモータ駆動回路の開発, 第13回日本ロボット学会学術講演会予稿集 (Vol.3) , pp.1153-1154 (1995)
- [42] 遠藤, 外川, 広瀬 : グライド推進の提案, 第16回日本ロボット学会学術講演会予稿集 (Vol.1) , pp.209-210 (1998)
- [43] 遠藤, 外川, 広瀬 : 索状能動体"ACM-R1"による対地適応推進の研究, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会'98論文集, pp.1AII 1-3 (1998)
- [44] 遠藤, 外川, 広瀬 : 索状能動体に関する研究-システムの自立化と対地適応推進-, 日本ロボット学会誌, 18巻3号, pp.419-425 (2000)
- [45] N.Kimura,T.Kamigaki,N.Suzuki,A.Nishikawa,N.Yamamoto : "Locomotion Mechanism and Control Architecture for Disaster Preventing Robot", '91 ISART pp.375-380 (1991)
- [46] Ichikawa : "Development of 5 legged Machine", SICE 1st Intelligent Mobile Robot Symposium Proc. pp.107-pp112 (1982)
- [47] H.Adachi, T.Arai,K.Homma : "Study on Underground Space Excavating Machine", The 9th International Symposium on Automation and Robotics in Construction June3-5,Tokyo pp.751-758 (1992)
- [48] 熊谷・高橋・王・中野 : 脚車輪型移動ロボットの動的歩容生成アルゴリズム, 第4回ロボティクスシンポジウム予稿集, pp.155-160(1998)
- [49] 広瀬・米田 : 4足歩行機械の静動融合歩容とその連続軌道生成, 日本ロボット学会誌, 9巻4号, pp.445-452(1991)
- [50] T.Ohmichi, S.Hosaka, M.nishihara, T.Ibe, A.Okino, J.Nakayama, T.Miida and M.Ishida : "Development of the Multi-Function Robot for the Containment Vessel of the Nuclear Plant, Proc. of International Conference on Advanced Robotics, pp.371-378(1985)
- [51] H.Adachi,N.Koyachi,T.Arai,A.Shimizu,Y.Nogami:"Mechanism and Control of a Leg-Wheel Hybrid Mobile Robot", International Conference on Intelligent Robots and Systems Proc.pp.1792-1797(1999)
- [52] 広瀬・竹内 : ローラウォーカー 新しい脚・車輪ハイブリッド移動体の提案,機論62-599, C(1996)
- [53] 遠藤・広瀬 : ローラーウォーカーに関する研究 第3報 : 足首可変機構を有するシステムの構成, ロボティクス・メカトロニクス講演会98予稿集, pp.1CIII1-2(1998)
- [54] H.Sakai : "Theoretical and Experimental Studies on the Dynamic Properties of Tyres", Int. J.of Vehicle Design, Vol.2, No.1-4 (1981)

- [55] G.Gim and P.E.Nikravesh : "An Analytical Model of Pneumatic Tyres for Vehicle Dynamic Simulations, Part 1: Pure Slips", Int. J.of Vehicle Design, Vol.11, No.6, pp.589-618 (1990)
- [56] 有川, 広瀬 : 3 D荒地用歩行ロボットの研究 (GDAと干渉駆動に基づく最適化歩行), 日本ロボット学会誌, 13巻5号, pp.720-726 (1995)
- [57] 遠藤・広瀬 : ローラーウォーカーに関する研究 第5報 : 旋回ローラーウォークとシステムの自立化, ロボティクス・メカトロニクス講演会99予稿集, pp.2A1-43-101 (1999)
- [58] 遠藤・広瀬 : ローラーウォーカーに関する研究 第6報 : 旋回ローラーウォークの最適化, ロボティクス・メカトロニクス講演会00予稿集, pp.2P2-84-130(2000)
- [59] 広瀬, 梅谷 : 歩行機械のエネルギー効率に関する基本的考察, 計測自動制御学会論文集, Vol.15, No.7, pp.928-933(1979)
- [60] 有川, 広瀬 : 4足歩行ロボットTITAN-VIIIの歩行姿勢とパワー出力関係の計測, 第17回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp.125-126 (1999)
- [61] 有川 : 歩行ロボットの最適化歩行姿勢に関する研究, 東京工業大学大学院理工学研究科機械物理工学専攻学位論文 (1999)
- [62] 酒井秀男 : タイヤ工学, pp.163-165, グランプリ出版(1987)

業績一覧

印刷論文

- [1] 遠藤, 広瀬: ローラーウォーカーに関する研究-システムの構成と基本的動作実験-, 日本ロボット学会誌, 18巻2号, pp.270-277 (2000)
- [2] 遠藤, 外川, 広瀬: 索状能動体に関する研究-システムの自立化と対地適応推進-, 日本ロボット学会誌, 18巻3号, pp.419-425 (2000)
- [3] 遠藤, 広瀬: ローラーウォーカーに関する研究-基本的運動の生成と自立推進実験-, 日本ロボット学会誌, 18巻7号(2000)

査読付き国際会議

- [1'] G.Endo, S.Hirose: "Study on Roller-Walker: System Integration and Basic Experiments", IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.2032-2037 (1999)
- [2'] G.Endo, K.Togawa and S.Hirose: "Study on Self-contained and Terrain Adaptive Active Cord Mechanism", Proc. IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems, pp.1399-1405 (1999)
- [3'] G.Endo, S.Hirose: "Study on Roller-Walker (Multi-mode Steering Control and Self-contained Locomotion)", IEEE International Conference on Robotics and Automation, pp.2808-2814 (2000)

口頭発表

索状能動体に関するもの

- [1] 広瀬, 遠藤: 完全自律型索状能動体"ACM-R1"の開発, ロボティクス・メカトロニクス講演会'97論文集(Vol.A), pp.309-310(1997)
- [2] 遠藤, 外川, 広瀬: 索状能動体"ACM-R1"による対地適応推進の研究, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会'98論文集, pp.1AII 1-3 (1998)
- [3] 遠藤, 外川, 広瀬: グライド推進の提案, 第16回日本ロボット学会学術講演会予稿集 (Vol.1), pp.209-210 (1998)
- [4] 外川, 遠藤, 広瀬: 3次元空間移動型索状能動体ACM-R2の開発, 日本機械学会ロボティクス・メカトロニクス講演会'99論文集, pp.1P2-31-026 (1999)

脚車輪ハイブリッド移動体に関するもの

- [5] 広瀬・竹内・遠藤: ローラーウォーカーに関する研究-移動制御方法ローラーウォークについて-, 第13回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp.799-800(1995)
- [6] 広瀬・遠藤: ローラーウォーカーに関する研究-直進ローラーウォークの実験的検討-, 第15回日本ロボット学会学術講演会予稿集, pp.443-444(1997)

- [7] 遠藤・広瀬：ローラーウォーカーに関する研究 第3報：足首可変機構を有するシステムの構成，ロボティクス・メカトロニクス講演会98予稿集，pp.1CIII1-2(1998)
- [8] 遠藤・広瀬：ローラーウォーカーに関する研究 第4報：直進ローラーウォークの4脚軌道，第16回日本ロボット学会学術講演会予稿集，pp.207-208(1998)
- [9] G.Endo, S.Hirose : "Study on Roller-Walker: Basic Experiments on Self-contained Vehicle System", Proc. of TITech COE/SuperMechano-Systems workshop'99, pp.153-160 (1999)
- [10] 遠藤，広瀬：ローラーウォーカーに関する研究-システムの構成と基本的動作実験-，第4回ロボティクスシンポジウム予稿集，pp.149-154 (1999)
- [11] 遠藤・広瀬：ローラーウォーカーに関する研究 第5報：旋回ローラーウォークとシステムの自立化，ロボティクス・メカトロニクス講演会99予稿集，pp.2A1-43-101 (1999)
- [12] 遠藤・広瀬：ローラーウォーカーに関する研究 第6報：旋回ローラーウォークの最適化，ロボティクス・メカトロニクス講演会00予稿集，pp.2P2-84-130(2000)
- [13] G.Endo, S.Hirose : "Roller-Walker: New Type Leg-Wheel Hybrid Vehicle", in video proceedings of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation(2000)