

- 修士論文 -

重心移動可能な車輪型ロボット  
における不整地走破性

平成19年2月2日

指導教員: 中谷 一郎 教授

東京大学大学院 工学系研究科 電子工学専攻

56445 中村 壮亮

# 目次

第1章	序論	1
1.1	惑星探査の意義	1
1.2	惑星探査の現状	1
第2章	惑星探査用の車輪型ロボット	5
2.1	車輪型ロボット開発の現状	5
2.2	不整地走行における課題と本論文における提案	5
2.3	本論文の構成	6
第3章	重心移動機能を有する車輪型ロボットの従来研究	8
第4章	新しい重心移動アルゴリズムを適用した車輪型ロボットの移動原理	10
4.1	走行の前提条件	10
4.2	重心移動を適用した理由	11
4.3	2体系における運動方程式の導出	12
4.4	全体のシステム構成	17
4.5	提案する重心移動機構	19
4.5.1	最適重心位置の計算アルゴリズム	19
4.5.1.1	路面粘着性と重心位置の関係	19
4.5.1.2	転倒安定性と重心位置の関係	25
4.5.1.3	最大の不整地走破性を示す最適重心位置の計算	26
4.5.2	最適重心位置に基づいた指令値整形と重心位置の位置制御系設計	26
4.5.2.1	最適重心位置に基づいた指令値整形	26
4.5.2.2	地形の予測情報に基づいた指令値整形	26
4.5.2.3	整形後の指令値(目標重心位置)に追従する位置制御系設計	27
4.6	最適駆動力配分のアルゴリズム	29
4.7	車輪の速度制御系	31
4.7.1	PI速度制御系	32
4.7.2	2自由度速度制御系	33
第5章	不整地走行シミュレーション	35
5.1	シミュレーション条件の設定	35
5.2	シミュレーション結果	39
5.2.1	シミュレーション1(重心移動機構の有無による比較)	39
5.2.2	シミュレーション2(可動重量部とボディ部の重量比による比較)	47
5.2.3	シミュレーション3(粘着性・安定性指標の重み付けによる比較)	55
5.2.4	シミュレーション4(地形予測情報の有無による比較)	62

---

5.2.5	シミュレーション 5(地形予測情報ありの条件下で粘着性・安定性指標の重み付けによる比較)	70
5.3	シミュレーション結果のまとめ	78
<b>第6章</b>	<b>検証実験</b>	<b>79</b>
6.1	実験の目的	79
6.2	実験装置の仕様と走行条件	79
6.2.1	実験のシステム	83
6.3	実験結果	84
6.3.1	実験のパターン	84
6.3.2	実験 1(重心移動機構の有無による比較)	86
6.3.3	実験 2(重量比による比較)	92
6.3.4	実験 3(粘着性・安定性指標の重み付けによる比較)	101
6.3.5	実験 4(仮定している路面の静止摩擦係数の変化による比較)	112
<b>第7章</b>	<b>結論</b>	<b>119</b>
7.1	研究の成果	119
7.2	今後の課題	120
	<b>参考文献</b>	<b>121</b>
	<b>謝辞</b>	<b>124</b>
	<b>付録A</b>	<b>126</b>
A.1	安定性指標を表す諸式の導出	126
A.2	規格化定数の導出	126

# 第1章 序論

## 1.1 惑星探査の意義

惑星探査の原動力は人類のあくなき知的好奇心である。NASA<sup>1</sup>における惑星探査の指導者であったカール・セーガン氏が残した「夢は惑星探査にあり」の言葉は、まさにそれを集約している [1]。惑星探査が本格的に行われるようになって既に 40 年あまりの時間が過ぎているが、その探査対象は変わっていない。その対象とは、ひとえに「新しい天体と地球外生命体」である。これらの探査によって、宇宙資源の発掘・利用、人類の活動範囲の拡大、科学技術の発展といったことが達成されると考えられる。これは大きな意義を持つ。しかし、人類の知的好奇心の最も先にあるものは「自分たちの存在を明らかにする」という大命題である。惑星探査を進めることで太陽系の誕生と進化プロセスおよび地球型生命体の起源が解明され、ひいては、「自分たちの存在を明らかにする」という大命題が達成されるとすれば、惑星探査は人類にとって非常に大きな意義を持つといえる。

## 1.2 惑星探査の現状

現在の宇宙ミッションでは、宇宙ステーションの開発などの人を宇宙に送り出す有人ミッションも活発であるが、こと惑星探査においては、人命を危険にさらすことなく低コストで実現可能な無人ミッションが活発である。惑星探査における無人ミッションでは、人類は周回衛星や着陸機を送り込み探査を行ってきた。我々人類は、冥王星を訪れる探査機として 2006 年に NASA によって打ち上げられたニュー・ホライズンズをもって、ついに太陽系内の全惑星（現在は冥王星は歪惑星に変更されたが）に無人探査機を送ることに成功した [2]。また、惑星以外にも、火星の衛星フォボス、ダイモスや木星 4 つのガリレオ衛星であるイオ、エウロパ、ガニメデ、カリスト、そしていくつかの彗星や小惑星に無人探査機を送り込むことで探査を行ってきた [3]。これら探査の方法は、大きく以下の 4 つに分類される。

1. フライバイによるリモートセンシング
2. オービタによるリモートセンシング
3. ランダによる着陸および着陸点付近の探査
4. 探査機による惑星表面の探査

これらは、順番が進むにつれてより詳細な探査が可能である。フライバイおよびオービタはリモートセンシングによる惑星探査である。これらでは、地質や表面形状をある程度知ることが可能である。また、ランダによる探査では着陸地点付近における詳細な探査が可能である。しかし、より詳細な探査を達成するためには、探査機による天体表面の広範囲

---

<sup>1</sup>National Aeronautics and Space Administration



な探査が必要といえる．特に天体表面を移動する探査用ロボットは，ランダによる着陸が困難な地形などにおいても探査が可能であり，天体における全体的な地質調査なども可能であるため，実用化されてきた．以下に，無人ミッションにおいて探査用ロボットが使われた例を二つ紹介する．一つは火星探査であり，二つ目は小惑星イトカワの探査である．火星は地球規模の重力を持った天体であり車輪型ロボット (SPIRIT, OPPORTUNITY[4][19]) による探査が行われた (Fig.1.1)．そして，小惑星イトカワは微小重力天体でありホッピングロボット (MINERVA[5][6][7]) による探査が計画された (Fig.1.2)．



Fig 1.1: NASA Robot "SPIRIT" and "OPPORTUNITY" for "MARS"[19]

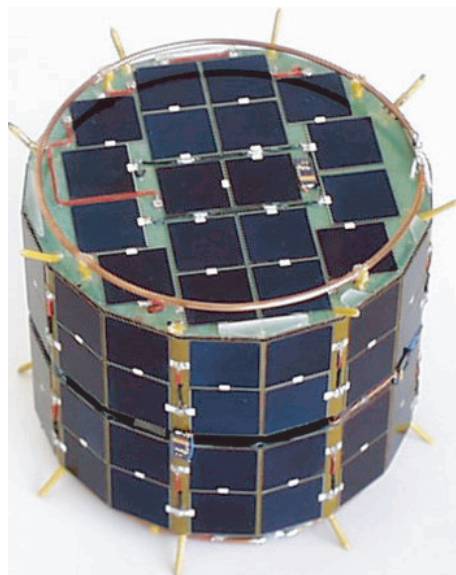


Fig 1.2: ISAS Robot "MINERVA" for the Asteroid "Itokawa"[6]

惑星探査の代表的なものとして，NASAによる火星探査があげられる．火星探査が最初に行われたのは40年前の1965年のことであった．米国の宇宙船 Mariner4 (Fig.1.3) が火星表面から 6000mile (9656km) を飛行し，人類史上初めて地球以外の惑星に接近し写真を撮影することに成功したのである [8][9]．そしてそれ以来，実際に火星表面に降り立って探査を行うことを目的とした次期ミッションが計画されるようになった．しかし，打ち上げ

失敗や着陸時の問題から長い間本格的な探査には到らなかった。ランダによる火星表面での初の本格的な探査が行われたのは1970年代後半からであった。これはNASAのバイキング1号, 2号によって行われた。これによって次期ミッションとして, ランダに代わって広範囲な探査を行うことを目的とした探査機によるミッションが計画された。実際に探査機による火星表面の探査ミッションが行われたのは, NASAのJPL<sup>2</sup>によって開発された車輪型ロボットであるSOJOURNER(Fig.1.4)によって探査が行われた1997年のことであった[10][11]。ここではランダにSOJOURNERを積み込み, エアバッグでランダを火星表面へと着地させた。SOJOURNERは走行距離などにおいて不十分な点はあったが, 車輪型ロボットの火星探査における有効性を示したことをもってしてもその意義は大きいものであった。そして, なによりもこれらの探査や取得画像の調査により, かつて火星に水が存在していた痕跡が現れたことが衝撃的であった。水が存在していたとすれば地球外生命体が存在していた可能性も考えられ, これは人類にとって非常に興味深いことなのである。そこで, 第二世代の探査ミッションが計画された。新しいロボットとしては, 実にスケールでSOJOURNERの2倍以上, 重さにして17倍以上の大型の車輪型ロボット2機が同じくNASAによって開発された。これが有名なSPIRIT, OPPORTUNITY (Fig.1.1)である。2003年に地球を出発したSPIRIT, OPPORTUNITYは2004年, ランダによって火星表面に着陸した。このミッションでは, 水の存在を裏付ける試料を採取できる可能性が高いと考えられていた二地点においてそれぞれのロボットが別々に探査を行った。現在では, 極や赤道付近で巨大な氷塊が見つかり, 予想通り火星にはかつて大量の水が存在していたことが実証された。今後は, NASAによる有人火星探査計画といったさらにチャレンジングな計画も行われる予定である。

また, 小惑星探査の代表的なものとして, JAXA<sup>3</sup>による小惑星イトカワの探査があげられる。この探査ミッションでは, 2003年に小惑星探査機「はやぶさ」が打ち上げられ, 2005年にイトカワに到着した。放出時の速度が脱出速度を上まわったため, 搭載された小惑星探査ロボットであるMINERVA(Fig.1.2)は残念ながらイトカワ表面には着陸できなかったが, 「はやぶさ」はイトカワに到着後, サンプル採取を行った。地球以外の天体からのサンプル採取が達成されたとあれば人類にとって月に続く快挙である。また, 月のような大きな天体では知ることができなかった太陽系初期の物質を知ることができるため, サンプル採取は科学的にも大きな意義がある。こうして「はやぶさ」は人類史上初めて小惑星への軟着陸に成功した探査機となった。地球への帰還が待ち遠しい。

ところで, ロボットの移動機構については様々な研究が行われてきた。研究されている移動機構の代表的なものとしては車輪型, クローラ型, 歩行型, ホッピング型といったものがあげられるが (Fig.1.5), 特に車輪型ロボットは不整地での安定性, 操舵系やシステムが複雑でないことから宇宙探査においても多用されている[12]。本論文では宇宙探査用のロボットを扱い, その移動機構としては大きな重力のある天体の探査で一般的に使われてきた車輪型を扱うことにする。

---

<sup>2</sup>Jet Propulsion Laboratory

<sup>3</sup>宇宙航空研究開発機構

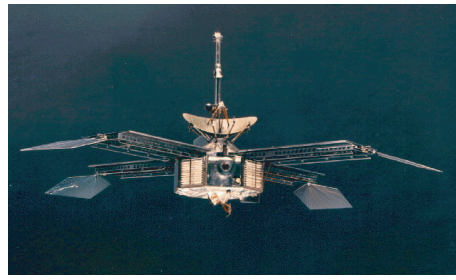


Fig 1.3: NASA Spacecraft "Mariner4" for "MARS"[9]

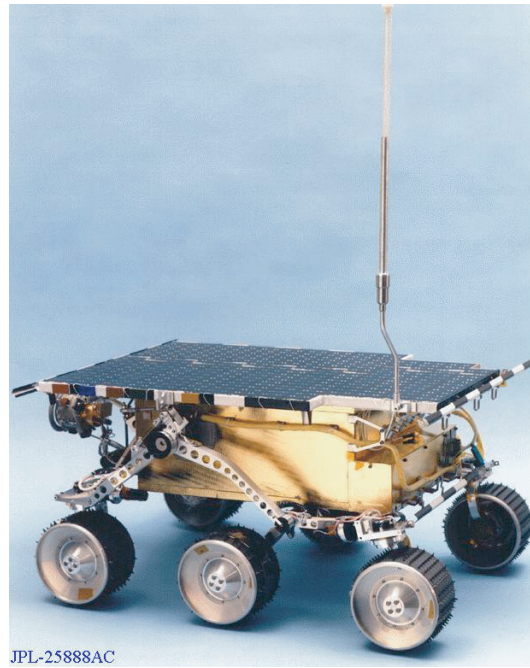


Fig 1.4: NASA Robot "SOJOURNER" for "MARS"

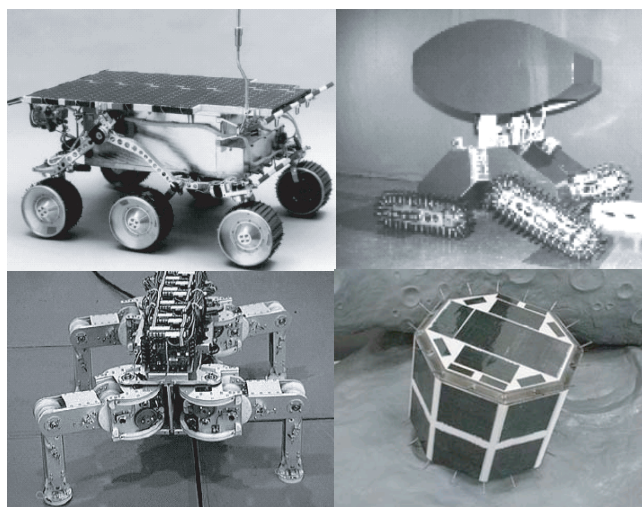


Fig 1.5: Classification of Robot by Locomotion

## 第2章 惑星探査用の車輪型ロボット

### 2.1 車輪型ロボット開発の現状

ここでは、車輪型ロボットの機械的機構における分類について述べる。

車輪型ロボットのボディ、車輪およびリンクからなる一連の機械的機構はリンク機構と呼ばれている。リンク機構の分類において一般的なものとして、車輪数による分類がある。それぞれの車輪数において代表的なロボットをあげると4輪のNOMAD [13]、HIENI I [14]、ISAS/NISSAN ローバ [15]、5輪のMICRO5 [16][17]、6輪のSOJOURNER [10][11]、ROCKY7 [18]、SPIRIT、OPPORTUNITY [4][19]、SHRIMP [12][20]、8輪のLUNOKHODがある (Fig.2.1)。最適な車輪数に関する研究もなされている。消費電力の点から最適な車輪数を論じたものとして黒田らが行った研究 [16] がある。そこでは、ボディーや車輪の寸法および全重量を統一して4輪、5輪、6輪に対して段差乗り越えの際の消費電力比較を行った結果、5輪のPEGUSUS機構を適用したロボットが最も消費電力が低いという興味深い結果が得られている。

しかし、惑星探査ロボットでは、消費電力のみならず、他にも考慮しなければならない物理量が多々ある。車輪数の観点からまとめると、車輪数が多いほど車体の転倒しづらくなること (転倒安定性の向上) や車輪が滑りにくくなる (路面粘着性の向上) といった利点があるが、車輪数が少ないほど軽量化が可能であり、ロケットへの積載重量の点から望ましいといったトレードオフが存在する。結局のところ、総合的な観点から車輪数としては6輪のものが多く利用されてきた。なお上述のように、車輪数が6輪の代表的なものとしては、NASAのJPL (Jet Propulsion Laboratory) によって開発された機構であり火星探査において実用された機構であるロッカーボギー機構 [21][22] や、スイス連邦工科大学のRolandSiegwartらによって開発された比較的新しい機構であるSHRIMP機構 [12][23][24] がある。

### 2.2 不整地走行における課題と本論文における提案

ここでは、惑星探査用のロボットとして要求される不整地走破性について述べる。

惑星探査においては高い不整地走破性が要求される。なぜなら、不整地を避けることなく乗り越えることで目標地点への距離が大幅に短縮される場合や、そもそも目標地点へ到達するためには不整地走行が不可避である場合があるためである。惑星探査においては岩場、砂地、窪地、段差、坂などの不整地走行に対応するため、リンク機構として実に様々なものが考えられてきた。その一つとして、火星探査において使用された車輪型ロボットであるSOJOURNER、SPIRIT、OPPORTUNITYがあげられる。これらは全て、ロッカー



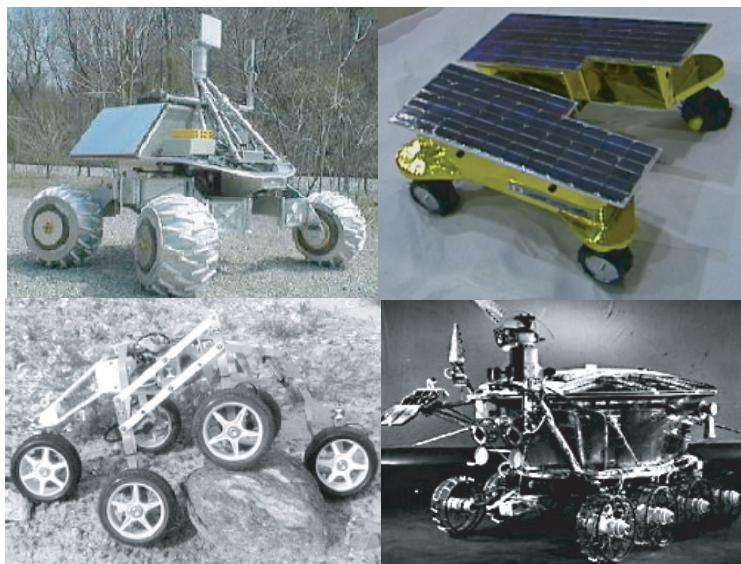


Fig 2.1: Classification of Wheeled Robot by Number of Wheels

ボギー機構と呼ばれる6輪の機構であった。これは軽量性・安定性・車輪駆動力などの点から総合的に非常に優れた機構であり、地球規模の重力環境を持った惑星探査において有用であった。しかし、ロッカーボギー機構を有した車輪型ロボットでさえも岩場や砂地などの不整地での走行は困難であった。実際にNASAによる火星探査ミッションにおいても岩場を避けて経路計画が行われており、砂地でのスタック状態からの復旧作業には長時間を要していた [25]。

今後、凸凹の激しい不整地の走行といったチャレンジングなミッションを達成するためにはさらなる不整地走破性の向上が必要であると考えられる。このような場面に対応するため機能的に特化した車輪型ロボットが開発されてきた。しかし、リンク機構などに関しても多くの研究が行われてきたにも関わらず、現在でもロッカーボギー機構は”車輪型ロボットの王様”とされている。このように、リンク機構のような足回りの移動機構の改善についての研究は多く存在するにも関わらず、ロッカーボギー機構を上回る車輪型ロボットは現れていない。

そこで、本論文では足回りの移動機構の改善ではなく、ロボットの持つ物理量に注目することにより不整地走破性の向上を考えた。このような研究はあまりみられない。本論文では、特に重心位置という物理量に注目し、車輪型ロボットの重心位置を最適に制御することで不整地走破性の向上を試みる。

## 2.3 本論文の構成

- 第3章では、まず不整地走破性の定義について述べる。次に、重心移動を行うことで不整地走破性を向上させる車輪型ロボットの従来研究を紹介し、その物理的な意味を理解するとともに問題点を洗い出す。

- 第4章では、重心移動の物理的意味をまとめ、本論文で重心移動を適用した理由について述べる。そして、従来研究における問題点を解決する新しい重心移動アルゴリズムを提案する。また、その重心移動アルゴリズムを適用した車輪型ロボットのシステム構成について述べる。
- 第5章では、提案した重心移動アルゴリズムを適用した車輪型ロボットにおいて、不整地走行シミュレーションを行った。そして、重心移動アルゴリズムが車輪の路面粘着性、車体の転倒安定性、消費電力、車輪の駆動力に与える影響を考察する。
- 第6章では、実際にロボットを作成し実験を行った。設計およびその構成、検証実験の結果について述べる。
- 第7章では、本論文をまとめ、今後の課題を述べる。

# 第3章 重心移動機能を有する車輪型ロボットの従来研究

本章では重心移動を行う車輪型ロボットについて扱う。ここで、「重心移動を行う」とは、ロボットが移動することで重心が移動することではなく、ロボットが変形することで自身の重心位置を変更することを意味している。

このような重心移動を行うことで不整地走破性を向上させるロボットの従来研究について述べる。まず、不整地走破性について述べる。不整地走破性としては過去、決定的な定義はされてこなかった。現在でも不整地走破性の定義については未解決の問題である [26]。不整地走破性に寄与すると考えられる物理量をまとめると以下のようなものが考えられる。

- 車輪の路面粘着性
- 車体の転倒安定性
- 消費電力
- 車輪に要求される最大駆動力

車輪の路面粘着性とは車輪の滑りやすさを表す物理量であり、車体の転倒安定性は車体の転覆しやすさを表す物理量である。消費電力はシステムのモータが消費する電力の合計量を表しており、車輪に要求される最大駆動力とは、全車輪のモータが同じものであるとした場合に、最大の駆動力が必要となるモータの駆動力を表している。

最初の二つは不整地が原理的に走破可能であることを示す物理量であるが、次の二つは、車輪のモータ性能によって限度が決定される物理量である。そこで、これら4つの物理量を考慮した不整地走破性の定義を「広義の不整地走破性」と呼び、このうち最初の2つの物理量のみを考慮した不整地走破性を「狭義の不整地走破性」と呼ぶことにする。次に、「狭義の不整地走破性」の二つの因子をそれぞれ考慮に入れた従来研究を二つ紹介する。

上記のように「狭義の不整地走破性」は車輪の路面粘着性および車体の転倒安定性の二つの因子によって定義される。このうち、車輪の路面粘着性に関して行われた研究として、Carnegie Mellon Univ と NASA によるもの [27][28] があげられる (Fig.3.1)。ここでは、可動重量部が振り子の構造となっており、可動重量部を大きくスイングさせることでロボット全体の重心位置を移動させる。段差乗り越え実験を例としてあげると、前輪が段差に差し掛かった時には重心を後輪方向へと移動することで前輪が段差を乗り越えやすくし、反対に後輪が段差に差し掛かった時には重心を前方へと移動することで後輪が段差を乗り越えやすくしていた。物理的意味としては、重心移動を行うことで前輪および後輪にかかる接地荷重を変化させ、車輪の路面粘着性を大きくしているといえる。特徴としては、高い路面粘着性を得られる反面、低い転倒安定性や重心位置がオフライン計算であるといった

問題点がある。

次に、車体の転倒安定性に関して行われた研究として、MIT と NASA によるもの [29][30]

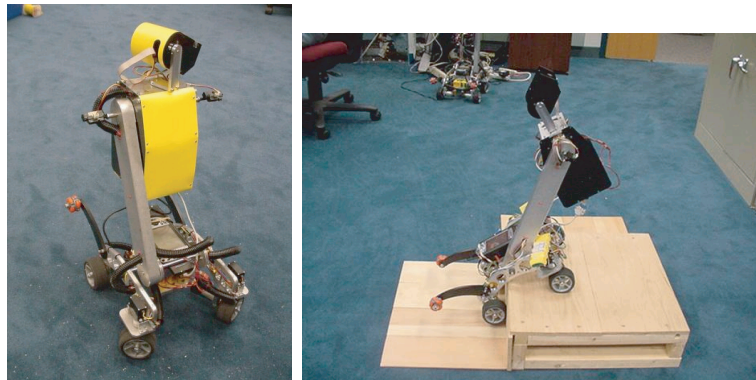


Fig 3.1: Carnegie Mellon Univ & NASA "PERSONAL ROVER" [28]

があげられる (Fig.3.2) . ここでは、車体の転倒安定性についての評価関数をもとに、転倒を防ぐことを目的とした重心移動を行っていた。重心移動は、リンク間角度とロボットアームの姿勢を変更することで行っていた。特徴としては、高い安定性が得られることや重心位置がオンライン計算される反面、低い路面粘着性を示す場合があるといった問題点がある。

このように従来研究では、路面粘着性は高いが転倒安定性が大きく損なわれている場合

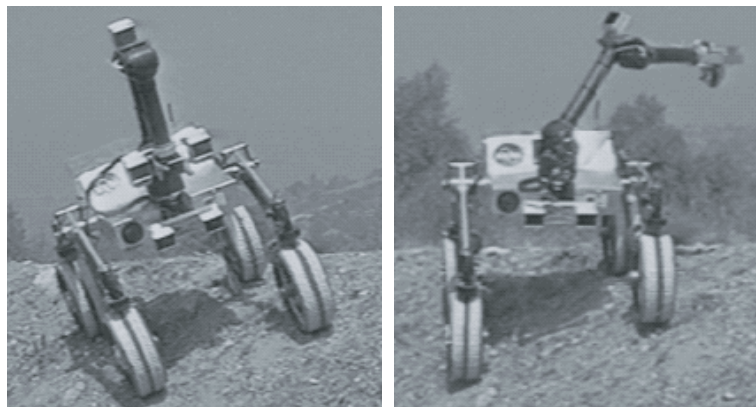


Fig 3.2: MIT & NASA "SRR" (Sample Return Rover) [29]

や転倒安定性は高いが路面粘着性が大きく損なわれている場合などがあつた。本来は走行地形や目的に応じて路面粘着性や転倒安定性のどちらを重視するかを決定しつつ、両者ともに最低マージンを確保した走行を行うべきであると考えられる。このような走行は従来研究では行われていなかった。そこで本論文では、路面粘着性および転倒安定性の二つの因子を考慮し、「狭義の不整地走破性」を最大にする新しい重心移動アルゴリズムを提案する。



# 第4章 新しい重心移動アルゴリズムを適用した車輪型ロボットの移動原理

本章では、「狭義の不整地走破性」を最大にする新しい重心移動アルゴリズムを提案する。まずは、ロボットの走行条件について述べる。次に重心移動の物理的意味をまとめ、本論文で重心移動を適用した理由を述べる。最後に、ロボットの運動を解析するため運動方程式を導出し、全体のシステム構成および各システムについて詳しく述べる。

## 4.1 走行の前提条件

提案する車輪型ロボットが走行する際の前提条件を設定する。車輪型ロボットの走行モデルは Fig.4.1 のように表される。

本論文では、以下のような条件で走行を行うこととする。

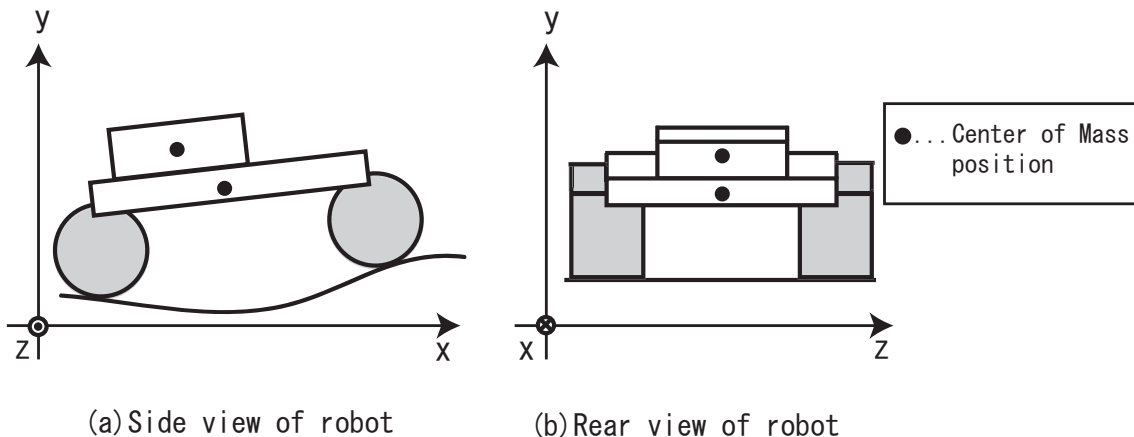


Fig 4.1: Locomotion Model of Robot

- ロボットは4輪駆動である
- 車輪モータは4輪とも独立駆動である
- 車輪モータおよび車輪は4輪とも同じものを用いる
- 移動方向は  $xy$  平面内に限定され、ステアはきらない
- ロボットの移動速度は低速である
- 可動重量部の移動はリニアアクチュエータによって行う

## 4.2 重心移動を適用した理由

---

- 可動重量部およびボディ部の各部における重心位置は  $z$  方向に対して各部の中心にある
- 地形は左右対称とする
- カメラなどによる地形情報から路面傾斜角が推定されているものとする
- 車輪は路面に対して滑ることなく，ロボットは路面からの静止摩擦力を駆動力として移動する
- 車輪-路面間の静止摩擦係数は一定とする (路面の材質は均一と仮定)
- 車輪の路面に対する接触点は常に 1 点である (溝のような地形は走行しない)

不整地を走行対象とする車輪型移動ロボットとして，ここでは各車輪が独立に駆動力を出す 4 輪駆動のものを扱い，車輪は路面に対して滑ることなく路面からの静止摩擦力によって駆動力を発生するものと仮定した．さらに，まずは基本的な性質を明らかにするため不整地としては左右対称なものを仮定した．左右対称な不整地を仮定することで片側二輪においてその物理挙動を考えればよいことになる．

次に重心移動の物理的意味について述べ，本論文で重心移動を適用した理由について述べる．

## 4.2 重心移動を適用した理由

本論文では，惑星探査といった未知環境での走行のため，不整地走破性に特化したロボットを構築しようと考えた．そこで，路面粘着性および転倒安定性の二つを「狭義の不整地走破性」における因子と考え，これらの向上を目的としたロボットの構築を考えた．その過程で，重心位置がこれら二つの因子に深く結びついていると考えるようになった．最初にこの考えに到ったのは，自分自身が自転車で段差を乗り越える際には無意識に体を前後させることで乗り越えやすくしているという事実を発見したからであった．これはまさに本論文で扱う重心移動そのものであり，このような重心移動の物理的意味は以下のようにまとめられる．

- 重心移動によりロボットの重心周りの慣性モーメントが変化する
- 重心移動により各車輪にかかる接地荷重を変更できる

これら二つによって，重心移動を行うことで結果的に路面粘着性および転倒安定性は大きく変化する．研究を進めていくうちに，脚先に車輪が取り付けられている車輪型ロボットを用いた坂道走行において，重心移動の効果を調べた研究 [26][31] が見つかった．しかしこれらの研究では，坂道走行においては転倒安定性の向上は見られたものの，路面粘着性の向上は見られないという結論であった．不整地走破性に関して転倒安定性は最低限満たしていればよく，路面粘着性の向上がより重要であるとすれば，坂道走行において重心移

動は有用ではないという残念な結果といえる．そもそも，この事実は初めは直感的に理解しがたいものを感じられた．というのも，重心移動を行うことで各車輪にかかる接地荷重(垂直抗力)を適切に変更することが可能であり，路面粘着性の向上にもつながると思われたからである．しかし，力学式を解くことでこの直感は理論的には正しくないということが分かった．理論的には坂道走行では重心位置がどこにあったとしても前輪および後輪で出しようとする駆動力の合計値は変わらないのである．自身の研究を進めるにあたって，坂道やステップのようなものだけではなく，より一般的な地形を走行対象とするため，各車輪の路面との接平面と水平方向とのなす角を路面傾斜角と定義し，様々な路面傾斜角において重心位置と路面粘着性との関係を調べた．これは本章で後述する  $\mu_1 - \mu_2$  曲線に相当する．このように，一般地形における重心移動の効果を調べるうちにある推論に到った．それは，「前輪および後輪の路面傾斜角が異なる場合において，重心移動を行うことで路面粘着性の向上が可能である」

というものである．前述の坂道走行の場合では前輪および後輪の路面傾斜角が等しいため，重心移動によって路面粘着性の向上は見られなかったのである．本論文では上記のことがらを念頭に置きつつ，路面粘着性および転倒安定性を二つの因子とした「狭義の不整地走破性」を最大とする重心移動機構を提案する．

次に，ロボットの物理挙動を解析するため，運動方程式の導出について扱う．

### 4.3 2体系における運動方程式の導出

ここでは，ロボットの物理挙動を導くため運動方程式を導出する．進行方向に対して右側の車輪のみ描いた側面図は Fig.4.2 のように表される．ロボットは可動重量部とボディ部(車輪+ボディで構成)から構成されるため，その運動は二体問題の運動方程式で記述される．ここでは重量部とボディ部からなる二体系における2つの運動方程式として二体間の相対位置に関する運動方程式とボディ部の運動方程式を導出する [32] ．

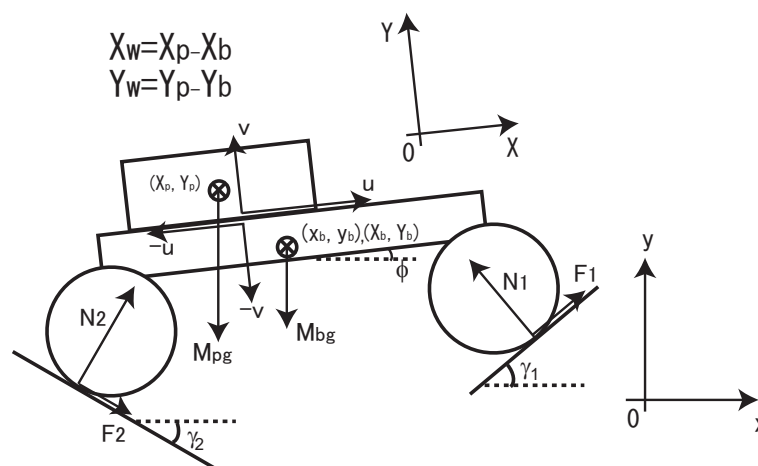


Fig 4.2: Two Body Model of Robot

いま，Fig.4.2 に図示した座標系は  $x, y$  座標系が慣性座標系を表し， $X, Y$  座標系がロボットのボディから見た座標系を表す．ロボットの物理量は以下の通りであるとする．

- $l_{body}[m]$ :ボディの長さ,  $h_{body}[m]$ :ボディの高さ  $l_w[m]$ :可動重量部の長さ,  $h_w[m]$ :可動重量部の高さ
- $h_r[m]$ :車輪中心からボディ底面までの高さ
- $r[m]$ :車輪半径
- $M_{wheel}[kg]$ :車輪質量
- $k_p$ :車輪に対する可動重量部の質量比  $k_b$ :車輪に対するボディの質量比
- $X_p, Y_p[m]$ :可動重量部の重心位置の X 座標, Y 座標
- $x_b, y_b[m]$ :ボディ部の重心位置の x 座標, y 座標
- $X_b, Y_b[m]$ :ボディ部の重心位置の X 座標, Y 座標
- $X_w[m]$ :可動重量部重心位置とボディ部重心位置の相対位置の X 座標
- $Y_w[m]$ :可動重量部重心位置とボディ部重心位置の相対位置の Y 座標
- $\phi[\text{rad}]$ :車体の回転角度 ( $\phi_p[\text{rad}]$ :可動重量部の回転角度,  $\phi_b[\text{rad}]$ :ボディ部の回転角度であり,  $\phi \equiv \phi_p = \phi_b$  である)
- $\gamma_1[\text{rad}]$ :前輪の路面傾斜角
- $\gamma_2[\text{rad}]$ :後輪の路面傾斜角
- $F_1, N_1[N]$ :前輪が路面から受ける駆動力, 垂直抗力
- $F_2, N_2[N]$ :後輪が路面から受ける駆動力, 垂直抗力
- $u, v[N]$ :可動重量部がボディ部から受ける X, Y 方向の力 ( $u$  はリニアアクチュエータの駆動力,  $v$  は可動重量部・ボディ部間に働く拘束力)
- $\tau_v[\text{Nm}]$ :拘束力  $v$  によって可動重量部が受ける重心周りのモーメント

ここで, 対象とする物体は平面運動を行う剛体であり, その運動は重心  $G$  の並進運動と重心  $G$  周りの回転運動の二つによって一般に表される. そこで, 運動方程式の導出に際しては, 並進運動に関してニュートンの第 2 法則 (the second law of motion) を, 回転運動に関して重心周りの回転運動の運動方程式を用いることにする.

まず, ニュートンの第 2 法則について述べる. 剛体における重心の並進運動は剛体の全質量  $M$  が重心  $G$  に集中したと考えた場合での質点の運動方程式で表される. いま, 静止直交座標系  $O$ -xyz において  $x, y, z$  軸方向の単位ベクトルを  $\mathbf{i}_0, \mathbf{j}_0, \mathbf{k}_0$ , 剛体に作用する力を  $\mathbf{F} = F_x \mathbf{i}_0 + F_y \mathbf{j}_0 + F_z \mathbf{k}_0$ , 剛体の加速度を  $\mathbf{a} = a_x \mathbf{i}_0 + a_y \mathbf{j}_0 + a_z \mathbf{k}_0$  とすると, ニュートンの第 2 法則は次のように表される.

$$M\mathbf{a} = \mathbf{F} \quad (4.1)$$

もしも, 剛体に複数の力が作用する場合には式 (4.1) においてそれらの合力を  $\mathbf{F}$  とすればよい. これを静止座標系  $O$ -xyz 上で成分表示すると次式となる.

$$Ma_x = F_x, \quad Ma_y = F_y, \quad Ma_z = F_z \quad (4.2)$$

静止座標系上の重心の加速度成分は重心位置を時間で 2 階微分した形で表されるので,

$$M \frac{d^2 x}{dt^2} = F_x, \quad M \frac{d^2 y}{dt^2} = F_y, \quad M \frac{d^2 z}{dt^2} = F_z \quad (4.3)$$

のようにも表される．ここでは重心の並進運動に関する運動方程式として式(4.3)の形のもの扱うことにする．

次に，重心周りの回転運動の運動方程式について述べる．上述した  $F$  がつくる重心  $G$  周りの力のモーメントを  $N_G$  とすると，重心  $G$  周りの回転運動の運動方程式は，次式で与えられる．

$$I_G \ddot{\theta} = N_G \quad (4.4)$$

ここで， $I_G$  は剛体の重心周りの慣性モーメントを表す．

以上を用いて，本モデルにおける運動方程式を立式する．まず，Fig.4.2 のモデルにおける可動重量部およびボディ部の運動方程式は以下のように表される．

- ・可動重量部の並進運動 (x 方向) に関する運動方程式

$$k_p M_{wheel} \ddot{x}_p = u \cos \phi - v \sin \phi \quad (4.5)$$

- ・可動重量部の並進運動 (y 方向) に関する運動方程式

$$k_p M_{wheel} \ddot{y}_p = u \sin \phi + v \cos \phi - k_p M_{wheel} g \quad (4.6)$$

- ・可動重量部の回転運動に関する運動方程式

$$I_p \ddot{\phi}_p = u \frac{h_w}{2} + \tau_v \quad (4.7)$$

- ・ボディ部の並進運動 (x 方向) に関する運動方程式

$$(k_b + 4) M_{wheel} \ddot{x}_b = F_x - u \cos \phi + v \sin \phi \quad (4.8)$$

$$F_x = 2(F_1 \cos \gamma_1 - N_1 \sin \gamma_1 + F_2 \cos \gamma_2 - N_2 \sin \gamma_2)$$

- ・ボディ部の並進運動 (y 方向) に関する運動方程式

$$(k_b + 4) M_{wheel} \ddot{y}_b = F_y - u \sin \phi - v \cos \phi - (k_b + 4) M_{wheel} g \quad (4.9)$$

$$F_y = 2(F_1 \sin \gamma_1 + N_1 \cos \gamma_1 + F_2 \sin \gamma_2 + N_2 \cos \gamma_2)$$

- ・ボディ部の回転運動に関する運動方程式

$$\begin{aligned} & I_b \ddot{\phi}_b \\ &= u(h_{body} + h_r - h_{mb}) - \tau_v - v X_w \\ &+ 2(F_1 \sin \gamma_1 + N_1 \cos \gamma_1)(l_{mb} \cos \phi + h_{mb} \sin \phi + r \sin \gamma_1) \\ &- 2(F_2 \sin \gamma_2 + N_2 \cos \gamma_2)((l_{body} - l_{mb}) \cos \phi - h_{mb} \sin \phi - r \sin \gamma_2) \\ &+ 2(F_1 \cos \gamma_1 - N_1 \sin \gamma_1)(-l_{mb} \sin \phi + h_{mb} \cos \phi + r \cos \gamma_1) \\ &+ 2(F_2 \cos \gamma_2 - N_2 \sin \gamma_2)((l_{body} - l_{mb}) \sin \phi + h_{mb} \cos \phi + r \cos \gamma_2) \end{aligned} \quad (4.10)$$

ここで，ボディ部の重心位置の前輪中心からの水平方向の距離，垂直方向の高さである  $l_{mb}, h_{mb}$  および可動重量部，ボディ部の重心周りの慣性モーメント  $I_p, I_b$  は

$$l_{mb} = \frac{l_{body}}{2} \quad (4.11)$$

$$h_{mb} = \frac{k_b}{k_b + 4} \left( \frac{h_{body}}{2} + h_r \right) \quad (4.12)$$

$$I_p = \frac{1}{12} k_p M_{wheel} (l_w^2 + h_w^2) \quad (4.13)$$

$$I_b = k_b M_{wheel} \left( \frac{l_{body}^2}{12} + \frac{h_{body}^2}{3} + h_{body} (h_r - h_{mb}) + (h_r - h_{mb})^2 \right) + 4M_{wheel} (l_{mb}^2 + h_{mb}^2) + 2M_{wheel} r^2 \quad (4.14)$$

で表される．なお，慣性モーメント  $I_p, I_b$  は平行軸の定理などを用いて導出した．次に，これらを用いて  $X$  方向・ $Y$  方向における二体間の相対位置に関する並進運動の運動方程式を導出する．導出の手順としては，二つの座標系間の関係式である式 (4.15)

$$\begin{bmatrix} x_p \\ y_p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_b \\ y_b \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \cos \phi & -\sin \phi \\ \sin \phi & \cos \phi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_w \\ Y_w \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

を2階時間微分し，式 (4.5), (4.6) に代入する．これは，静止座標系  $O-xy$  から二次元回転座標系  $O-XY$  への座標変換に対応している．まず，式 (4.15) を時間で2階時間微分し  $\ddot{x}_b, \ddot{y}_b$  の項を左辺に移項すると，

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \ddot{x}_p - \ddot{x}_b \\ \ddot{y}_p - \ddot{y}_b \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} \cos \phi & -\sin \phi \\ \sin \phi & \cos \phi \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{X}_w \\ \ddot{Y}_w \end{bmatrix} + 2 \begin{bmatrix} -\sin \phi \dot{\phi} & -\cos \phi \dot{\phi} \\ \cos \phi \dot{\phi} & -\sin \phi \dot{\phi} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X}_w \\ \dot{Y}_w \end{bmatrix} \\ &+ \begin{bmatrix} -\cos \phi \dot{\phi}^2 - \sin \phi \ddot{\phi} & \sin \phi \dot{\phi}^2 - \cos \phi \ddot{\phi} \\ -\sin \phi \dot{\phi}^2 + \cos \phi \ddot{\phi} & -\cos \phi \dot{\phi}^2 - \sin \phi \ddot{\phi} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{X}_w \\ \dot{Y}_w \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (4.16)$$

となる．また，式 (4.5)  $\times (k_b + 4)M_{wheel}$  - 式 (4.8)  $\times k_p M_{wheel}$  より

$$\ddot{x}_p - \ddot{x}_b = \frac{1}{\xi} (u \cos \phi - v \sin \phi) - \frac{F_x}{(k_b + 4)M_{wheel}} \quad (4.17)$$

であり，式 (4.5)  $\times (k_b + 4)M_{wheel}$  - 式 (4.8)  $\times k_p M_{wheel}$  より

$$\ddot{y}_p - \ddot{y}_b = \frac{1}{\xi} (u \sin \phi + v \cos \phi) - \frac{F_y}{(k_b + 4)M_{wheel}} \quad (4.18)$$

である．ただしここで， $\xi$  は換算質量と呼ばれる物理量であり，式 (4.19) によって与えられる．

$$\xi = \frac{k_p(k_b + 4)}{k_p + k_b + 4} M_{wheel} \quad (4.19)$$

さらに，式 (4.17), (4.18) に式 (4.16) を代入することで，式 (4.20), (4.21)

$$\begin{aligned} &\cos \phi \ddot{X}_w - 2 \sin \phi \dot{\phi} \dot{X}_w - (\cos \phi \dot{\phi}^2 + \sin \phi \ddot{\phi}) X_w - \sin \phi \ddot{Y}_w - 2 \cos \phi \dot{\phi} \dot{Y}_w \\ &- (-\sin \phi \dot{\phi}^2 + \cos \phi \ddot{\phi}) Y_w = \frac{1}{\xi} (u \cos \phi - v \sin \phi) - \frac{F_x}{(k_b + 4)M_{wheel}} \end{aligned} \quad (4.20)$$

$$\begin{aligned} \sin \phi \ddot{X}_w + 2 \cos \phi \dot{\phi} \dot{X}_w - (\sin \phi \dot{\phi}^2 - \cos \phi \ddot{\phi}) X_w + \cos \phi \ddot{Y}_w - 2 \sin \phi \dot{\phi} \dot{Y}_w \\ - (\cos \phi \dot{\phi}^2 + \sin \phi \ddot{\phi}) Y_w = \frac{1}{\xi} (u \sin \phi + v \cos \phi) - \frac{F_y}{(k_b + 4) M_{wheel}} \end{aligned} \quad (4.21)$$

が得られる．これによって二次元回転座標系 O-XY への座標変換が行われた．さらに，形を整えるため，式 (4.20)  $\times \cos \phi$  + 式 (4.21)  $\times \sin \phi$  なる変形を行い

$$\ddot{X}_w - \dot{\phi}^2 X_w - 2 \dot{\phi} \dot{Y}_w - \ddot{\phi} Y_w = \frac{u}{\xi} - \frac{F_x \cos \phi + F_y \sin \phi}{(k_b + 4) M_{wheel}} \quad (4.22)$$

上式が，式 (4.20)  $\times (-\sin \phi)$  + 式 (4.21)  $\times \cos \phi$  なる変形を行い

$$\ddot{Y}_w - \dot{\phi}^2 Y_w + 2 \dot{\phi} \dot{X}_w + \ddot{\phi} X_w = \frac{v}{\xi} - \frac{-F_x \sin \phi + F_y \cos \phi}{(k_b + 4) M_{wheel}} \quad (4.23)$$

上式が得られる．この二式が一般的に，二次元回転座標系 O-XY での二体間の相対位置に関する並進運動の運動方程式である．ここで， $\ddot{X}_w$  および  $\ddot{Y}_w$  は相対加速度， $-\dot{\phi}^2 X_w$  および  $-\dot{\phi}^2 Y_w$  は求心加速度， $-2\dot{\phi}\dot{Y}_w$  および  $2\dot{\phi}\dot{X}_w$  はコリオリの加速度， $-\ddot{\phi}Y_w$  および  $\ddot{\phi}X_w$  は角速度に基づく加速度である．いま，Fig.4.2 に示されるように可動重量部とボディ部は Y 方向に拘束されているため， $\ddot{Y}_w = 0$  および  $\dot{Y}_w = 0$  である．これを考慮して式 (4.22),(4.23) を書き直すと，

$$\ddot{X}_w = \dot{\phi}^2 X_w + \ddot{\phi} Y_w + \frac{u}{\xi} - \frac{F_x \cos \phi + F_y \sin \phi}{(k_b + 4) M_{wheel}} \quad (4.24)$$

$$0 = \dot{\phi}^2 Y_w - 2 \dot{\phi} \dot{X}_w - \ddot{\phi} X_w + \frac{v}{\xi} - \frac{-F_x \sin \phi + F_y \cos \phi}{(k_b + 4) M_{wheel}} \quad (4.25)$$

となる．さらに，次式で定義される  $F_{rx}$  ,  $F_{ry}$  を用いて，

$$F_{rx} \equiv \frac{2k_p}{k_p + k_b + 4} (F_1 \cos(\gamma_1 - \phi) - N_1 \sin(\gamma_1 - \phi) + F_2 \cos(\gamma_2 - \phi) - N_2 \sin(\gamma_2 - \phi)) \quad (4.26)$$

$$F_{ry} \equiv \frac{2k_p}{k_p + k_b + 4} (F_1 \sin(\gamma_1 - \phi) + N_1 \cos(\gamma_1 - \phi) + F_2 \sin(\gamma_2 - \phi) + N_2 \cos(\gamma_2 - \phi)) \quad (4.27)$$

式 (4.24),(4.25) は，

- ・二体間の相対位置に関する並進運動 (X 方向) の運動方程式

$$\ddot{X}_w = \dot{\phi}^2 X_w + \ddot{\phi} Y_w + \frac{1}{\xi} (u - F_{rx}) \quad (4.28)$$

- ・二体間の相対位置に関する並進運動 (Y 方向) の運動方程式

$$0 = \dot{\phi}^2 Y_w - 2 \dot{\phi} \dot{X}_w - \ddot{\phi} X_w + \frac{1}{\xi} (v - F_{ry}) \quad (4.29)$$

と書き直される．ここでは，式(4.28),(4.29)を二次元回転座標系 O-XY での二体間の相対位置に関する並進運動の運動方程式として扱う．ところで，回転運動においては，可動重量部とボディ部が拘束されているため，これらの回転方向に関する運動方程式の回転角度  $\phi_p$  および  $\phi_b$  は等しい．そこで，この回転角度を  $\phi$  とし，式(4.7) + 式(4.10)を行うと，内部モーメント  $\tau_v$  は消去されロボット全体の回転運動に関する運動方程式は

・ロボット全体の回転方向に関する運動方程式

$$\begin{aligned}
 & (I_p + I_b)\ddot{\phi} \\
 & = u(h_{body} + h_r - h_{mb} + \frac{h_w}{2}) - vX_w \\
 & + 2(F_1 \sin \gamma_1 + N_1 \cos \gamma_1)(l_{mb} \cos \phi + h_{mb} \sin \phi + r \sin \gamma_1) \\
 & - 2(F_2 \sin \gamma_2 + N_2 \cos \gamma_2)((l_{body} - l_{mb}) \cos \phi - h_{mb} \sin \phi - r \sin \gamma_2) \\
 & + 2(F_1 \cos \gamma_1 - N_1 \sin \gamma_1)(-l_{mb} \sin \phi + h_{mb} \cos \phi + r \cos \gamma_1) \\
 & + 2(F_2 \cos \gamma_2 - N_2 \sin \gamma_2)((l_{body} - l_{mb}) \sin \phi + h_{mb} \cos \phi + r \cos \gamma_2) \quad (4.30)
 \end{aligned}$$

と求まる．

さて，本モデルでは平面運動における剛体の二体系を扱った．一般的に，平面運動における剛体の二体系では二体の状態は6つの独立な一般化座標で表される．これは，ここで示した座標では  $x_p, y_p, \phi_p$  および  $x_b, y_b, \phi_b$  に相当する．しかし本モデルの場合では，可動重量部とボディ部の運動が Y 方向に拘束されること，および回転運動における回転角度  $\phi_p$  と  $\phi_b$  が等しいこと，という二つの拘束条件により自由度が2つ減り，4つの独立な一般化座標を用いて運動が記述されるのである．ここでは，この4つの独立な一般化座標を  $x_b, y_b, X_w, \phi$  とし，運動方程式としては式(4.8),(4.9),(4.28),(4.30)を考えることにする．本モデルはこれら4式によってその運動が表されるのである．

ただし，運動方程式としてここで導出した式(4.8),(4.9),(4.30)では，ロボットが予め決定された軌跡を描く運動を行った場合のみ適用可能であることに注意する必要がある．本論文におけるシミュレーションは，半楕円状の走行地形を等速で運動したと仮定した場合(つまり，予め決定された軌跡を描く運動)に対してこれらの式を用いたものであるため，これらの式を適用する．

ところで，実際の走行においては，予め軌跡が決定されているのではなく，何らかの物理指標に基づいて車輪を制御する必要がある．そこで，本論文では等速度で運動することを目的とし，車輪の速度制御を行うことにした．そのため，理想的に車輪が等速運動していると仮定したシミュレーションの場合とは異なり，実際の走行においては，車輪が等速運動を行うように車輪モータのトルクを発生させる速度制御器の設計が必要となる．この速度制御器設計に関しては後述する．

## 4.4 全体のシステム構成

本章では本論文で提案するロボットの実際の走行におけるシステム構成について説明する．システム構成は Fig.4.3 のようになる．ここで，1 は車輪の速度制御器，2 はリニアアクチュエータによる重心位置の位置制御器，3 は最適駆動力配分の計算ブロック，



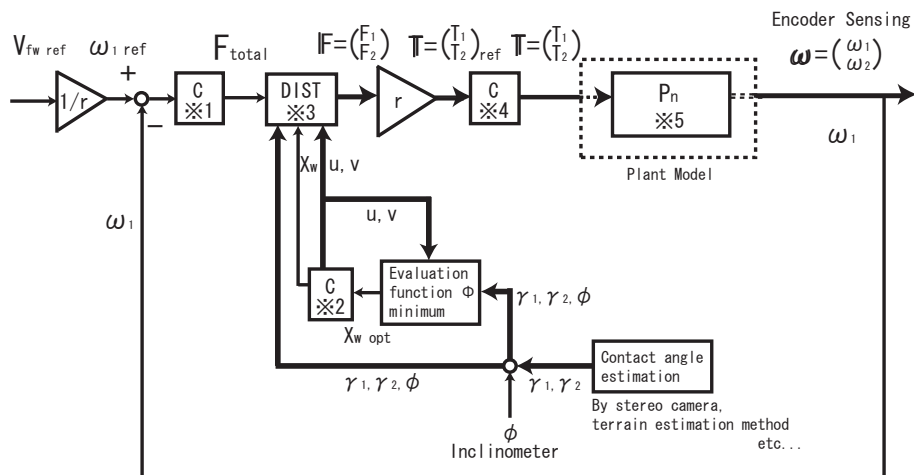


Fig 4.3: Composition of All System

4 は車輪モータのトルク制御器， 5 はプラントモデルである．なお，実機実験においては，タコメータによってセンシングされる値を車輪速度として計測するため，ロボットのプラントモデルに対応する 5 のブロックはソフトウェアとして実装する必要は無い．

ここで，全システムの概略を説明する．まず，外部ループとしては，車輪の速度制御系を構成する．これは，タコメータでセンシングした各車輪の角速度情報に基づいて目標角速度に追従するような合計駆動力を出力する速度制御器（ 1 に相当）を設計することで達成される．次に，内部ループであるリニアアクチュエータを用いた重心位置制御系を構成する．まず，各輪の接地する路面傾斜角  $\gamma_1, \gamma_2$ ，車体のピッチ角  $\phi$  およびアクチュエータの駆動力および拘束力である  $u, v$  を用いて，ロボットの路面に対する粘着性および転倒安定性を考慮した評価関数に従って，二体における最適な相対重心位置である最適重心位置  $X_{w\ opt}$  を計算する．そして，最適重心位置  $X_{w\ opt}$  に追従するようなリニアアクチュエータの位置制御器（ 2 に相当）を設計することで達成される．なお，各輪の接地する路面傾斜角  $\gamma_1, \gamma_2$  はカメラによるセンシングや Dubowsky らによって提案された手法 [30] によって得られるものとし，車体のピッチ角  $\phi$  は傾斜計によって測定されるものとしている．次に，最適駆動力配分アルゴリズム（ 3 に相当）では，現在の重心位置  $X_w$ ，アクチュエータの駆動力および拘束力である  $u, v$ ，路面傾斜角  $\gamma_1, \gamma_2$  および車体のピッチ角  $\phi$  を用いて，各輪における最適な駆動力の配分比を求め，これに従って各輪における駆動力の指令値を決定する．車輪モータのトルク制御系（ 4 に相当）では，車輪駆動用モータの電気回路モデルに従って，モータの電流制御器を設計している．最後に，プラントモデル（ 5 に相当）は，各車輪のトルク指令ベクトル  $T$  を与えることで，その運動が解析されるモデルとなっている．これは厳密には，走行路面における軌道拘束を考慮に入れたラグランジュの運動方程式である．しかし，一般に走行路面は複雑であるため，ラグランジュの運動方程式を解くことは容易ではない．そこで，本実験では正確なプラントモデルの代わりにノミナルモデルとして平坦地を走行するプラントモデルを考え，速度制御器（ 1 に相当）を設計した．以下，各システムについてその構成を詳しく述べる．

## 4.5 提案する重心移動機構

本論文で提案する重心移動型ロボットでは、リニアアクチュエータによって重量部を直動させることで、ロボット全体の重心位置を移動することが可能であった。本章では、ロボットによって不整地を走行する際に、最大の不整地走破性を実現する重心移動機構を提案する。なお、最大の不整地走破性を実現する重心移動機構は二つの系から構成される。一方は、最大の不整地走破性を実現する理想的な重心位置である最適重心位置を計算する系であり、他方は、計算された最適重心位置を指令とし、リニアアクチュエータによって重心位置を制御する系である。以下、これらについて詳述する。

### 4.5.1 最適重心位置の計算アルゴリズム

本論文で提案するロボットでは、リニアアクチュエータによってロボット全体の重心位置を移動することが可能であるが、その際に何らかの指標が必要である。本論文では、不整地走破性の向上が大きな目的である。そこで、最大の不整地走破性を実現する重心位置を計算し、それを目標としてリニアアクチュエータによって重心位置を制御することを、本論文における重心位置制御系の目的とする。そこで、本論文ではこの「最大の不整地走破性を実現する重心位置」を「最適重心位置」と呼ぶ。また、前章で提案したように「不整地走破性」としては、「車輪の路面粘着性」および「車体の転倒安定性」の二つの因子を考えることにする。このように、不整地走破性の定式化を明確に行った研究はあまり見られない。従って、不整地走破性を「車輪の路面粘着性」および「車体の転倒安定性」という二つの指標で明示的に定式化したということも本論文における大きな意義である。本論文では具体的に、車輪-路面間の粘着性の評価指標  $\Phi_a$  および車体の転倒安定性の評価指標  $\Phi_s$  を導入し、それらの重み付け和を走破性の評価指標  $\Phi$  とし、この走破性指標が最も低くなる重心位置を最適重心位置  $X_{w\ opt}$  として算出することを考える。以下、これらの計算アルゴリズムについて詳しく述べる。そこで、まずは計算アルゴリズムの基礎となる、路面粘着性および転倒安定性の重心位置に対する関係について述べ、次に、それらの関係性に基づいた最適重心位置の計算アルゴリズムについて述べることにする。

#### 4.5.1.1 路面粘着性と重心位置の関係

車輪-路面間に働く力としては路面からの垂直抗力 ( $N_1, N_2$ ) および駆動力 ( $F_1, F_2$ ) がある。ここで、

$$\mu_n \equiv \frac{F_n}{N_n} \quad (n = 1, 2) \quad (4.31)$$

なる垂直抗力に対する駆動力の比を粘着係数と呼ぶことにする。この値が車輪-路面間の最大静止摩擦係数を越えると車輪は路面に対して粘着性を失い滑ることになる。すなわち、車輪の路面粘着性は最大静止摩擦係数  $\mu_r$  から粘着係数  $\mu_1, \mu_2$  を引いた値である  $\mu_{m\ 1}, \mu_{m\ 2}$  によって評価できる。これを粘着余裕係数と呼ぶことにする。各車輪とも粘着余裕係数が大きいほど路面粘着性が高いことになる。

$$\mu_{m\ n} \equiv \mu_r - |\mu_n| \quad (n = 1, 2) \quad (4.32)$$

従って、前輪・後輪のうち滑りやすい方の路面粘着性を最大化することは  $\mu_{max} = \text{MAX}(\mu_1, \mu_2)$  を最小化することであるといえる。

ところで，4輪独立駆動の車輪型ロボットでは前後の駆動力配分によって粘着係数  $\mu_1, \mu_2$  は異なってくる．目的に応じて最適に駆動力配分を行うことを最適駆動力配分法 [33] と呼ぶが，車輪型ロボットを扱う際には，このような最適駆動力配分法についても考える必要がある．ここでは路面粘着性を最大化することを目的とし， $\mu_{max} = \text{MAX}(\mu_1, \mu_2)$  を最小化する最適駆動力配分法の適用について考える．以下，最適駆動力配分法の考え方および路面粘着性と相対重心位置  $X_w$  の関係について詳しく述べる．

前章で示したように本モデルにおけるボディに関する運動方程式は式 (4.8), (4.9), (4.30) で表される．これら 3 式を連立させ，垂直抗力 ( $N_1, N_2$ ) および駆動力 ( $F_1, F_2$ ) を未知数として解こうとすると，未知数の個数が 4 あるのに対して，式の数が 3 であるため方程式が不足しており，すなわち冗長な系となっている．これは，4輪独立駆動の場合には駆動力の配分が可能であることに相当する．従って，駆動力  $F_1$  および  $F_2$  の間に関係性を持たせる（つまり，配分方法を決定する）ことで初めて，垂直抗力 ( $N_1, N_2$ ) および駆動力 ( $F_1, F_2$ ) が求まり，粘着係数  $\mu_1, \mu_2$  が求まることになる．ここでは，路面粘着性を最大化する駆動力配分法の適用を考えるが，これは上述したように， $\mu_{max} = \text{MAX}(\mu_1, \mu_2)$  を最小化することであった．そこで，以下では  $\mu_1, \mu_2$  について関係曲線を導出し，それに基づく  $\mu_{max} = \text{MAX}(\mu_1, \mu_2)$  の最小化について考えることにする．なお， $\mu_1, \mu_2$  の関係を表した曲線を  $\mu_1 - \mu_2$  曲線と呼ぶことにする．

$\mu_1 - \mu_2$  曲線は，式 (4.8), (4.9), (4.30) に対して，式 (4.31) を代入し， $\mu_2$  を縦軸， $\mu_1$  を横軸とし，その関係を表した曲線とする．ここで，最も重要な性質として  $\mu_1 - \mu_2$  曲線において  $\mu_2$  は  $\mu_1$  に対して単調減少だということがあげられる．まずは，この物理的意味について説明する．本モデルでは，駆動力  $F_1$  および  $F_2$  のみがロボット全体の系に対して仕事をし，すなわち，ロボット全体の微小時間におけるエネルギー変動は，前輪駆動力によって発生するエネルギー変動および後輪駆動力によって発生するエネルギー変動の和である．従って，エネルギー変動をそれぞれの駆動力の正の係数を持った線形和と捉えれば，これを一定とする駆動力間は単調減少の関係性を持つことになる．さらに，それら駆動力に対して正の相関性を持つ粘着係数  $\mu_1, \mu_2$  も当然，単調減少の関係性を持つ．Fig.4.4 ~ Fig.4.7 に，ロボットが静止していると仮定した場合での  $\mu_1 - \mu_2$  曲線を示す．車体の回転角度は  $0[\text{rad}]$  と固定し，前輪・後輪の路面傾斜角を変化させ，重心位置をパラメータとして曲線を描いた．

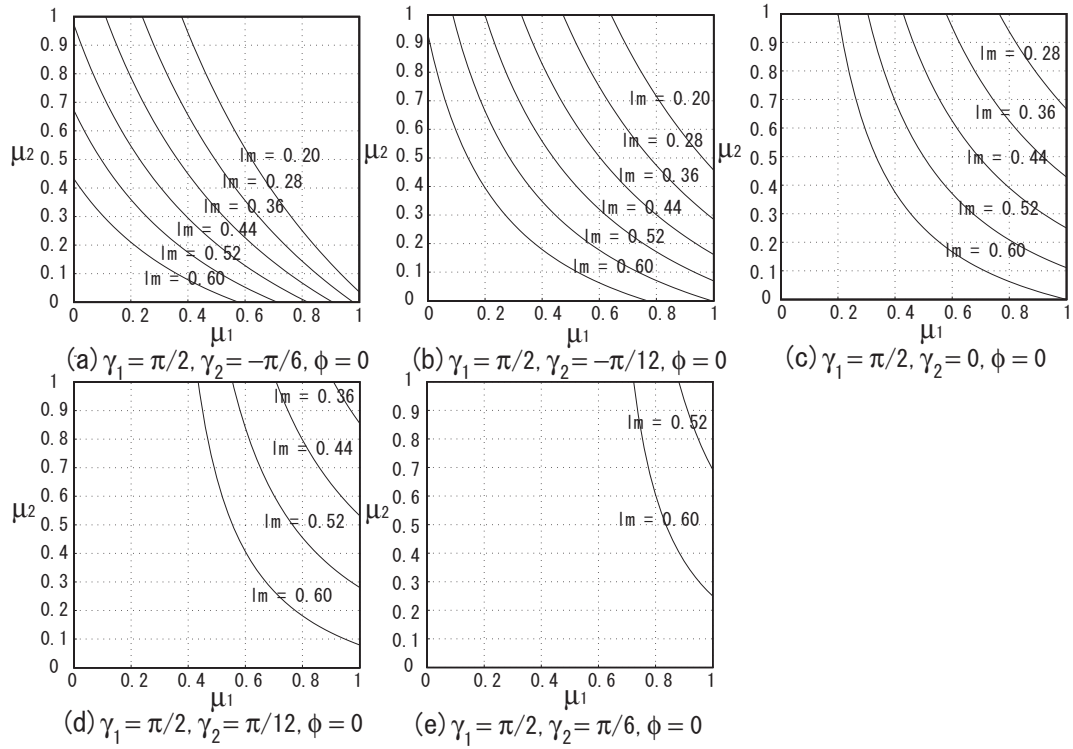


Fig 4.4:  $\mu_1 - \mu_2$  line for terrain parameter  $\gamma_1 = \pi/2[\text{rad}]$ ,  $\phi = 0[\text{rad}]$

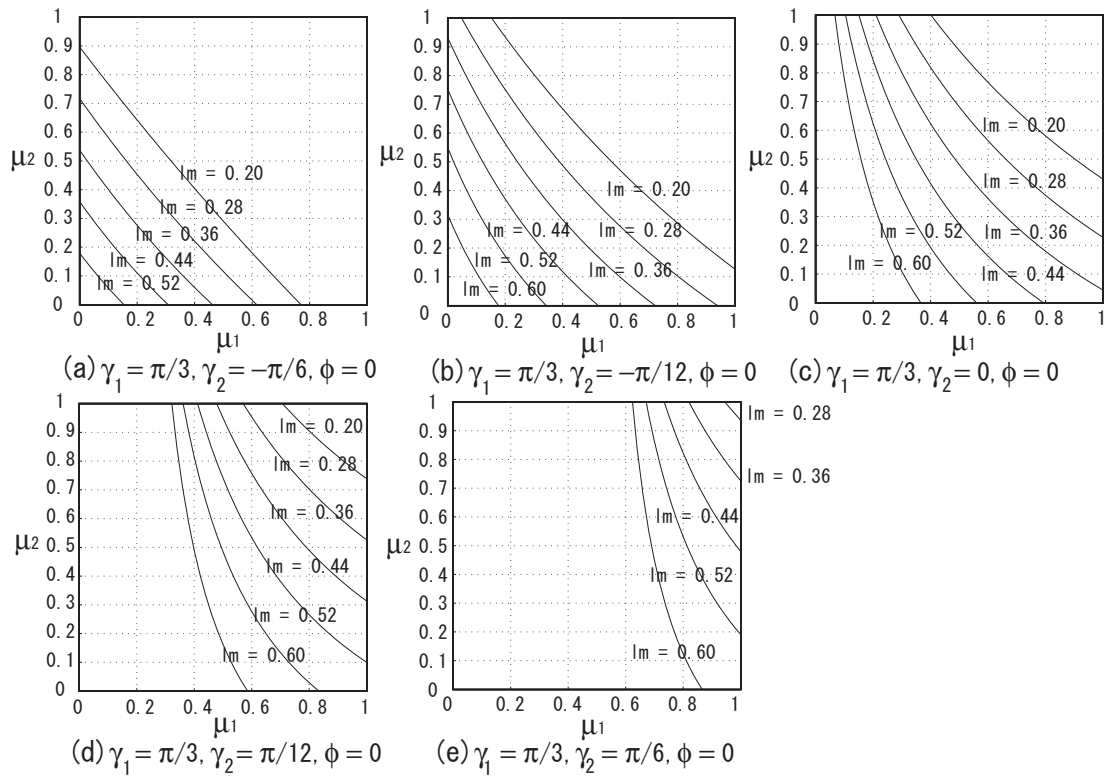


Fig 4.5:  $\mu_1 - \mu_2$  line for terrain parameter  $\gamma_1 = \pi/3[\text{rad}]$ ,  $\phi = 0[\text{rad}]$

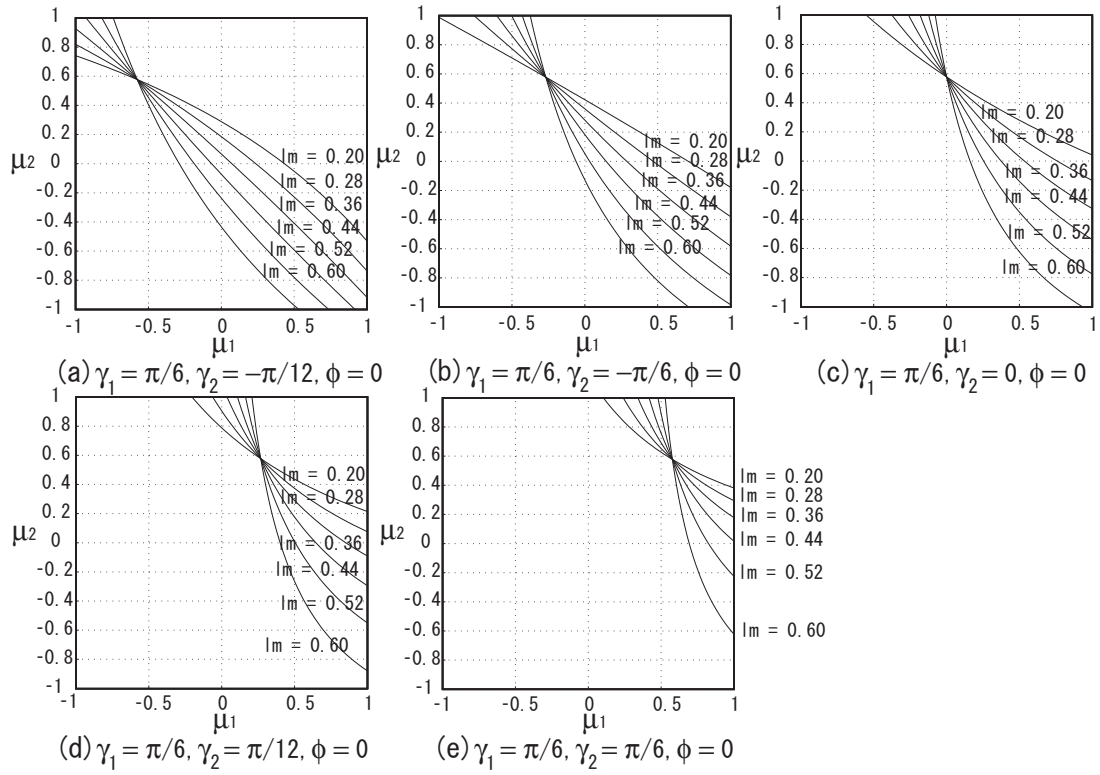


Fig 4.6:  $\mu_1 - \mu_2$  line for terrain parameter  $\gamma_1 = \pi/6[\text{rad}]$ ,  $\phi = 0[\text{rad}]$

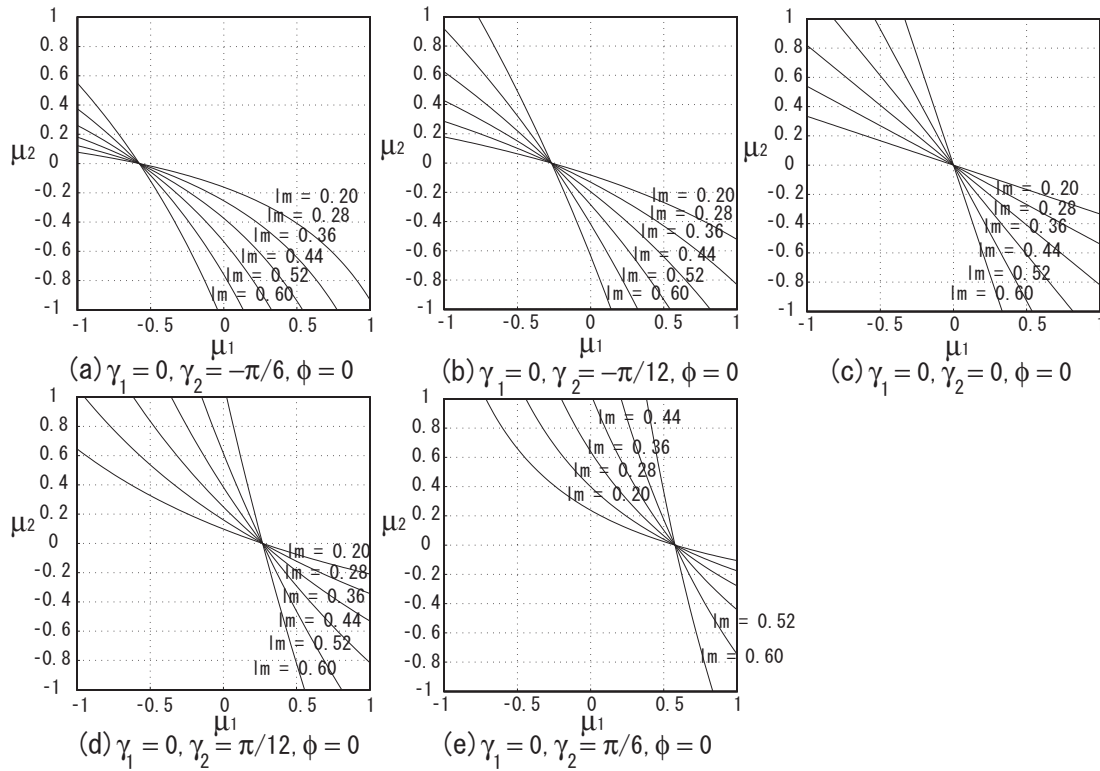


Fig 4.7:  $\mu_1 - \mu_2$  line for terrain parameter  $\gamma_1 = 0[\text{rad}]$ ,  $\phi = 0[\text{rad}]$

Fig.4.4 ~ Fig.4.7 から分かるように、確かに  $\mu_1 - \mu_2$  曲線は、単調減少な曲線となっている。

さて、このように、 $\mu_1 - \mu_2$  曲線において  $\mu_2$  は  $\mu_1$  に対して単調減少であったが、このことから、 $\mu_1 = \mu_2$  によって  $\mu_{max} = \text{MAX}(\mu_1, \mu_2)$  を最小化する駆動力配分が達成される、という非常に簡潔な結論が導かれる。これは以下のような簡単な数式で証明される。

次の定理を証明する。

(定理)

$\mu_1, \mu_2$  のうち値の大きい方を  $\text{MAX}(\mu_1, \mu_2)$  と表すことにすると、 $\mu_2$  が  $\mu_1$  に対して単調減少の関数であるならば、 $\text{MAX}(\mu_1, \mu_2)$  を最小とする  $\mu_1, \mu_2$  は  $\mu_1 = \mu_2$  によって与えられる。

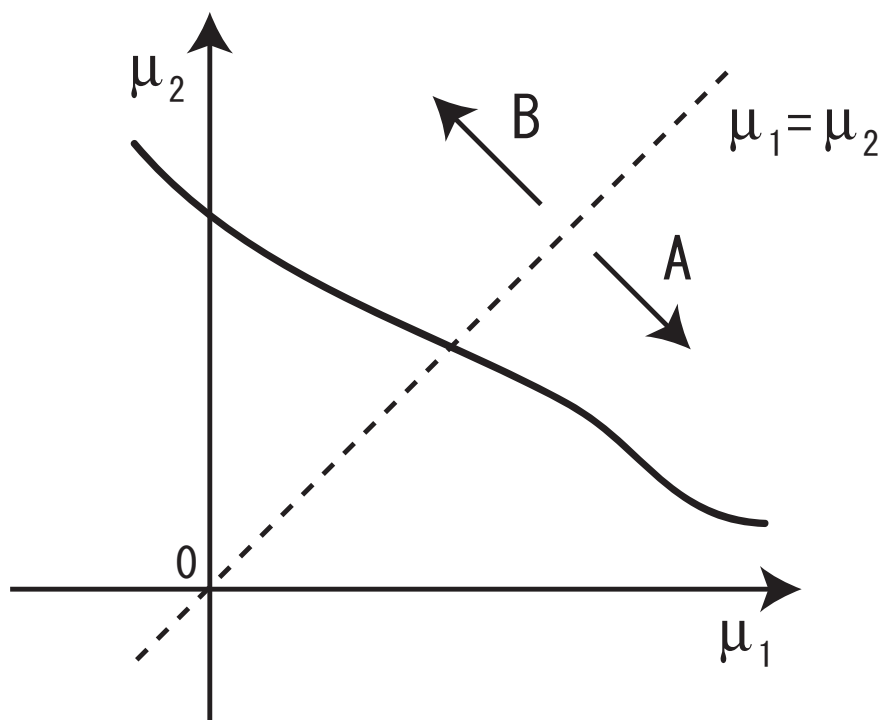


Fig 4.8:  $\mu_1 - \mu_2$  line and  $\mu_1 = \mu_2$  line

(証明)

今、Fig.4.8 のように  $\mu_2$  が  $\mu_1$  に対して単調減少であったとする。すると、

- $\mu_1 = \mu_2$  のグラフの下側 (A 領域) では、 $\mu_1 \geq \mu_2$  である。従って、 $\text{Max}(\mu_1, \mu_2) = \mu_1$  であり、 $\mu_1$  の最小値は A 領域では  $\mu_1 = \mu_2$  である。

- $\mu_1 = \mu_2$  のグラフの上側 (B 領域) では、 $\mu_2 \geq \mu_1$  である。従って、 $\text{Max}(\mu_1, \mu_2) = \mu_2$  であり、 $\mu_2$  の最小値は B 領域では  $\mu_1 = \mu_2$  である。

以上より、 $\mu_2$  が  $\mu_1$  に対して単調減少であるならば、 $\text{MAX}(\mu_1, \mu_2)$  を最小とする  $\mu_1, \mu_2$  は  $\mu_1 = \mu_2$  によって与えられる。

$\mu_1 = \mu_2$  を実現する駆動力配分法が本モデルにおける最適駆動力配分法ということになった。従って、最適駆動力配分法を適用した場合での粘着係数  $\mu_1, \mu_2$  は、式 (4.8), (4.9), (4.30) に対して、式 (4.31) を代入し、さらに  $\mu_1 = \mu_2$  なる条件式を代入することによって求まることになる。なお、これらの連立方程式を解くにあたって、ロボットは低速で運動すると

仮定し，運動方程式における加速度・角加速度項は無視したつり合いの式として解を求め  
 る方法を用いたことに注意されたい．一例として，Fig.4.4(a)における  $\mu_1 = \mu_2$  との交点  
 を Fig.4.9 に 点で示す．この交点の座標が粘着係数の値である．この場合は，重心位置  
 が後方にある方が不整地走破に必要となる粘着係数  $\mu_1 (= \mu_2)$  は低くなるといえる．これ  
 は後方に重心位置がある方が走破しやすいことを表している．このように一般に，粘着係  
 数は最適駆動力配分法を適用した上で，重心位置をパラメータとして一意に表される．

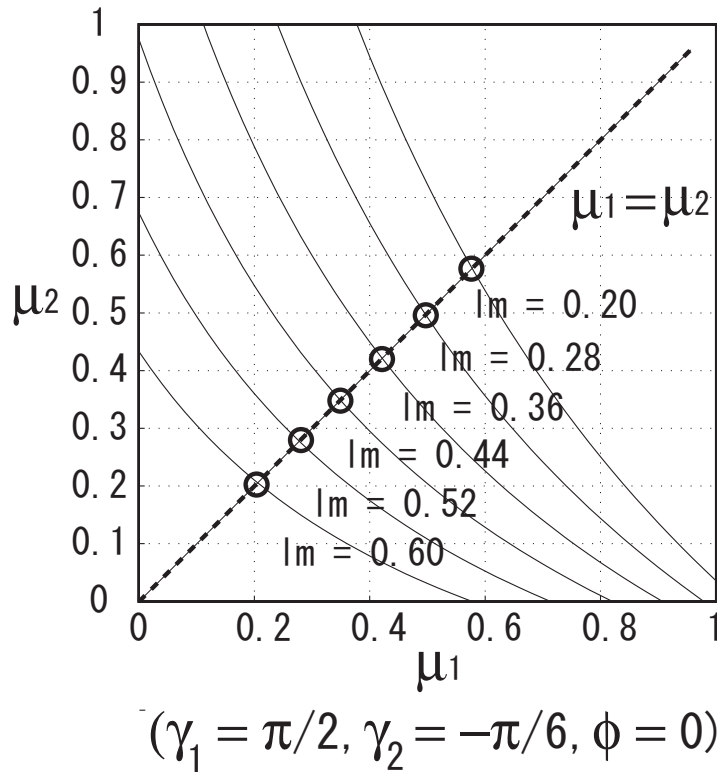


Fig 4.9: Contact point of  $\mu_1 - \mu_2$  line and  $\mu_1 = \mu_2$  line

次に，重心位置をパラメータとした路面粘着性の評価指標について考える．まず，上述  
 のように，路面粘着性を最大化する最適駆動力配分法を適用することから， $\mu_1 = \mu_2$  であ  
 り，これを粘着係数  $\mu$  と再定義する．すなわち，

$$\mu \equiv \mu_1 = \mu_2 \quad (\text{最適駆動力配分法適用}) \quad (4.33)$$

とする．そして，最適駆動力配分法を適用した場合の路面粘着性の余裕を表す指標である  
 粘着余裕係数  $\mu_m$  はこれを用いて，

$$\mu_m \equiv \mu_r - |\mu| \quad (\text{最適駆動力配分法適用}) \quad (4.34)$$

と表される．ここで，粘着余裕係数が大きいことは粘着性が高いということである．従っ  
 て，路面粘着性の評価指標  $\Phi_a$  としては

$$\Phi_a = \frac{\mu_r}{\mu_m} \quad (4.35)$$

が考えられる．この評価指標  $\Phi_a$  は粘着性が低くなるにつれて大きな値となり，車輪が粘  
 着力を失う直前では無限に発散する．なお，分子の  $\mu_r$  は規格化のためである．これによっ



て評価指標  $\Phi_a$  は 1 以上の値として無次元化される．粘着性の評価指標と安定性の評価指標の重み付け和として走破性の評価指標を定義するため，粘着性指標および安定性指標に関しては，規格化により無次元化し，とりうる値の範囲を同じくすることが望ましいのである．また，式 (4.8),(4.9),(4.30)，(4.31) および  $\mu_1 = \mu_2$  を連立することで粘着係数  $\mu$  が求まるが，式 (4.30) において相対重心位置  $X_w$  が含まれるため，粘着係数はロボットの相対重心位置  $X_w$  によって一意に決定される値となっている．これは，図 4.10 に示した 点に相当する．結局，粘着係数  $\mu$  の関係式である  $\Phi_a$  は相対重心位置  $X_w$  によって一意に決定される値である．

#### 4.5.1.2 転倒安定性と重心位置の関係

Fig.4.10 はロボットの進行方向に対して右側の車輪のみ描いているものである．

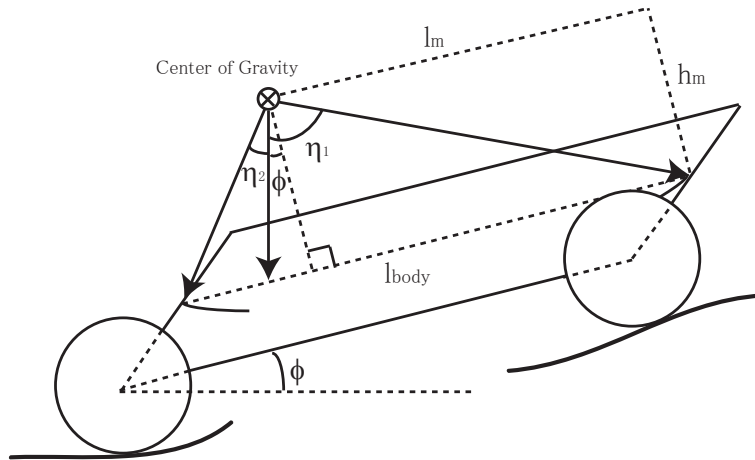


Fig 4.10: Model of Rollover Stability

ここで，前輪中心からロボット全体の重心位置へのボディ上から見た水平距離および高さを  $l_m, h_m$  とする．ここでは，ロボットは低速で運動すると仮定し，準静的な近似モデルとして扱う．準静的な近似モデルでは，二体問題を考慮する必要はなく，Fig.4.10 のようにロボット全体の重心位置に対して転倒安定性を議論すればよい．いま，前輪同士・後輪同士を結んだ転倒軸に対するロボット全体の重心からの垂直ベクトルと鉛直下向き方向との間のなす角  $\eta_1, \eta_2$  がそれぞれ小さな値となる方が姿勢が不安定である．そこで， $\eta_m \equiv \text{Min}(\eta_1, \eta_2)$  を安定性の余裕を表す指標と考え，安定余裕係数と呼ぶことにする．安定余裕係数が大きいほど安定性が高いことになる．そして，転倒安定性の評価指標  $\Phi_s$  としては

$$\Phi_s = \frac{\tan^{-1}\left(\frac{l_{body}}{2h_m}\right)}{\eta_m} \quad (4.36)$$

が考えられる [29][30]．この評価指標  $\Phi_s$  は安定性が低くなるにつれて大きな値となり，転倒する直前では無限に発散する．なお，分子の  $\tan^{-1}\left(\frac{l_{body}}{2h_m}\right)$  は規格化のためである．これによって評価指標  $\Phi_s$  は 1 以上の値として無次元化される．この規格化のための分子の値の導出に関しては Appendix を参照されたい．また， $\eta_1, \eta_2$  が  $l_m$  によって一意に決定されるということと， $X_w$  と  $l_m$  の間には

$$l_m = \frac{l_{body}}{2} - \frac{k_p X_w}{k_p + k_b + 4} \quad (4.37)$$



なる関係があることから、 $\Phi_a$ と同様に $\Phi_s$ は相対重心位置 $X_w$ によって一意に決定される値である。

#### 4.5.1.3 最大の不整地走破性を示す最適重心位置の計算

不整地走破性を最大とする最適重心位置 $X_{w\ opt}$ を算出する。粘着性および安定性の評価指標に対する重み付け和を走破性の評価指標 $\Phi$ として

$$\Phi = k_a \Phi_a + k_s \Phi_s \quad (k_a + k_s = 1) \quad (4.38)$$

と定義する。最適重心位置は $\Phi$ を最小にする重心位置として計算される。 $k_s$ に対して $k_a$ を大きな値にすると粘着性を重視した走行になり、逆に $k_a$ に対して $k_s$ を大きな値にすると安定性を重視した走行となる。

### 4.5.2 最適重心位置に基づいた指令値整形と重心位置の位置制御系設計

最大の不整地走破性を実現する最適重心位置の計算アルゴリズムについて前述した。そこで次は、この最適重心位置に基づいて実際の重心位置を制御することを目的とした重心位置の位置制御系設計について述べる。

#### 4.5.2.1 最適重心位置に基づいた指令値整形

リニアアクチュエータでは最適重心位置に基づいて重心位置を位置制御することになる。しかし、直接的に最適重心位置を目標値とした位置制御系の設計は物理的に不可能である。これは、最適重心位置 $X_{w\ opt}$ は路面傾斜角が連続な時には連続な値として更新されていくが、路面傾斜角の不連続点では大きく変化するためである。たとえば、平坦地を移動する際には車体中心に最適な重心位置があるが(最適重心位置 $X_{w\ opt}=0$ )、前方に障害物として岩が現れたとして、前輪が岩に差し掛かると不連続に後輪寄りに最適な重心位置が移動する(最適重心位置 $X_{w\ opt} \ll 0$ )といった具合である。従って、このような不連続な最適重心位置の変化に対しても追従するような制御系の設計が必要である。ここでは、最適重心位置に基づいて、2次のローパスフィルタを通すことで目標重心位置の指令値整形を行うことを考える。2次のローパスフィルタとすることで、指令値が速度に対しても連続となる。すなわち、速度に対して連続となる指令値整形を行い、重心位置の位置制御系における指令値 $X_{w\ ref}$ とするのである。ここで、システム全体をブロック線図で表すと、Fig.4.11のようになる。ここで、 $\tau_{sh}$ はローパスフィルタの時定数であり、最適重心位置 $X_{w\ opt}$ に対して速度項まで連続となるよう整形したものを重心位置の位置制御系における目標指令値 $X_{w\ ref}$ としている。点線で囲まれた部分は位置制御系である。これについては後述する。

#### 4.5.2.2 地形の予測情報に基づいた指令値整形

上述した指令値整形では、整形後の指令値が最適重心位置に対してローパスフィルタの時定数だけ遅れとなっていた。仮に、カメラなどで地形を予測できた場合、この遅れを補償することが可能であると考えられる。すなわち、 $\tau_{pre}$ [s]後にロボットが到達すると考えられる地形での路面傾斜角度やピッチ角を予測し、その場合における最適重心位置を求め、それを指令値とすることで、遅れが補償されるということである。次章では、地形の予測

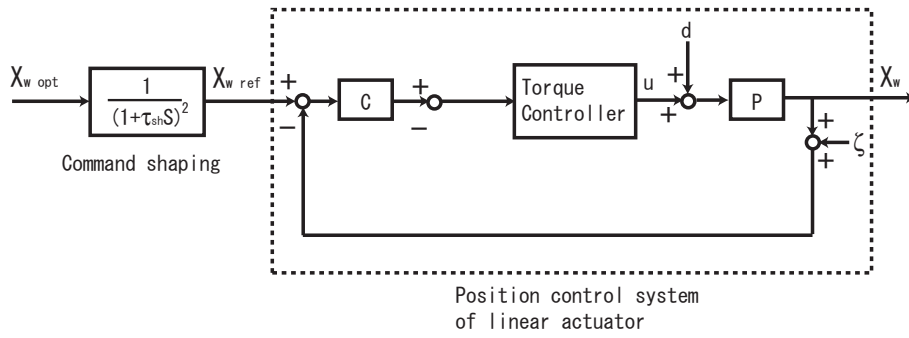


Fig 4.11: Composition of Mobile Center of Mass System (without Terrain Prediction)

情報がある場合とない場合で不整地走行シミュレーションを行った．シミュレーション結果から，遅れ補償の効果を見ることが出来る．地形の予測情報に基づいた遅れ補償を考慮したシステム全体のブロック線図は，Fig.4.12 のようになる．

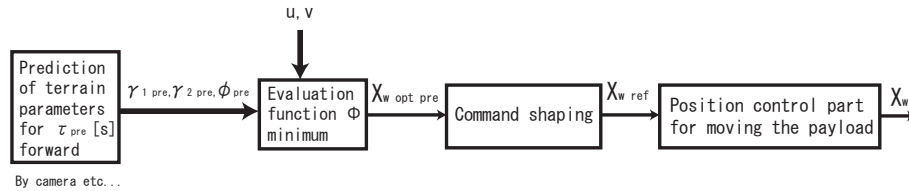


Fig 4.12: Composition of Mobile Center of Mass System (with Terrain Prediction)

#### 4.5.2.3 整形後の指令値 (目標重心位置) に追従する位置制御系設計

ここでは，重心位置の位置制御系設計について述べる．これは，Fig.4.11 の点線部に相当する．制御系設計はプラントモデルに対して行うのが一般的である [34][35]．プラントモデルとは物理的な関係を式で表したものであり，ここではリニアアクチュエータにおける相対位置の運動方程式がこれに相当する．リニアアクチュエータでは，位置指令値に追従するために力を発生させ，重量部を移動させることになる．その運動は，ボディ水平方向への可動重量部・ボディ部の相対位置に関する運動方程式である式 (4.28) で表される．この式を変形すると

- ・二体間の相対位置に関する並進運動 (X 方向) の運動方程式

$$\begin{aligned} \xi \ddot{X}_w &= u + d \\ d &= -F_{rx} + \xi(\ddot{\phi}^2 X_w + \ddot{\phi} Y_w) \end{aligned} \quad (4.39)$$

となる．これが，リニアアクチュエータのプラントモデルである．ここで， $u$  はリニアアクチュエータで発生する力であり， $d$  はシステムの外乱とみなせる．本モデルは二体系であり，制御系は各部別々に設計したため，リニアアクチュエータの位置制御系にとっては車輪速度制御系で発生する車輪トルクによる  $F_{rx}$  を含んだ  $d$  は外乱とみなせる．また， $\zeta$  はセンサノイズなどの雑音である [34][35]．今，制御器としては PID 制御器を適用した．

重心位置の位置制御系のブロック線図は Fig.4.13 のようになる．次に，ここでは制御器として PID 制御器の適用を考える．PID 制御器の係数を  $k_p, k_i, k_d$  とすると  $X_{w\_ref}$  から

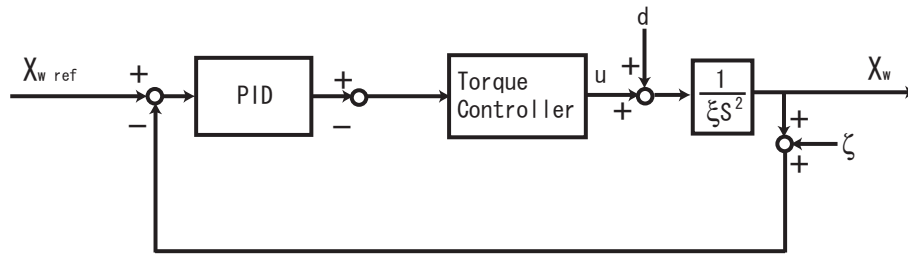


Fig 4.13: Position Control System by PID Control

$X_w$  までの伝達関数は

$$\frac{X_w}{X_{w\ ref}} = \frac{k_d s^2 + k_p s + k_i}{\xi s^3 + k_d s^2 + k_p s + k_i} \quad (4.40)$$

となる．ところで真鍋は，計数関法と呼ばれる統一的な制御器設計手法を提案しているが，ここでは，その一部だけをとりあげ，制御器設計における理想的な多項式として提案されている真鍋の多項式による重心位置の位置制御器設計を扱う [34][36]．真鍋の多項式による制御器設計では伝達関数の分母多項式を

$$P(s) = \sum a_i s^i \quad (4.41)$$

とおき，

$$\gamma_i = \frac{a_i^2}{a_{i-1} a_{i+1}} \quad (4.42)$$

のように  $\gamma_i$  を定義したとき，

$$\gamma_1 = 2.5, \quad \gamma_2 = \gamma_3 = \dots = 2 \quad (4.43)$$

を満たす分母多項式を”よい”多項式とする．また，

$$\tau = \frac{a_1}{a_0} \quad (4.44)$$

は等価時定数と呼ばれ，伝達関数の時定数に対応している．もし，系が一次であれば， $\tau$  は本当の時定数である．本論文における重心位置の位置制御系の伝達関数では

$$\begin{aligned} \gamma_1 &= \frac{a_1^2}{a_0 a_2} = \frac{k_p^2}{k_i k_d} = 2.5 \\ \gamma_2 &= \frac{a_2^2}{a_1 a_3} = \frac{k_d^2}{k_p \xi} = 2 \\ \tau &= \frac{a_1}{a_0} = \frac{k_p}{k_i} \end{aligned} \quad (4.45)$$

となる．本論文における不整地走行シミュレーションでは，このように  $k_p$ ， $k_i$ ， $k_d$  を設計した．

## 4.6 最適駆動力配分のアルゴリズム

4輪独立駆動の車輪型ロボットでは，前輪・後輪の駆動力配分が可能である．本ロボットでは，重心位置を考慮したうえで，路面粘着性を最大にする駆動力配分を行う．そして前述のとおり，このような駆動力配分を最適駆動力配分と呼ぶ．そこで，ここでは最適駆動力配分のアルゴリズムについて運動方程式に基づいた計算アルゴリズムについて詳しく述べる．なお，これは Fig.4.3 での最適駆動力配分アルゴリズム ( 3) に相当する．

ボディ部に関する運動方程式は式 (4.8),(4.9),(4.30) の3式である．前述のように，最適駆動力配分を前提とした路面粘着性・安定性に基づく最適重心位置計算の際には，運動方程式を扱う上で，ロボットが低速であると仮定することで加速度・角加速度項は無視した．このようにすることで，地形予測に基づいた計算の場合においても地形予測を用いない場合と同様の計算が可能であった．しかし，ここで扱う実際の駆動力配分のアルゴリズムは，実際の走行における直接的な車輪駆動力の決定アルゴリズムであるため，より正確性を期すため加速度・角加速度項を考慮したものを扱う．この3式における加速度・角加速度の値が既知の場合，加速度・角加速度項に対応する左辺を右辺に移項し，左辺が0の形に直してこれらを解くことになる．このように運動方程式をあたかもつり合いの式のように変形し解を求めることをダランベールの原理を用いた動的平衡問題への帰着と呼ぶ [32]．これを式で表すと，

$$0 = F_x - u \cos \phi + v \sin \phi - (k_b + 4)M_{wheel}\ddot{x}_b \quad (4.46)$$

$$0 = F_y - u \sin \phi - v \cos \phi - (k_b + 4)M_{wheel}g - (k_b + 4)M_{wheel}\ddot{y}_b \quad (4.47)$$

$$\begin{aligned} 0 = & 2(F_1 \sin \gamma_1 + N_1 \cos \gamma_1)(l_{mb} \cos \phi + h_{mb} \sin \phi + r \sin \gamma_1) \\ & - 2(F_2 \sin \gamma_2 + N_2 \cos \gamma_2)((l_{body} - l_{mb}) \cos \phi - h_{mb} \sin \phi - r \sin \gamma_2) \\ & + 2(F_1 \cos \gamma_1 - N_1 \sin \gamma_1)(-l_{mb} \sin \phi + h_{mb} \cos \phi + r \cos \gamma_1) \\ & + 2(F_2 \cos \gamma_2 - N_2 \sin \gamma_2)((l_{body} - l_{mb}) \sin \phi + h_{mb} \cos \phi + r \cos \gamma_2) \\ & + u(h_{body} + h_r - h_{mb} + \frac{h_w}{2}) - vX_w - (I_p + I_b)\ddot{\phi} \end{aligned} \quad (4.48)$$

となる．ただし， $F_x$ ， $F_y$  は

$$F_x = 2(F_1 \cos \gamma_1 - N_1 \sin \gamma_1 + F_2 \cos \gamma_2 - N_2 \sin \gamma_2)$$

$$F_y = 2(F_1 \sin \gamma_1 + N_1 \cos \gamma_1 + F_2 \sin \gamma_2 + N_2 \cos \gamma_2)$$

である．式 (4.48) において，移項した加速度・角加速度項である  $-(k_b + 4)M_{wheel}\ddot{x}_b$ ， $-(k_b + 4)M_{wheel}\ddot{y}_b$  を慣性力， $-(I_p + I_b)\ddot{\phi}$  を慣性偶力と呼ぶ． $F_x$ ， $F_y$  を  $F_1$ ， $N_1$ ， $F_2$ ， $N_2$  を用いてさらに書き直すと，

$$0 = \begin{bmatrix} A_1 & B_1 & C_1 & D_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ N_1 \\ N_2 \end{bmatrix} + E_1 \quad (4.49)$$

$$0 = \begin{bmatrix} A_2 & B_2 & C_2 & D_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ N_1 \\ N_2 \end{bmatrix} + E_2 \quad (4.50)$$

$$0 = \begin{bmatrix} A_3 & B_3 & C_3 & D_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ N_1 \\ N_2 \end{bmatrix} + E_3 \quad (4.51)$$

$$A_1 = 2 \cos \gamma_1, B_1 = 2 \cos \gamma_2, C_1 = -2 \sin \gamma_1, D_1 = -2 \sin \gamma_2$$

$$E_1 = -(k_b + 4)M_{wheel}\ddot{x}_b - u \cos \phi + v \sin \phi$$

$$A_2 = 2 \sin \gamma_1, B_2 = 2 \sin \gamma_2, C_2 = 2 \cos \gamma_1, D_2 = 2 \cos \gamma_2$$

$$E_2 = -(k_b + 4)M_{wheel}\ddot{y}_b - u \sin \phi - v \cos \phi - (k_b + 4)M_{wheel}g$$

$$A_3 = 2(r + l_{mb} \sin(\gamma_1 - \phi) + h_{mb} \cos(\gamma_1 - \phi))$$

$$B_3 = 2(r - (l_{body} - l_{mb}) \sin(\gamma_2 - \phi) + h_{mb} \cos(\gamma_2 - \phi))$$

$$C_3 = 2(l_{mb} \cos(\gamma_1 - \phi) - h_{mb} \sin(\gamma_1 - \phi))$$

$$D_3 = -2((l_{body} - l_{mb}) \cos(\gamma_2 - \phi) + h_{mb} \sin(\gamma_2 - \phi))$$

$$E_3 = -(I_p + I_b)\ddot{\phi} + u(h_{body} + h_r - h_{mb} + \frac{h_w}{2}) - vX_w$$

と表される．ここで，前述のように， $\frac{F_1}{N_1} = \frac{F_2}{N_2} = \mu$ なる駆動力配分を最適駆動力配分とし，式(4.49),(4.50),(4.51)に代入すると，

$$0 = \begin{bmatrix} A_1\mu_1 + C_1 & B_1\mu_2 + D_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{bmatrix} + \mu E_1 \quad (4.52)$$

$$0 = \begin{bmatrix} A_2\mu_1 + C_2 & B_2\mu_2 + D_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{bmatrix} + \mu E_2 \quad (4.53)$$

$$0 = \begin{bmatrix} A_3\mu_1 + C_3 & B_3\mu_2 + D_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} F_1 \\ F_2 \end{bmatrix} + \mu E_3 \quad (4.54)$$

となる．これは，未知数の個数が $\mu, F_1, F_2$ の3に対して，式の数が3であるため連立方程式として解く事ができる．以上によって理論上の駆動力 $F_1, F_2$ が求まった．ただし，これは実際に車輪に与える駆動力とは異なり，運動方程式から計算された理論的な値である．そこで， $F_1, F_2$ を理論上の駆動力 $F_{1\ ideal}, F_{2\ ideal}$ と表すことにする．次に，この前後の理論上の駆動力に基づき，実際に車輪に与える駆動力 $F_1, F_2$ を計算する．これは簡単であり，Fig.4.3での速度制御器(1に相当)から出力される合計駆動力 $F_{total}$ に基づき，

$$F_1 = \frac{F_{1\ ideal}}{F_{1\ ideal} + F_{2\ ideal}} F_{total}, \quad F_2 = \frac{F_{2\ ideal}}{F_{1\ ideal} + F_{2\ ideal}} F_{total} \quad (4.55)$$

とする．すなわち，理論上の駆動力に基づき，前輪・後輪の駆動力を比例配分するのである．

## 4.7 車輪の速度制御系

実際の走行においては、予め軌跡が決定されているのではなく、何らかの物理指標に基づいて車輪を制御する必要がある。本論文では等速度で運動することを目的とし、車輪の速度制御を行うことにした。そのため、理想的に車輪が等速運動していると仮定したシミュレーションの場合とは異なり、実際の走行システムにおいては、車輪が等速運動を行うように車輪モータのトルクを与える様な速度制御器の設計が必要となる。ここでは、この速度制御器設計に関して述べる。

速度制御器は、一般にプラントモデル(ロボットの運動方程式)に基づいて設計する。プラントモデルとは、車輪モータの発生トルクとロボットの路面上の運動との関係性を表す物理モデルのことであり、運動方程式に相当する。ところで実際の走行では、ロボットが運動する際の軌道はどのようなものでもよいわけではなく、走行路面に対して両輪が接地しているという暗黙の拘束条件を満たす軌道以外には取り得ない。このような場合においては、厳密な運動方程式としては、上述のニュートンの第二法則および回転の運動方程式は適当ではなく、軌道拘束を考慮に入れた運動方程式を立式する必要がある。一般に、このような場合に用いる、路面に対する車輪の軌道拘束を考慮に入れた運動方程式としてはラグランジュの運動方程式と呼ばれるものがある。ラグランジュの運動方程式では、軌道拘束を考慮に入れ、自由度の数(本モデルの場合では拘束軌道を考慮に入れると自由度が4から2減り、2となる)だけ一般化座標を設定することで運動方程式が立式される。しかし、ラグランジュの運動方程式では、軌道が簡単である時は立式が容易であるが、複雑な軌道ではたちまち立式が困難となる。ここでは半楕円形の地形の走行を前提としたが、半楕円形路面に関するラグランジュの運動方程式は複雑なものであり、解析的に解くことはできなかった。しかし、プラントモデルとして走行路面に応じたラグランジュの運動方程式を立式した方がその路面に対しては適した制御系を組むことができるが、未知環境を走行するという惑星探査ロボットの目的を考えると走行路面に対する汎用性がないシステムであるため現実的でない。そこで、厳密なプラントモデルに基づいた速度制御器設計を行うのではなく、平坦面を走行する際のプラントモデルをノミナルモデルとして、速度制御器を設計することにした。平坦面を走行するモデルをノミナルモデルとみなし、モデルと実際の走行路面との差は環境外乱として速度制御系で抑圧することにした。

プラントのノミナルモデルとして平坦面を走行するモデルを扱う。

ロボットのボディ部に発生する力を全て記述すると Fig.4.14 のように表される。従って、

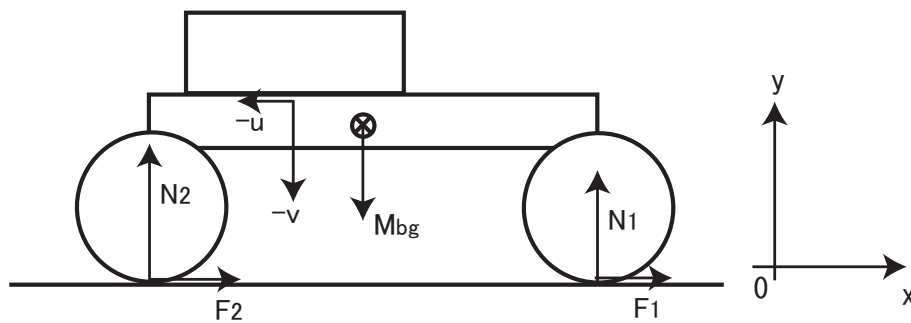


Fig 4.14: Dynamics Model of Traversing Flat Terrain

ボディ部の運動方程式は

$$(k_b + 4)M_{wheel}\ddot{x} = F_1 + F_2 - u = F_{total} - u \quad (4.56)$$

となる．このノミナルモデルをプラントモデルとみなし，速度制御系を構成する．以下では，制御器として代表的なものを二つ紹介する．一つ目はPI制御器であり，二つ目は2自由度制御器である．

#### 4.7.1 PI速度制御系

速度制御器としてPI制御器を用いた場合をブロック線図で表すと Fig.4.15 となる．ここで， $V_{fw\ ref}$  は前輪の車輪速度指令値， $\omega_{1\ ref}$  は前輪の車輪角速度指令値， $V_{fw}$  は前輪の車輪速度， $\omega_1$  は観測される前輪の車輪角速度出力， $F_{total}$  は車輪駆動力の合計値， $d$  は外乱（大部分がリニアアクチュエータからの反力）， $\zeta$  はセンサノイズなどの雑音である．こ

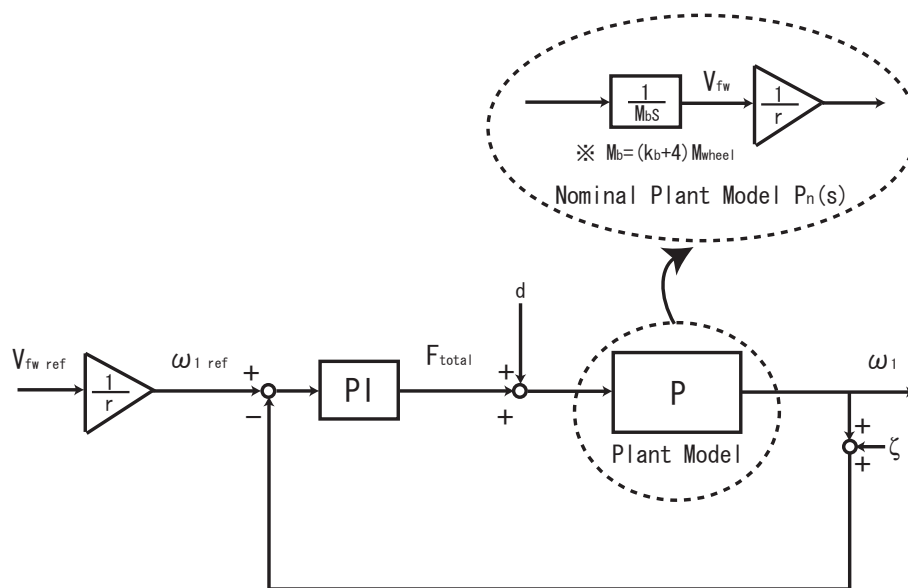


Fig 4.15: Velocity Control System by PI Control

こで，入力から出力への伝達関数は

$$\frac{\omega_1}{\omega_{1\ ref}} = \frac{k_p s + k_i}{r(k_b + 4)M_{wheel}s^2 + k_p s + k_i} \quad (4.57)$$

と表される．真鍋の多項式を用いて制御器の設計を行うとすると，等価時定数を  $\tau$  として

$$\gamma_1 = \frac{a_1^2}{a_0 a_2} = \frac{k_p^2}{r(k_b + 4)M_{wheel}k_i} = 2.5$$

$$\tau = \frac{a_1}{a_0} = \frac{k_p}{k_i} \quad (4.58)$$

によりPI制御器のゲインは  $k_p$ ， $k_i$  が決定される．

このようにPI制御器による設計は比例ゲインおよび積分器を決定するだけの簡単な構成であるという利点がある．しかし，PI制御器のような1自由度制御系では，目標値と実際

値の差をとったところで大きな情報が欠落し、目標値応答特性と外乱抑圧特性は独立に設計できないという問題点もある．外乱応答を改善するためには制御器のゲインを大きくするしかなく（これをハイゲインと呼ぶ）、無視した寄生外乱やセンサノイズといった雑音の影響によって系はたちまち不安定となる．次に議論する2自由度制御器では、このような問題を生じることなく、目標値応答特性および外乱抑圧特性を独立に設計できる [34][35]．

#### 4.7.2 2自由度速度制御系

2自由度制御を適用する理由は目標値応答特性と外乱抑圧特性を分けて議論できるからである．本実験では速度入力はステップ状の一定値を与えることを考えているので、目標値応答特性よりも外乱抑圧特性が重要である．外乱に含まれるものとしては、2つ考えられる．一つ目の外乱は、実際の走行地形は平坦面とは異なるというモデル変動である．また、本モデルは二体系であり制御系は各部別々に設計したため、車輪の速度制御系にとってリニアアクチュエータで発生する駆動力による反力（平坦面走行では $-u$ に相当）は外乱である．これが二つ目である．Fig.4.16 は一般的な2自由度制御器の構成を表すブロック線図である．ここで、2自由度制御器の設計法は、目標値応答特性  $G(s) = \frac{\omega_1(s)}{\omega_{1\text{ref}}(s)}$  と感度関数  $S(s)$  を自由に設計するものである． $G(s)$  と  $S(s)$  を定めることで、フィードフォワード制御器  $C_1(s)$  とフィードバック制御器  $C_2(s)$  とは、それぞれ

$$C_1(s) = \frac{G(s)}{P_n(s)S(s)} \quad (4.59)$$

$$C_2(s) = \frac{1 - S(s)}{P_n(s)S(s)} \quad (4.60)$$

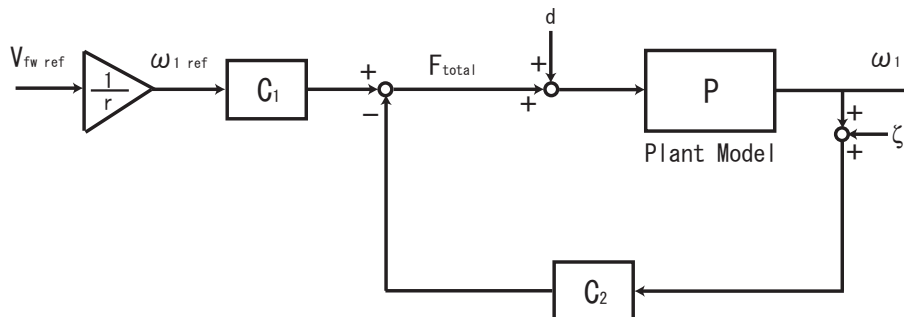


Fig 4.16: Velocity Control System by Two Degree of Freedom Control

となる．ただし、 $P_n$  はプラントのノミナルモデルであり、上述の通り、ここでは  $P_n(s) = \frac{1}{M_{brs}}$  である．式 (4.59),(4.60) で表される  $C_1(s)$ 、 $C_2(s)$  の適用により、システム全体の特性は Fig.4.17 のようなものになる [33][35]．ただし、

$$\dot{d} = d(s) + \left( \frac{1}{P(s)} - \frac{1}{P_n(s)} \right) \omega_1(s) \quad (4.61)$$

であり、つまり外乱とプラント変動を含むようなものである．Fig.4.17 が示す通り、感度関数  $S(s)$  はシステムの外乱抑圧特性を決定する．一般的には、 $S(s)$  が低周波領域で十分低いゲインを持つことが必要とされている．これによって、外乱ないしプラント変動が出



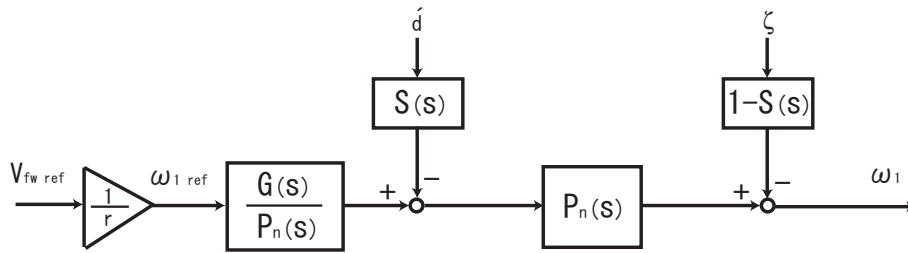


Fig 4.17: Equivalent Block of Velocity Control System by Two Degree of Freedom Control

力に影響する感度が低減されるためである．一方で，補感度関数  $1 - S(s)$  は観測出力に含まれるノイズから出力への伝達特性を示している．通常このようなノイズ分は高周波領域に多く存在するため，補感度関数としてはローパス特性が多く用いられる．

ここに，感度関数と補感度関数はその名の通り，補間的な関係にある．つまり，感度関数が低ゲインであればあるほど，システムの外乱抑圧特性は向上するが，逆に補感度関数の低ゲイン化ができなくなり，システムのロバスト安定性の悪化につながる．これは，PI制御器をハイゲイン化した状態と直感的には対応する．従って，この感度関数と補感度関数のトレードオフを決定することではじめて制御器が設計される．ここに，感度関数と補感度関数は自由に決定できるものではなく，システムの安定性を保証する範囲内で行わなければならない．2自由度制御理論の範疇では，目標値応答  $G(s)$  の設計は感度関数  $S(s)$  の設計と独立であり，システムの安定性を保証する条件の中で，目標値応答  $G(s)$  は自由に設定することができる．ここでは，一般的なサーボ系の設計思想に基づき，感度関数  $S(s)$  として

$$S(s) = \frac{s^2}{(s + \omega_c)^2} \quad (4.62)$$

という形のものを適用する．分子の  $s^2$  はシステムの安定性保証のためにプラントの極  $s$  を打ち消し，かつ定常誤差を生じないように積分特性を付加するために必要である． $S(s)$  はハイパス特性であるが，このカットオフ周波数を決定するのが  $\omega_c$  である．分母は重根にしてあるが，これは外乱に対して，応答になるべくオーバーシュートを生じないようにいう考えである．

目標値応答  $G(s)$  は

$$G(s) = \frac{1}{1 + \tau_v s} \quad (4.63)$$

という形のものを選ぶ．この結果得られるフィードフォワード制御器  $C_1(s)$  とフィードバック制御器  $C_2(s)$  はそれぞれ以下のようになる．

$$C_1(s) = \frac{M_b r (s + \omega_c)^2}{(1 + \tau_v s) s} \quad (4.64)$$

$$C_2(s) = \frac{M_b r (2\omega_c s + \omega_c^2)}{s} \quad (4.65)$$

結局，このような手法で制御系を設計することは，感度関数のカットオフ周波数に対応する  $\omega_c$  を調整することになる [33]．

# 第5章 不整地走行シミュレーション

本章では不整地走行シミュレーションを行った。不整地走行では岩を踏破するチャレンジングなものを想定した。岩の模擬地形としては半楕円を扱い、車輪にはDCモータを適用する。前章で提案した重心移動アルゴリズムを適用することで走破性の向上を検証した。以下にシミュレーション結果を示す。

## 5.1 シミュレーション条件の設定

走行地形は Fig.5.1 である。ここで、走行地形の物理量は以下のように定めた。

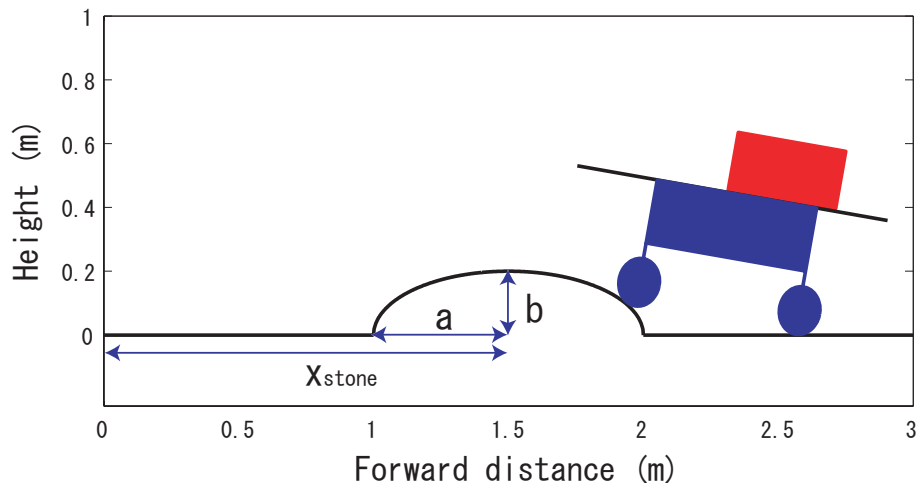


Fig 5.1: Terrain with Stone Like Obstacle

- $a$ [m]:岩の長半径,  $b$ [m]:岩の短半径
- $x_{stone}$ [m]:岩の中心部の  $x$  座標

また、車輪のDCモータおよび減速用に用いるプラネタリギアヘッドの物理量は以下のように定めた。

車輪用DCモータの定数

- $R_m$ [ ]:内部抵抗
- $K_t$ [mNm/A]:トルク定数

プラネタリギアヘッドの定数

- $T_{max}$ [Nm]:連続最大トルク

- $g_r$ :減速比
- $g_e$ :効率

そして、リニアアクチュエータのDCモータおよび減速用に用いるプラネタリギアヘッド・プーリの物理量は以下のように定めた。

リニアアクチュエータ用DCモータの定数

- $R_{ml}$  [ ]:内部抵抗
- $K_{tl}$  [mNm/A]:トルク定数

プラネタリギアヘッドの定数

- $T_{lmax}$  [Nm]:連続最大トルク
- $g_l$ :減速比
- $g_{el}$ :効率

プーリの定数

- $g_p$ :減速比

実際にシミュレーションに用いたロボット、走行地形およびモータなどの物理量は

$$l_{body} = 0.46, h_{body} = 0.01, l_w = 0.2, h_w = 0.35, h_r = 0.125, r = 0.075, M_{wheel} = 1, k_p = 20, k_b = 16, a = 0.5, b = 0.2, x_{stone} = 1.5, R_m = 2.06, K_t = 23.5, T_{max} = 6.0, g_r = 411, g_e = 0.60, R_{ml} = 0.84, K_{tl} = 21.3, T_{lmax} = 5.88, g_l = 79.24, g_{el} = 0.73, g_p = 0.26$$

である。また、走行環境の重力はここでは地球上と同じものを仮定し、走行地形の静止摩擦係数は  $\mu_r = 0.7$  とした。チャレンジングな不整地を走行するという点を考慮して、ロボットの前輪走行速度を  $V_{fw} = 2$  [cm/s] と低速なものとして、リニアアクチュエータの位置制御系におけるローパスフィルタの時定数は  $\tau_{sh} = 0.5$  [s] とし、PID制御器においては時定数を  $\tau_{in} = 0.5$  [s] とした。リニアアクチュエータのストロークは  $1.0$  [m] とし、シミュレーションのサンプル時間は  $50$  [ms] とした。シミュレーション結果としては12種類のグラフが得られた。横軸は全てのグラフにおいて前輪中心の位置 (x座標) を示し、縦軸はそれぞれ、全体の重心位置  $l_m$ , 相対重心位置  $X_w$ , 粘着余裕係数  $\mu_m$ , 安定余裕係数  $\eta_m$ , 前輪トルク  $T_{wf}$ , 後輪トルク  $T_{wr}$ , 前輪・後輪のうち絶対値として最大トルクを出している方の車輪トルク  $T_{wmax}$ , リニアアクチュエータによる駆動力  $u$ , ボディ部にかかる重量部からの垂直抗力  $v$ , 車輪モータが消費する電力量  $W_{wheel}$ , リニアアクチュエータモータが消費する電力量  $W_{linear}$ , 全システムが消費する電力量  $W_{all}$  を示している。また、車体の回転角度  $\phi$  は全シミュレーションにおいて同じである。これは Fig.5.2 のようになる。

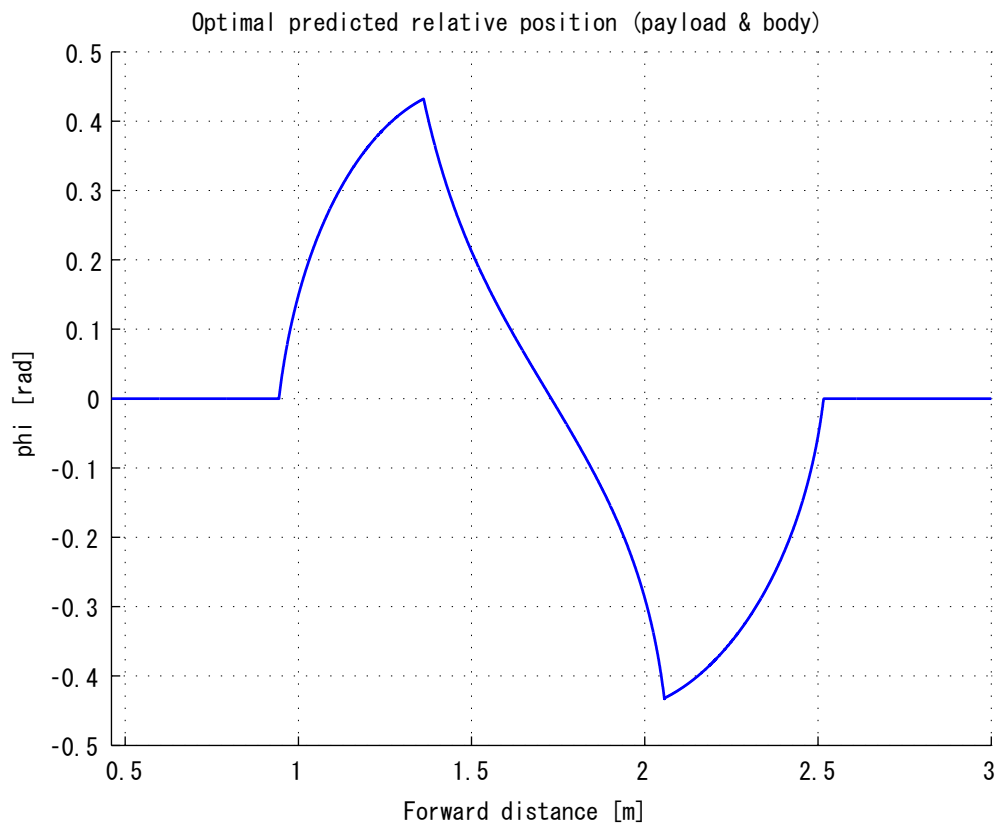


Fig 5.2: Pitch angle of body  $\phi$

シミュレーションは大きく5つに分かれる。

まず最初のシミュレーションでは、重心移動機構を適用したことが不整地走破性に対して与える効果を比較・検証した。具体的には、粘着性・安定性指標を  $k_a = 0.8$ ,  $k_s = 0.2$  と固定した条件下で重心移動機構を適用した場合と、重心移動機構を適用していない場合（車体中心部に重心位置が固定されている）との比較・検証を行った。なお、ここで  $k_a \gg k_s$  としたのは安定性はある程度保障されれば良く、粘着性をより重視した走行の方が不整地において有効であると考えられるためである。

2つ目に行うシミュレーションでは、可動重量部とボディ部の重量比が不整地走破性に対して与える効果を比較・検証した。なお、粘着性・安定性指標は  $k_a = 0.8$ ,  $k_s = 0.2$  と固定した条件下で行った。

3つ目に行うシミュレーションでは、重心移動機構を適用した場合のみを扱い、粘着性・安定性指標の重み付け係数をパラメータとして変更することで粘着性・安定性指標の重み付けが不整地走破性に対して与える効果を比較・検証した。

4つ目に行うシミュレーションでは、重心位置制御において前方の地形予測情報を用いる場合と地形予測情報を用いない場合において不整地走破性に対して与える効果を比較・検証した。なお、粘着性・安定性指標は  $k_a = 0.8$ ,  $k_s = 0.2$  と固定した条件下で行った。

そして最後に行うシミュレーションでは、前方の地形予測情報を用いた上で、粘着性・安定性指標の重み付け係数をパラメータとして変更することで粘着性・安定性指標の重み付けが不整地走破性に対して与える効果を比較・検証した。

これらをまとめると Table.5.1 のようになる。

Table 5.1: Condition Setting of Simulation

	シミュレーション 1	シミュレーション 2	シミュレーション 3・5	シミュレーション 4
重心移動機構の有無	ありとなしで比較	あり	あり	あり
可動重量部とボディ部の重量比	1:1	変更して比較	1:1	1:1
粘着性・安定性の指標	$k_a = 0.8, k_s = 0.2$	$k_a = 0.8, k_s = 0.2$	変更して比較	$k_a = 0.8, k_s = 0.2$
地形予測情報利用の有無	なし	なし	なし (3) とあり (5)	ありとなしで比較

以下、これらのシミュレーション結果について説明する。

## 5.2 シミュレーション結果

### 5.2.1 シミュレーション 1(重心移動機構の有無による比較)

本論文で提案する重心移動機構を適用した場合と重心移動機構を有さない場合の比較を行った。重心移動機構を有さない場合では、重心位置がボディ中央部に固定されているものとした。シミュレーション結果を Fig.5.3 ~ Fig.5.14 に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 緑点線：重心移動機構を有さない場合
- 薄赤線：最適重心位置に重心位置があると仮定した場合
- 濃青線：リニアアクチュエータによって重心位置が制御された場合

Fig.5.3, Fig.5.4 では、重心移動の様子が分かる。最適重心位置に対して実際の重心位置が追従遅れをもっていることは、指令値整形および位置制御系の遅れのためである。前輪位置が岩状障害物に初めて接触するまでは、平坦面を走行しているため、最適重心位置は車体中心にある。その後、前輪位置が岩状障害物に初めて接触した点 (1.0[m] 近傍) から最適重心位置は車体後方に移動し、これに対して追従する形でリニアアクチュエータにより位置制御を行っている。前輪が障害物を登るにつれて最適重心位置は前方へと移動し、後輪が岩状障害物に接触した点 (1.5[m] 近傍) では、最適重心位置は大きく車体前方に移動する。その後、後輪が障害物を登るにつれて最適重心位置は車体中心へと移動する。車体中心位置が  $x_{stone}$  に差し掛かった際の最適重心位置は車体中心にある。車体中心が  $x_{stone}$  を越えると、最適重心位置は後方へと移動し、前輪が平坦面に接触する点 (2.0[m] 近傍) に差し掛かると、少しずつ前方へと移動する。後輪が平坦面と接触する点 (2.5[m] 近傍) 以後は、車体中心に再び最適重心位置がある。

Fig.5.5 では、走行全体に渡って重心移動機構を有さない場合に比べて重心位置の位置制御を行った場合では大幅に粘着余裕係数が改善されている。しかし、前輪位置が 1[m], 1.5[m], 2.0[m], 2.5[m] 近傍では急激に粘着余裕係数が減少し滑りやすくなっている。前輪中心の位置が 1.0[m] の時は前輪が岩状障害物に初めて接触した点であり、1.5[m] の時は後輪が岩状障害物に初めて接触した点である。また、2.0[m] の時は前輪が再び平坦面に接触した点であり、2.5[m] の時は後輪が再び平坦面に接触した点である。このような場合では走行地形の前輪または後輪の路面傾斜角が不連続に変化しているため最適重心位置が不連続に変化している。従って、最適重心位置と実際の重心位置との誤差が大きく、粘着余裕係数が急激に減少していると考えられる。

ところで、重心移動機構を有さない場合では 1.5[m] 近傍 (後輪が岩状障害物に初めて接触した点) では粘着余裕係数が負の値となっている。これは車輪が滑っていることを示している。つまり、重心移動機構を有さない場合では後輪が障害物を乗り越えることはできないのである。

Fig.5.6 からは、いずれの場合でも安定性は確保されていることが分かる。安定性は最低限確保されているが、安定性を犠牲にすることで粘着性を上げている場合も見られる。このような場合としては Fig.5.5 との比較により 4 つの場合があることが分かる。前輪が初めて

障害物に接触したのち重心位置を後方に移動している時、後輪が初めて障害物に接触したのち重心位置を前方に移動している時、および反対に前輪が障害物を乗り越えつつある時に重心位置を後方に移動している時、後輪が障害物を乗り越えつつある時に重心位置を前方に移動している時である。しかし、このような場合でも転倒安定角度は $0.35[\text{rad}]$ ( $20[^\circ]$ )以上であり、安定性は保たれていた。

Fig.5.7 は、リニアアクチュエータによって発生する重心移動のための駆動力であるが、車体のピッチ角を表す Fig.5.2 とほぼ同じ形となっている。これは、仮にロボットの加速度を無視した場合、つり合いの式から簡単に理解できる。加速度を無視したつり合いの式から、リニアアクチュエータの駆動力は車体のピッチ角に対して余弦をとった値に重量部の質量をかけた値となる。そして、いま車体のピッチ角は小さいことから、その余弦はほぼ車体のピッチ角自体に等しい。従って、リニアアクチュエータの駆動力は車体のピッチ角に比例した値となる。

Fig.5.11 では、重心移動機構を有さない場合では選定したプラネタリギアヘッド軸の連続最大トルクである $6[\text{Nm}]$ を大きく越えてしまうが、重心位置を制御した場合には越えないように車輪トルクが大幅に抑えられている。このように車輪の負荷トルクを軽減することは未知な不整地を走行する宇宙探査ロボットにとって非常に大きなメリットである。しかし、粘着余裕係数の場合と同様に、前輪位置が $1.0[\text{m}]$ , $1.5[\text{m}]$ , $2.0[\text{m}]$ , $2.5[\text{m}]$ 近傍では最適重心位置が不連続に変化しており、最適重心位置との誤差も大きく、車輪トルクが十分に抑えられていないことも分かる。

Fig.5.12 では、重心移動機構を有さない場合に比べて、重心位置を制御した場合には車輪モータが消費する電力量は約50%に抑えられている。これは、提案した重心移動機構によってロボットの車輪モータにおける負荷の軽減が可能であることを表している。これは未知な不整地を走行する宇宙探査ロボットにとって非常に大きなメリットである。

Fig.5.14 では、重心位置を制御した場合には全システムで消費される電力量は「全システムの総消費電力量」=「車輪モータが消費する電力量」+「リニアアクチュエータモータが消費する電力量」として計算しており、これに対して重心移動機構を有さない場合には「全システムの総消費電力量」=「車輪モータが消費する電力量」としている。重心移動機構を適用したことにより、全システムの総消費電力量が約15%増加していた。このことは本手法が総消費電力量の点では有効でないことを示している。これは、エネルギー供給が限られている宇宙探査ロボットにとってデメリットである。

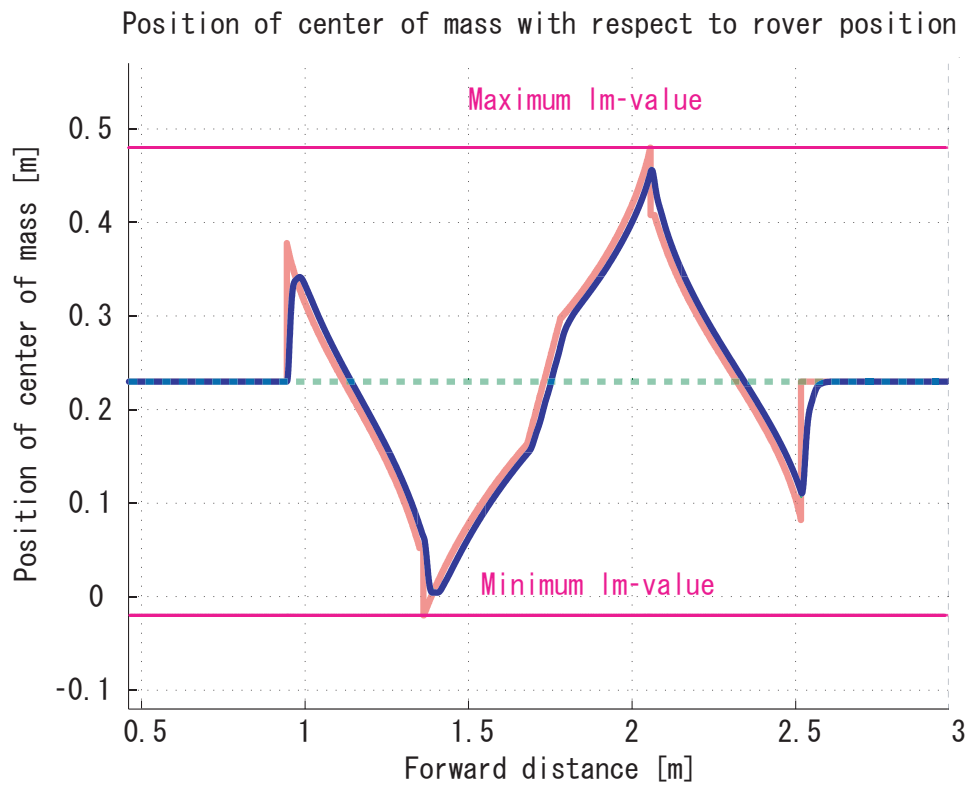


Fig 5.3: Center of mass position  $l_m$

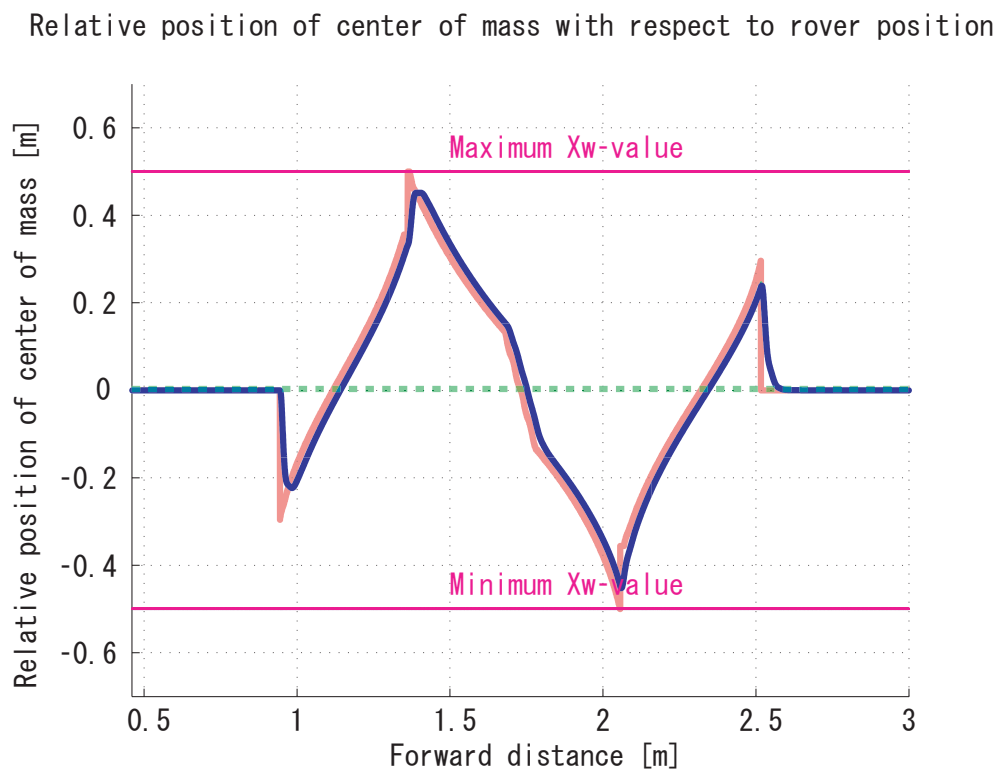


Fig 5.4: Center of mass position  $X_w$



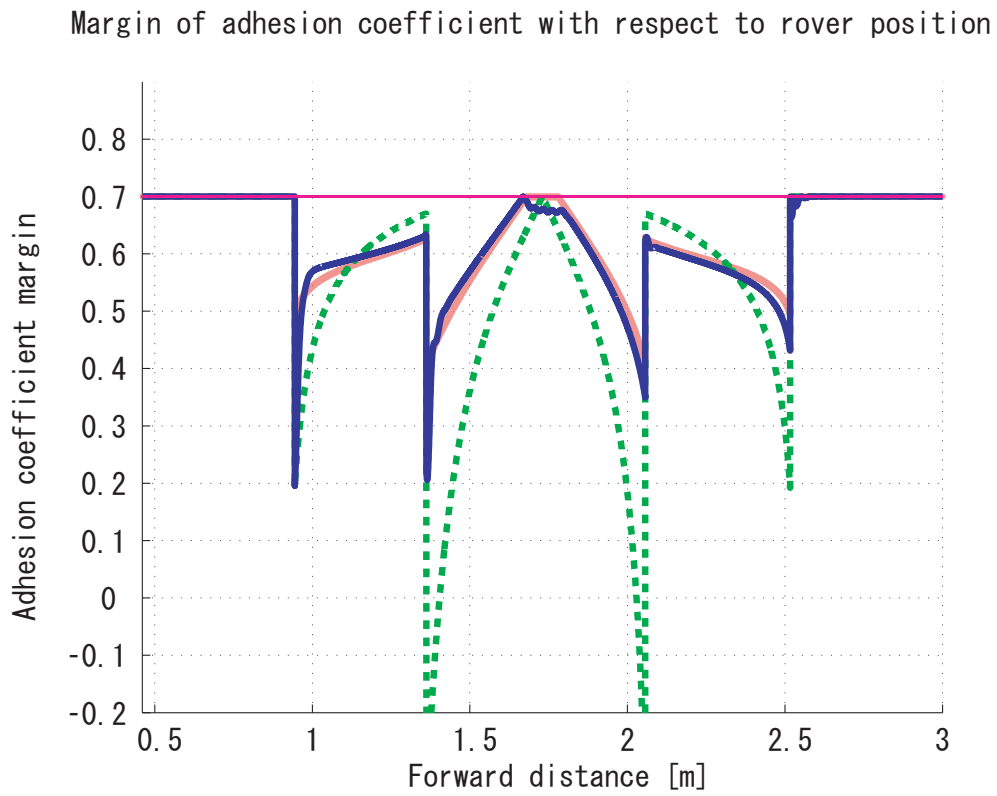


Fig 5.5: Adhesion coefficient margin  $\mu_m$

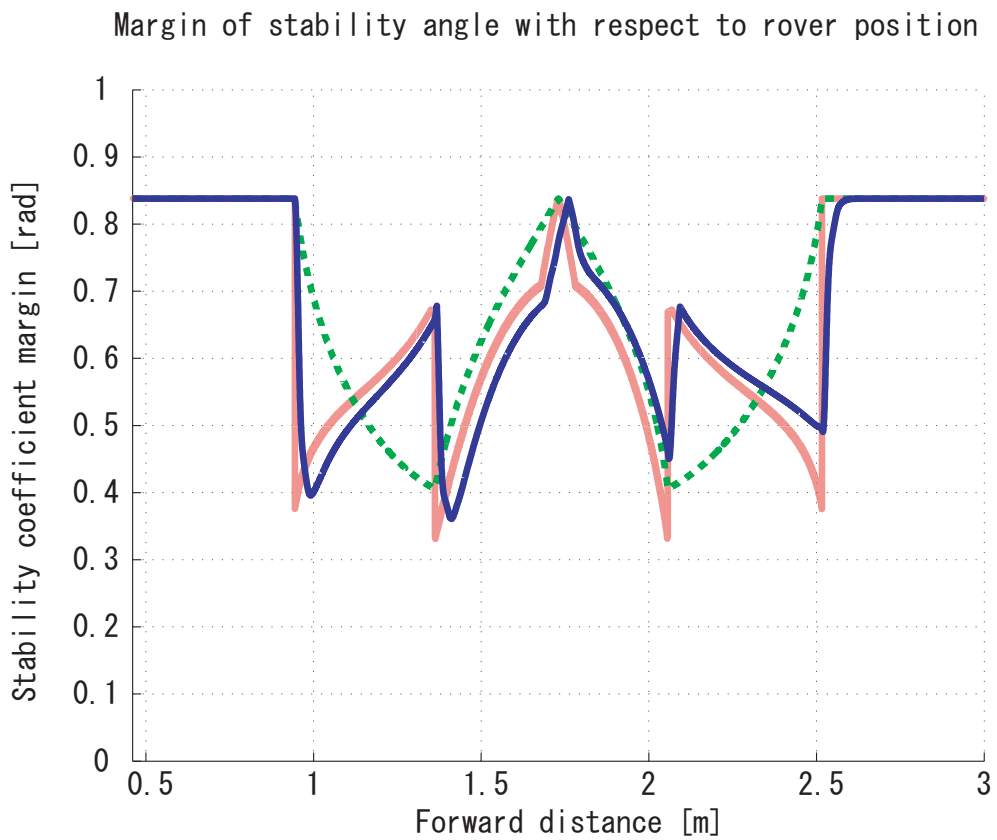
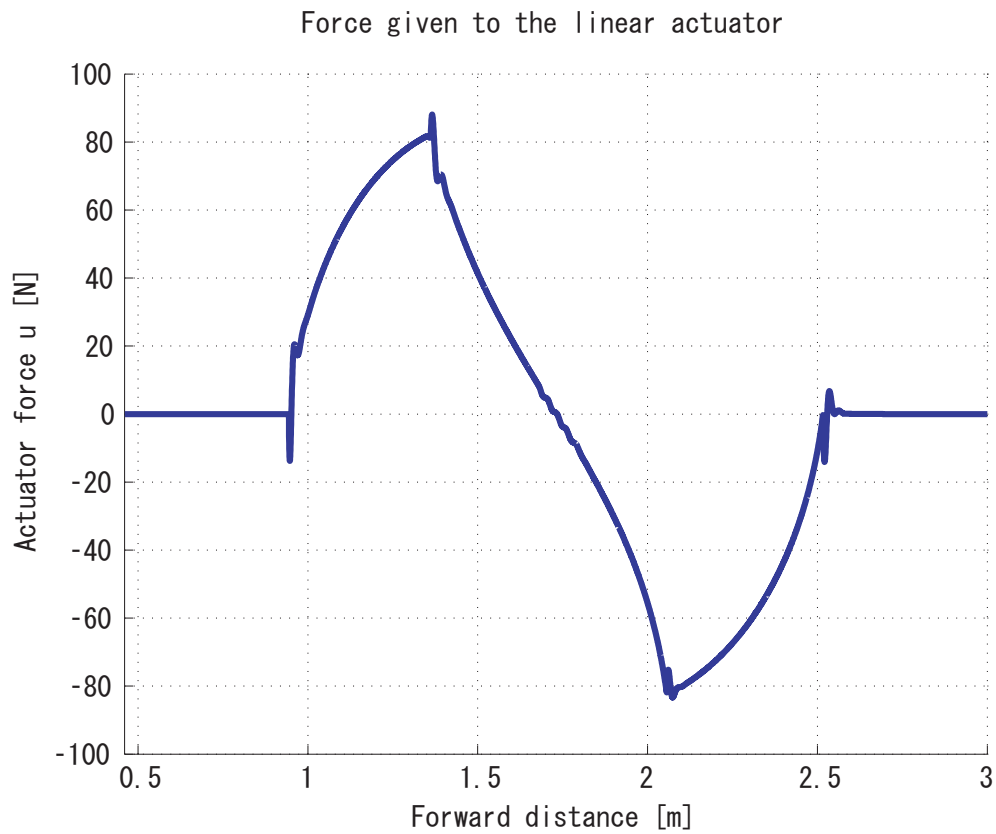
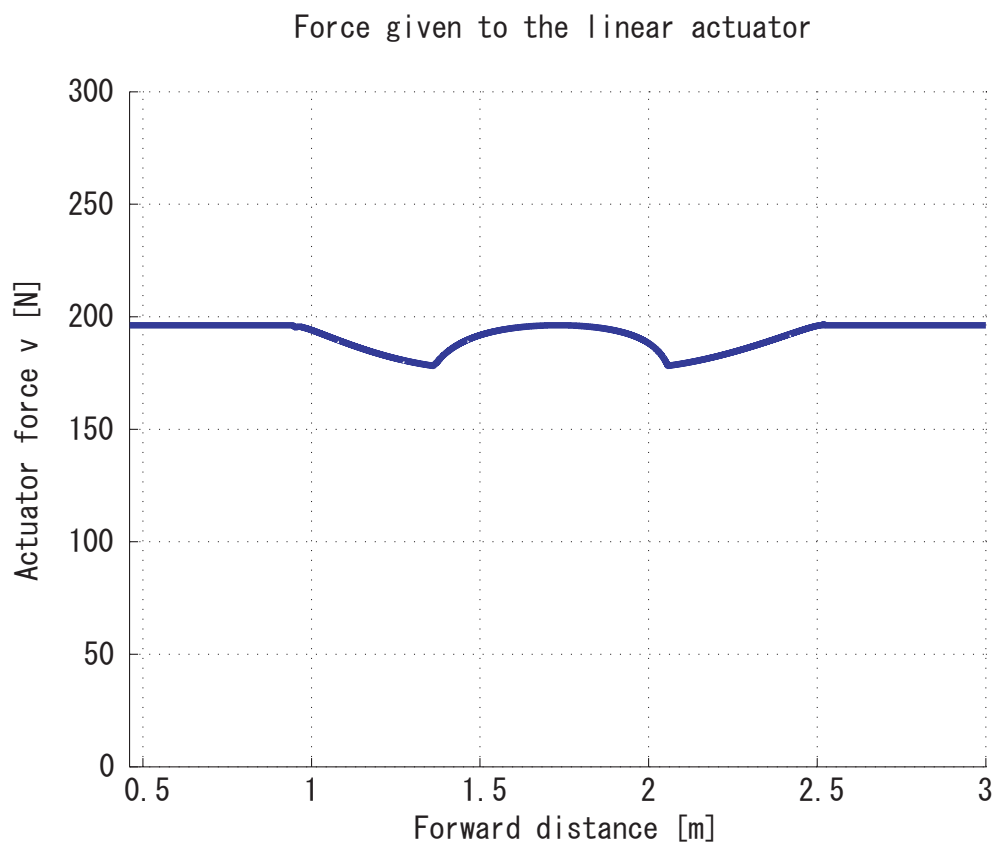


Fig 5.6: Stability coefficient margin  $\eta_m$

Fig 5.7: Force generated by linear actuator  $u$ Fig 5.8: Normal force applied to payload by body  $v$

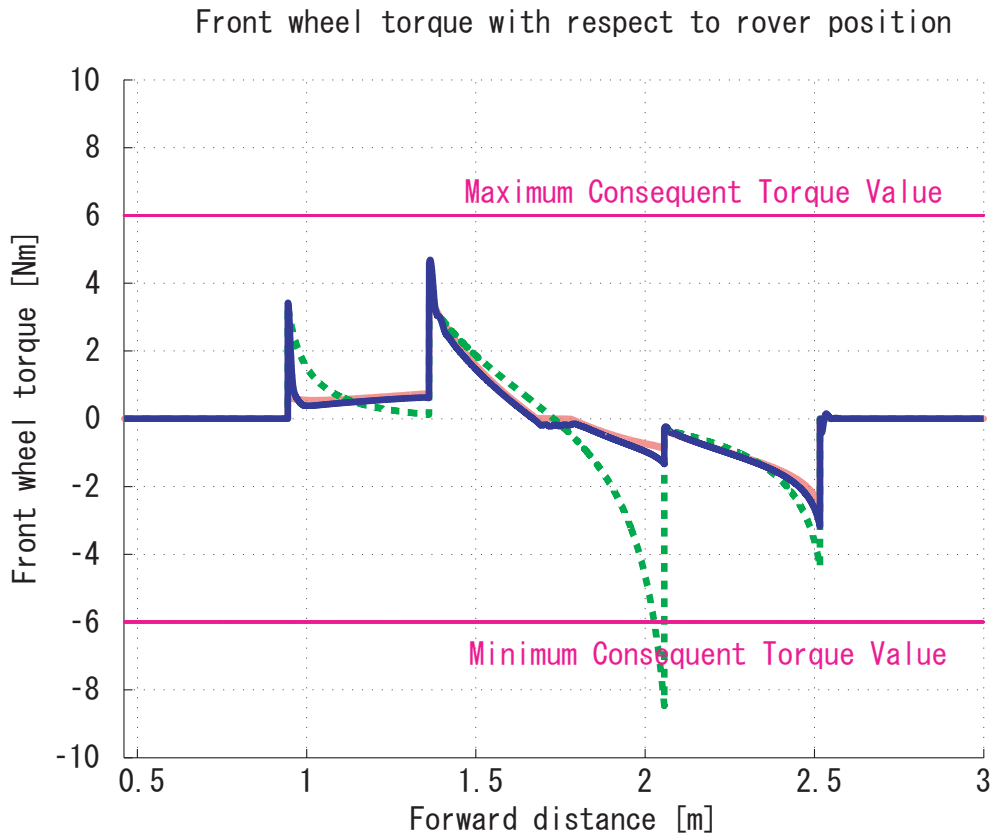


Fig 5.9: Front wheel torque  $T_{wf}$

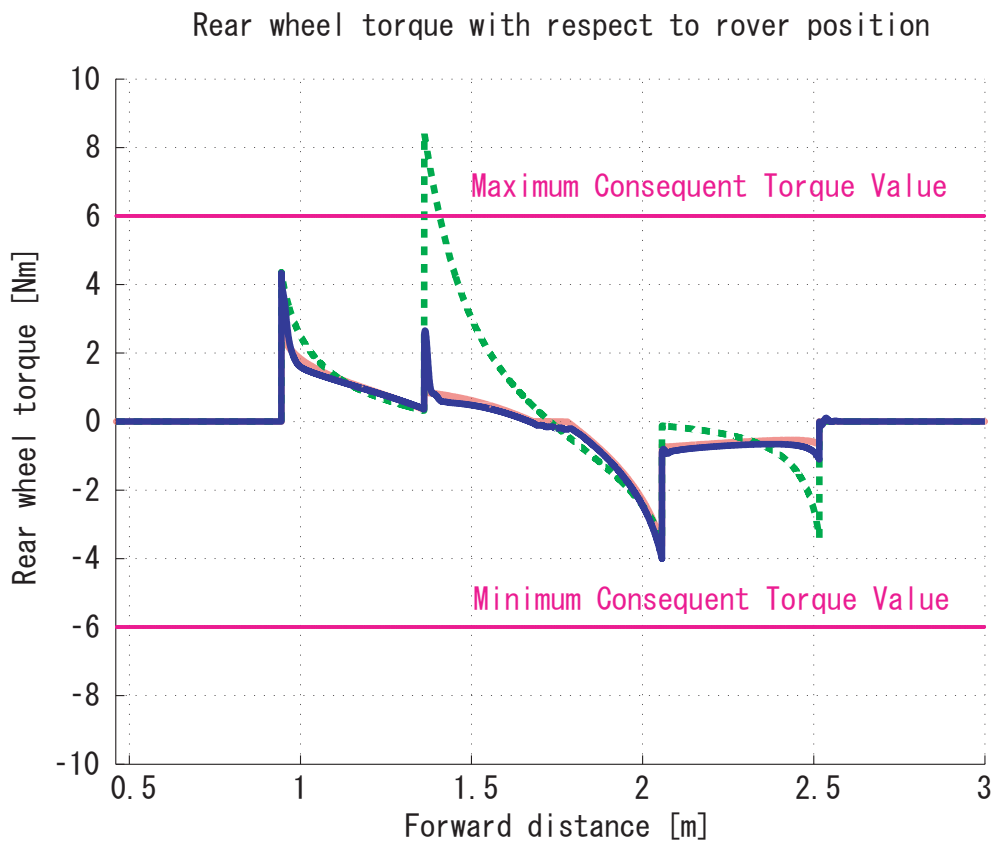


Fig 5.10: Rear wheel torque  $T_{wr}$

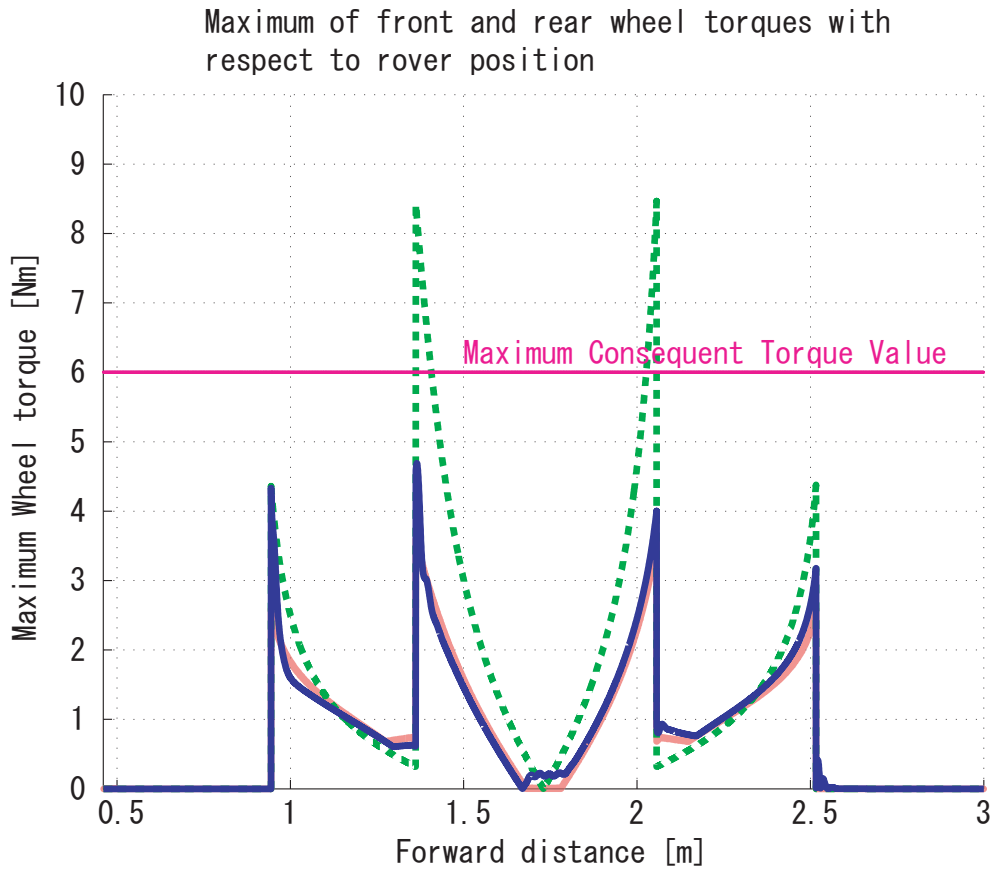


Fig 5.11: Maximum of wheel torques  $T_{w\ max}$

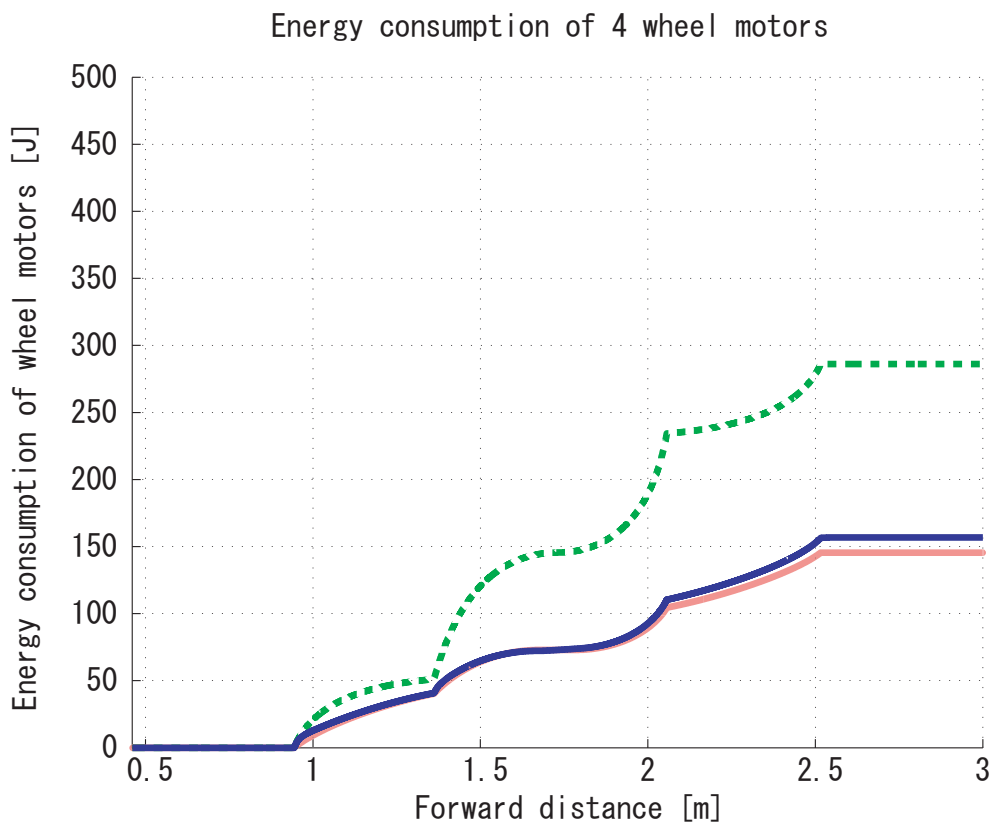


Fig 5.12: Energy consumption of wheel motors  $W_{wheel}$

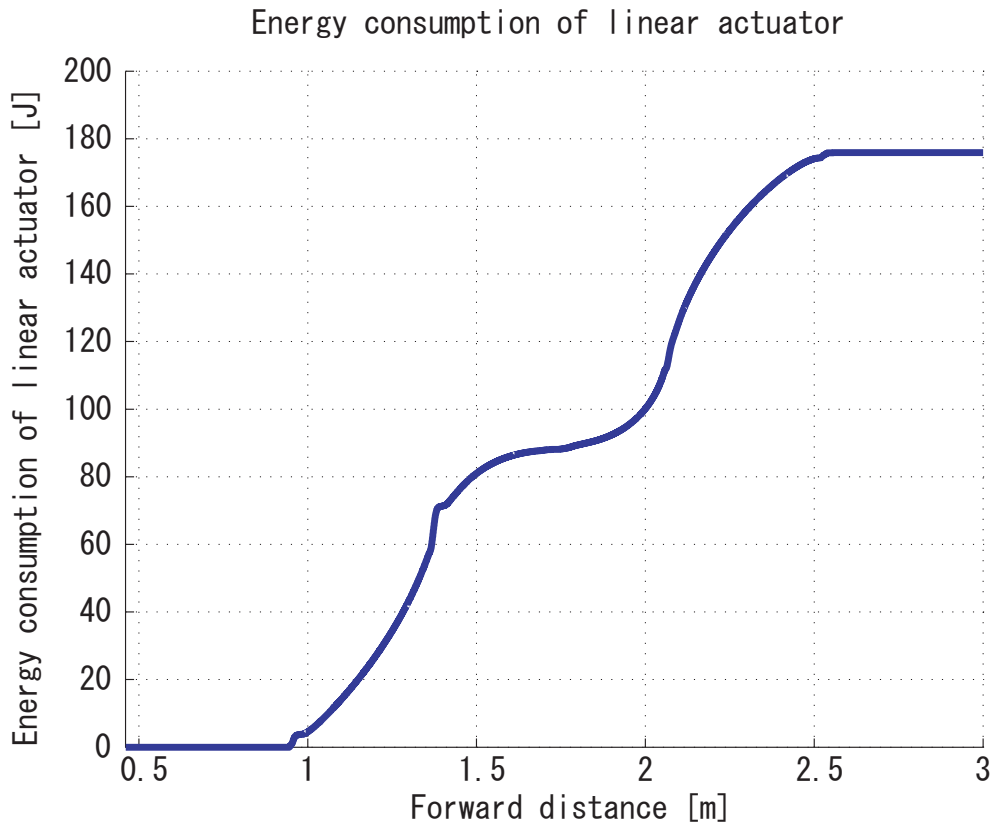


Fig 5.13: Energy consumption of linear actuator  $W_{linear}$

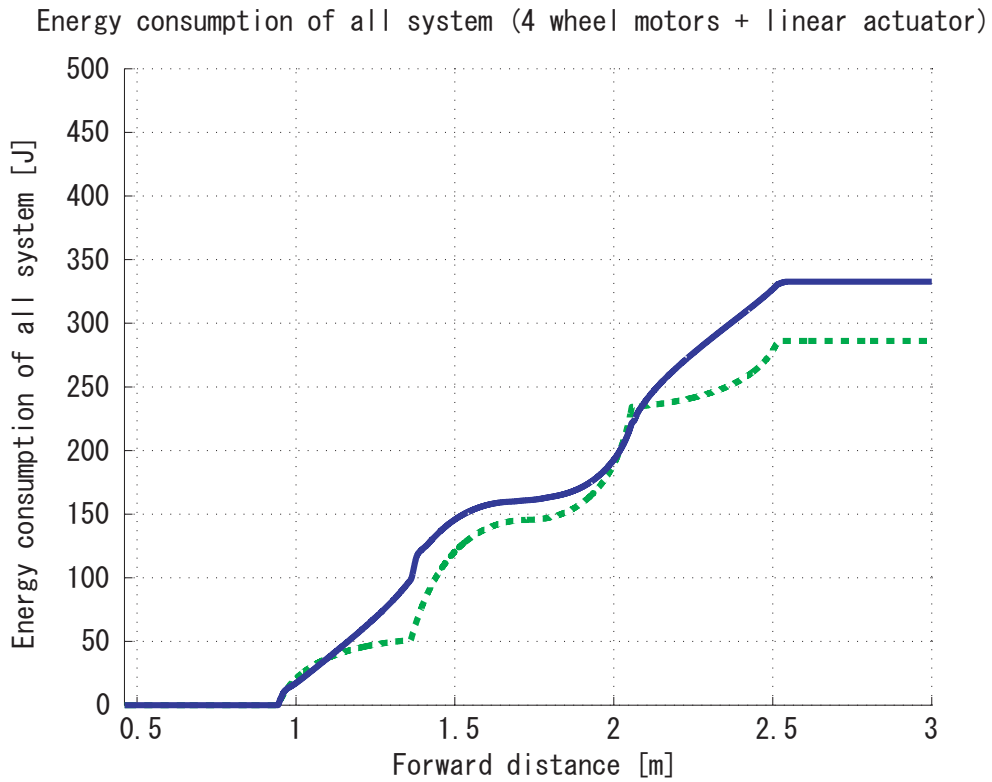


Fig 5.14: Energy consumption of all system  $W_{all}$

## 5.2.2 シミュレーション 2(可動重量部とボディ部の重量比による比較)

総重量を一定として可動重量部のボディ部に対する重量比を変えてシミュレーションを行った。重量比としては0.2,0.4,0.6,0.8,1.0の5通りについてシミュレーションを行った。シミュレーション結果を Fig.5.15 ~ Fig.5.26 に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 黄点線：重量比 0.2
- 緑色線：重量比 0.4
- 青点線：重量比 0.6
- 水色線：重量比 0.8
- 赤点線：重量比 1.0

Fig.5.15, Fig.5.16 では、重心移動の様子が分かる。Fig.5.16 から、重量比が0.2, 0.4 の場合では移動の限界値である  $\pm 0.5$ [m] まで重心移動が行われるが、0.6, 0.8, 1.0 の場合ではいずれも限界まで重心移動を行わずとも最適重心位置が実現されている。つまり、可動重量部の重量比が大きいほど重心移動機構の効果が現れるということが分かった。

Fig.5.17 では、重量比が大きいほど粘着余裕係数は大きな値となっていることが分かる。これは、可動重量部の重量比が大きいほど重心移動機構の効果が現れているためである。

Fig.5.18 からは、いずれの場合でも安定性は確保されていることが分かる。Fig.5.17 との比較により、安定性を犠牲にして粘着性を上げる場合はシミュレーション 1 と同様である。重量比が大きいほどこのような場合において犠牲にする安定性が大きい。すなわち、重量比が大きいほど安定性の最低値は低い。これは、重量比 1.0 の場合であり、シミュレーション 1 の場合に相当する。結局、転倒安定角度は  $0.35$ [rad]( $20$ [ $^{\circ}$ ]) 以上であり、安定性は保たれている。なお、平坦面走行時の安定余裕係数が重量比によって異なっているが、これは重量比によって重心位置の高さ  $h_m$  が異なるためである。重量比が大きいほど重心位置が高くなり、転倒しやすくなるため安定余裕係数は小さい。

Fig.5.19 は、リニアアクチュエータによって発生する重心移動のための駆動力であるが、重量比が大きいほど大きな値となっている。これは可動重量部の質量が重くなったことで、可動重量部の移動に際してより大きな駆動力が必要となったことを意味している。また、可動重量部・ボディ部間に働く拘束力  $v$  に関しても同様であることが Fig.5.20 より分かる。

Fig.5.23 では、重量比が大きいほど車輪トルクが抑えられている。しかし、粘着余裕係数の場合と同様に、前輪位置が  $1.0$ [m],  $1.5$ [m],  $2.0$ [m],  $2.5$ [m] 近傍では最適重心位置が不連続に変化しており、最適重心位置との誤差も大きく、車輪トルクが十分に抑えられていない。

Fig.5.24 では、重量比が大きいほど車輪モータが消費する電力量は抑えられていた。しかし、重量比が 0.6, 0.8, 1.0 の場合ではほとんど差が見られなかった。これは、Fig.5.16 から分かるように、重量比が 0.2, 0.4 の場合では移動の限界値である  $\pm 0.5$ [m] まで重心移動が行われるが、0.6, 0.8, 1.0 の場合ではいずれも限界までは重心移動を行わずとも最適

重心位置が実現されているためである。

Fig.5.25 では、重量比が大きいほどリニアアクチュエータが消費する電力量は大きくなる傾向にある。これは、重量比が大きいほど可動重量部が重く、Fig.5.19 に示されるリニアアクチュエータによって重心移動に必要な駆動力が大きいためと考えられる。ただし、このことは十分に重心移動の効果が発揮されていない0.2, 0.4 の場合に顕著であるが重量比が大きい場合では消費電力量ではあまり差はみられない。これは、重量比が大きいほど重心移動のため移動する距離も短くてよいためと考えられる。

Fig.5.26 では、重量比が大きいほどリニアアクチュエータが消費する電力量は大きくなる傾向にあった。しかし、シミュレーション 1 の Fig.5.14 における重心移動機構を有さない場合を重量比 0.0 と考えてこれらをまとめると、総消費電力量の低い順に 0.2, 0.4, 0.0, 0.6, 0.8, 1.0 なる重量比となる。このことから、もちろん走行地形やリニアアクチュエータのストローク制限に依存するであろうが、総消費電力量の点から最適な重量比というものがあると考えられる。つまり、可動重量部の重くすると車輪モータの消費電力を減らすことが可能となるがリニアアクチュエータの消費電力が増す。これらのトレードオフを考慮した設計が必要と考えられる。

Position of center of mass with respect to rover position

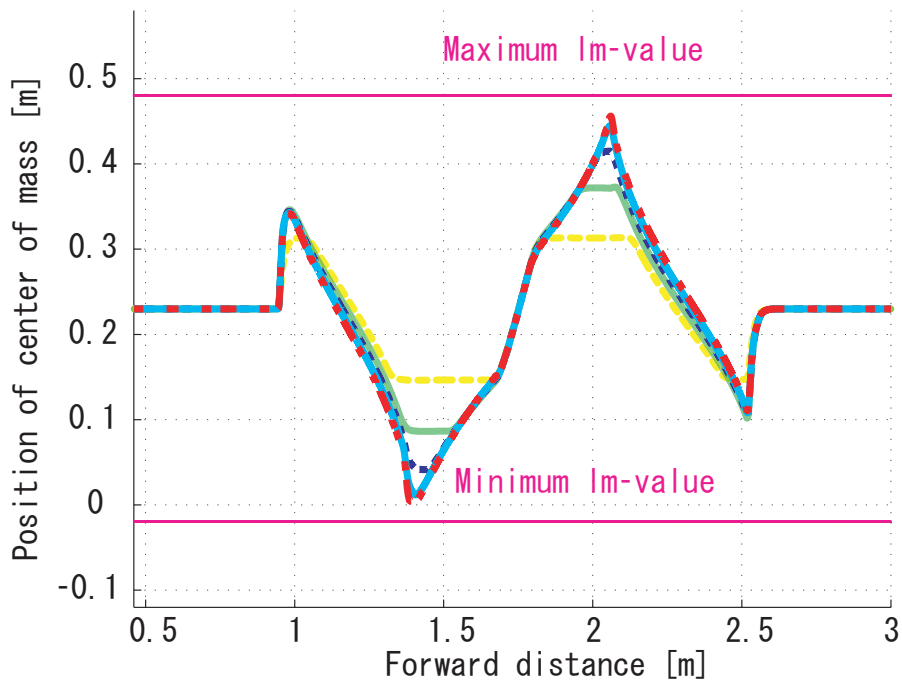


Fig 5.15: Center of mass position  $l_m$

Relative position of center of mass with respect to rover position

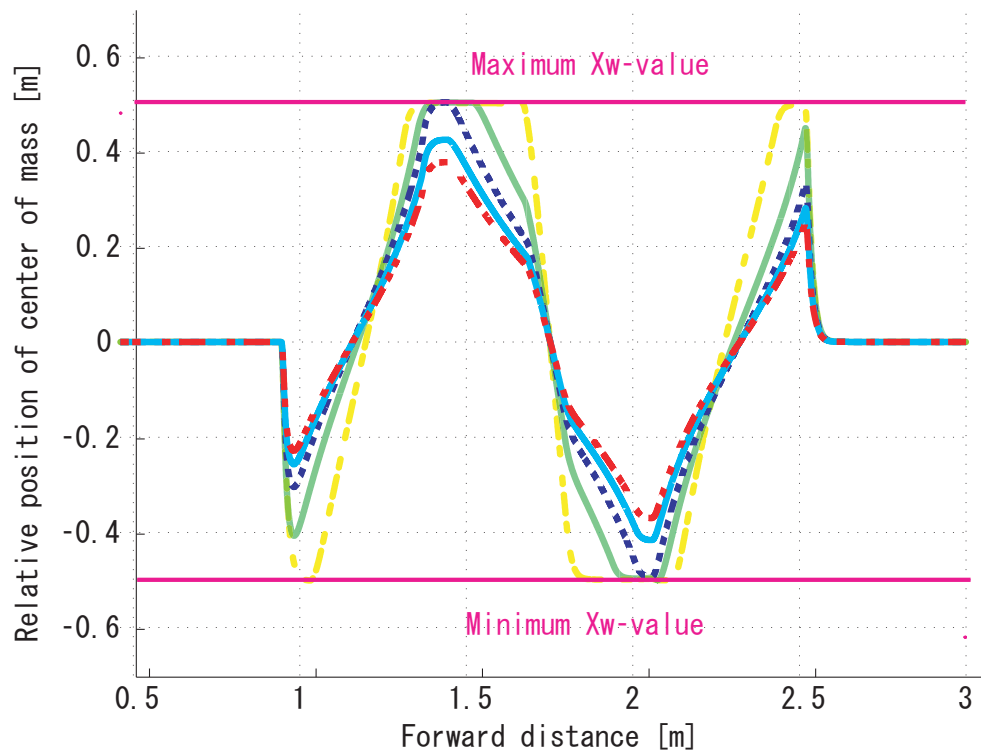


Fig 5.16: Center of mass position  $X_w$



Margin of adhesion coefficient with respect to rover position

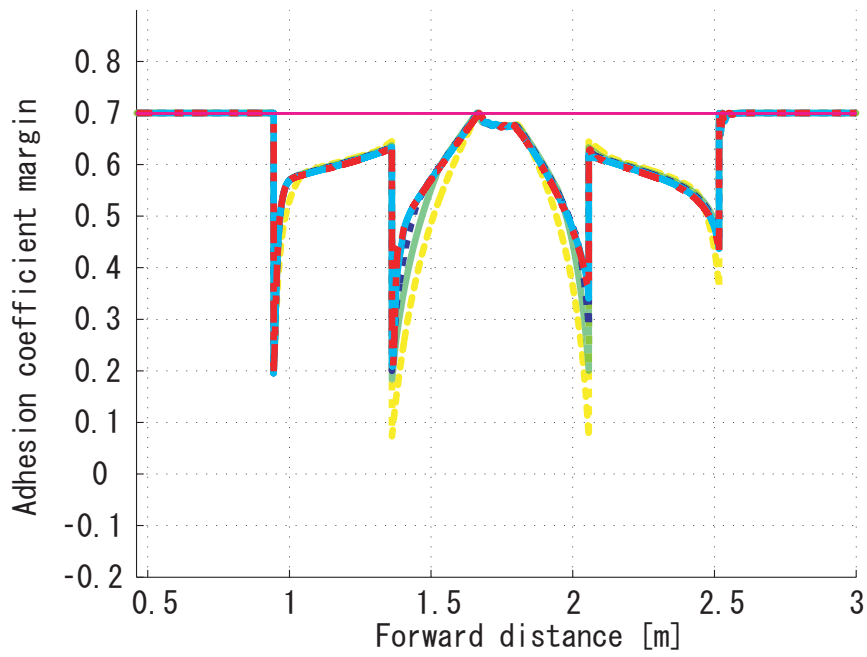


Fig 5.17: Adhesion coefficient margin  $\mu_m$

Margin of stability angle with respect to rover position

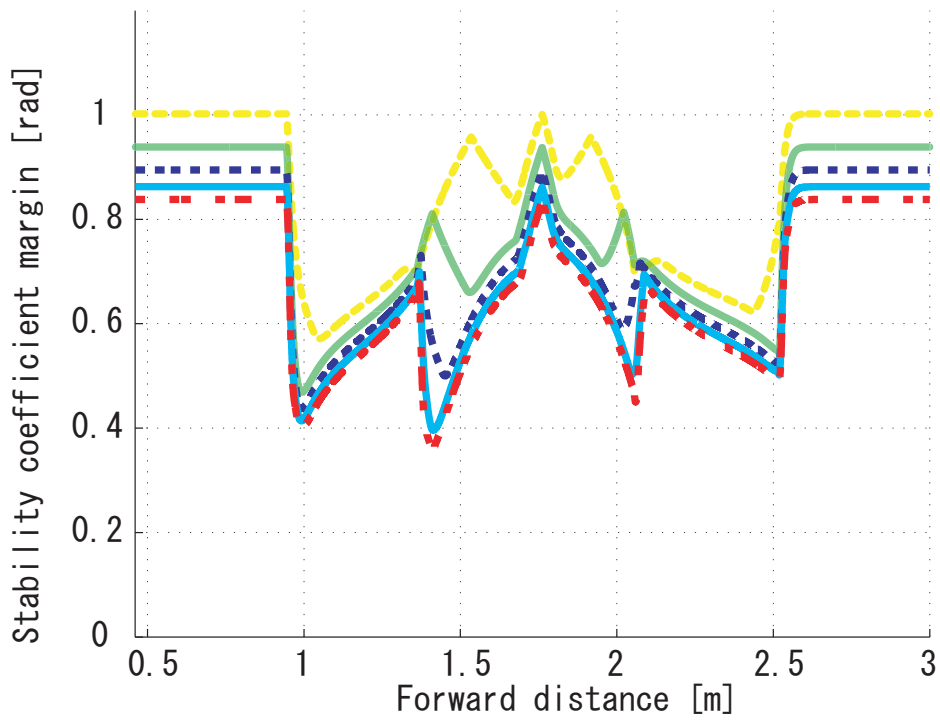


Fig 5.18: Stability coefficient margin  $\eta_m$

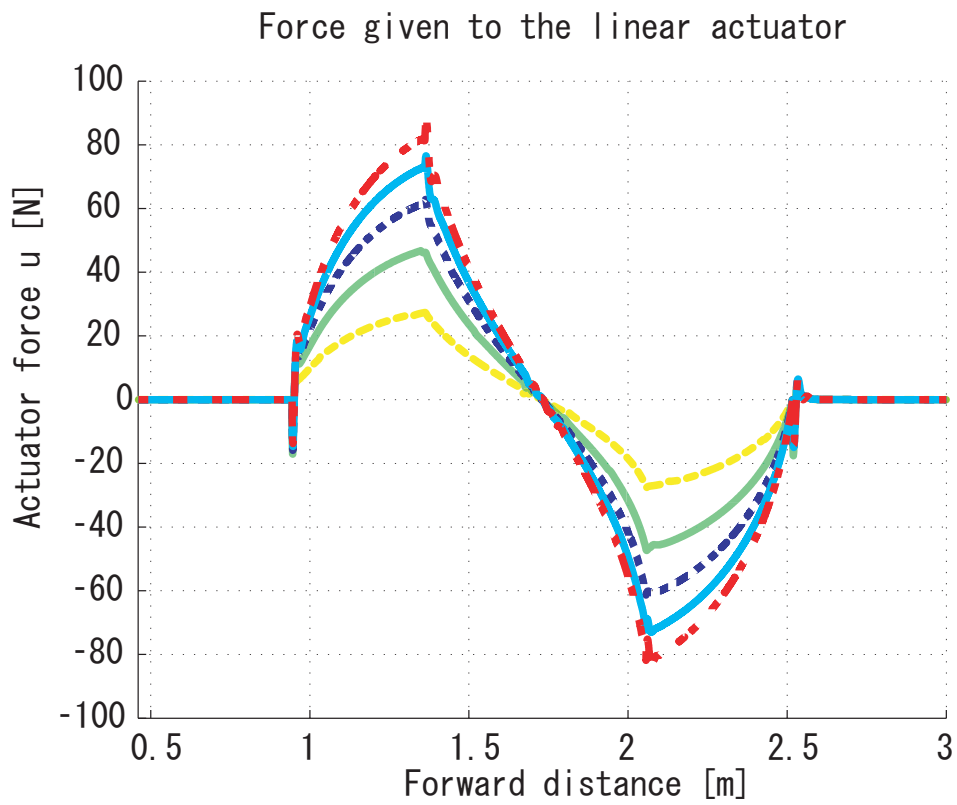


Fig 5.19: Force generated by linear actuator  $u$

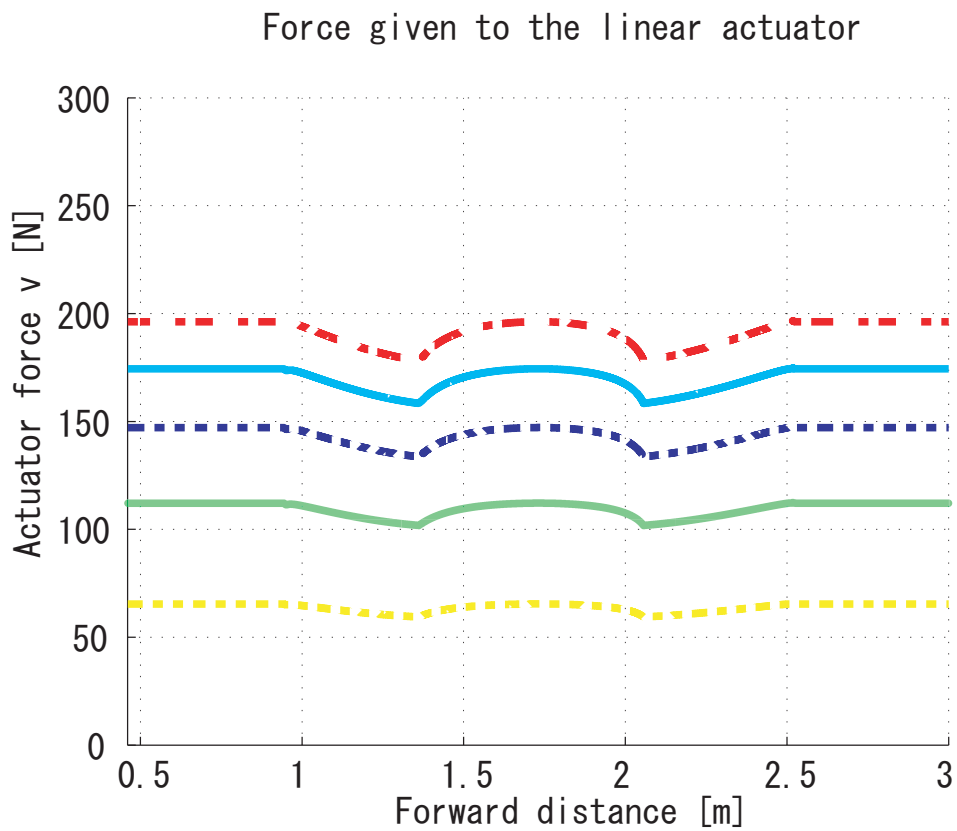


Fig 5.20: Normal force applied to payload by body  $v$

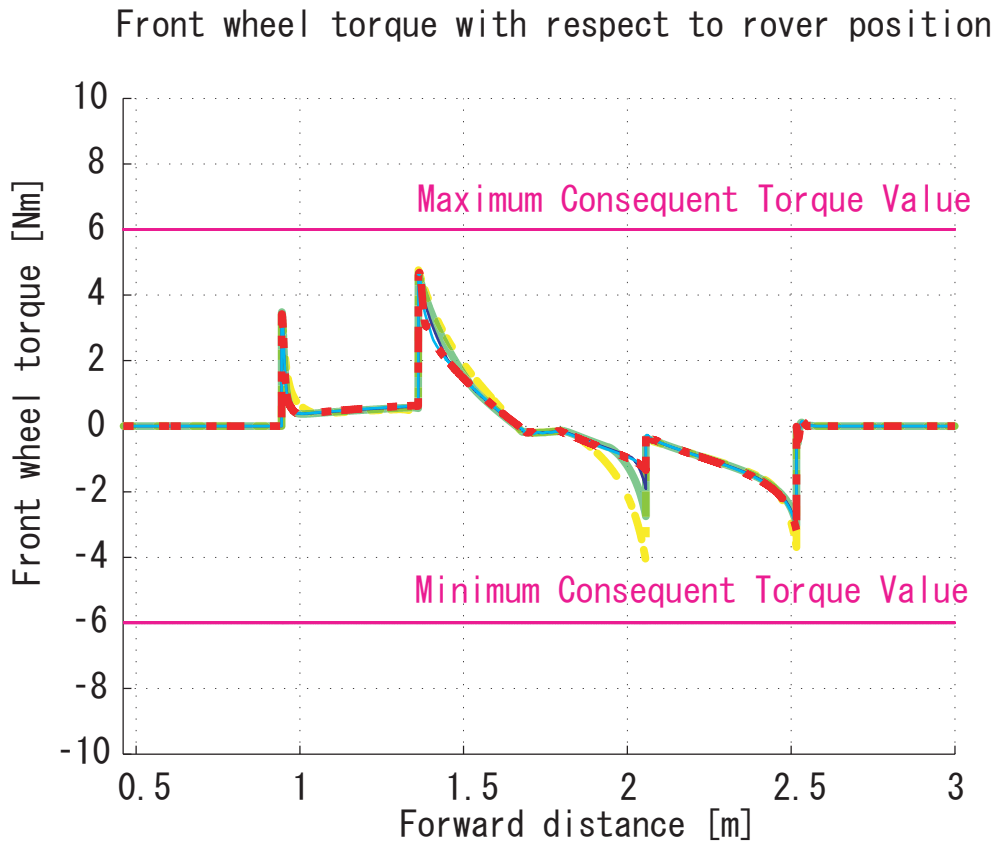


Fig 5.21: Front wheel torque  $T_{wf}$

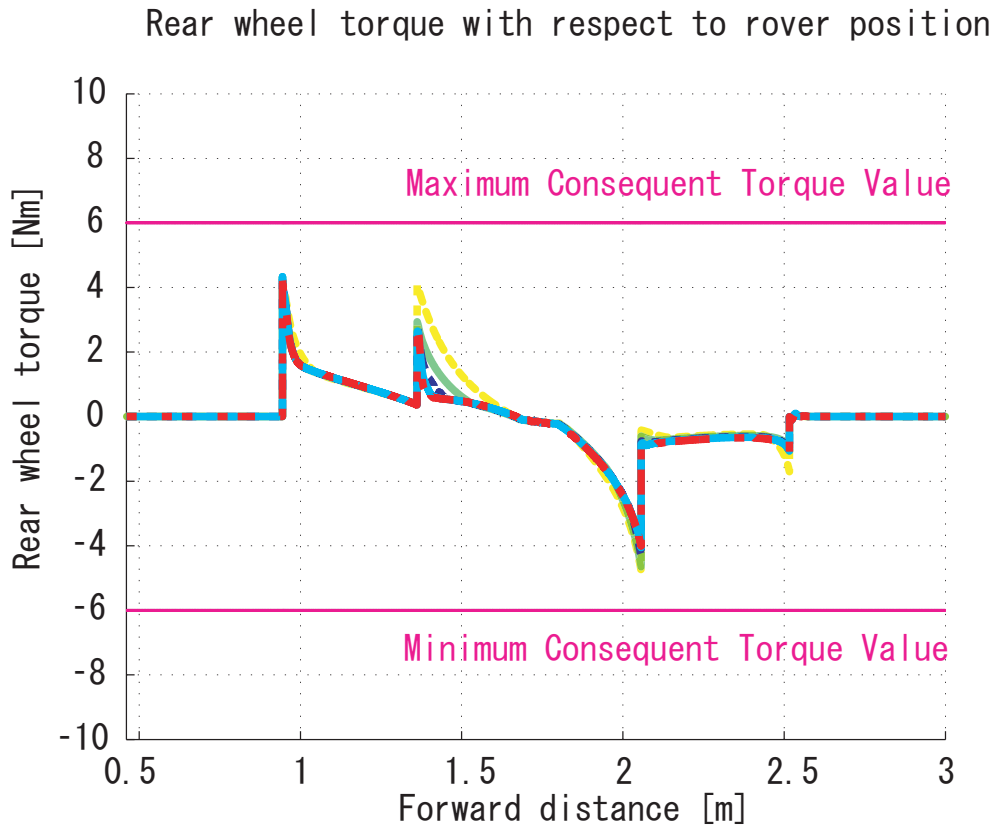


Fig 5.22: Rear wheel torque  $T_{wr}$

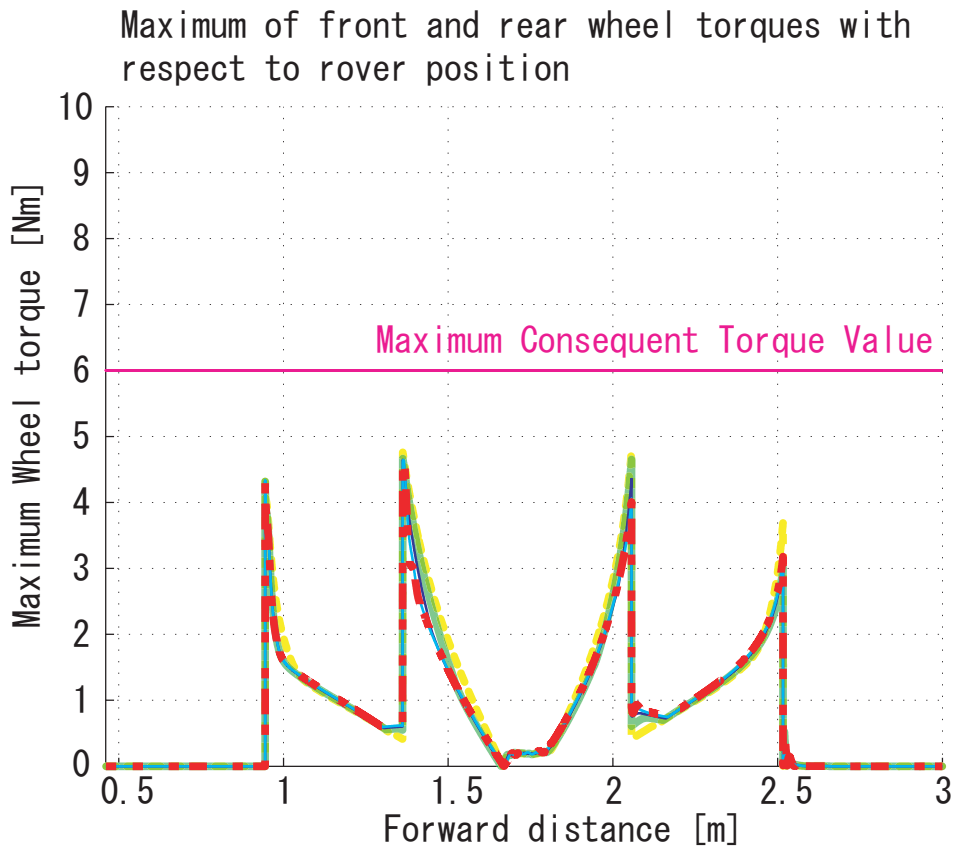


Fig 5.23: Maximum of wheel torques  $T_{w \max}$

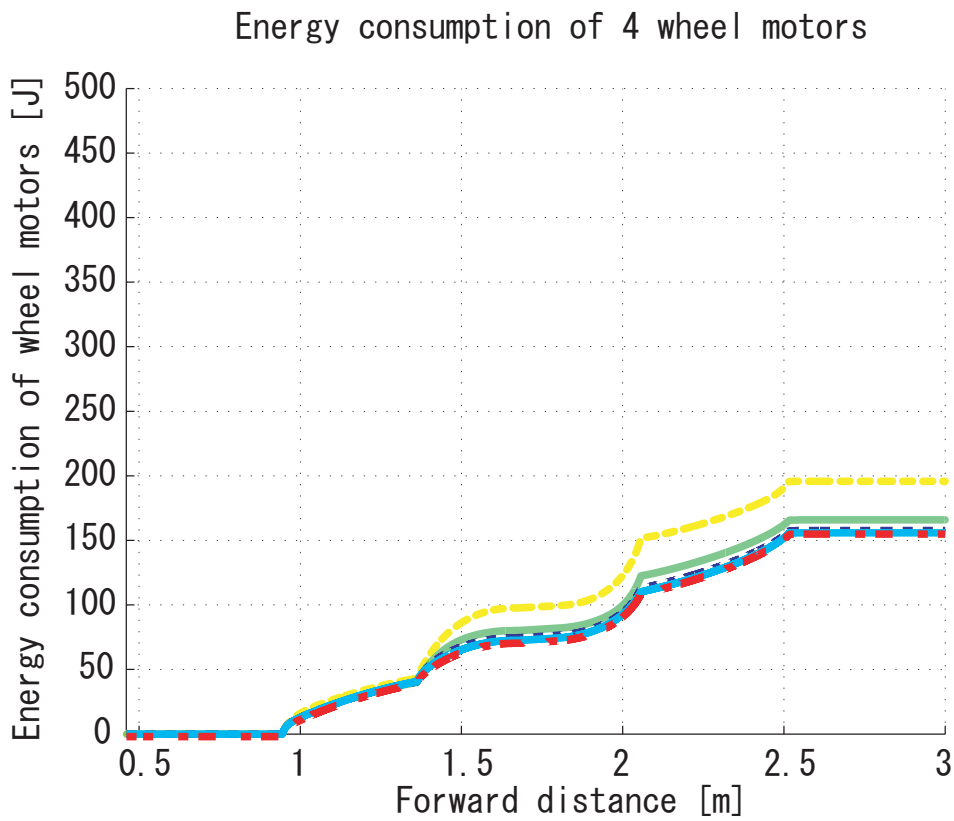


Fig 5.24: Energy consumption of wheel motors  $W_{wheel}$

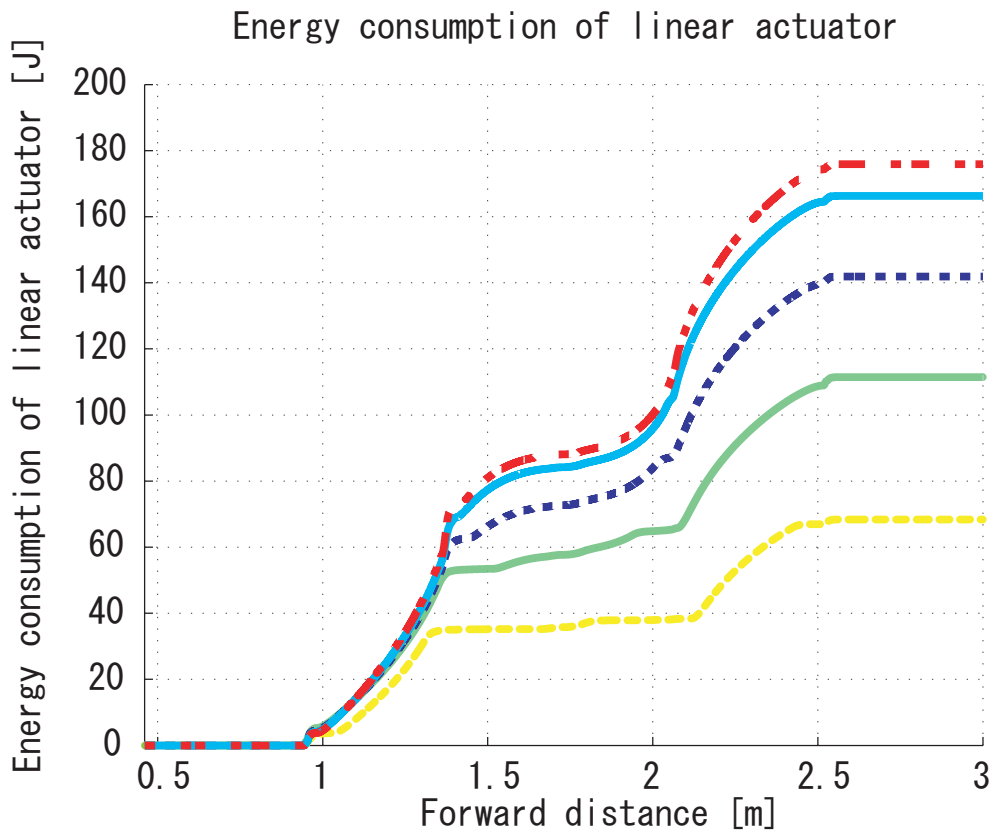


Fig 5.25: Energy consumption of linear actuator  $W_{linear}$

Energy consumption of all system (4 wheel motors + linear actuator)

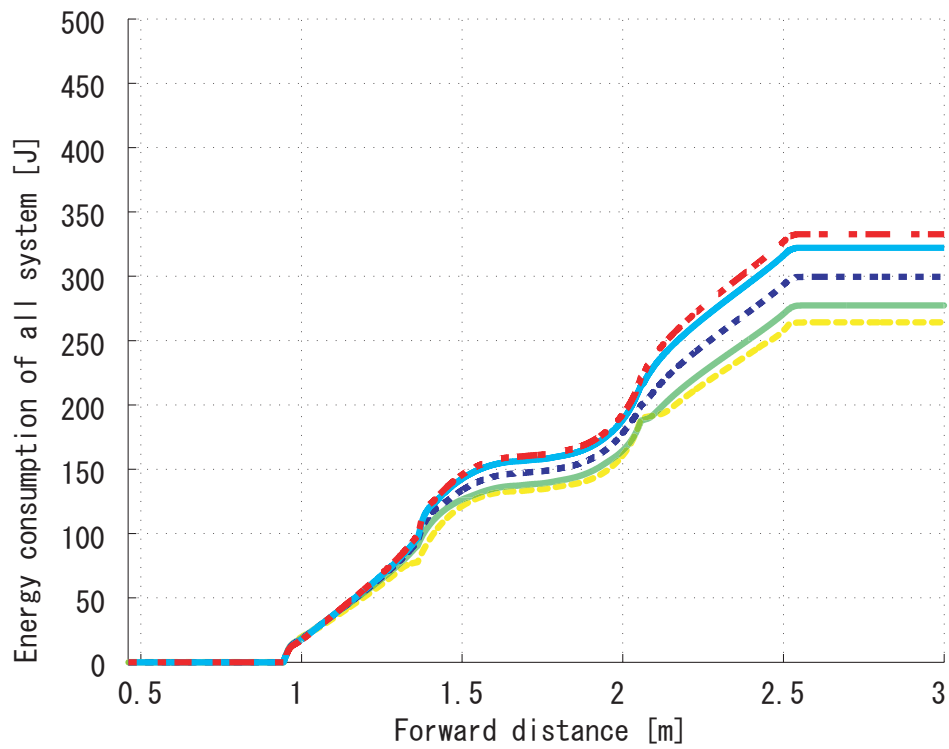


Fig 5.26: Energy consumption of all system  $W_{all}$

## 5.2.3 シミュレーション 3(粘着性・安定性指標の重み付けによる比較)

最適重心位置計算アルゴリズムにおける粘着性・安定性指標の重み付け係数を変えてシミュレーションを行った。重み付け係数としては  $k_a = 0.2, k_s = 0.8$   $k_a = 0.5, k_s = 0.5$   $k_a = 0.8, k_s = 0.2$  の3通りについてシミュレーションを行った。シミュレーション結果を Fig.5.27 ~ Fig.5.38 に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 赤点線 :  $k_a = 0.2, k_s = 0.8$
- 薄緑線 :  $k_a = 0.5, k_s = 0.5$
- 濃青線 :  $k_a = 0.8, k_s = 0.2$

Fig.5.27, Fig.5.28 では、重心移動の様子が分かる。ここで、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど大きく重心移動していた。これは、不整地走行における粘着性の向上では、重心移動が深く寄与していることを意味している。

Fig.5.29 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど粘着余裕係数が高くなっていることが分かる。

Fig.5.30 では、いずれの場合でも安定性は確保されていることが分かる。また、安定性指標の重み付け係数が大きいほど安定余裕係数は高くなっていることが分かる。

Fig.5.35 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど車輪トルクが抑えられている。これは、安定性よりも粘着性を重視した走行の方が車輪トルクの低減には有効であることを示している。

Fig.5.36 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど車輪モータが消費する電力量は抑えられていた。これは、安定性よりも粘着性を重視した走行の方が車輪モータの消費電力量が抑えられることを示している。

Fig.5.37 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほどリニアアクチュエータが消費する電力量は増大していた。これは前述のように、不整地走行における粘着性の向上では、重心移動が大きく寄与しているため、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど大きな重心移動を行うこととなり、リニアアクチュエータによって消費される電力が増大するためである。

Fig.5.38 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど総消費電力量が抑えられることが分かった。これは、総消費電力量の点からは、粘着性を重視した走行が望ましいことを示している。

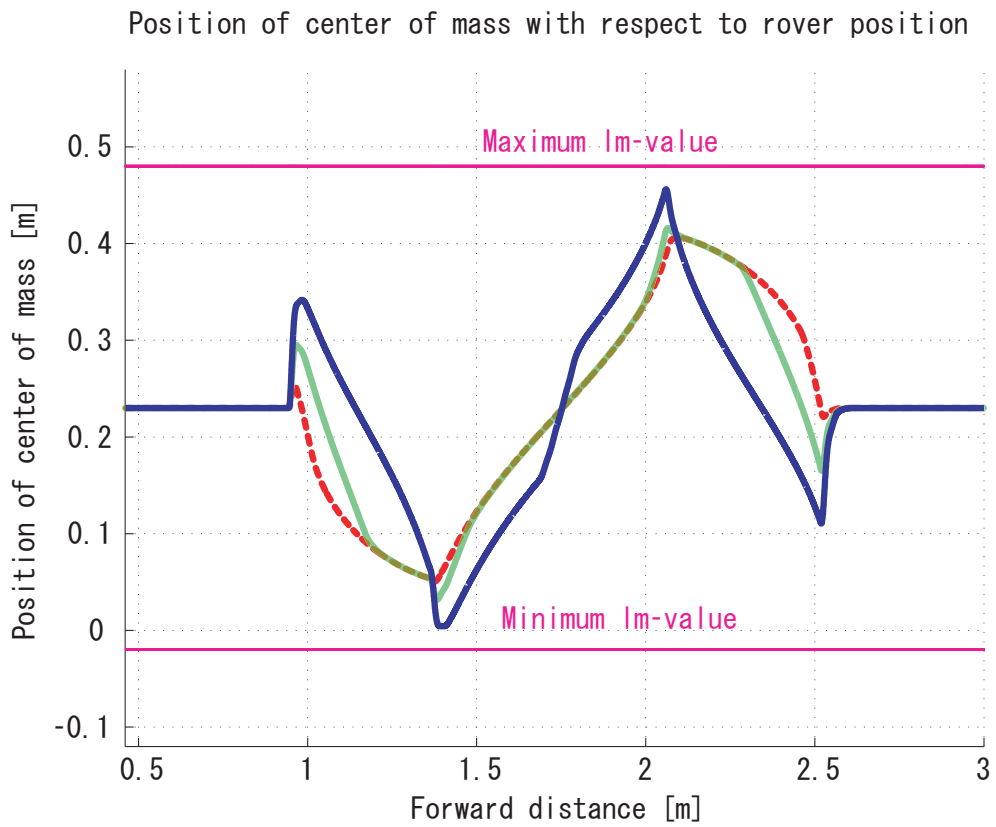


Fig 5.27: Center of mass position  $l_m$

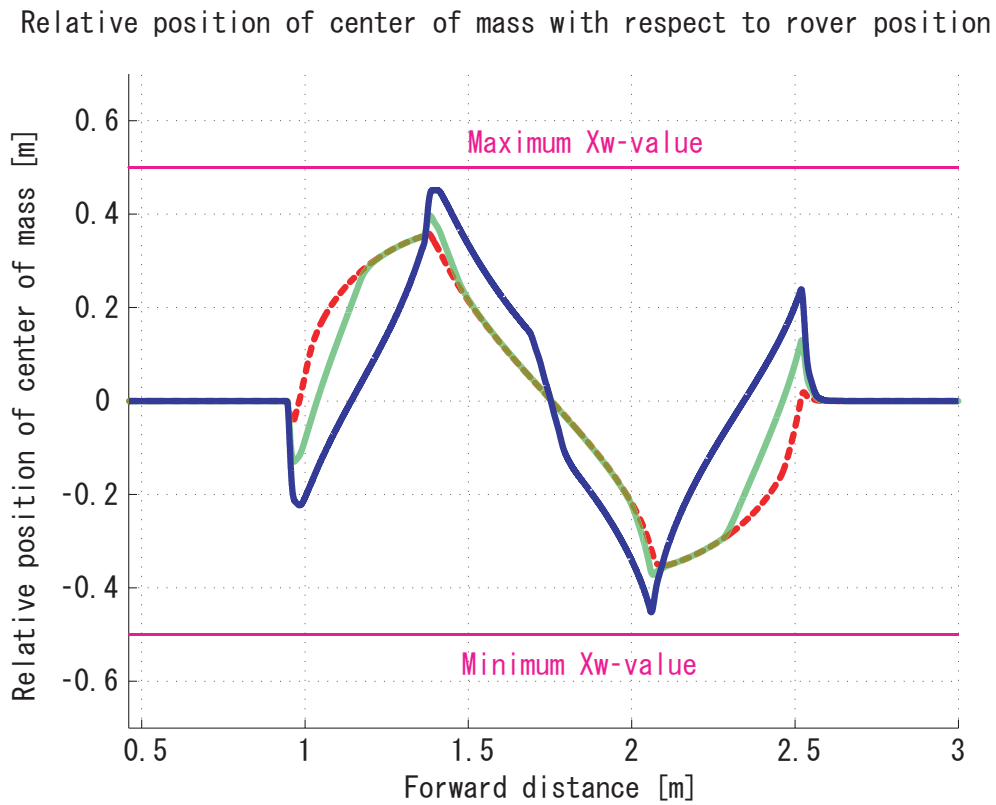


Fig 5.28: Center of mass position  $X_w$

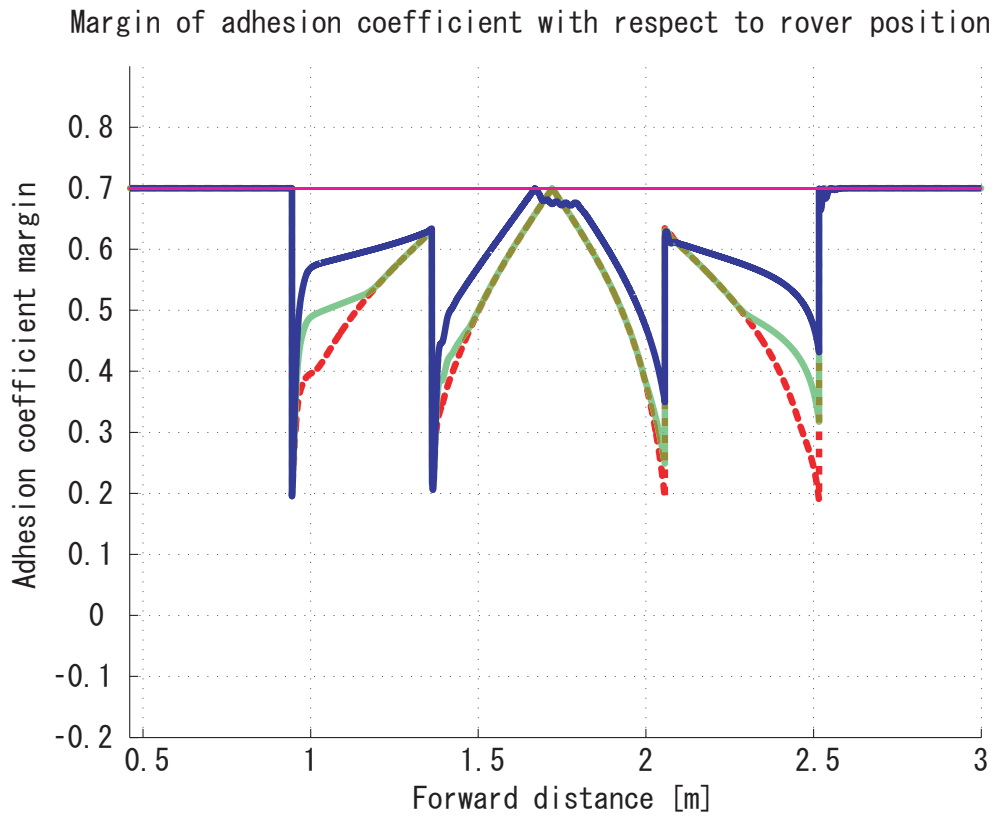


Fig 5.29: Adhesion coefficient margin  $\mu_m$

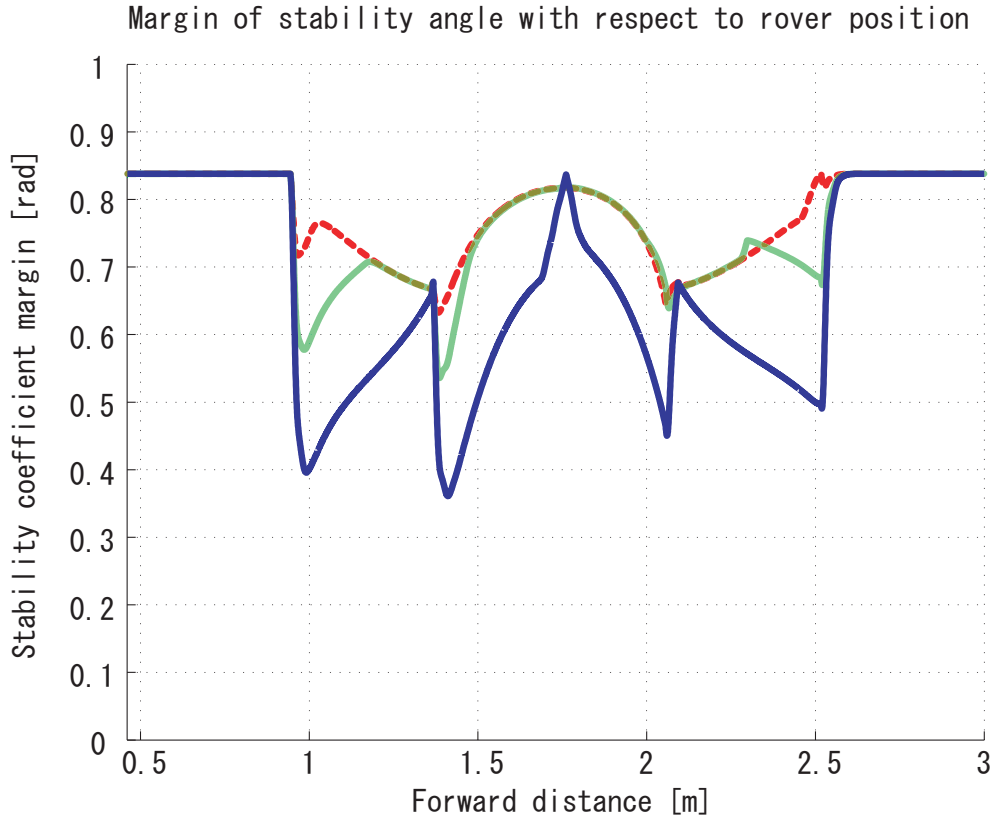


Fig 5.30: Stability coefficient margin  $\eta_m$



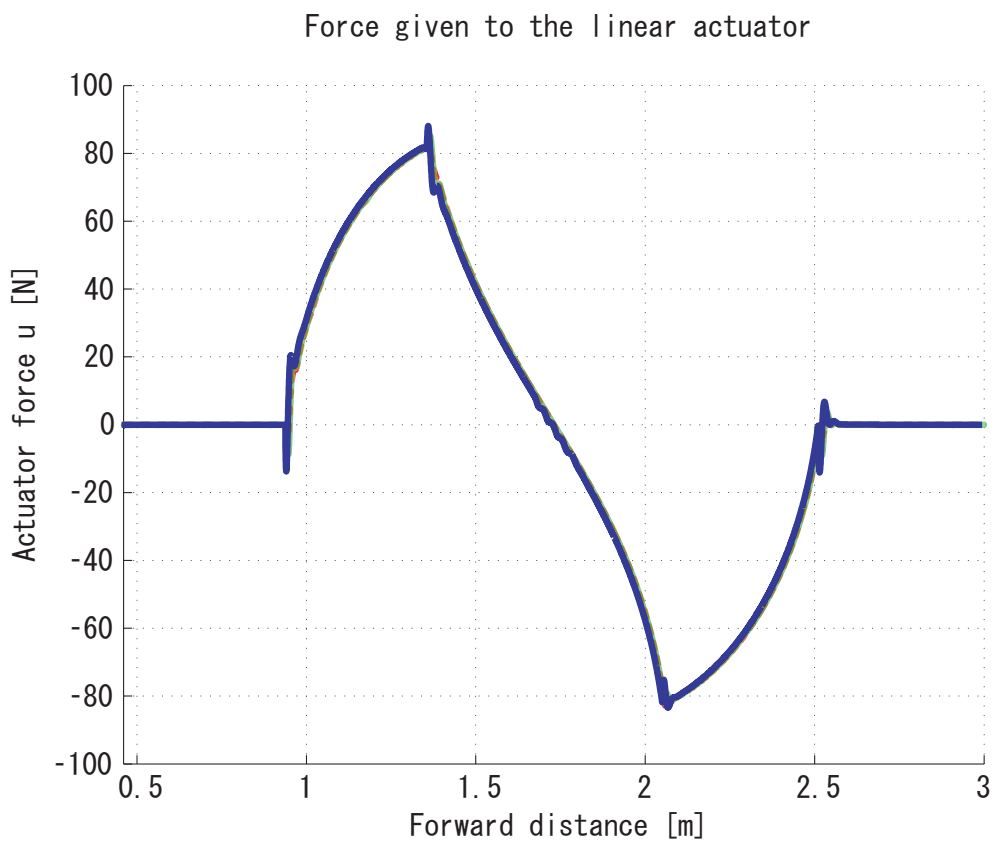


Fig 5.31: Force generated by linear actuator  $u$

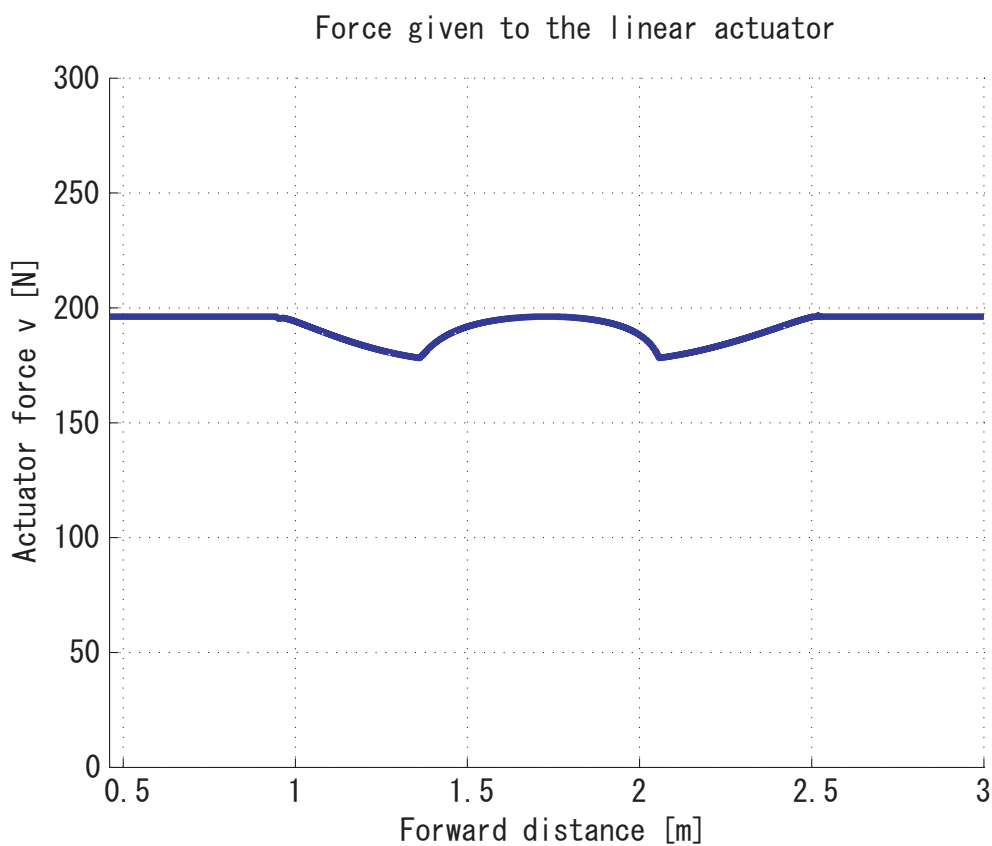


Fig 5.32: Normal force applied to payload by body  $v$

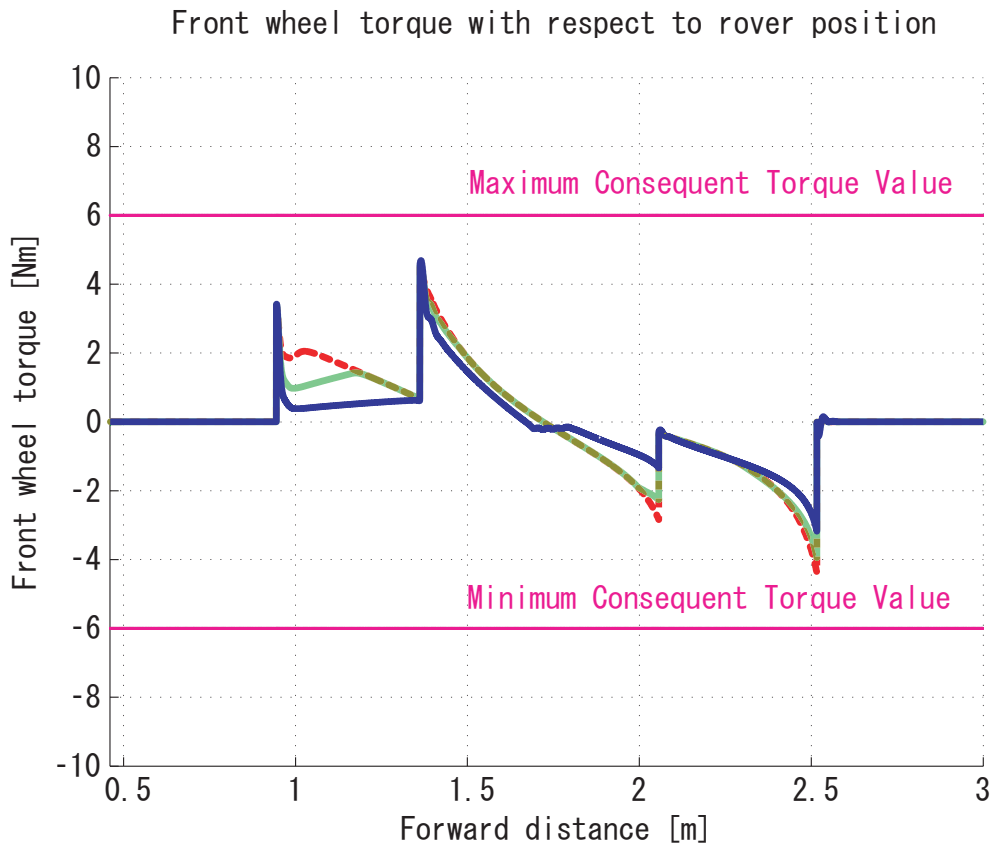


Fig 5.33: Front wheel torque  $T_{wf}$

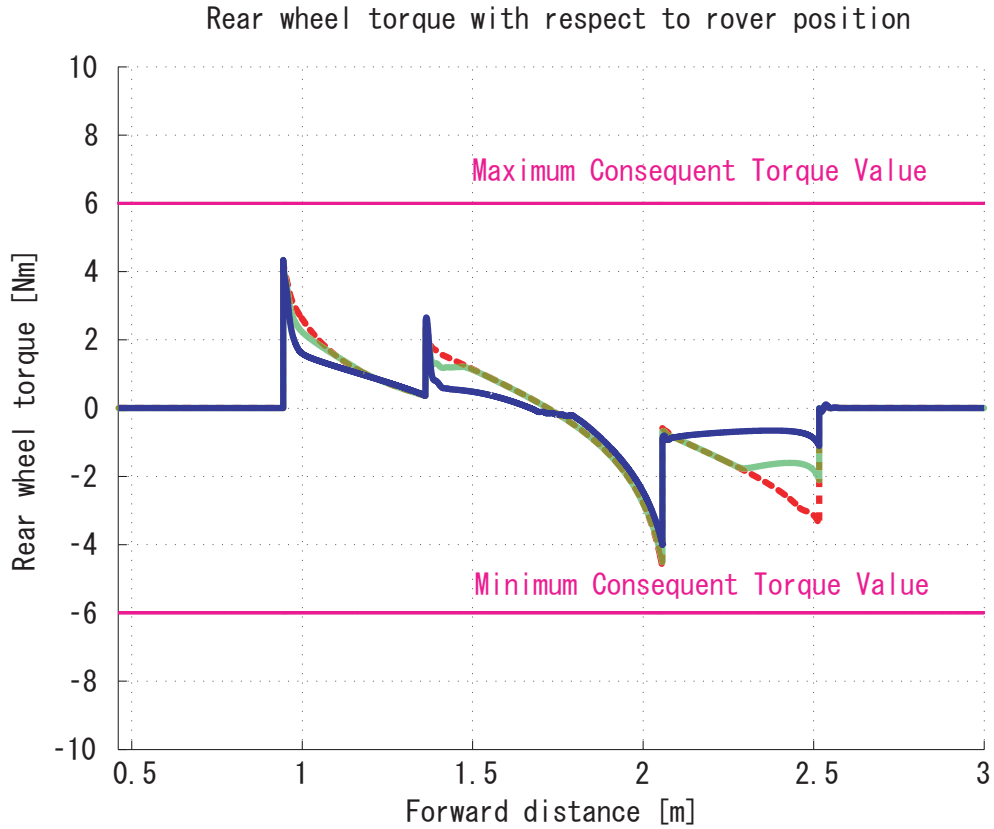


Fig 5.34: Rear wheel torque  $T_{wr}$

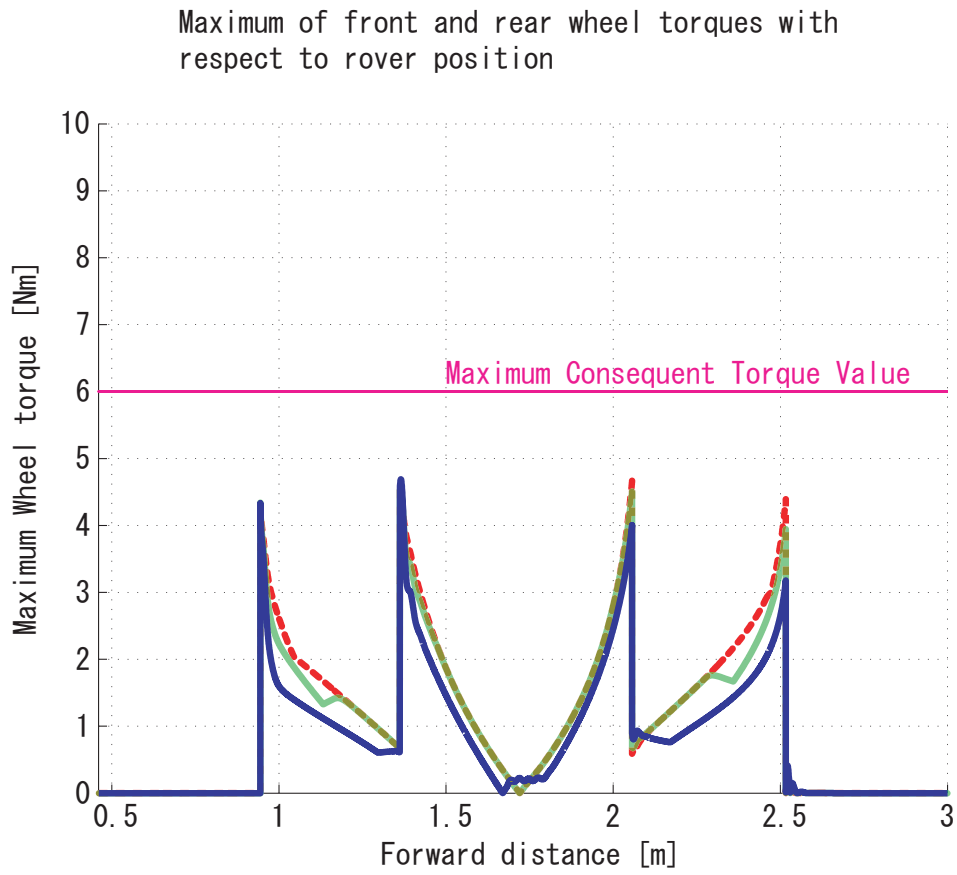


Fig 5.35: Maximum of wheel torques  $T_{w \max}$

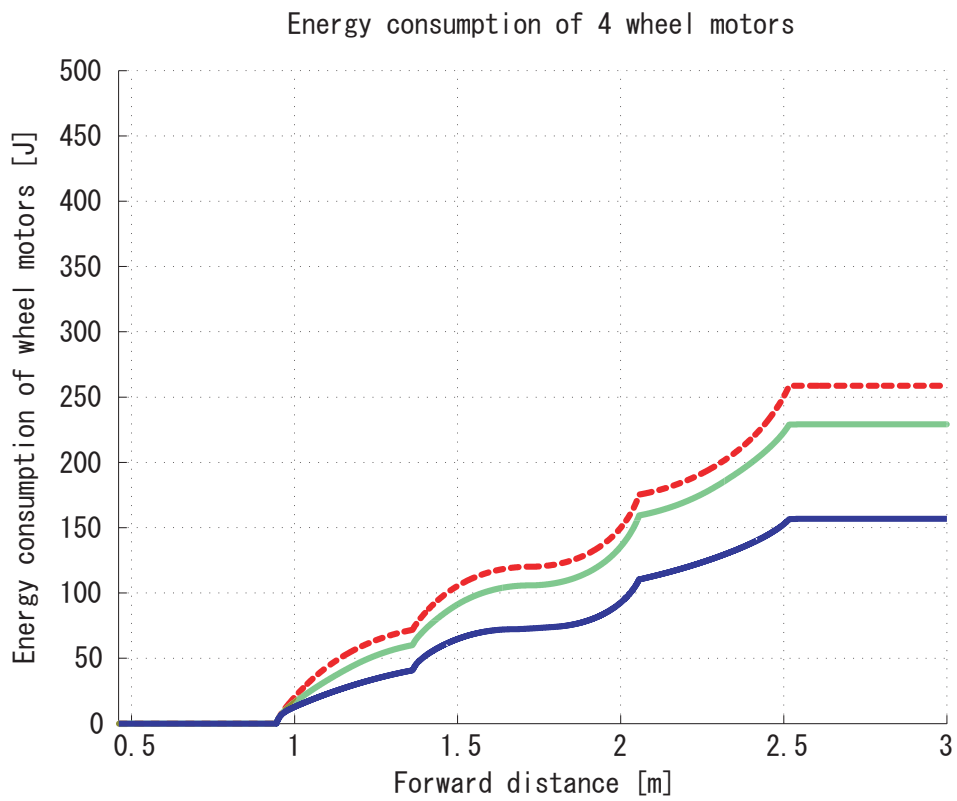


Fig 5.36: Energy consumption of wheel motors  $W_{wheel}$

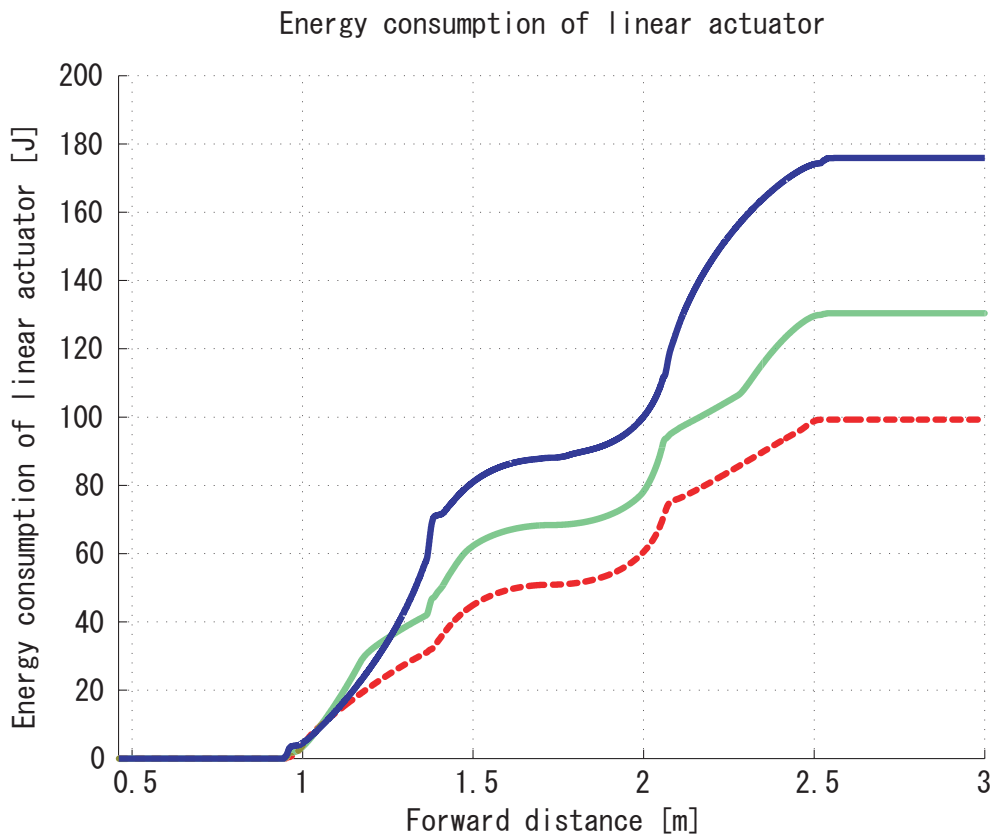


Fig 5.37: Energy consumption of linear actuator  $W_{linear}$

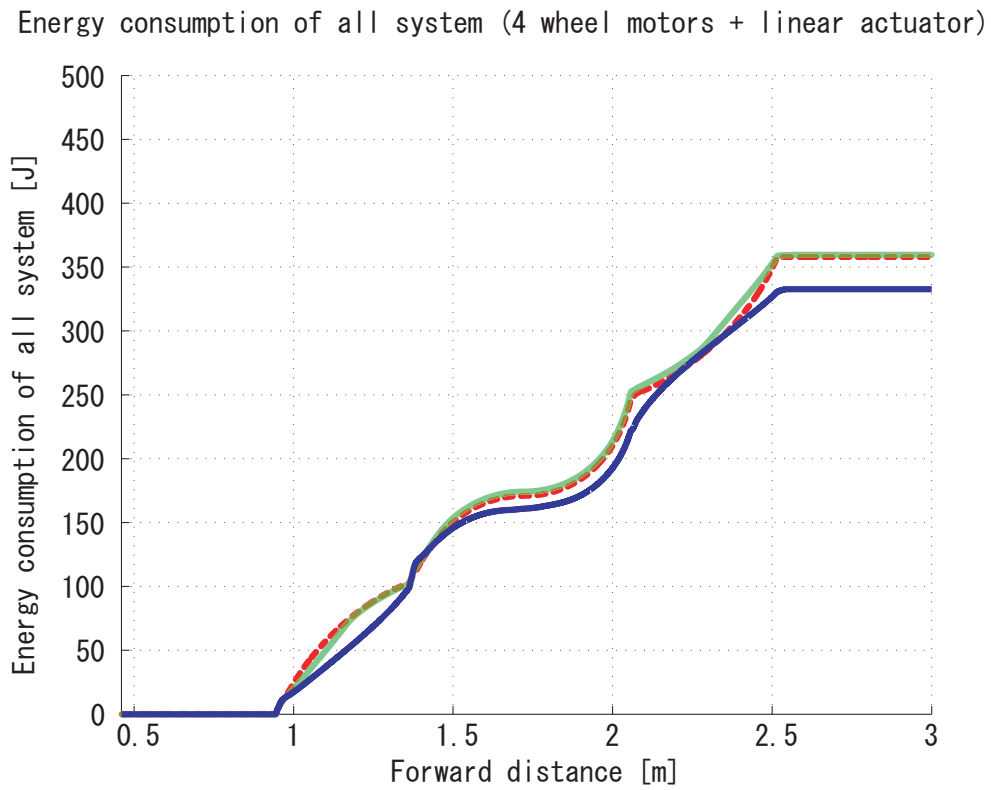


Fig 5.38: Energy consumption of all system  $W_{all}$

## 5.2.4 シミュレーション 4(地形予測情報の有無による比較)

これまでのシミュレーション結果から、岩状地形の走行シミュレーションでは走行全体としては、重心移動を用いることで、粘着余裕係数および安定余裕係数の確保に加えて、車輪トルクの低減が可能と分かった。しかし、前輪および後輪が障害物にぶつかる際には走行地形の路面傾斜角が不連続となるため、重心位置指令値に対する追従誤差が生じ、粘着余裕係数の減少や車輪トルクの増加につながっていることも分かった。これを改善する手段の一つとして、予め地形情報を知ることが考えられる。例えば、カメラの画像情報などによって障害物地形を予測することで重心位置制御系の遅れが補償され、粘着余裕係数や車輪トルクの改善が可能であると考えられる。いま、目標値整形におけるローパスフィルタの時定数を  $\tau_{sh}$  [s] として設計しており、ローパスフィルタが 2 次であるため、目標重心位置指令値はこの時定数の 2 倍である  $2\tau_{sh}$  [s] だけ最適重心位置に対して遅れていた。さらに位置制御系の遅れ時定数である  $\tau_{lin}$  [s] を含めると、結局のところ実際の重心位置は最適重心位置に対して  $2\tau_{sh} + \tau_{lin}$  [s] だけ遅れて追従していた。そこで、 $\tau_{pre} = 2\tau_{sh} + \tau_{lin}$  [s] 後にロボットが走行すると予想される地形の予測情報を得ることで、 $\tau_{pre}$  [s] 後に走行すると予想される地形での最適重心位置を計算し、それに対して追従するような制御系が考えられる。しかし、実際に  $\tau_{pre} = 2\tau_{sh} + \tau_{lin}$  として制御系を構成すると、重心位置の最適重心位置に対する追従遅れがなくなることで、地形によっては問題を生じてしまう。これについては後述する。そこで、 $\tau_{pre}$  を  $2\tau_{sh} + \tau_{lin}$  よりも少し小さい値として設計することを考える。ここでは、 $\tau_{pre} = 2\tau_{sh} + \tau_{lin}$  として地形予測情報を扱った場合と、 $\tau_{pre}$  を  $2\tau_{sh} + \tau_{lin}$  より小さい値として設計した場合の 2 種類においてシミュレーションを行った。すなわち、地形予測を行わない場合とあわせて、 $\tau_{pre} = 1.5$  [s] の地形予測を行った場合、 $\tau_{pre} = 0.75$  [s] の地形予測を行った場合の 3 通りのシミュレーションを行った。ただし、重心位置制御系の各時定数は  $\tau_{sh} = 0.5$  [s]、 $\tau_{lin} = 0.5$  [s] であるとした。シミュレーション結果を Fig.5.39 ~ Fig.5.50 に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 赤点線：地形予測を行わない場合
- 薄緑線： $\tau_{pre} = 1.5$  [s] の地形予測を行った場合
- 濃青線： $\tau_{pre} = 0.75$  [s] の地形予測を行った場合

Fig.5.39, Fig.5.40 では、これに加えて最適重心位置を桃色線で表した。

Fig.5.39, Fig.5.40 では、地形予測情報を用いることで用いない場合に比べて最適重心位置に対する追従遅れが補償されることが分かる。 $\tau_{pre} = 1.5$  [s] の場合では、最適重心位置にほぼ一致している。また、最適重心位置よりもわずかに進んでいる点も多くあった。これに対して  $\tau_{pre} = 0.75$  [s] の場合では、追従遅れが少し存在しており、全ての点で最適重心位置より遅れていた。

Fig.5.41 では、前輪位置が 1.0[m], 1.5[m] 近傍では地形予測情報の効果によって粘着余裕係数が大幅に改善されている。しかし、2.0[m], 2.5[m] 近傍では逆に粘着余裕係数は減少していた。これは、前輪位置が 1.0[m], 1.5[m] 近傍の場合では地形不連続点を越えた後の最適重心位置は現在の走行地形での重心位置としては粘着余裕係数の観点から好ましいが、前輪位置が 2.0[m], 2.5[m] 近傍の場合では地形不連続点を越えた後の最適重心位置は現在の走行地形での重心位置としては粘着余裕係数の観点から好ましくないためである。

Fig.5.41 では、前輪位置が 1.0[m],1.5[m] 近傍では  $\tau_{pre} = 1.5[s]$  の場合の方が  $\tau_{pre} = 0.75[s]$  の場合よりも粘着余裕係数は高く、前輪位置が 2.0[m],2.5[m] 近傍では  $\tau_{pre} = 0.75[s]$  の場合の方が  $\tau_{pre} = 1.5[s]$  の場合よりも粘着余裕係数は高かった。全体的に見ると、 $\tau_{pre} = 0.75[s]$  とした場合が粘着余裕係数の最小値は高かった。これは、地形不連続点での上記の問題が  $\tau_{pre} = 1.5[s]$  ほど顕著には現れないためである。理想としては、地形予測情報を用いて重心移動を行う際に、地形不連続点を越えた後の地形での特性を考慮に入れたより汎用的に適用可能な重心移動方法が望まれる。これについては今後の課題である。

Fig.5.42 では、地形予測情報の有無に関わらず十分な安定性を保っている。

Fig.5.47では、地形予測情報を用いる場合では用いない場合に比べて前輪位置が 1.0[m],1.5[m] 近傍での車輪トルクは抑えられている。しかし、2.0[m],2.5[m] 近傍では逆に車輪トルクは大きくなっている。これは粘着余裕係数の場合と同様に説明できる。車輪トルクの最大値は  $\tau_{pre} = 0.75[s]$  の場合に最も抑えられていた。

Fig.5.48 では、地形予測情報を用いるかどうかによって車輪の消費電力量にほとんど差はなかった。

Fig.5.49 では、地形予測情報を用いるかどうかによってリニアアクチュエータの消費電力量にほとんど差はなかった。

Fig.5.50 では、地形予測情報を用いるかどうかによって総消費電力量にほとんど差はなかったが、予測情報を用いた場合の方がわずかに消費電力量は抑えられていた。

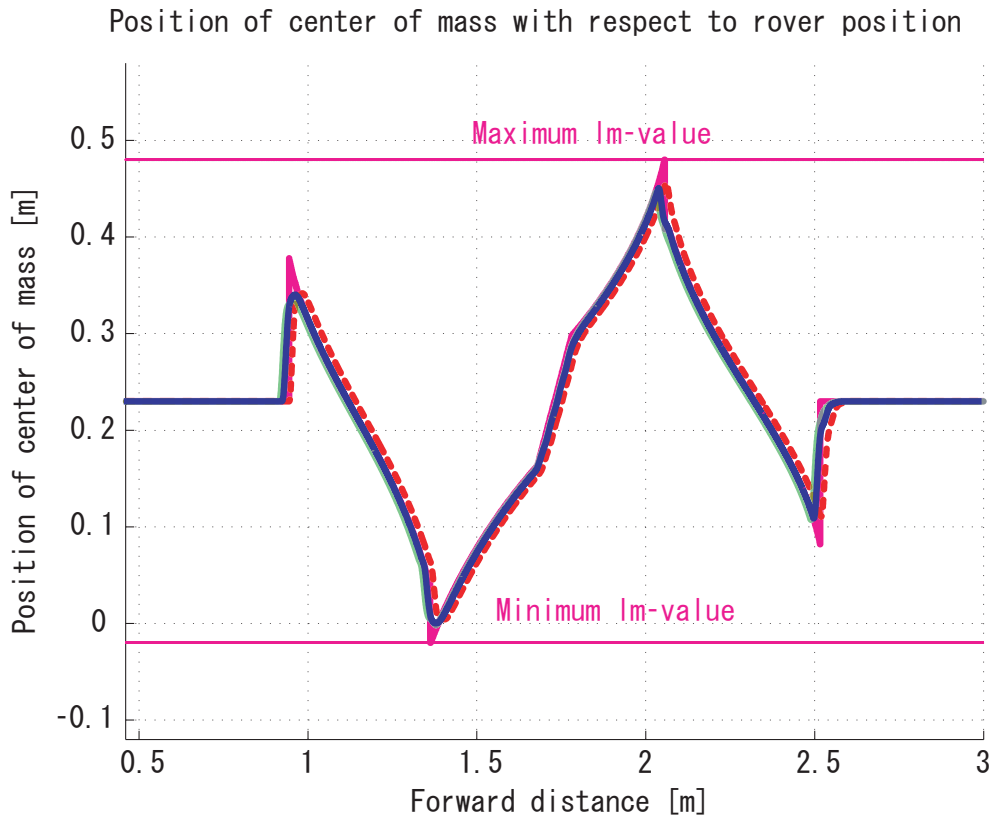


Fig 5.39: Center of mass position  $l_m$

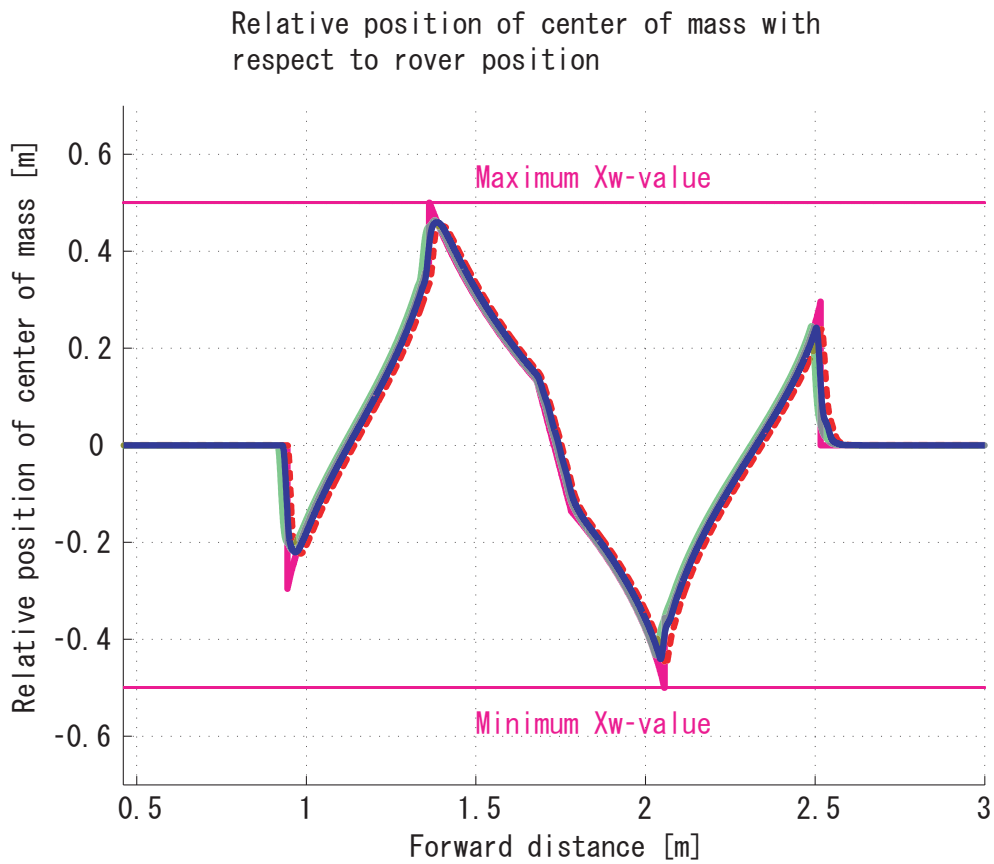


Fig 5.40: Center of mass position  $X_w$

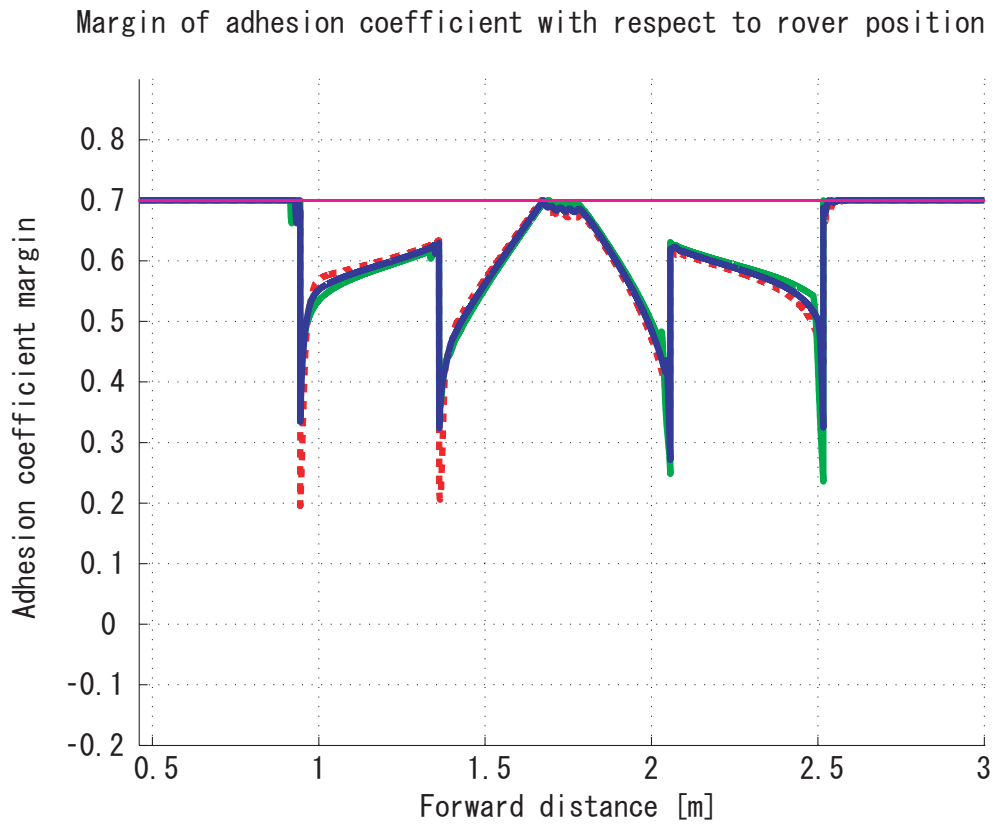


Fig 5.41: Adhesion coefficient margin  $\mu_m$

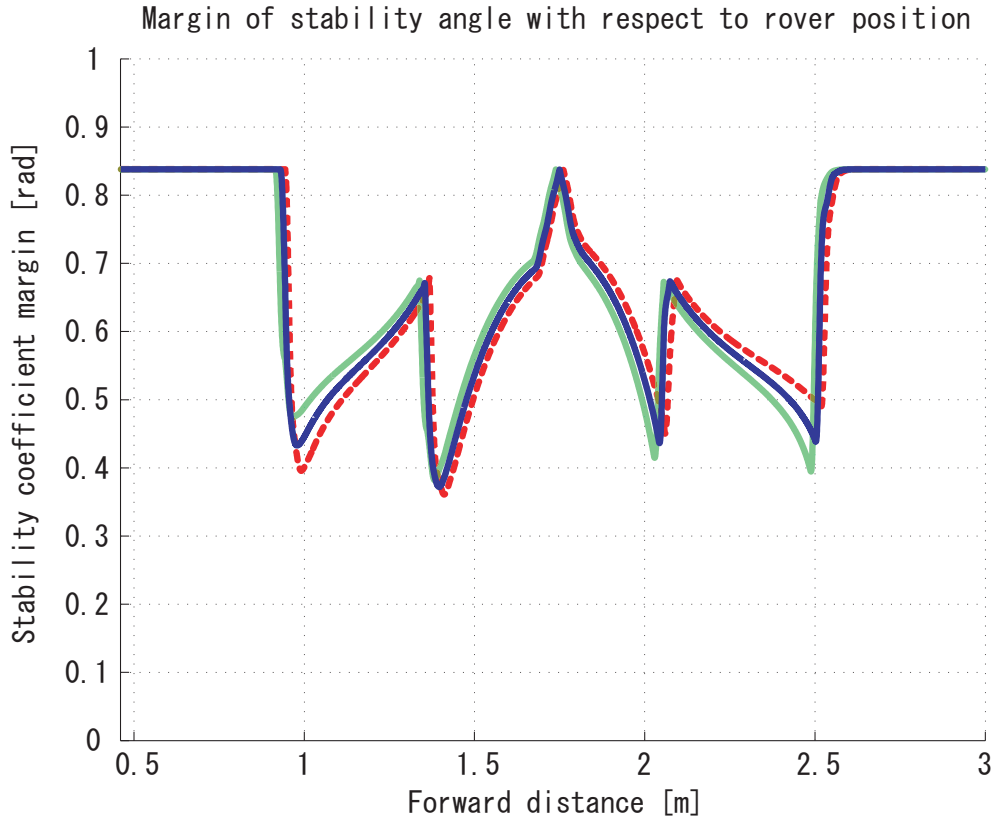
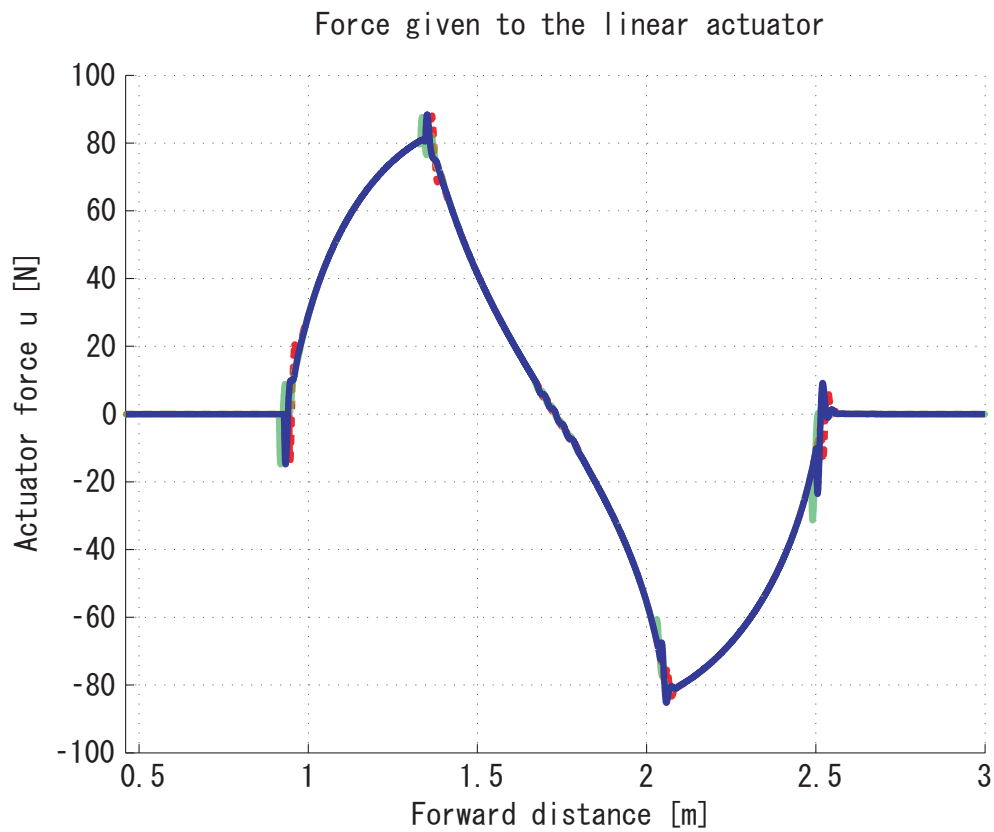
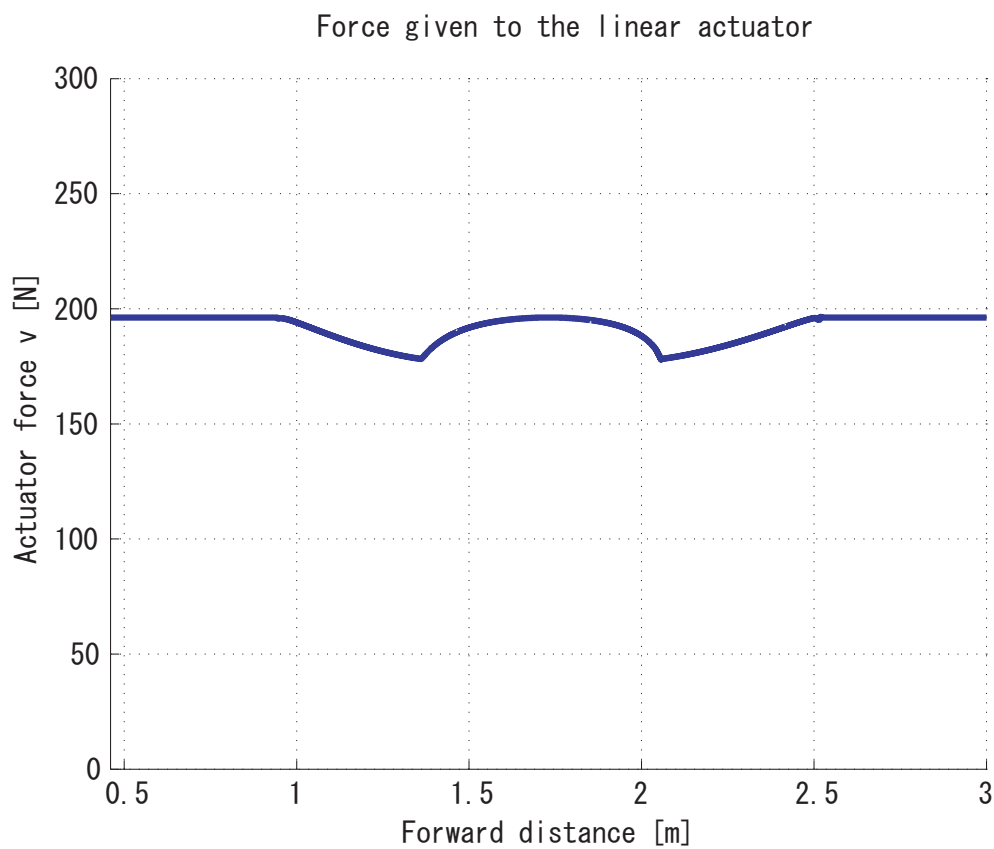


Fig 5.42: Stability coefficient margin  $\eta_m$



Fig 5.43: Force generated by linear actuator  $u$ Fig 5.44: Normal force applied to payload by body  $v$

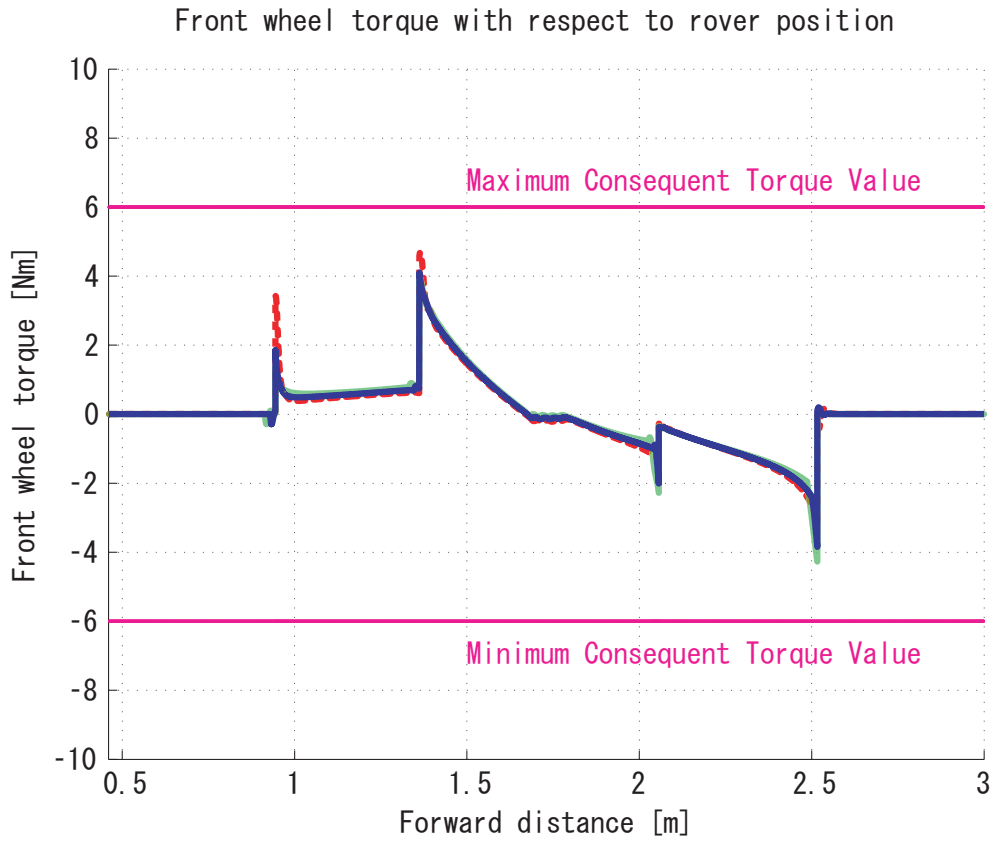


Fig 5.45: Front wheel torque  $T_{wf}$

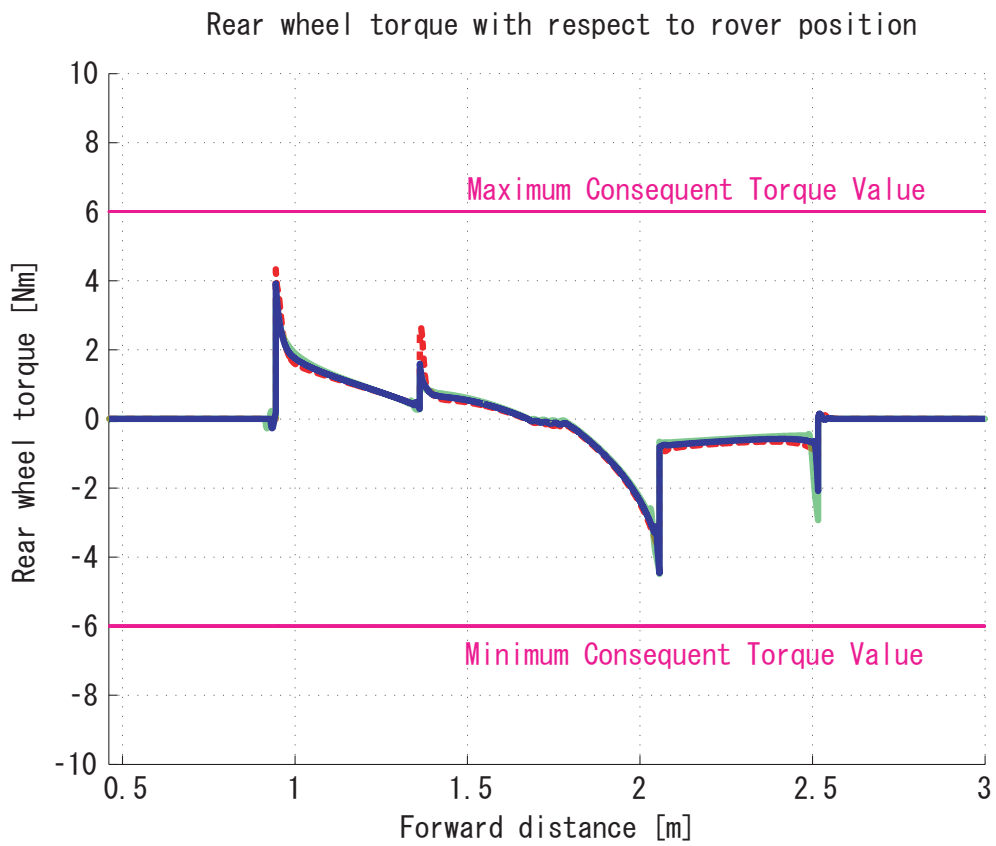


Fig 5.46: Rear wheel torque  $T_{wr}$

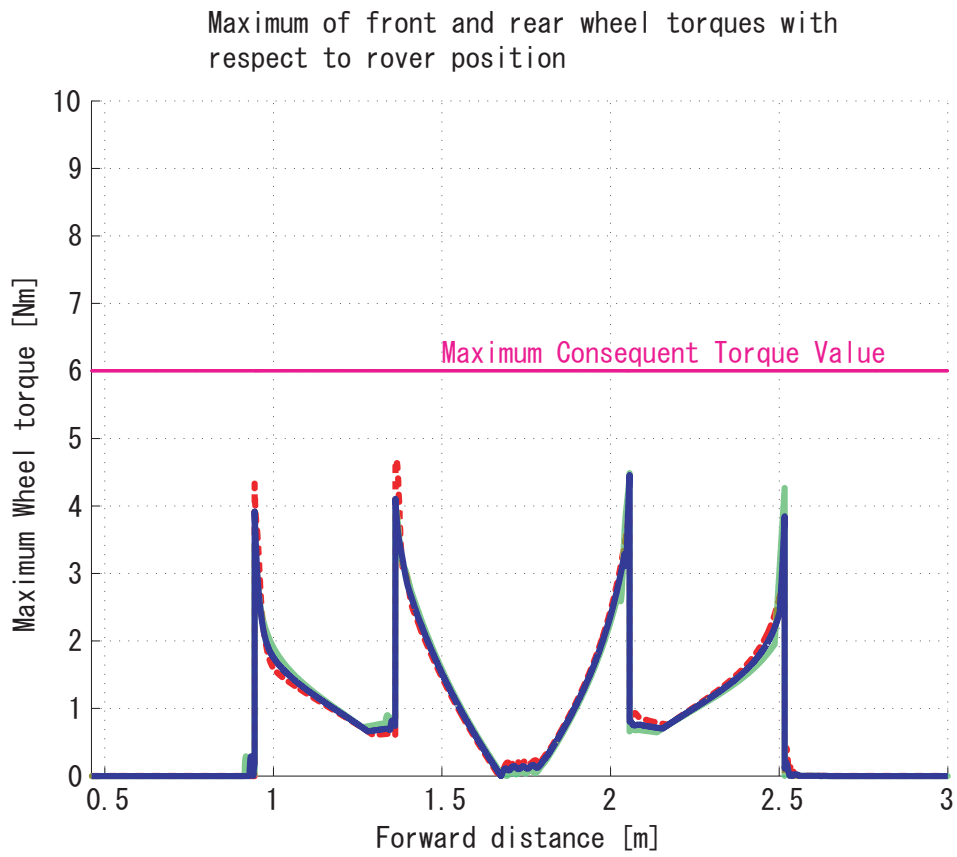


Fig 5.47: Maximum of wheel torques  $T_{w\ max}$

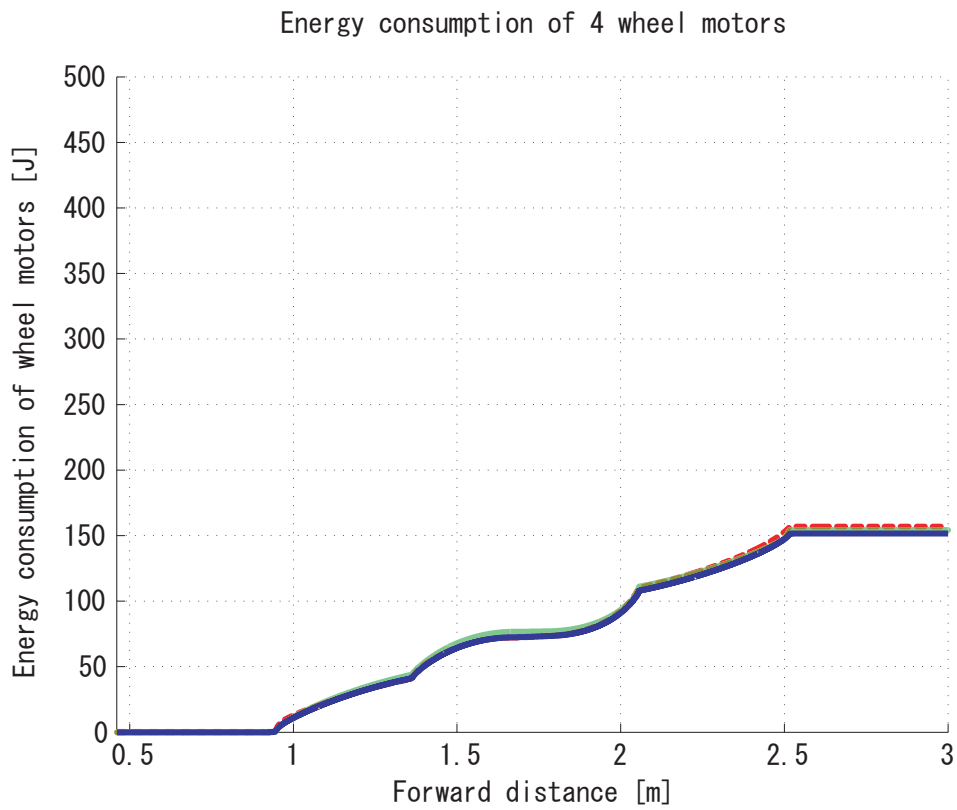


Fig 5.48: Energy consumption of wheel motors  $W_{wheel}$

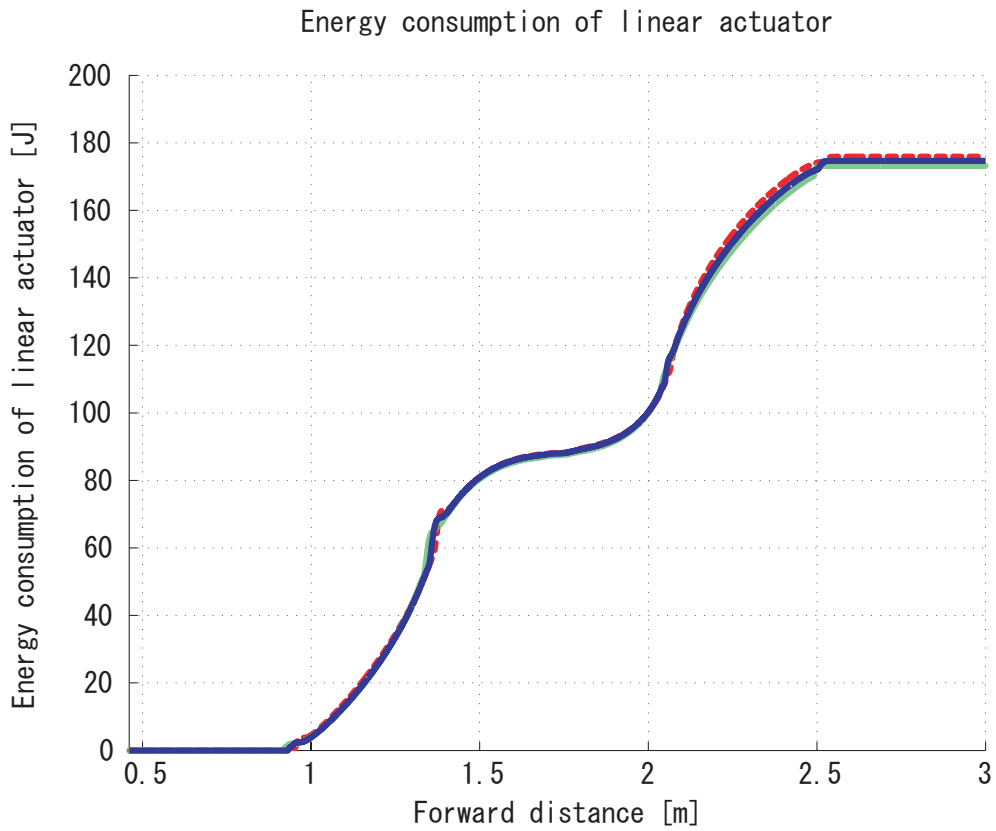


Fig 5.49: Energy consumption of linear actuator  $W_{linear}$

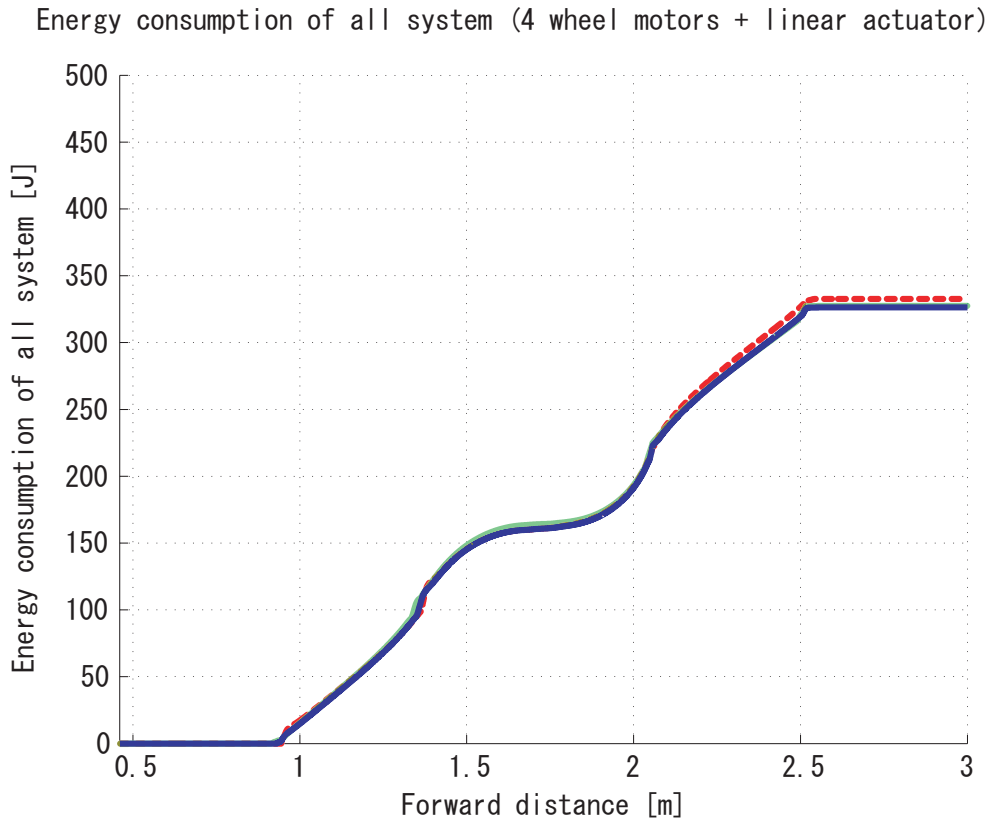


Fig 5.50: Energy consumption of all system  $W_{all}$

### 5.2.5 シミュレーション5(地形予測情報ありの条件下で粘着性・安定性指標の重み付けによる比較)

地形予測情報を用いた上で、走行アルゴリズムにおける粘着性・安定性指標の重み付け係数を変えてシミュレーションを行った。重み付け係数としては  $k_a = 0.2, k_s = 0.8$   $k_a = 0.5, k_s = 0.5$   $k_a = 0.8, k_s = 0.2$  の3通りに対してシミュレーションを行った。シミュレーション結果を Fig.5.51 ~ Fig.5.62 に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 赤点線 :  $k_a = 0.2, k_s = 0.8$
- 薄緑線 :  $k_a = 0.5, k_s = 0.5$
- 濃青線 :  $k_a = 0.8, k_s = 0.2$

Fig.5.51, Fig.5.52 では、重心移動の様子が分かる。粘着性指標の重み付け係数が大きいほど大きく重心移動していた。これは、不整地走行における粘着性の向上では、重心移動が深く寄与していることを意味しており、Fig.5.27, Fig.5.28 の場合と同様である。

Fig.5.53 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど粘着余裕係数が高くなっていることが分かる。これは Fig.5.29 の場合と同様である。また、Fig.5.29 と比べて、地形予測情報を用いたことにより粘着余裕係数の最小値は大きくなっている。すなわち、地形予測情報を用いることで粘着余裕係数の改善が可能であると分かる。

Fig.5.54 では、いずれの場合でも安定性は確保されていることが分かる。また、安定性指標の重み付け係数が大きいほど安定余裕係数は高くなっていることが分かる。これは Fig.5.30 の場合と同様である。

Fig.5.59 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど車輪トルクが抑えられている。これは、安定性よりも粘着性を重視した走行の方が車輪トルクの低減には有効であることを示している。このことは Fig.5.35 の場合と同様である。また、Fig.5.35 と比べて、地形予測情報を用いたことにより車輪トルクの最大値は低く抑えられている。この効果は粘着性を重視した走行の方が顕著である。

Fig.5.60 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど車輪モータが消費する電力量は抑えられていた。これは、安定性よりも粘着性を重視した走行の方が車輪モータの消費電力量が抑えられることを示している。このことは Fig.5.36 の場合と同様である。また、Fig.5.36 との比較により、粘着性指標の重み付け係数が大きい場合での走行ほど、地形予測情報を用いることで車輪モータの消費電力量が抑えられることが分かる。

Fig.5.61 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほどリニアアクチュエータが消費する電力量は増大する傾向にある。これは前述のように、不整地走行における粘着性の向上では、重心移動が大きく寄与しているため、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど大きな重心移動を行うこととなり、リニアアクチュエータによって消費される電力も増大するためである。このことは Fig.5.37 の場合と同様である。

Fig.5.62 では、粘着性指標の重み付け係数が大きいほど総消費電力量が抑えられることが分かった。これは、総消費電力量の点からは、粘着性を重視した走行が望ましいことを示している。このことはFig.5.38 の場合と同様である。また、Fig.5.38 との比較により、粘着性指標の重み付け係数が大きい場合での走行ほど、地形予測情報を用いることで総消費電力量が抑えられることが分かる。

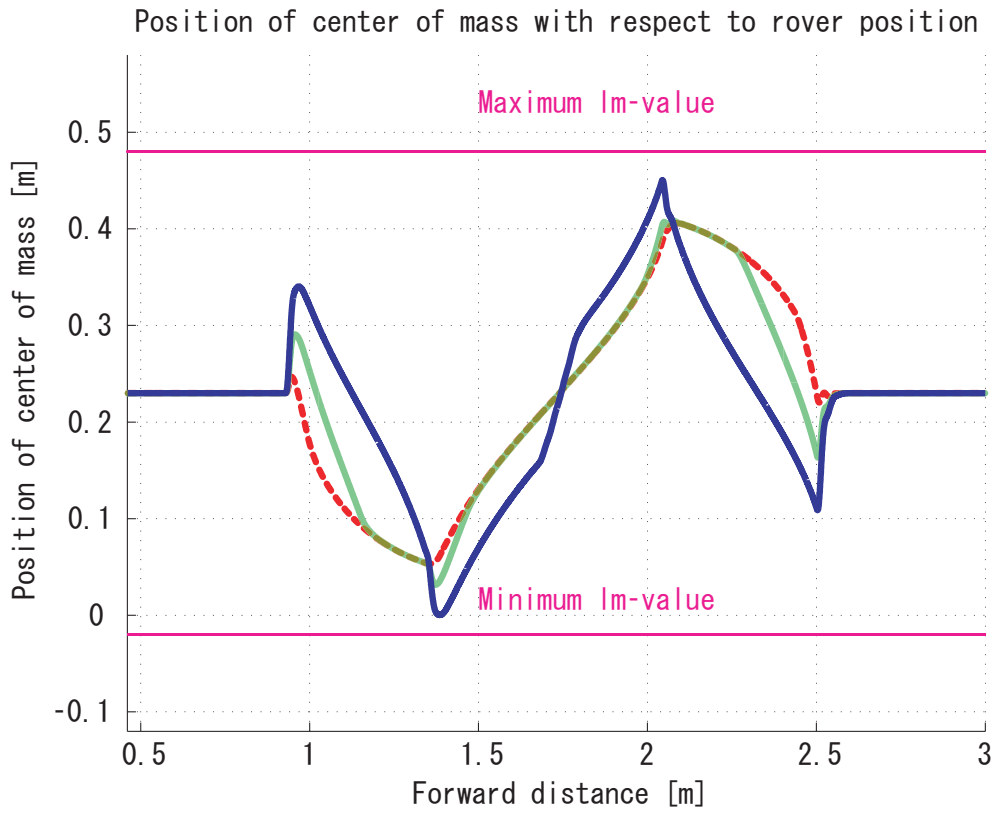


Fig 5.51: Center of mass position  $l_m$

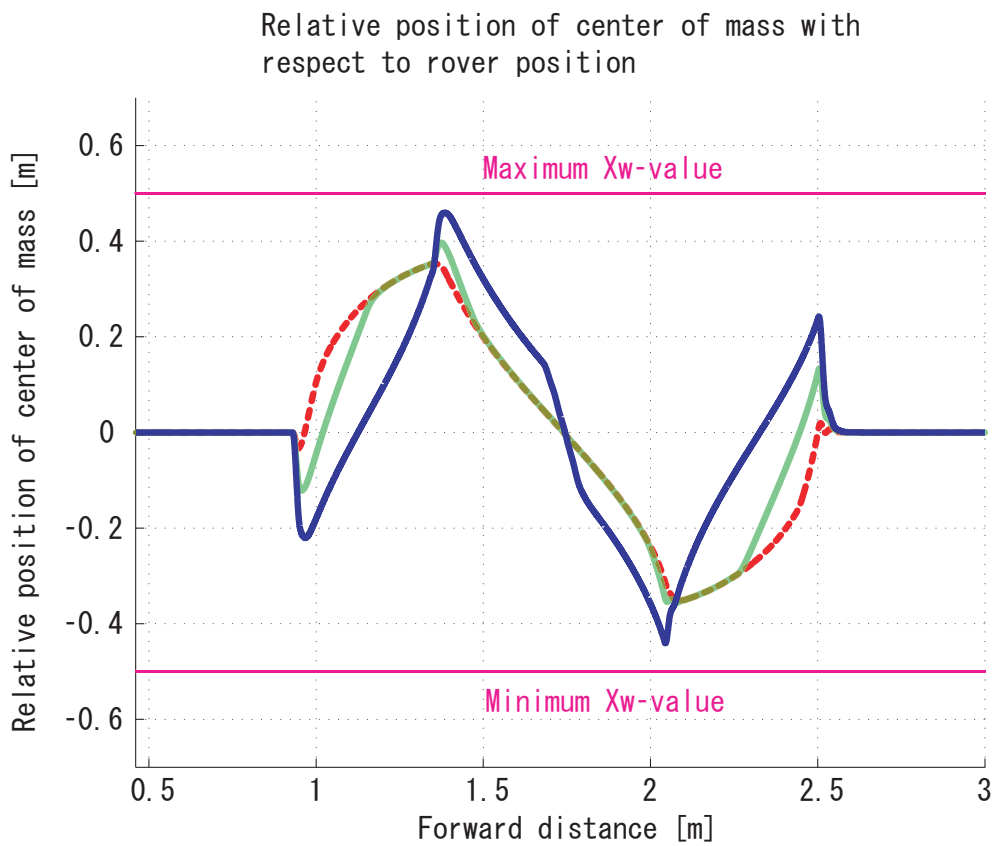


Fig 5.52: Center of mass position  $X_w$

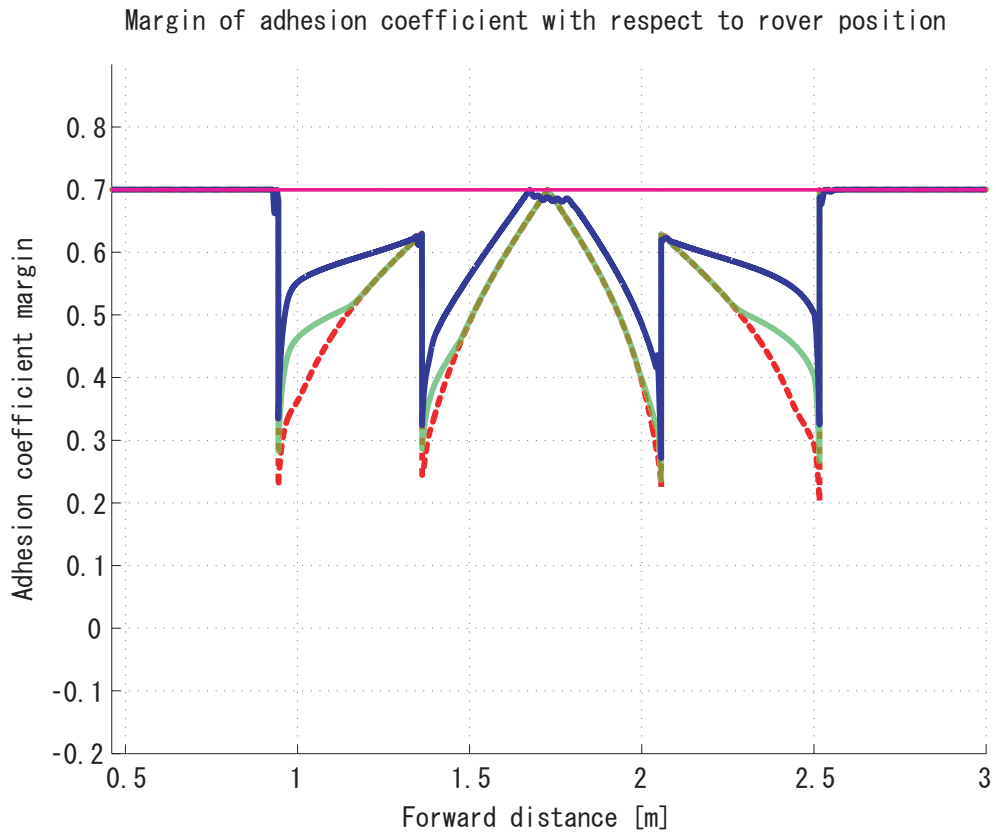


Fig 5.53: Adhesion coefficient margin  $\mu_m$

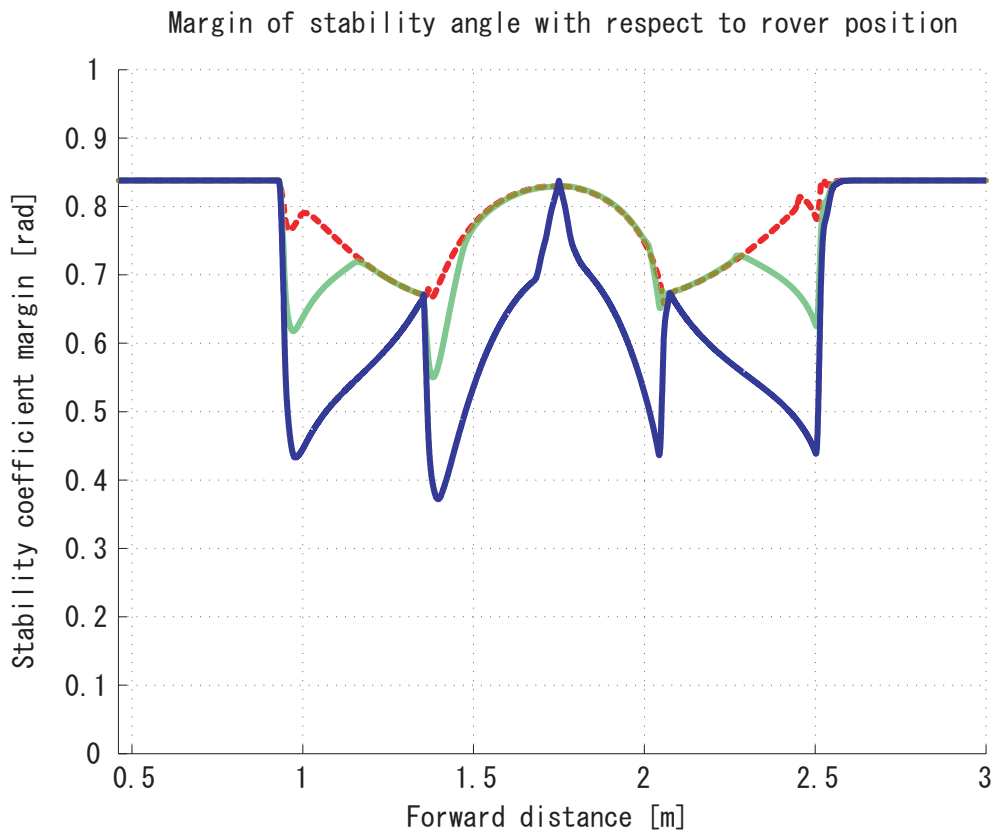
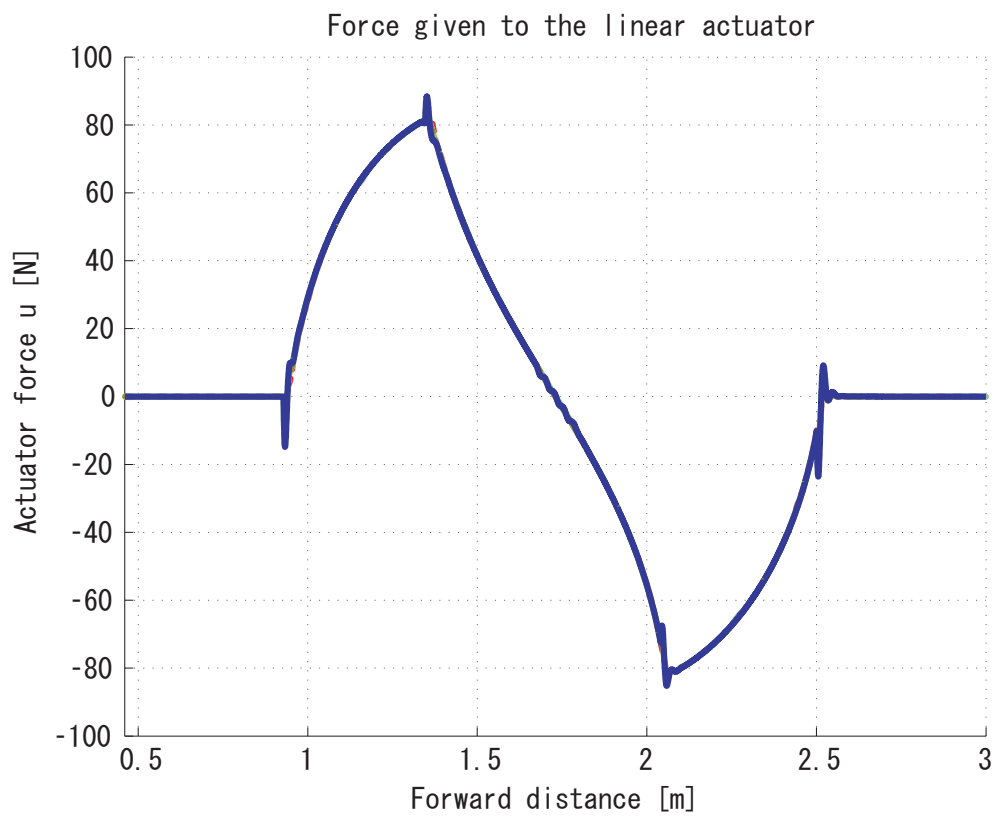
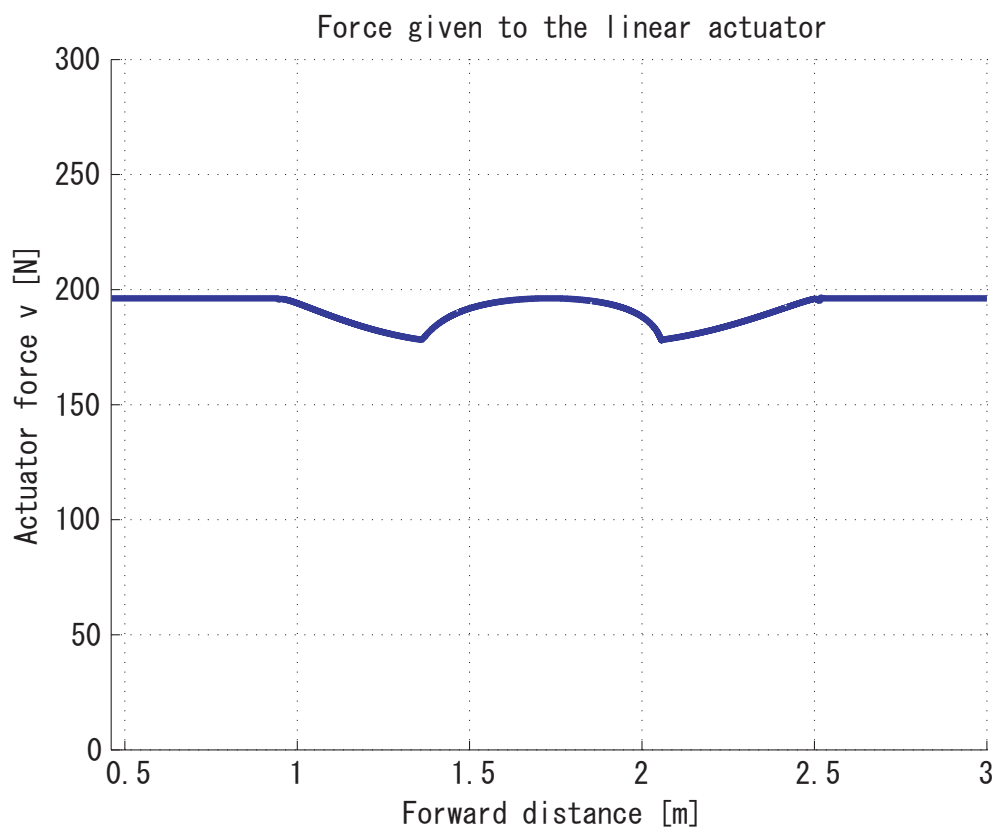


Fig 5.54: Stability coefficient margin  $\eta_m$



Fig 5.55: Force generated by linear actuator  $u$ Fig 5.56: Normal force applied to payload by body  $v$

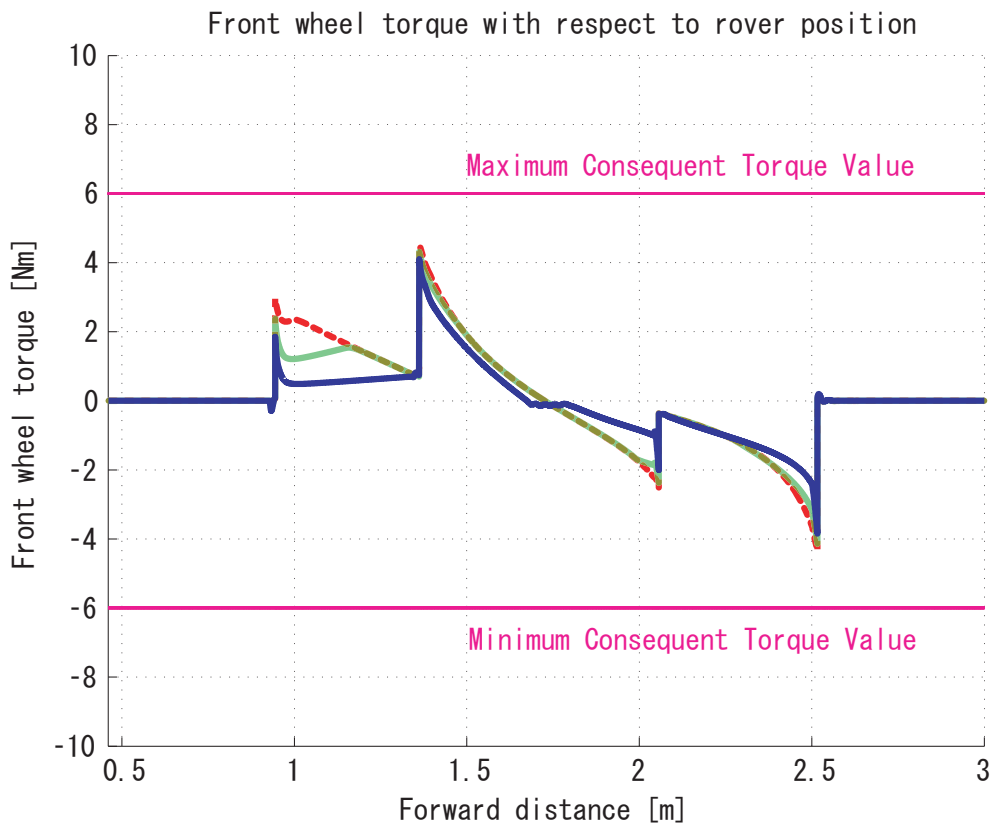


Fig 5.57: Front wheel torque  $T_{wf}$

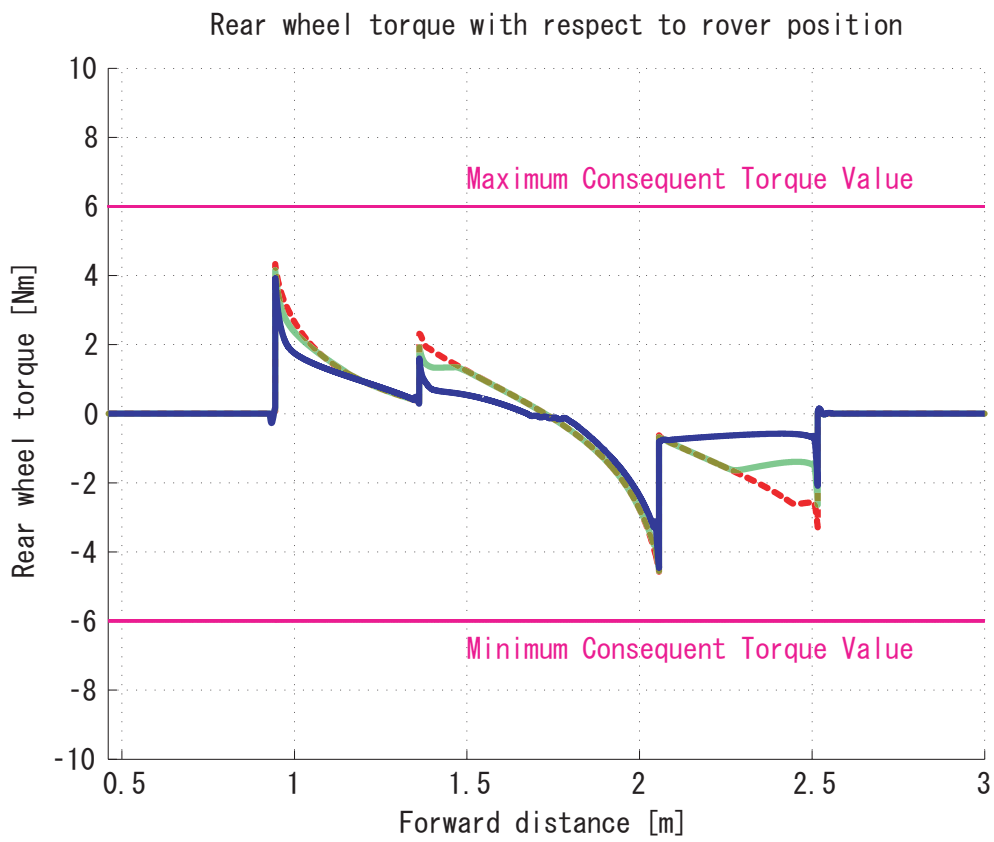


Fig 5.58: Rear wheel torque  $T_{wr}$

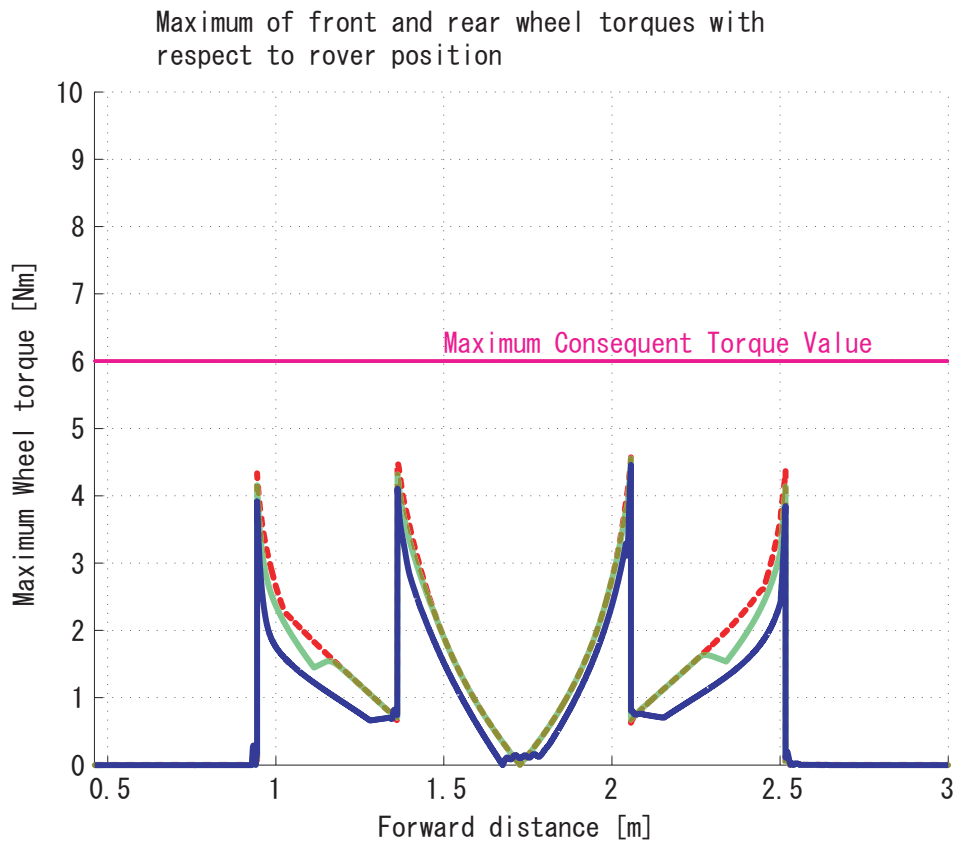


Fig 5.59: Maximum of wheel torques  $T_{w \max}$

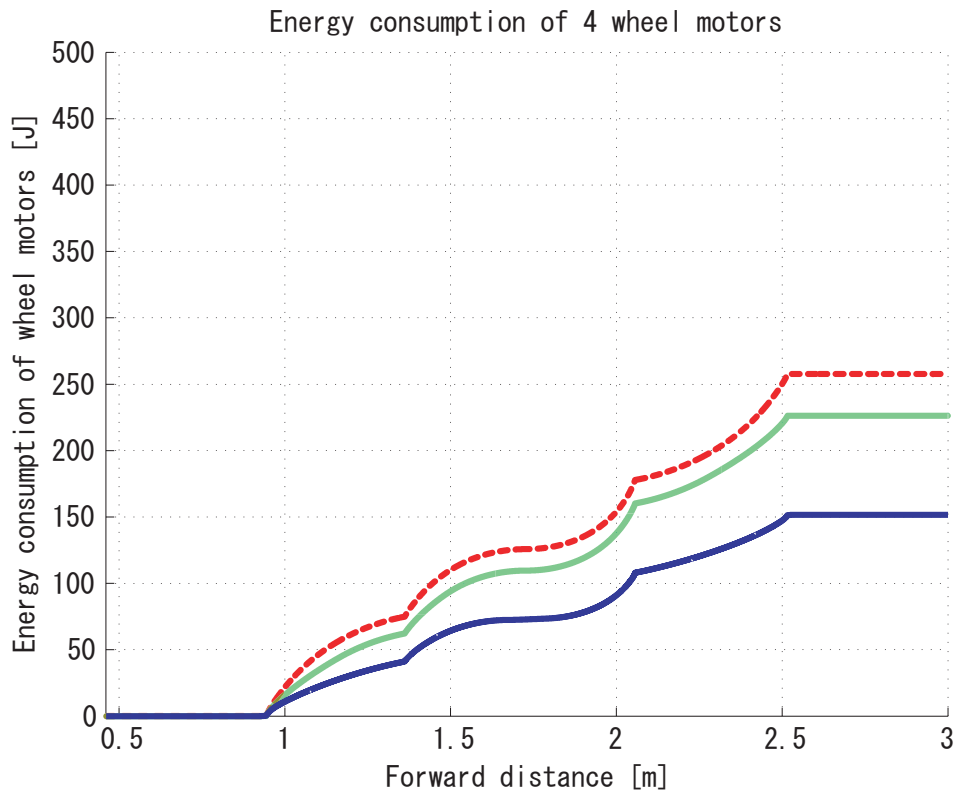


Fig 5.60: Energy consumption of wheel motors  $W_{wheel}$

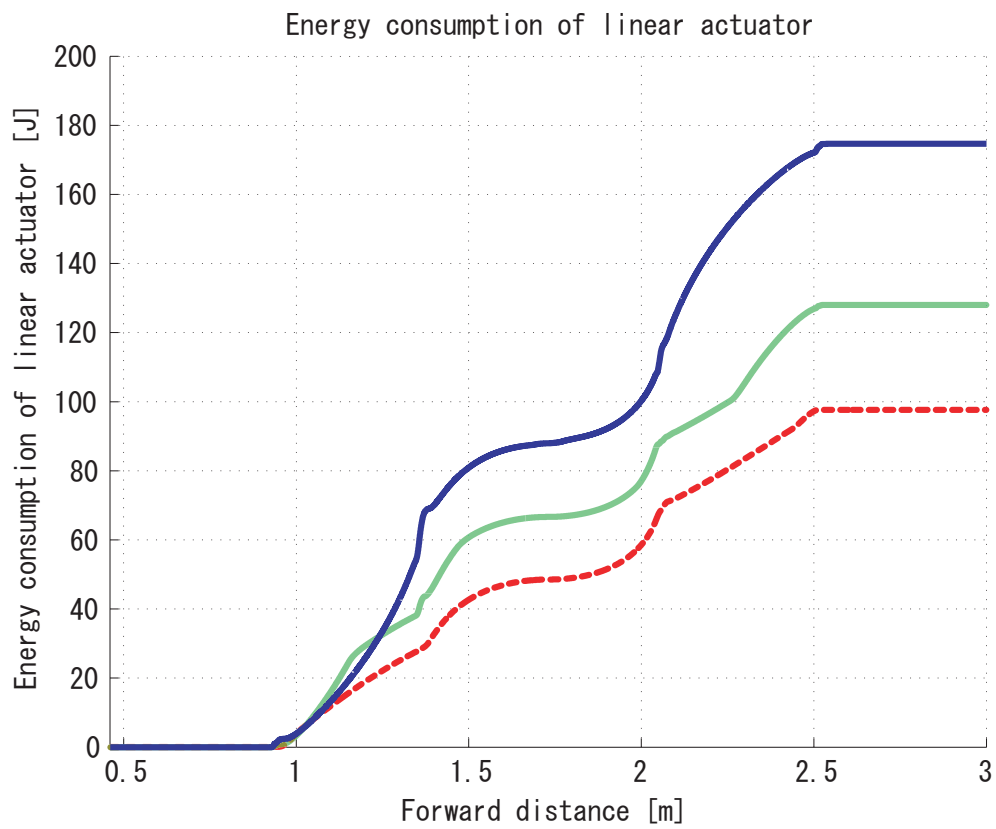


Fig 5.61: Energy consumption of linear actuator  $W_{linear}$

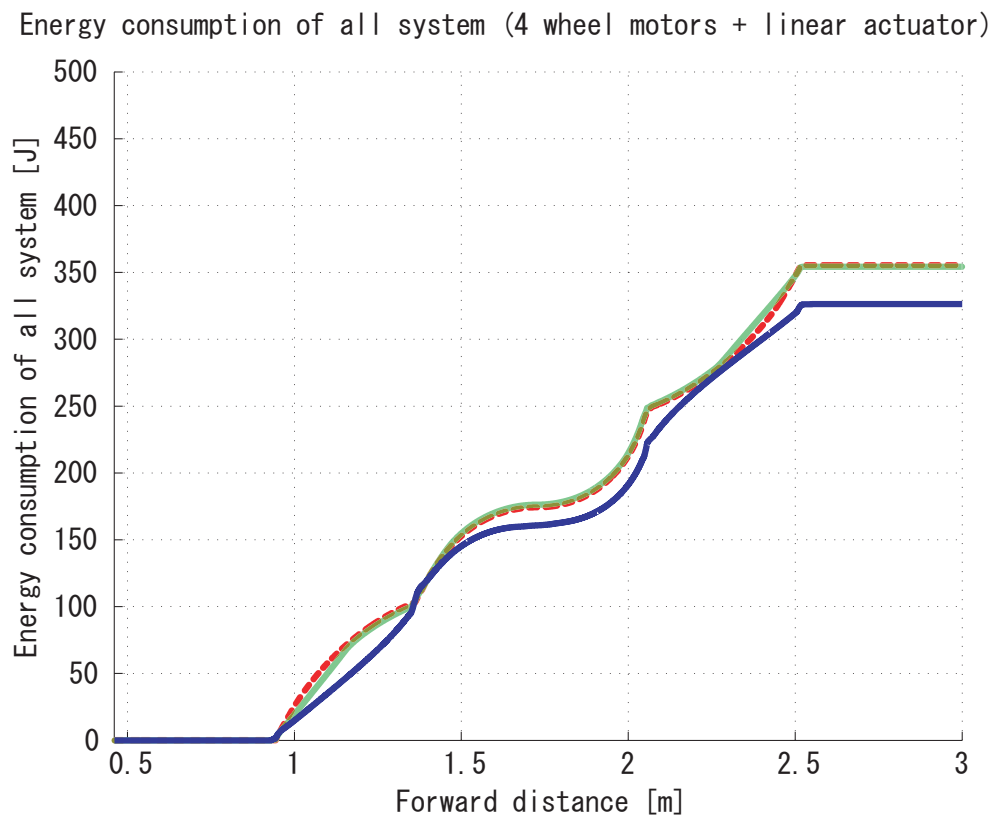


Fig 5.62: Energy consumption of all system  $W_{all}$

## 5.3 シミュレーション結果のまとめ

シミュレーションの結果を簡単にまとめる．提案した重心移動アルゴリズムによって以下のような結果が得られた．

- 転倒安定性を確保しつつ路面粘着性を向上させることが可能である
- 車輪モータの消費電力量の低減および駆動力を抑えることが可能である
- 固定重量部に対する可動重量部の重量比が大きいほど車輪モータの消費電力量の低減および駆動力を抑える効果が顕著に現れた
- 固定重量部に対する可動重量部の重量比が大きいほどリニアアクチュエータの消費電力が増大する
- 固定重量部に対する可動重量部の重量比と総消費電力量の関係としては，総消費電力量の低い順に重量比は0.2, 0.4, 0.0, 0.6, 0.8, 1.0となっていた
- 粘着性指標を大きくすることで路面粘着性を向上させるとともに車輪モータの消費電力量の低減および駆動力を抑えることが可能である
- 粘着性指標を大きくすることで総消費電力量をわずかに低減することが可能である
- 最低限の安定性は確保する必要があるが粘着性指標の方が大きい走行 ( $k_a \geq k_s$ ) が望ましい
- 各車輪が障害物と初めて接触する点では路面傾斜角が不連続であり，車輪の駆動力を抑えることができない
- カメラなどで前方の地形予測情報が得られるならば，遅れ補償によって路面傾斜角が不連続な点での車輪駆動力を抑えることが可能である

このように重心移動アルゴリズムでは車輪に対する負荷をリニアアクチュエータが負担することで路面粘着性の向上や車輪駆動力の低減が実現されると解釈できる．また，路面傾斜角が不連続となる点ではカメラなどで前方の地形予測情報を得るなどして予め重心位置を予測制御してやることで路面粘着性を改善できると考えられる．しかし，これについては不連続点の直後での最適重心位置が不連続点の直前での重心位置としては適当でない場合ではむしろ粘着性を悪化させていた．さらに，障害物を登る際には粘着性は十分に確保されなければならないが，下る際には粘着性を失うことで車輪がスリップしてしまったとしても障害物を乗り越えることができるため粘着性をそれほど重視しなくてもよいといった考え方を考慮にいれ，より実践的なアルゴリズムを考案することが今後の課題といえる．

# 第6章 検証実験

## 6.1 実験の目的

前章のシミュレーションから得られた結果および実験において計測可能な物理量を考慮して実験の目的を以下のように設定した。

- 転倒安定性を確保しつつ路面粘着性を向上させることが可能であることを検証する
- 車輪モータの駆動力を抑えることが可能であることを検証する
- 固定重量部に対する可動重量部の重量比が大きいほど車輪モータの駆動力を抑える効果が顕著に現れることを検証する
- 粘着性指標を大きくすることで車輪モータの駆動力を抑えることが可能であることを検証する
- 各車輪が障害物と初めて接触する点では路面傾斜角が不連続であり、車輪駆動力を抑えることができないことを検証する

本章ではこれらの結果を検証するため、重心移動機構を有した車輪型ロボットを試作し、実験を行った。

## 6.2 実験装置の仕様と走行条件

実験装置として用いた車輪型ロボットの概観を Fig.6.1～6.4 に示す。

実験装置の物理量は Table.6.1 のように設定した。重量に関しては実験において付加重量を用いて変化させた。

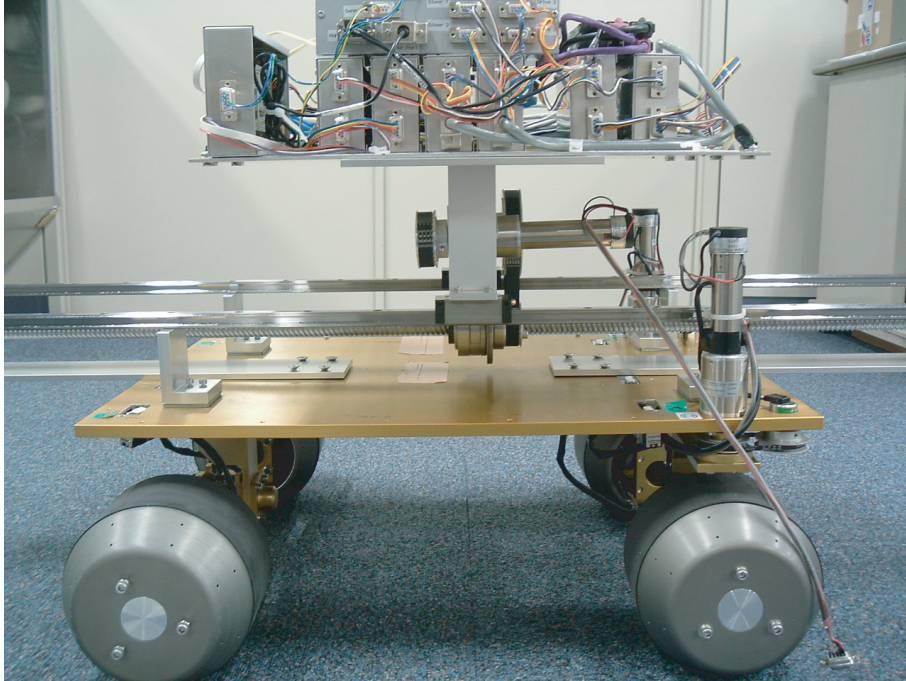


Fig 6.1: Robot used in the Experiment (side view)

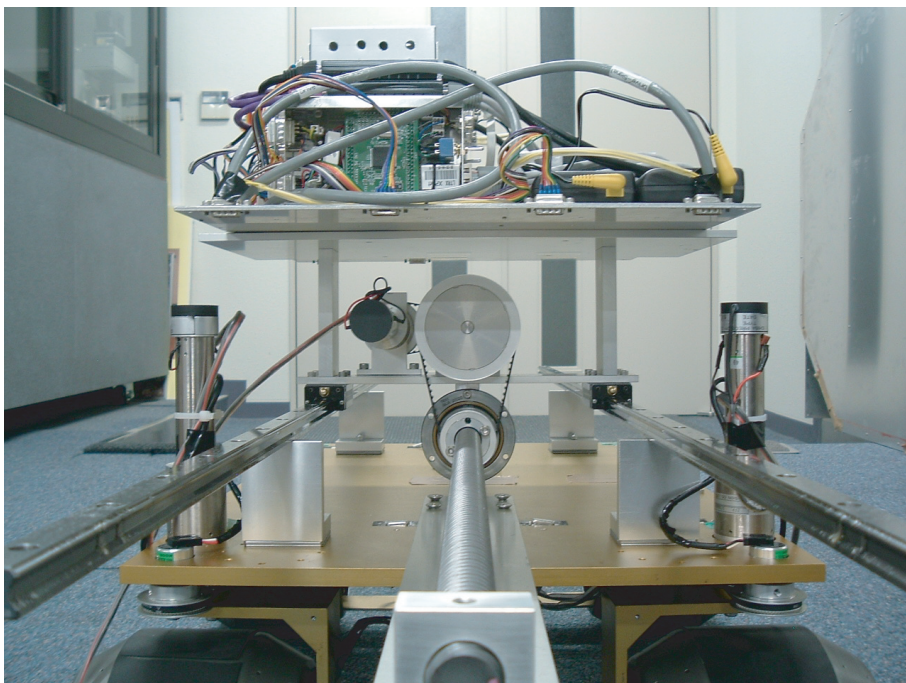


Fig 6.2: Robot used in the Experiment (front view)



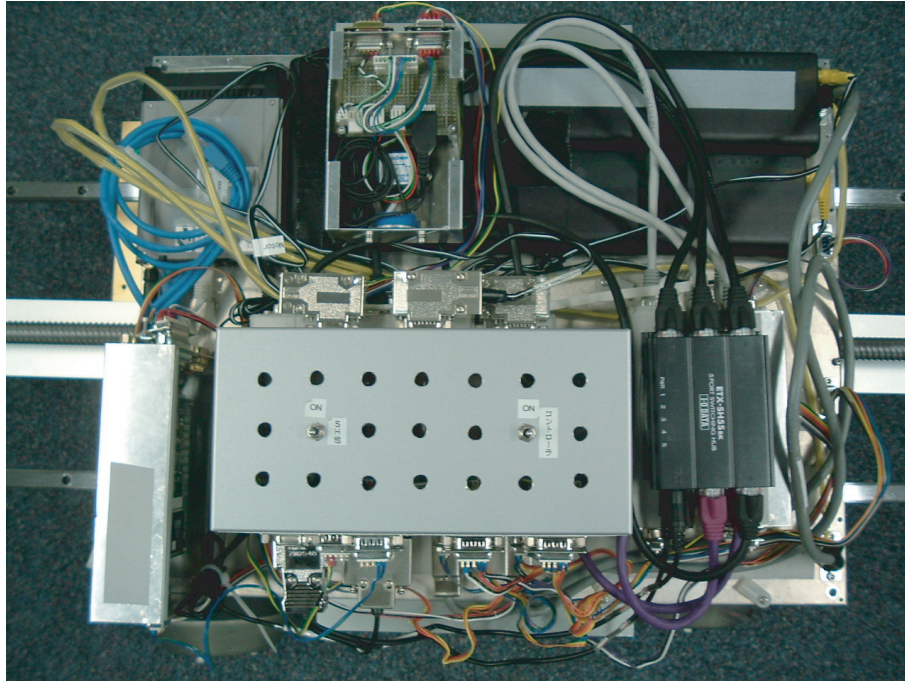


Fig 6.3: Robot used in the Experiment (top view)

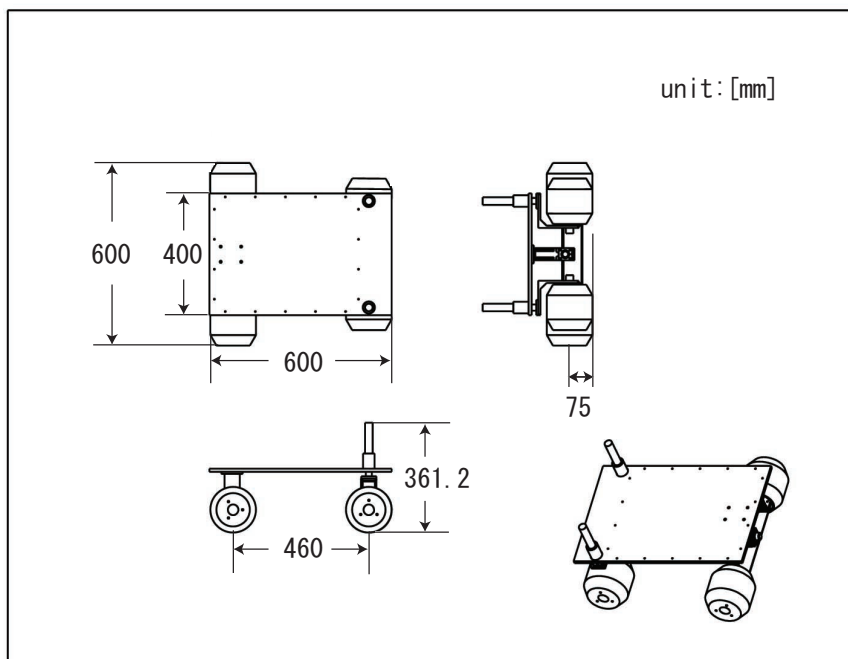


Fig 6.4: Dimension of Robot used in the Experiment (body part)



Table 6.1: Parameters of Robot used in the Experiment

ロボットの寸法	
ボディの長さ [m]	0.46
ボディの高さ [m]	0.01
車輪半径 [m]	0.075
車輪中心から見たロボット全体の重心の高さ [m]	0.18
ロボットの重量	
全質量 [kg]	29.05+付加重量
ボディ部 (固定重量部) 質量 [kg]	18.78+付加重量
可動重量部質量 [kg]	10.26+付加重量
車輪 1 輪の質量 [kg]	0.01
車輪系の仕様	
DC モータの無負荷回転数 [rpm]	4850
DC モータの定格トルク [mNm]	29.1
DC モータの停動トルク [mNm]	137
DC モータの内部抵抗 [ $\Omega$ ]	2.06
DC モータトルク定数 [mNm/A]	23.5
プラネタリギアヘッドの連続最大トルク [Nm]	6.0
プラネタリギアヘッドの減速比	411
プラネタリギアヘッドのギア効率	0.60
リニアアクチュエータ系の仕様	
可動ストローク [m]	1.0
ロータリーナットのリード [mm]	20
プーリ系の減速比	0.26
DC モータの無負荷回転数 [rpm]	5360
DC モータの定格トルク [mNm]	49
DC モータの停動トルク [mNm]	302.8
DC モータの内部抵抗 [ $\Omega$ ]	0.84
DC モータトルク定数 [mNm/A]	21.3
プラネタリギアヘッドの連続最大トルク [Nm]	5.88
プラネタリギアヘッドの減速比	79.24
プラネタリギアヘッドのギア効率	0.73

実験装置が走行する路面としては、シミュレーションを模擬するため半楕円路面を自作した。路面および車輪は Fig.6.5, Fig.6.6 のように作成した。車輪表面には摩擦を高めるためゴムを貼った。

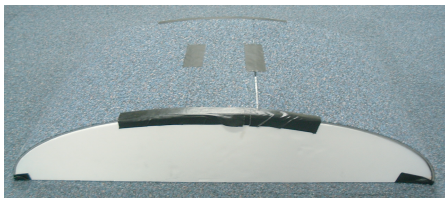


Fig 6.5: Terrain for Experiment

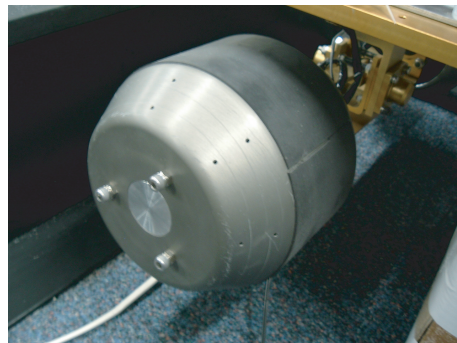


Fig 6.6: Wheel of Robot used in the Experiment

実験環境の物理量は Table.6.2 のように設定した。

Table 6.2: Experiment Parameters

走行条件	
前輪走行速度 [m/s]	0.02
サンプル時間 [s]	0.02
走行地形の物理量	
半楕円路面の長半径 [m]	0.5
半楕円路面の短半径 [m]	0.2

### 6.2.1 実験のシステム

実験では、電流センサの取り付けが遅れたため、モータのトルク制御系を構成するまで到らなかった。また最適重心位置計算としては、シミュレーションモデルで扱ったように二体系においてリニアアクチュエータの駆動力を考慮したものが適当であるが、ここでは駆動力を電流センサで測れなかったため全体の重心位置に基づいて最適重心位置を計算する近似モデルを用いている。これら2点で本論文で扱ったシミュレーションのモデルとは異なっている。以下にこれらが問題点となるのかどうかについて考察する。

モータのトルク制御系構成に到らなかったことは駆動用にモータを用いる2箇所(車輪とリニアアクチュエータ)においてシミュレーションとは異なったモデルとなっている。1つ目はリニアアクチュエータの位置制御系である。これは、シミュレーションで用いたようなPID制御器ではなく最適制御器(LQR)を用いてモデル追従ベースのものを適用した。シミュレーションとは異なり、位置誤差に応じてモータトルクを制御するのではなく、モータ電圧を制御する位置制御系を構成した。これによって特に問題点はなくきちんと追従していた。

2つ目は、車輪の制御系である．ここでは、各輪独立にPI制御器による速度制御系を適用した．速度誤差に応じてモータ電圧を制御する速度制御系を構成していたため半楕円形路面の走行中に微小振動を生じていた．このことは、軌道拘束された状況では前輪と後輪の速度間には関係性があり、独立に速度制御することは適当ではないことから当然の結果と考えられる．従って、今後は各輪に対してトルク制御系を構成し、適駆動力配分を行うことでこの問題点を解決し、シミュレーションと同等の環境で実験を行う予定である．

本実験のような低速で動く場合では近似モデルによる最適重心位置計算アルゴリズムを適用しても原理的に差は無いと考えられる．実際にシミュレーションの場合と計算された最適重心位置はほとんど同じであった．

実験で実際に扱ったシステムを Fig.6.7 に示す．シミュレーションモデルのシステム (Fig.4.3) とは上記の点で異なる．また、最適重心位置計算には車体のピッチ角、前輪・後輪の路面傾斜角の3つの物理量が必要であるが、ピッチ角は搭載した傾斜計によりオンラインで計測されるが、路面傾斜角に関しては地形が既知であるとしてデッドレコニングして求めた走行距離から推定した．従って、シミュレーションモデルにおける路面傾斜角はカメラなどで正確に分かるという仮定に対して、実験では走行距離が長くなるにつれて走行距離の積分誤差が蓄積し、路面傾斜角は不正確な情報となっていた．将来的に、完全に自律化を行うためにはカメラなどによって路面傾斜角を正確に推定するシステムを搭載する必要がある．これは今後の課題とする．

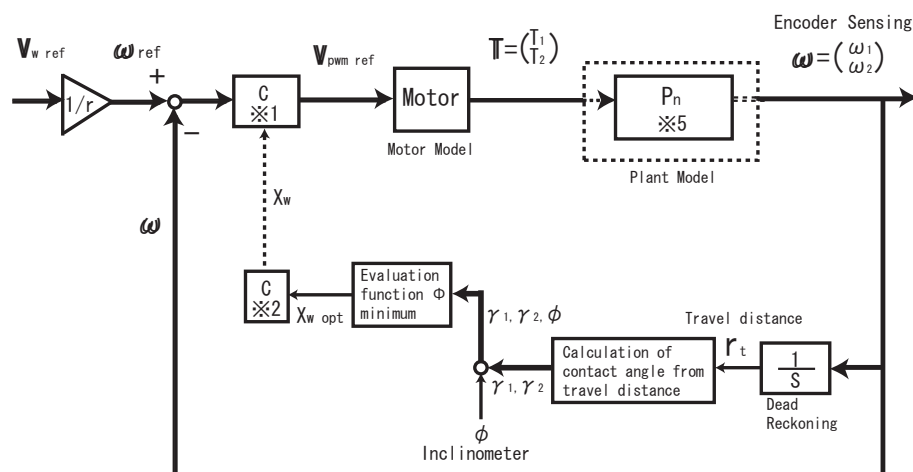


Fig 6.7: Composition of All System of the Experiment

## 6.3 実験結果

### 6.3.1 実験のパターン

本論文では実験のパターンとして

1. 重心移動機構の有無による比較
2. 重量比による比較

### 3. 粘着性・安定性指標の重み付けによる比較

### 4. 仮定している路面の静止摩擦係数の変化による比較

の4種類の実験を行った．出力結果としては横軸を前輪の走行距離(デッドレコニングした値)とし，縦軸を相対重心位置  $X_w$ ，車輪モータの消費電流  $i$ ，リニアアクチュエータモータの消費電圧  $V$ ，雑音低減のためカットオフ周波数 1[Hz] のローパスフィルタを通した後の傾斜計データ  $\phi$  の4つとした．特に，車輪モータのトルクに相当する消費電流  $i$  は最も重要であり，これについては詳しく解析したいという要求から，走行距離を約半分 (1.5[m]) までとして詳しく解析した．これは，シミュレーション結果からも分かったように登り動作と下り動作では対称であるため，登り動作だけについて詳しく説明した方がよいと考えたからである．以下，得られた実験結果をまとめる．

## 6.3.2 実験1(重心移動機構の有無による比較)

重心移動機構を適用した場合と有さない場合(重心位置は固定)で実験を行った。総重量は29.04[kg]とし、重心移動機構を適用した場合には可動部重量を10.25[kg]固定部重量を18.79[kg]とした。シミュレーション結果をFig.6.8～Fig.6.15に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 重心位置の結果：水色線... 最適重心位置，赤線... 実際の重心位置
- 車輪モータ電流の結果：薄赤点線... 左前輪，薄緑線... 右前輪，青点線... 左後輪，赤線... 右後輪
- リニアアクチュエータモータの印加電圧：青線
- 傾斜計から得た傾斜角：青線

Fig.6.8およびFig.6.12ではそれぞれ重心移動機構を適用した場合と重心移動機構を有さない場合での重心位置を示している。当然ではあるが、重心移動機構を有さない場合には車体中心に重心位置が固定されている( $X_w=0$ )。これに対して重心移動機構を適用した場合には最適重心位置に基づいて位置制御している。車輪が障害物に接触した点などの最適重心位置が不連続に変化している点では一定の傾きをもって追従していた。これはFig.6.10から分かるように、このような場合には電圧として $\pm 10$ [V]の限界値を出力しているためである。すなわちリニアアクチュエータモータの限界まで駆動力を出していたため、その時の速度を持って追従していたのである。この速度を上げて追従性を増すには、プーリの減速比を下げなければならない。しかし、必要トルクも下がってしまい重量部を持ち上げることができなくなってしまう恐れがある。実際に本実験では最初に選定したプーリでは移動速度が速かったものの駆動力が十分に得られず重量部がずり落ちてしまったため、モータ側に取り付けたプーリ半径を小さくしてやることで速度を犠牲にして駆動力を増やした。今後、本実験装置をより高性能なものに改良する上でリニアアクチュエータモータの性能自体を上げることは望ましい。

Fig.6.9およびFig.6.13では重心移動機構を適用した場合と有さない場合での車輪モータの消費電流を表している。これらの比較により、前輪の障害物乗り越えの際にはどちらの場合でも障害物を乗り越えているが、重心移動機構を適用した場合には重心移動とともに前輪に必要な電流は低減されている。また、後輪の障害物乗り越えの際には重心移動機構を適用した場合には乗り越えているのに対して重心移動機構を有さない場合には前輪・後輪とも滑ってしまい乗り越えることはできなかった。すなわち、重心移動機構を有さない場合には粘着性を失っていたのである。Fig.6.8およびFig.6.9から、前輪乗り越え時では後輪側に重心を移動することで後輪の消費電流が増しており、逆に後輪乗り越え時では前輪側に重心を移動することで前輪の消費電流が増していることが分かる。従って、このように重心移動をすることで走行地形に応じて最適に荷重移動、そしてその結果として駆動力配分(本章では消費電流の配分に相当)を行うことで粘着性が上がっていると考えられる。

また、Fig.6.9およびFig.6.13により車輪には常に摩擦力などの力がかかっていることが分かった。これはおよそ一定値となっている。その結果、実験では消費電流の結果ではシ

### 6.3 実験結果

---

ミュレーションで得られた車輪モータの駆動力の結果をそのまま一定値だけ上方向へずらしたようなものとなっていると考えられる。

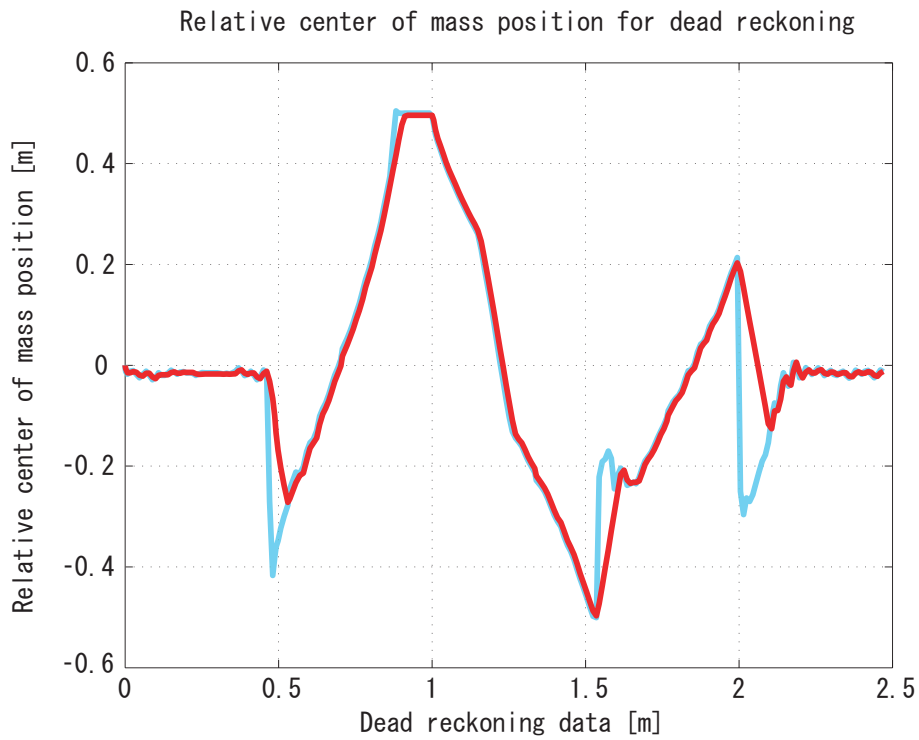


Fig 6.8: Relative center of mass position  $X_w$   
(Experiment with movable center of mass)



Fig 6.9: Current consumption of wheel motor  $i$   
(Experiment with movable center of mass)

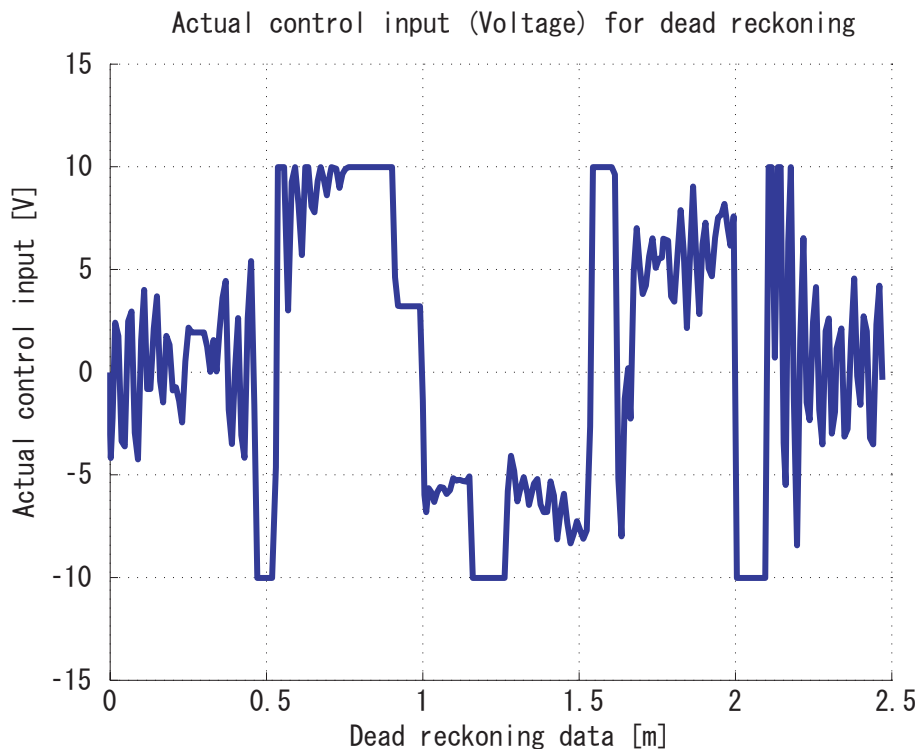


Fig 6.10: Voltage of linear actuator motor  $V$   
(Experiment with movable center of mass)

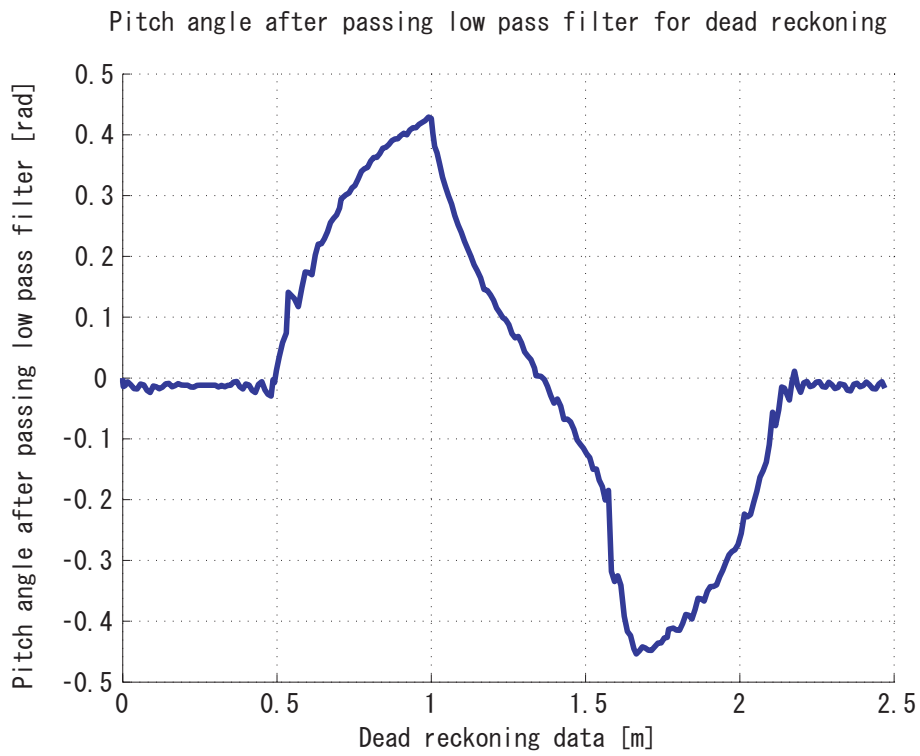


Fig 6.11: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
(Experiment with movable center of mass)



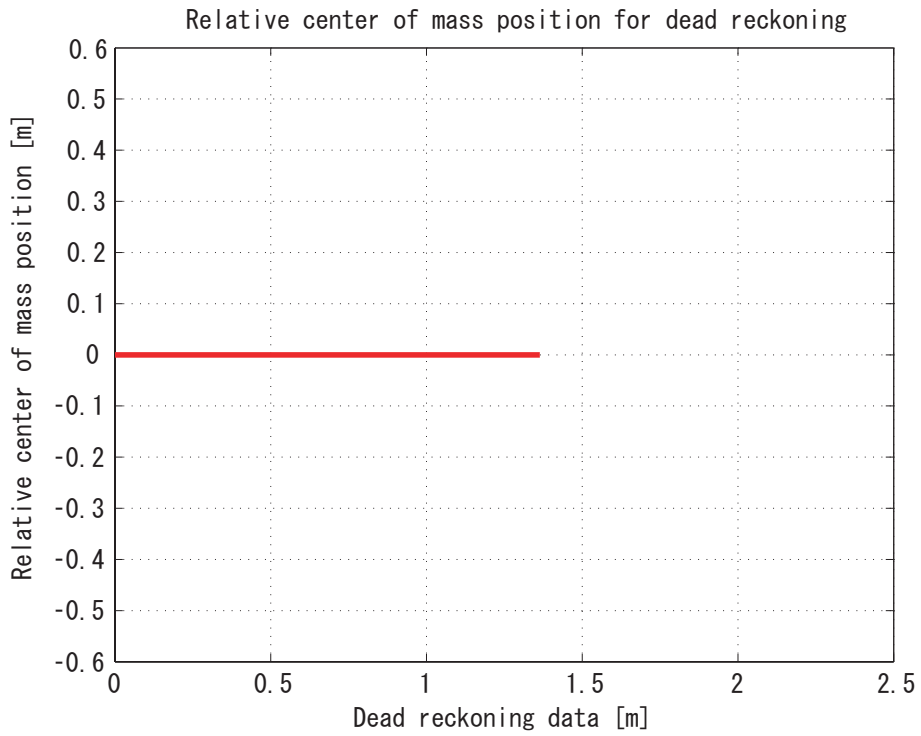


Fig 6.12: Relative center of mass position  $X_w$   
(Experiment with fixed center of mass)

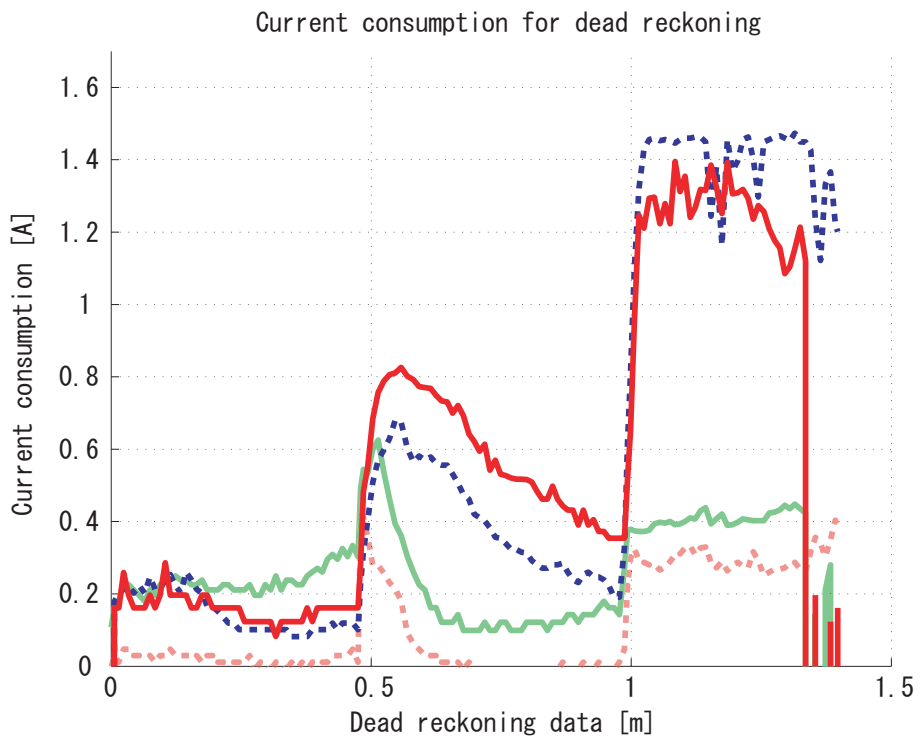


Fig 6.13: Current consumption of wheel motor  $i$   
(Experiment with fixed center of mass)

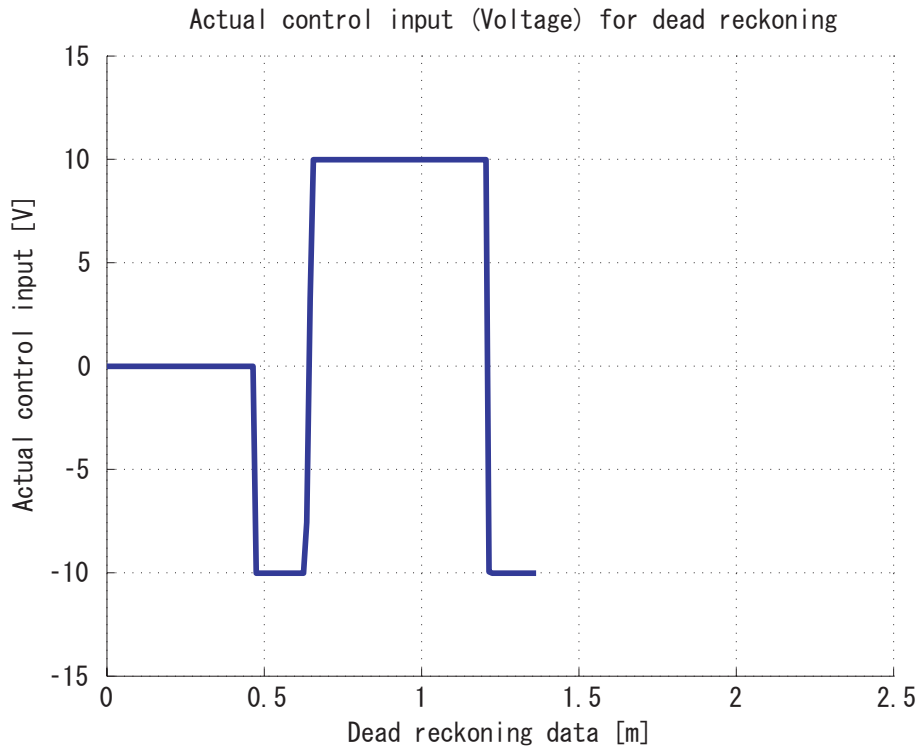


Fig 6.14: Voltage of linear actuator motor  $V$   
(Experiment with fixed center of mass)

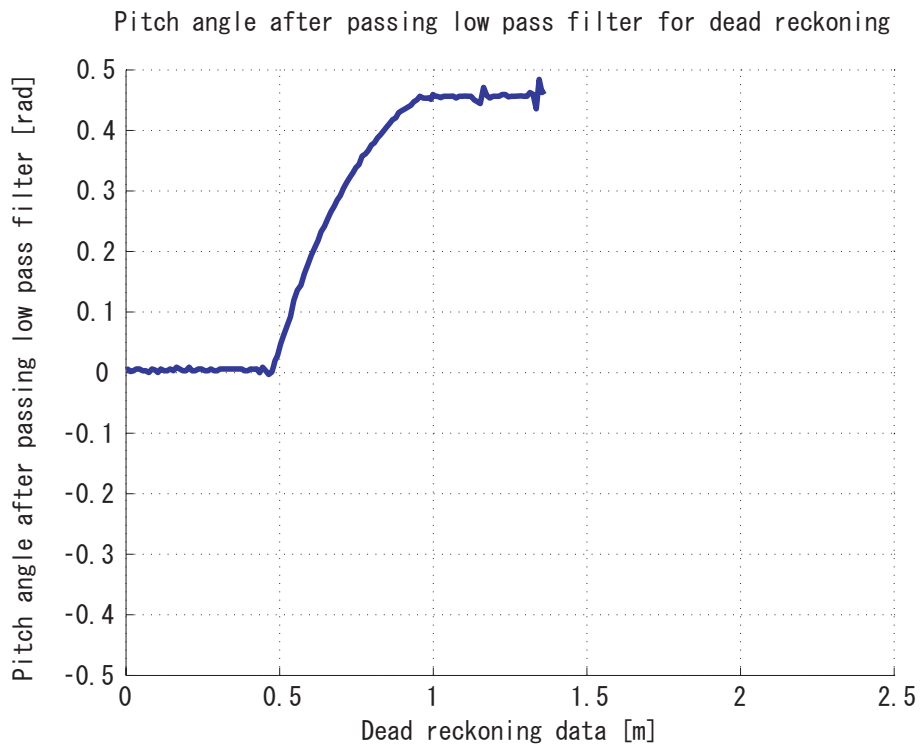


Fig 6.15: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
(Experiment with fixed center of mass)

### 6.3.3 実験 2 (重量比による比較)

固定部重量に対する可動部重量の重量比を変化させて実験を行った。なお、比較のため総重量は 40[kg] に固定した。すなわち、可動部重量と固定部重量がそれぞれ 20 と 20, 15 と 25, 10 と 30, 0 と 40 のものが重量比 1:1, 0.6:1, 0.33:1, 0:1 に対応する。シミュレーション結果を Fig.6.16 ~ Fig.6.31 に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 重心位置の結果：水色線... 最適重心位置，赤線... 実際の重心位置
- 車輪モータ電流の結果：薄赤点線... 左前輪，薄緑線... 右前輪，青点線... 左後輪，赤線... 右後輪
- リニアアクチュエータモータの印加電圧：青線
- 傾斜計から得た傾斜角：青線

Fig.6.16 ~ Fig.6.28 ではそれぞれ重量比を変えた場合での相対重心位置を示している。これにより、重量比が低くなるにつれてストローク制限内 ( $\pm 0.5$ [m]) の重心移動では最適重心位置を実現できていないことが分かる。前輪が障害物を乗り越える時には重量比 1:1, 0.6:1, 0.33:1 の場合では最適重心位置を実現する相対重心移動はストローク内にあった。従って、前輪が障害物を登る際には Fig.6.17 ~ Fig.6.25 では消費電流の差はあまり見られなかった。後輪が障害物を乗り越える時には Fig.6.16 および Fig.6.20 から重量比 1:1, 0.6:1 の場合ではストローク制限内の重心移動で最適重心位置がほぼ実現できていることが分かる。これに対して Fig.6.24 から重量比 0.33:1 の場合では走行距離が 1[m] 近傍で相対重心位置が +0.5[m] で一定となっており、ストローク制限内では最適重心位置が実現できないことが分かった。このことから、最適重心位置が実現されている重量比 1:1, 0.6:1 の場合では Fig.6.17 および Fig.6.21 から分かるように車輪の消費電流にはほとんど差は見られない。これに対して重量比 0.33:1 の場合では Fig.6.25 から分かるように消費電流が重量比 1:1, 0.6:1 の場合に比べて増えていた。これは最適重心位置が実現されていないためと考えられる。

なお、Fig.6.29 では重心移動機構を有さないものと同等であり、Fig.6.17 ~ Fig.6.25 では前輪が障害物に乗り上げた後で重心移動の効果によって急激に車輪の消費電流が減少しているのに対してその減少は緩やかである。すなわち滑りやすくなっていると考えられる。また、後輪が障害物を乗り越える際には車輪が滑ってしまい登ることはできなかった。Fig.6.13 と同じ条件下で総重量を 10[kg] 程度増やしたのであるからこれは当然の結果である。

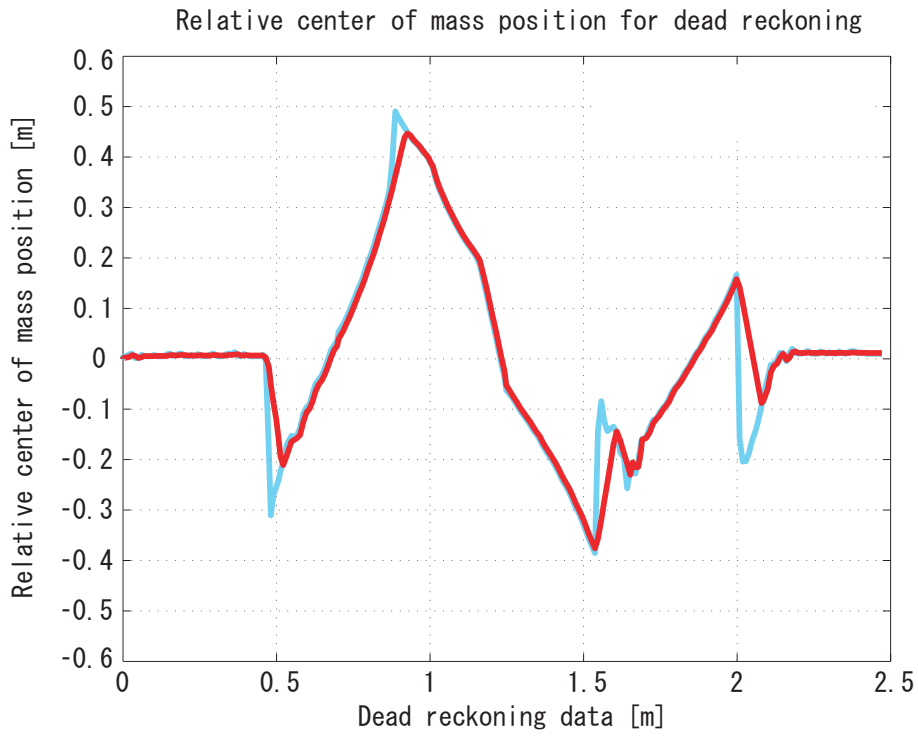


Fig 6.16: Relative center of mass position  $X_w$   
(movable mass : fixed mass = 1:1)

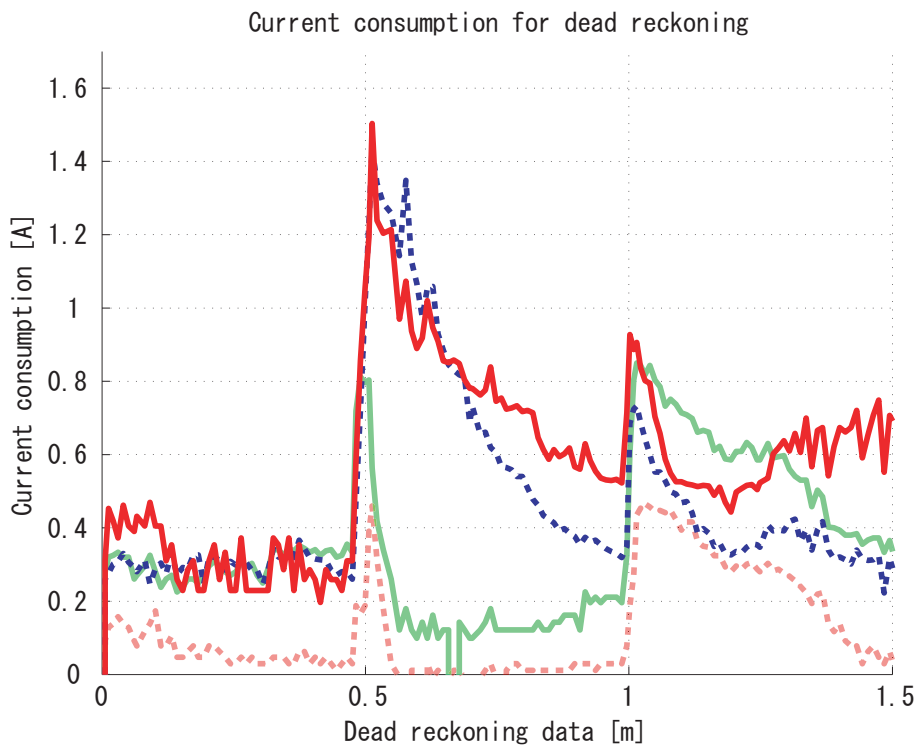


Fig 6.17: Current consumption of wheel motor  $i$   
(movable mass : fixed mass = 1:1)

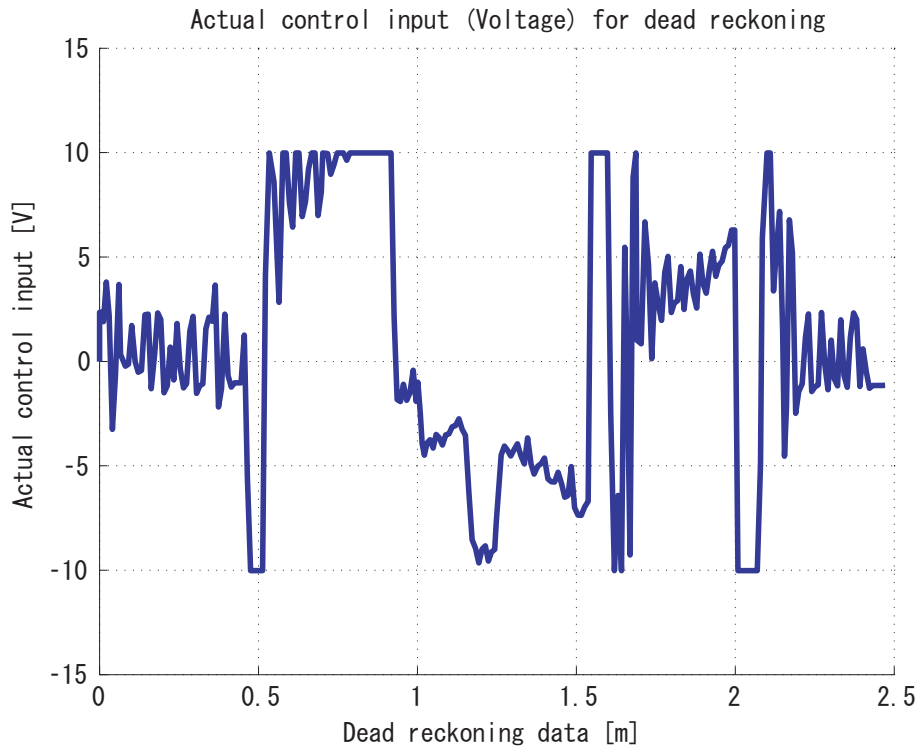


Fig 6.18: Voltage of linear actuator motor  $V$   
(movable mass : fixed mass = 1:1)

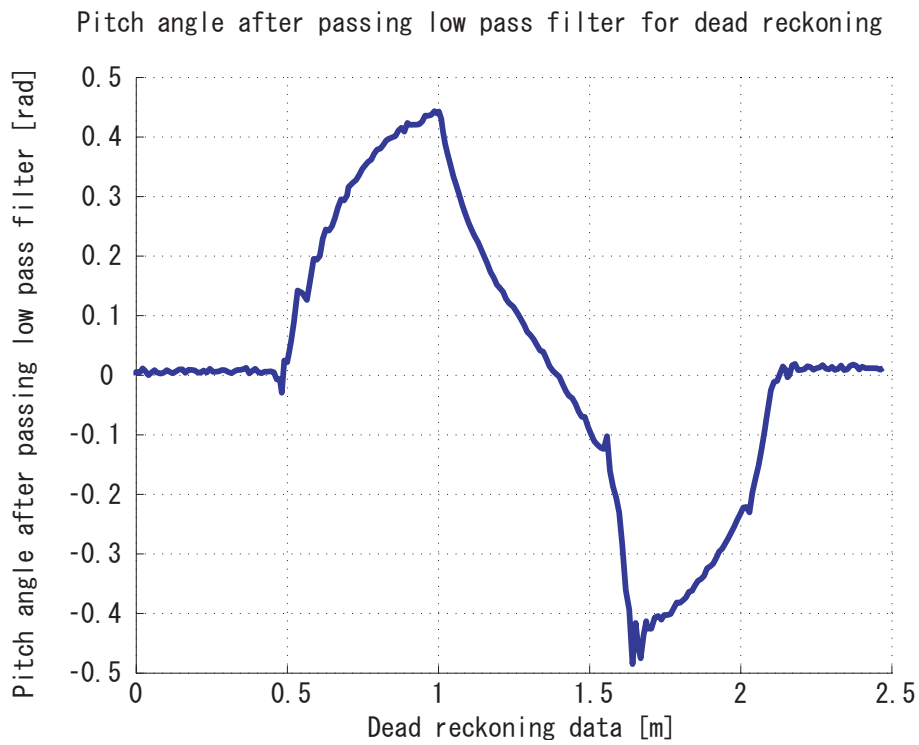


Fig 6.19: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
(movable mass : fixed mass = 1:1)

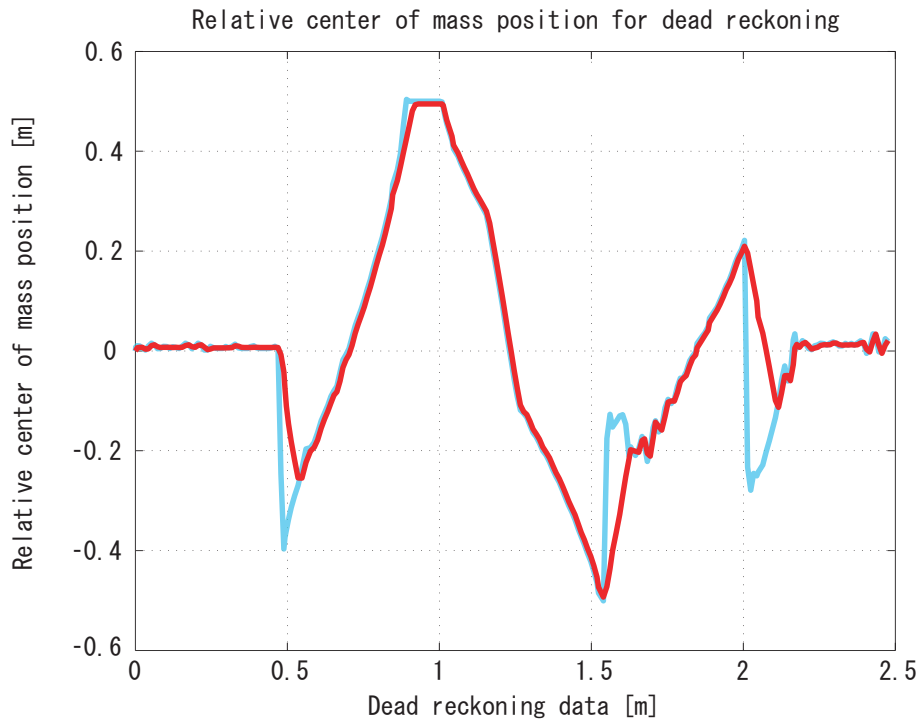


Fig 6.20: Relative center of mass position  $X_w$   
 (movable mass : fixed mass = 0.6:1)

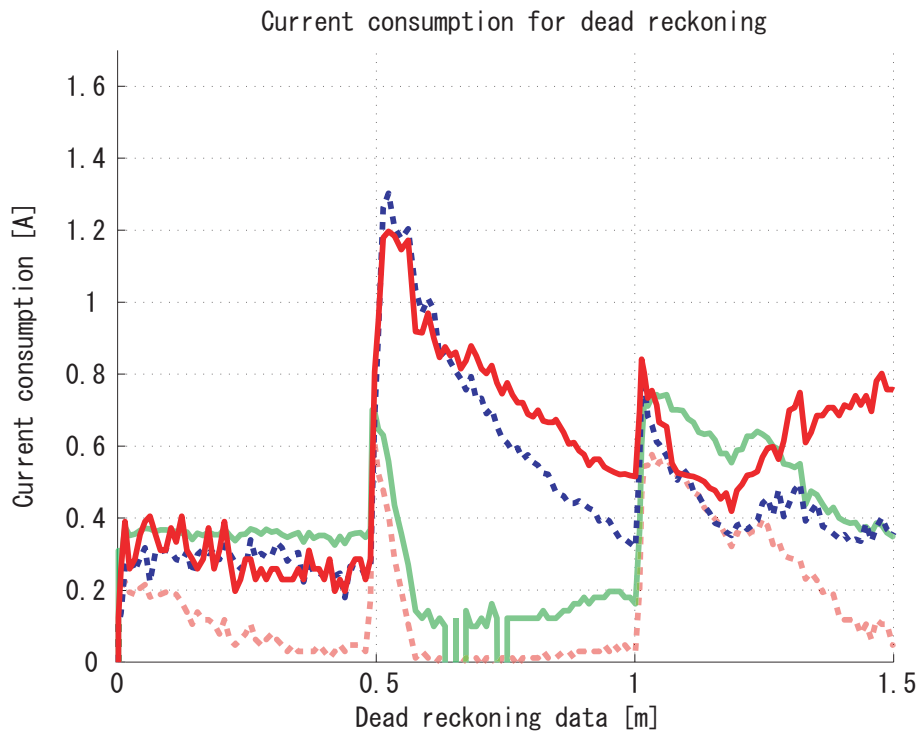


Fig 6.21: Current consumption of wheel motor  $i$   
 (movable mass : fixed mass = 0.6:1)

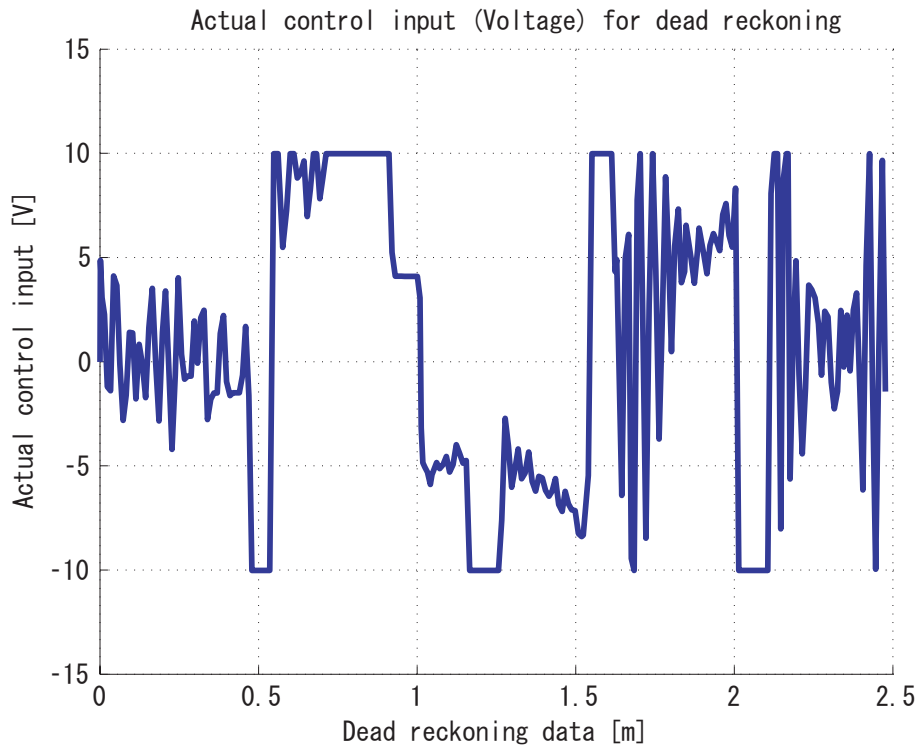


Fig 6.22: Voltage of linear actuator motor  $V$   
(movable mass : fixed mass = 0.6:1)

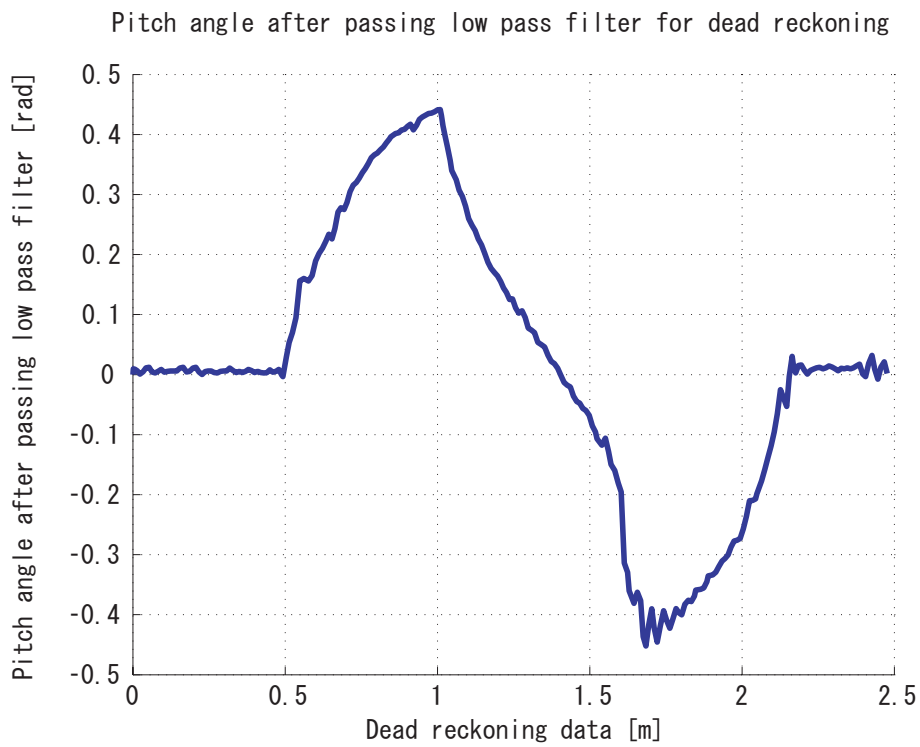


Fig 6.23: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
(movable mass : fixed mass = 0.6:1)

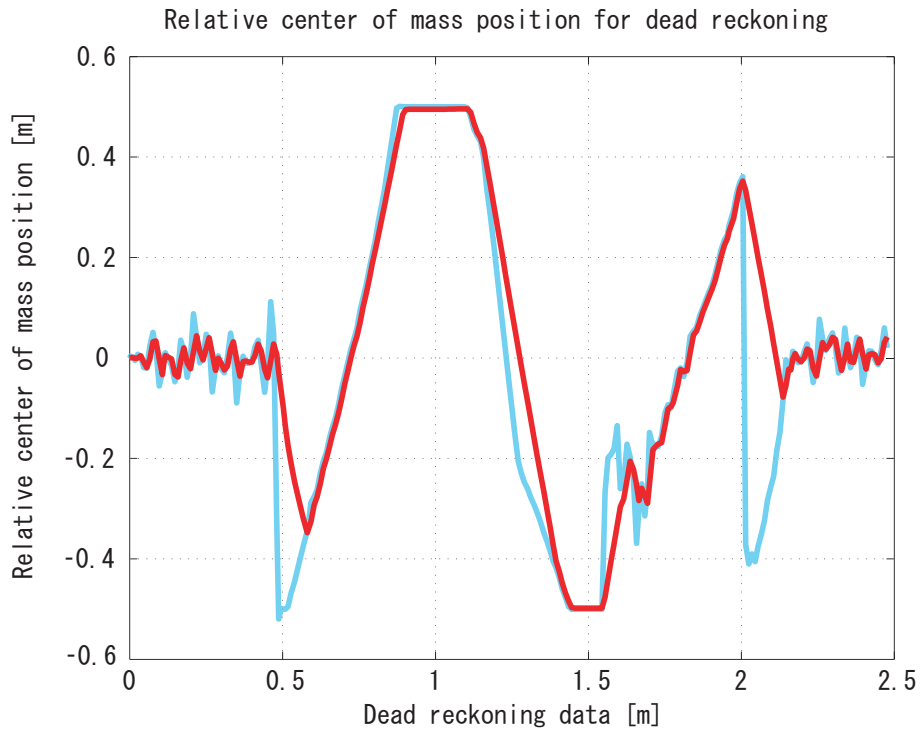


Fig 6.24: Relative center of mass position  $X_w$   
 (movable mass : fixed mass = 0.33:1)



Fig 6.25: Current consumption of wheel motor  $i$   
 (movable mass : fixed mass = 0.33:1)



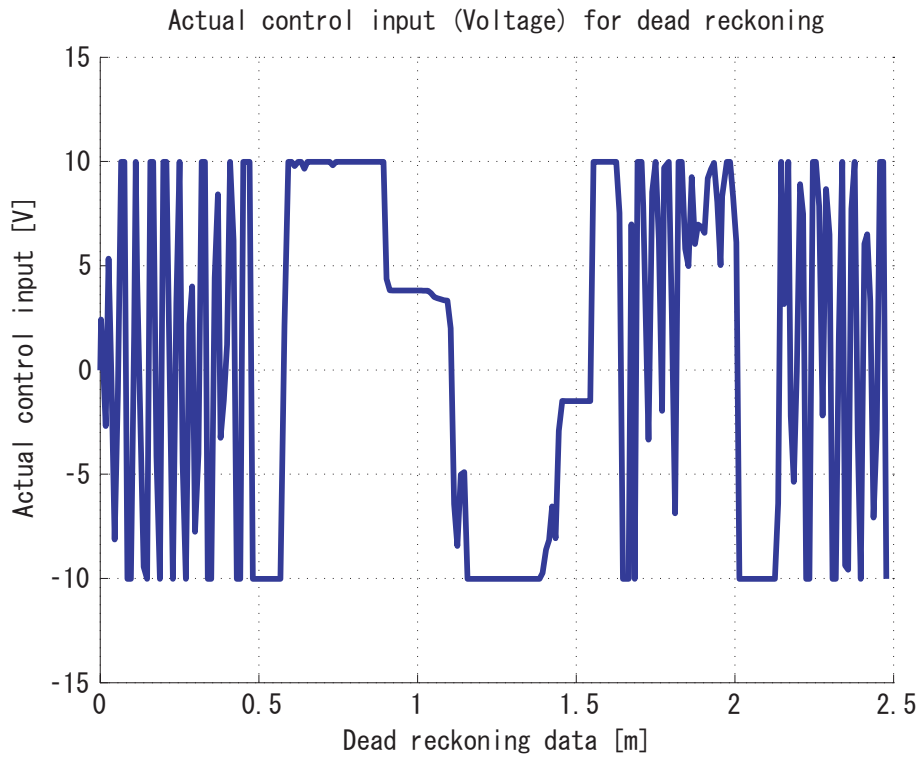


Fig 6.26: Voltage of linear actuator motor  $V$   
(movable mass : fixed mass = 0.33:1)

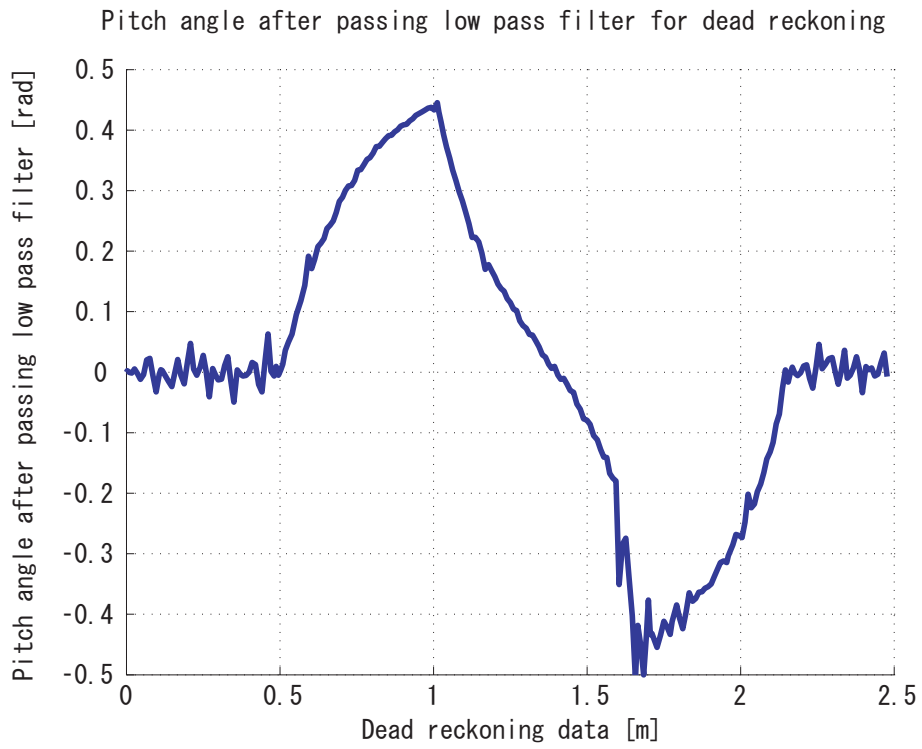


Fig 6.27: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
(movable mass : fixed mass = 0.33:1)

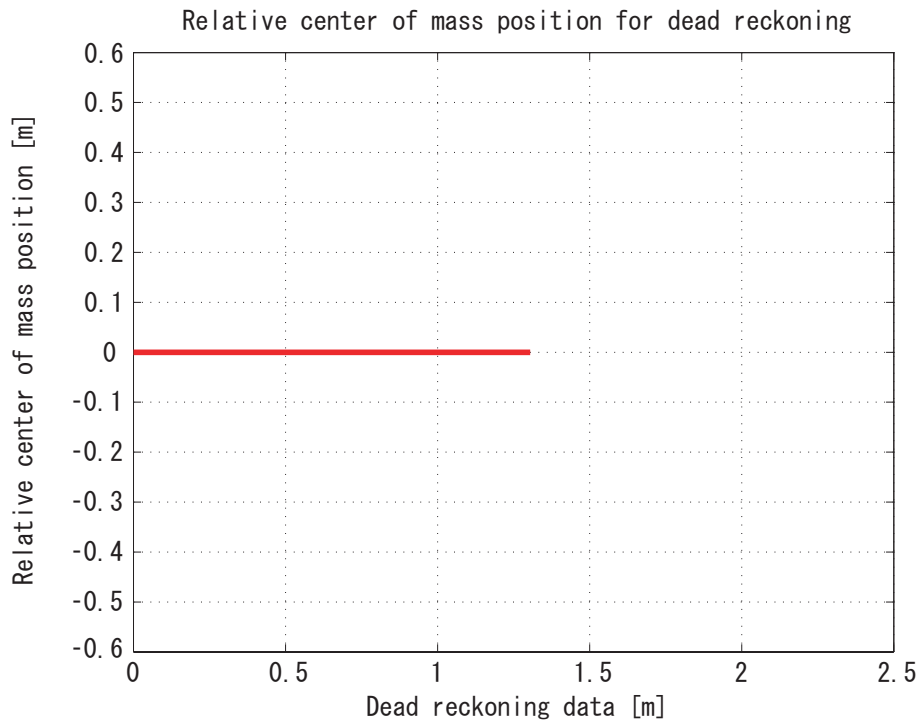


Fig 6.28: Relative center of mass position  $X_w$   
(movable mass : fixed mass = 0:1)

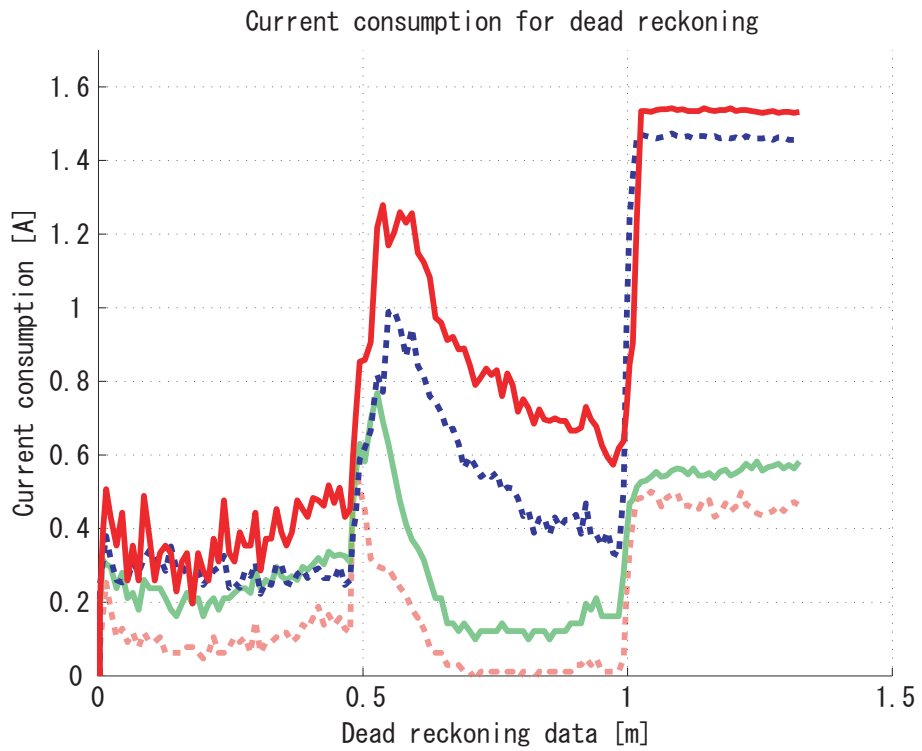


Fig 6.29: Current consumption of wheel motor  $i$   
(movable mass : fixed mass = 0:1)

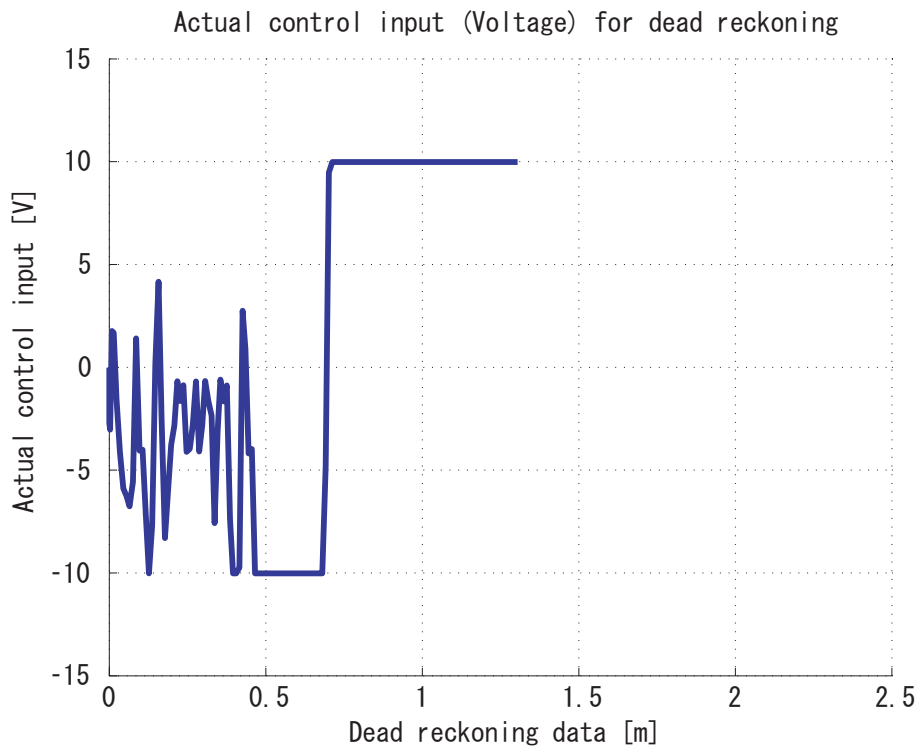


Fig 6.30: Voltage of linear actuator motor  $V$   
(movable mass : fixed mass = 0:1)

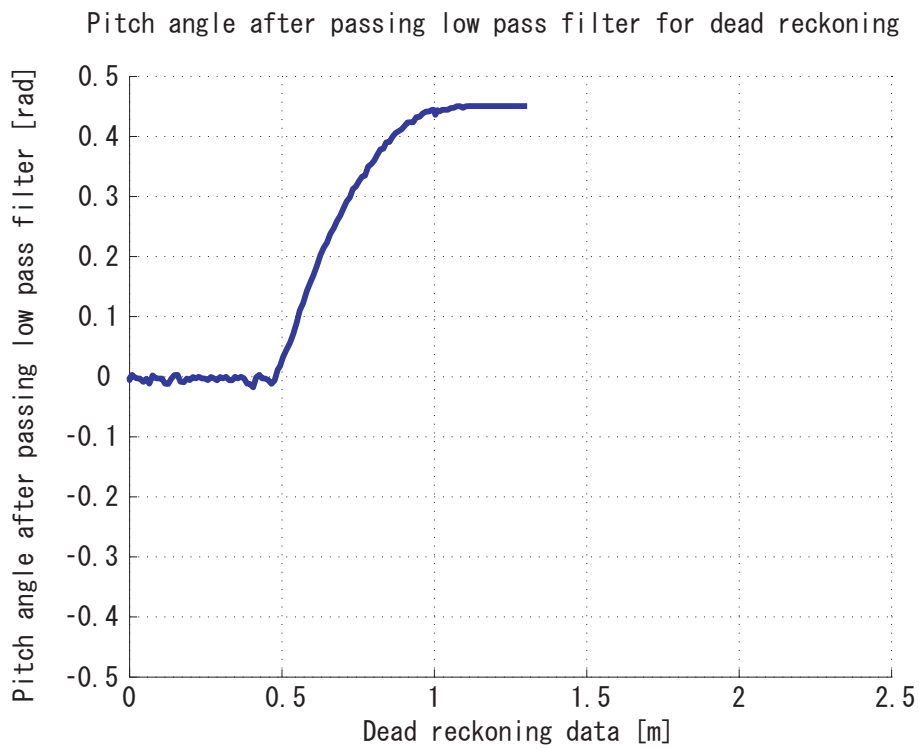


Fig 6.31: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
(movable mass : fixed mass = 0:1)

## 6.3.4 実験3 (粘着性・安定性指標の重み付けによる比較)

粘着性・安定性指標の重み付け係数を変化させて実験を行った。ここでは  $k_a = 0.95, k_s = 0.05$ ,  $k_a = 0.8, k_s = 0.2$ ,  $k_a = 0.5, k_s = 0.5$ ,  $k_a = 0.2, k_s = 0.8$ ,  $k_a = 0.0, k_s = 1.0$  において実験を行った。シミュレーション結果を Fig.6.32 ~ Fig.6.51 に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 重心位置の結果：水色線... 最適重心位置，赤線... 実際の重心位置
- 車輪モータ電流の結果：薄赤点線... 左前輪，薄緑線... 右前輪，青点線... 左後輪，赤線... 右後輪
- リニアアクチュエータモータの印加電圧：青線
- 傾斜計から得た傾斜角：青線

Fig.6.32 ~ Fig.6.48 ではそれぞれ重み付け係数を変えた場合での相対重心位置を示している。Fig.6.35 ~ Fig.6.51 との比較により、安定性指標の重み付け係数が大きくなるほど、最適重心位置は傾斜計を最も重視して算出されていることが分かった。これは、式 (4.36) に表されるように、安定性指標が傾斜計の値と直接関係しているためである。

重み付け係数によらずいずれの場合でも前輪・後輪ともに障害物の乗り越えが可能であった。重心移動機構を有さない場合では特に乗り越えが困難である後輪の乗り越えに関しては、Fig.6.32 ~ Fig.6.48 から分かるように、後輪が障害物に乗り上げる時は重心位置を前輪側に移動させることが粘着性・安定性の両面から適当であった。従って、安定性指標の重み付け係数を重視した走行でも結果的に粘着性が向上し、乗り越えることができたと考えられる。一般には、このように安定性を重視することで結果として粘着性を犠牲にしてしまい、乗り越えることができない地形が多数存在すると考えられる。

Fig.6.33 ~ Fig.6.49 から分かるように、粘着性を重視した走行では前輪・後輪の消費電力は差が出る傾向にあるが、安定性を重視した走行ではこれらは等しくなる傾向がある。これは、安定性を重視した走行では全体の重心を通る鉛直下向きのベクトルが前後の車輪を結んだ軸に対して中心にあるほど安定性が高いとみなすためである。その結果、前輪・後輪の荷重配分は等しくなる傾向がある。これに対して粘着性を重視した走行では安定性を犠牲にして前輪・後輪の荷重配分を変化させることで粘着性を上げる傾向にある。

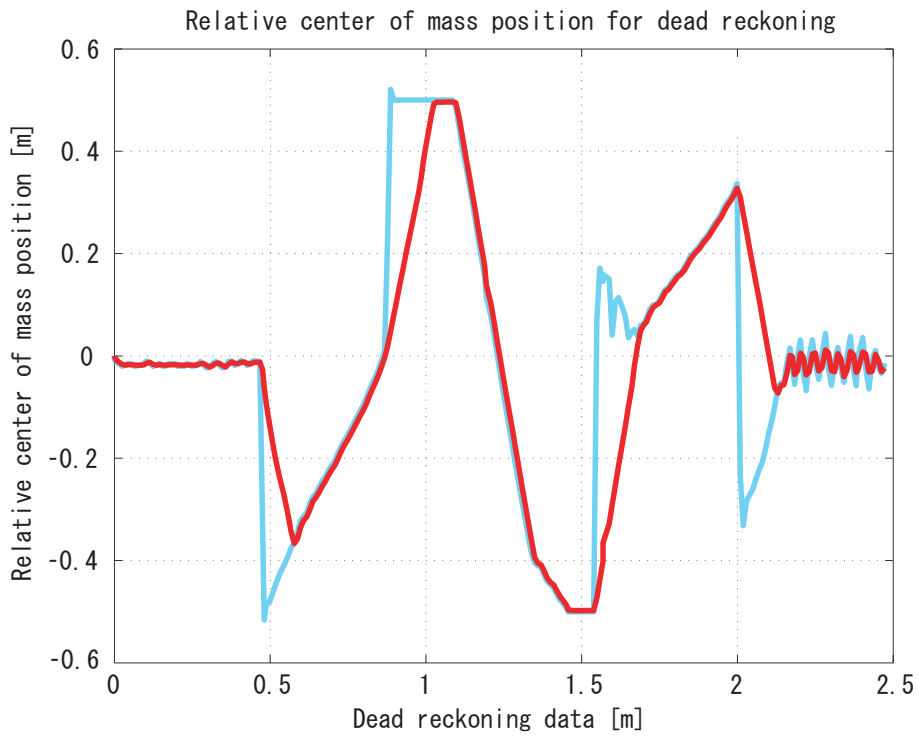


Fig 6.32: Relative center of mass position  $X_w$   
 ( $k_a = 0.95, k_s = 0.05$ )

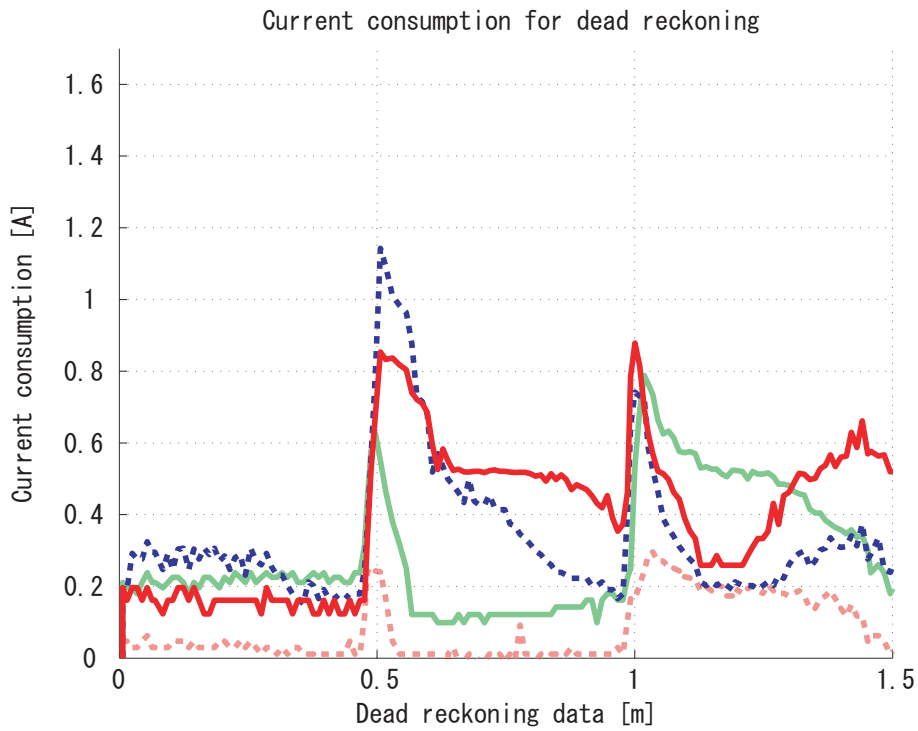


Fig 6.33: Current consumption of wheel motor  $i$   
 ( $k_a = 0.95, k_s = 0.05$ )

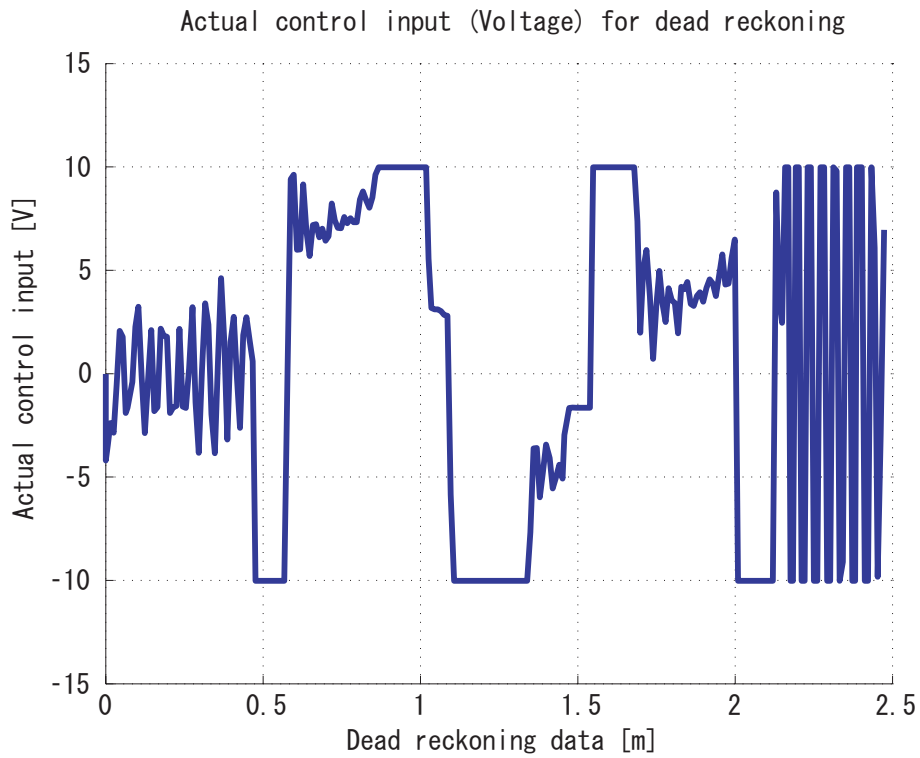


Fig 6.34: Voltage of linear actuator motor  $V$   
( $k_a = 0.95, k_s = 0.05$ )

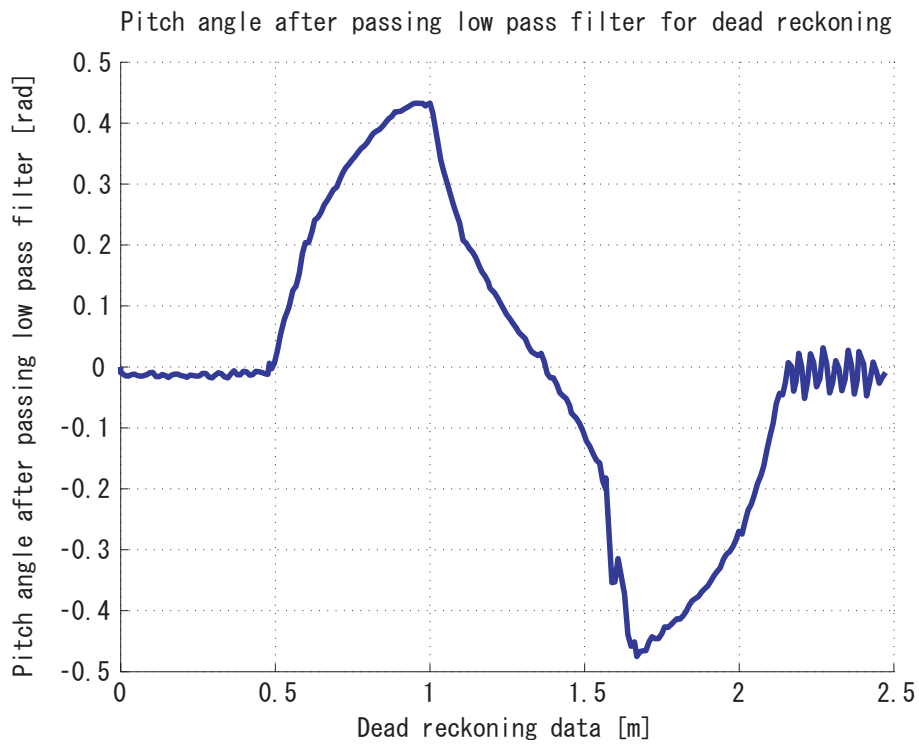


Fig 6.35: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
( $k_a = 0.95, k_s = 0.05$ )

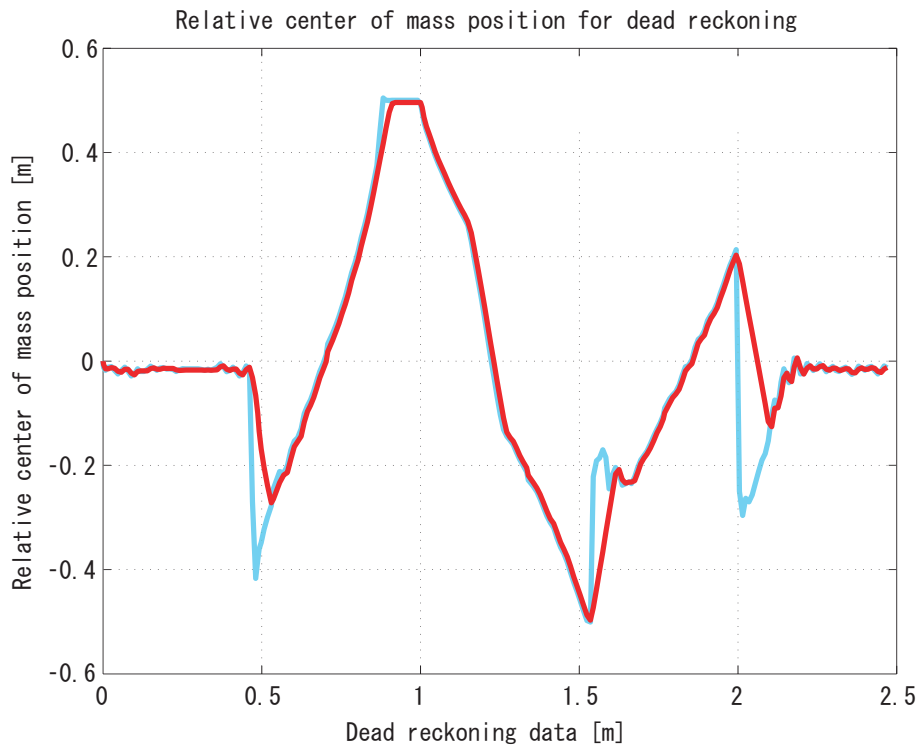


Fig 6.36: Relative center of mass position  $X_w$   
 $(k_a = 0.8, k_s = 0.2)$

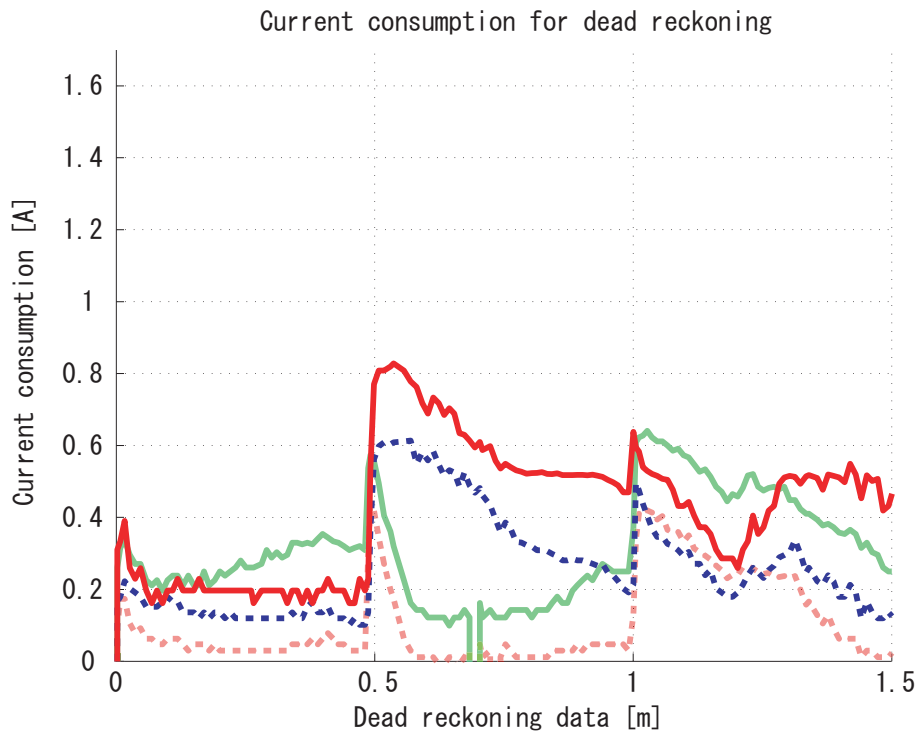


Fig 6.37: Current consumption of wheel motor  $i$   
 $(k_a = 0.8, k_s = 0.2)$

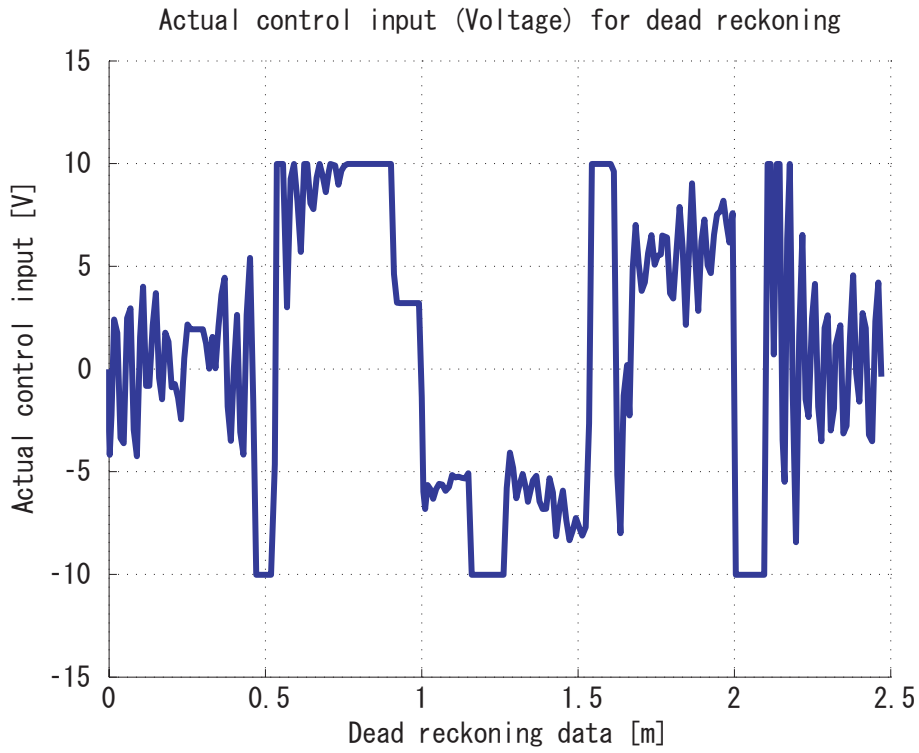


Fig 6.38: Voltage of linear actuator motor  $V$   
 $(k_a = 0.8, k_s = 0.2)$

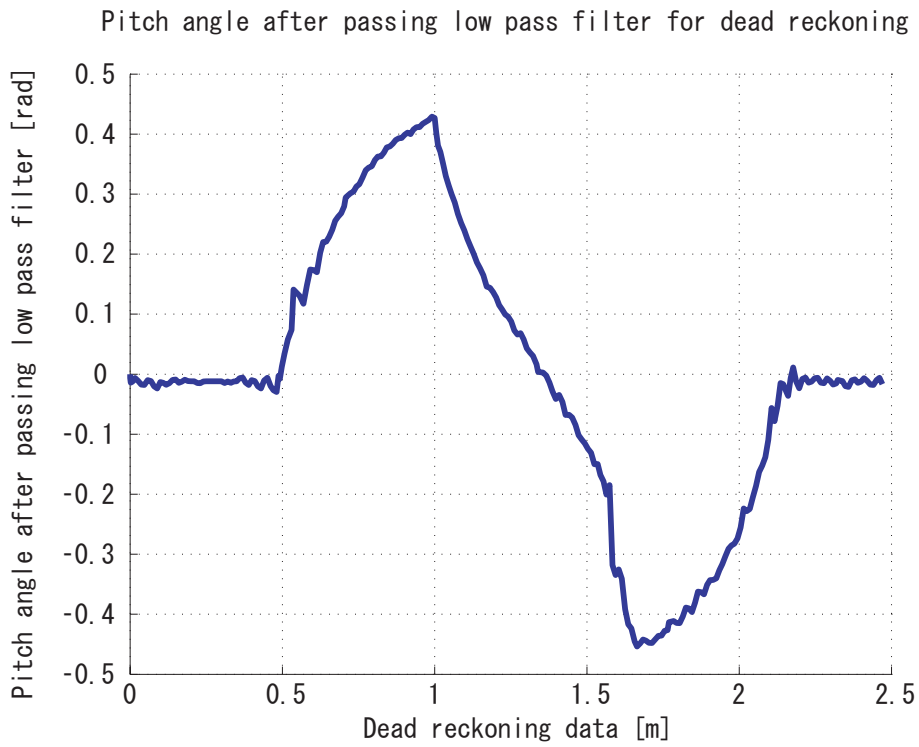


Fig 6.39: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
 $(k_a = 0.8, k_s = 0.2)$



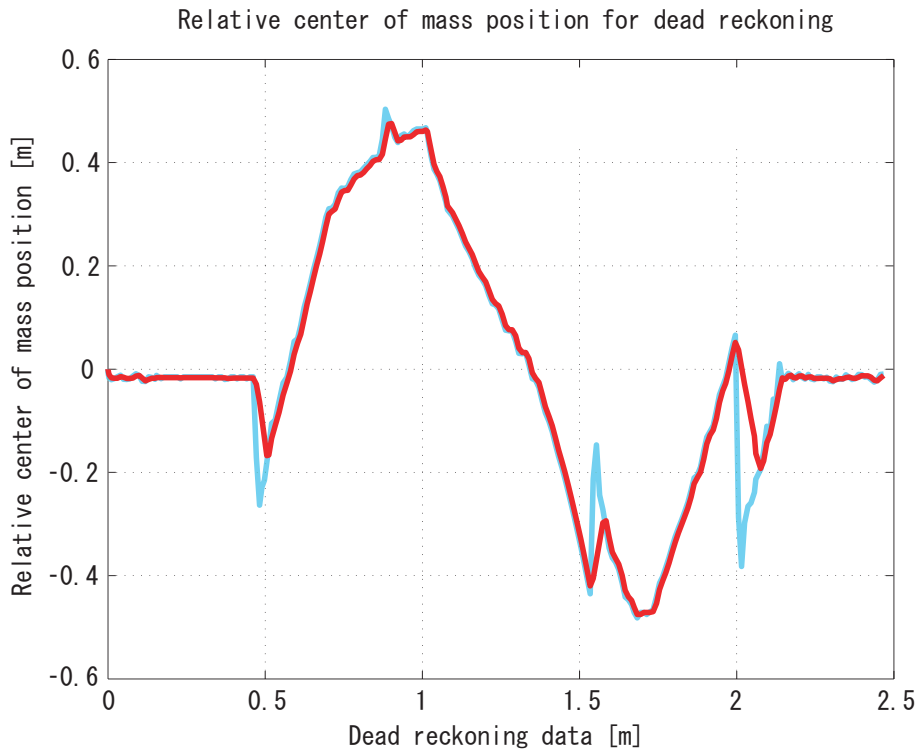


Fig 6.40: Relative center of mass position  $X_w$   
 $(k_a = 0.5, k_s = 0.5)$

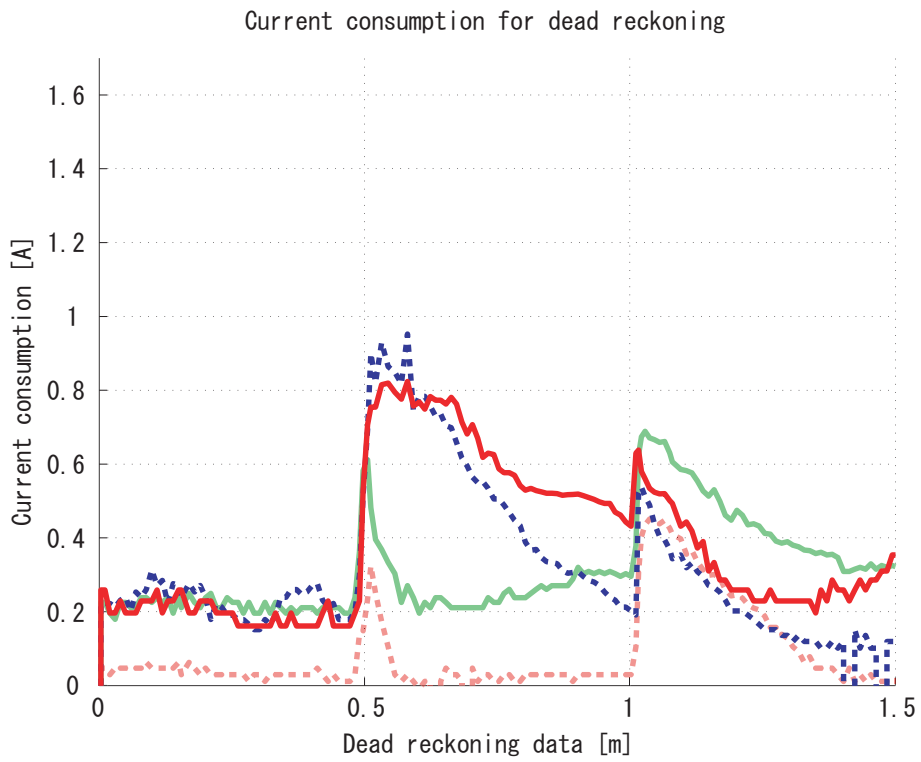


Fig 6.41: Current consumption of wheel motor  $i$   
 $(k_a = 0.5, k_s = 0.5)$

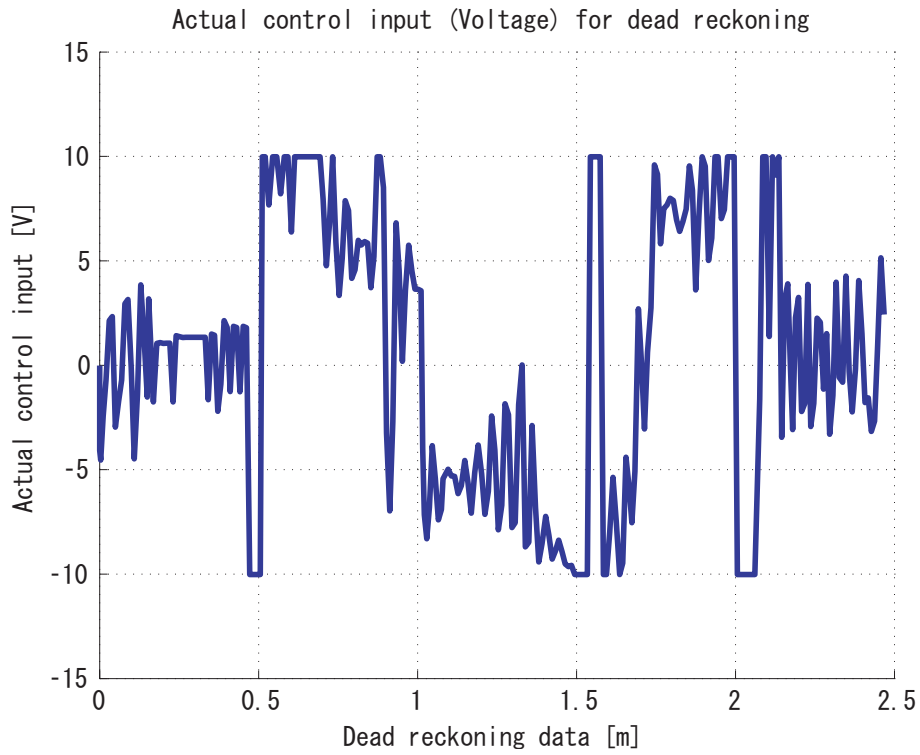


Fig 6.42: Voltage of linear actuator motor  $V$   
 $(k_a = 0.5, k_s = 0.5)$

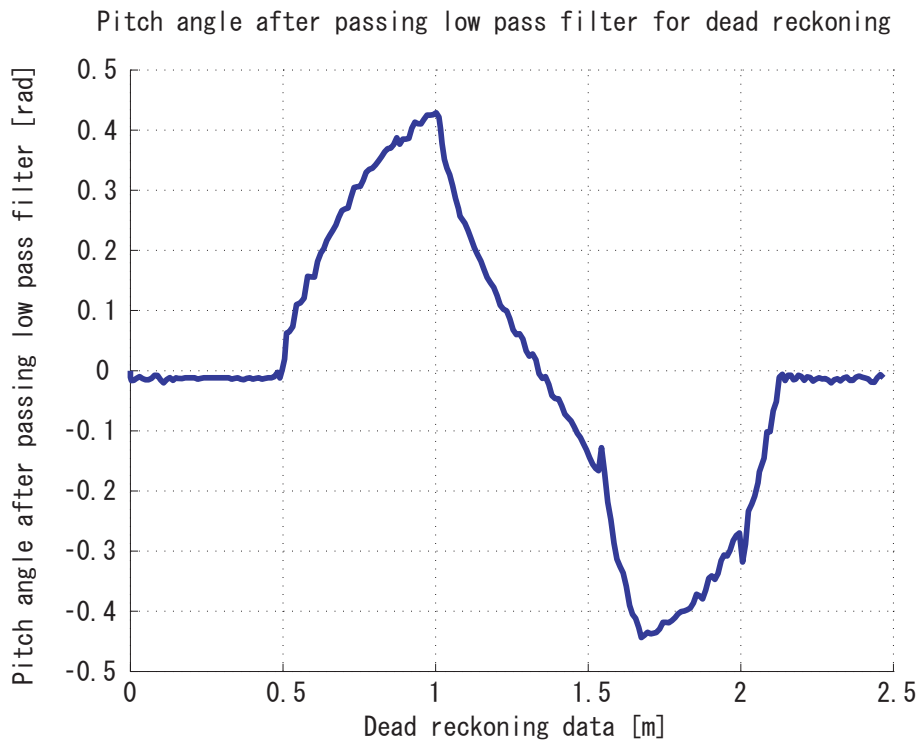


Fig 6.43: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
 $(k_a = 0.5, k_s = 0.5)$

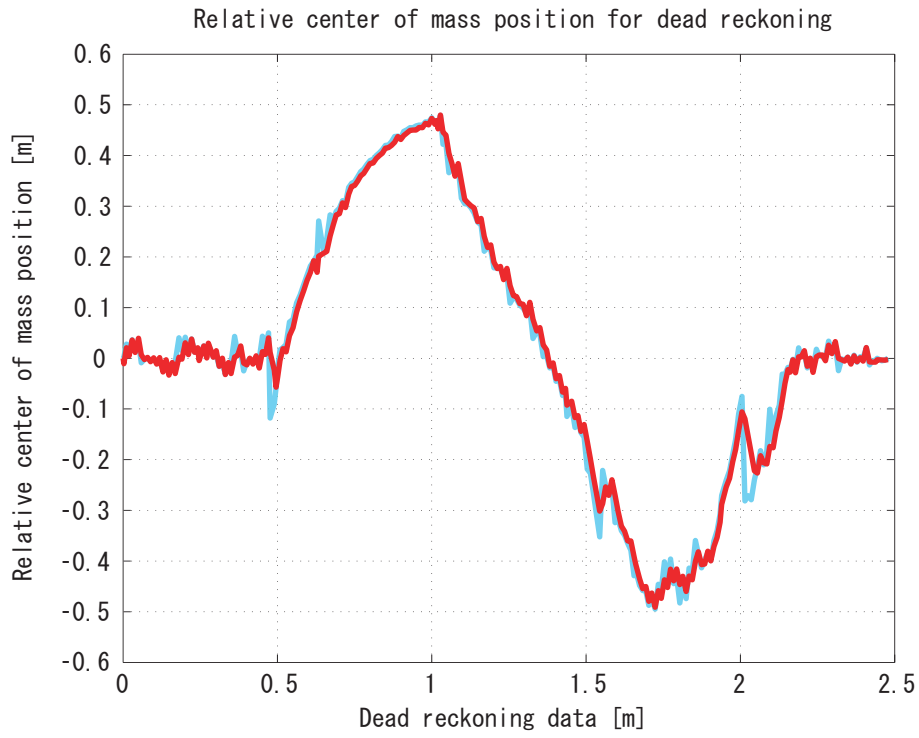


Fig 6.44: Relative center of mass position  $X_w$   
 $(k_a = 0.2, k_s = 0.8)$



Fig 6.45: Current consumption of wheel motor  $i$   
 $(k_a = 0.2, k_s = 0.8)$

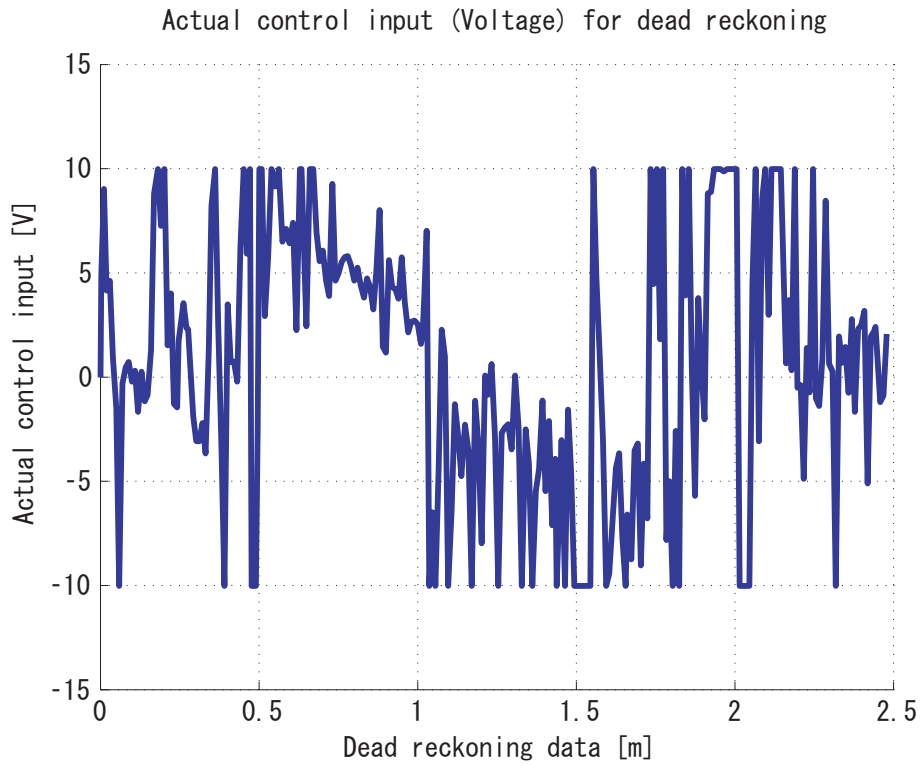


Fig 6.46: Voltage of linear actuator motor  $V$   
( $k_a = 0.2, k_s = 0.8$ )

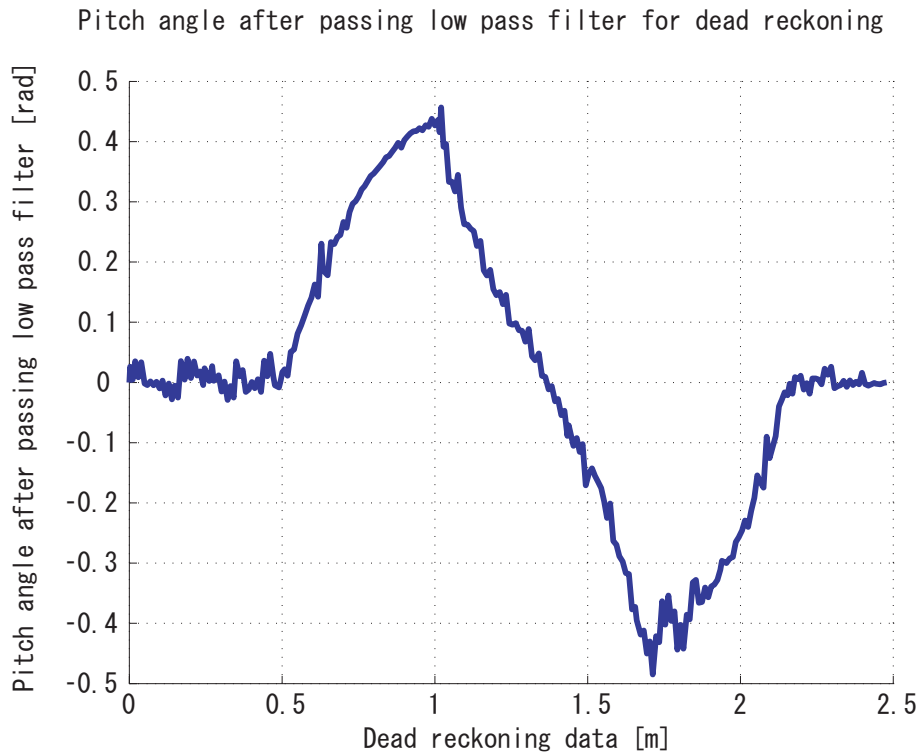


Fig 6.47: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
( $k_a = 0.2, k_s = 0.8$ )

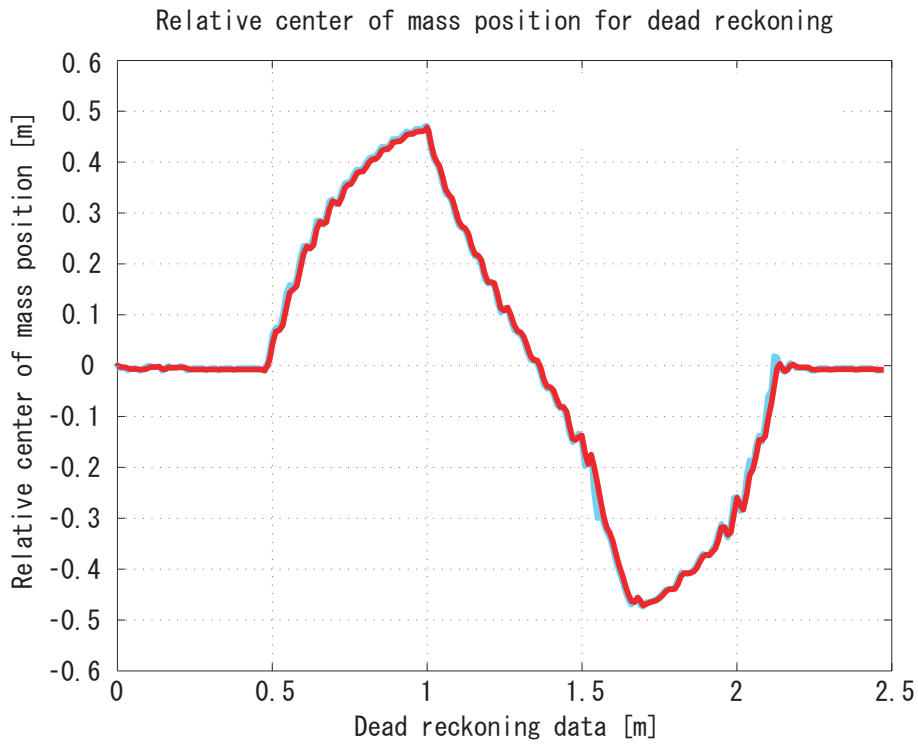


Fig 6.48: Relative center of mass position  $X_w$   
 ( $k_a = 0.0, k_s = 1.0$ )

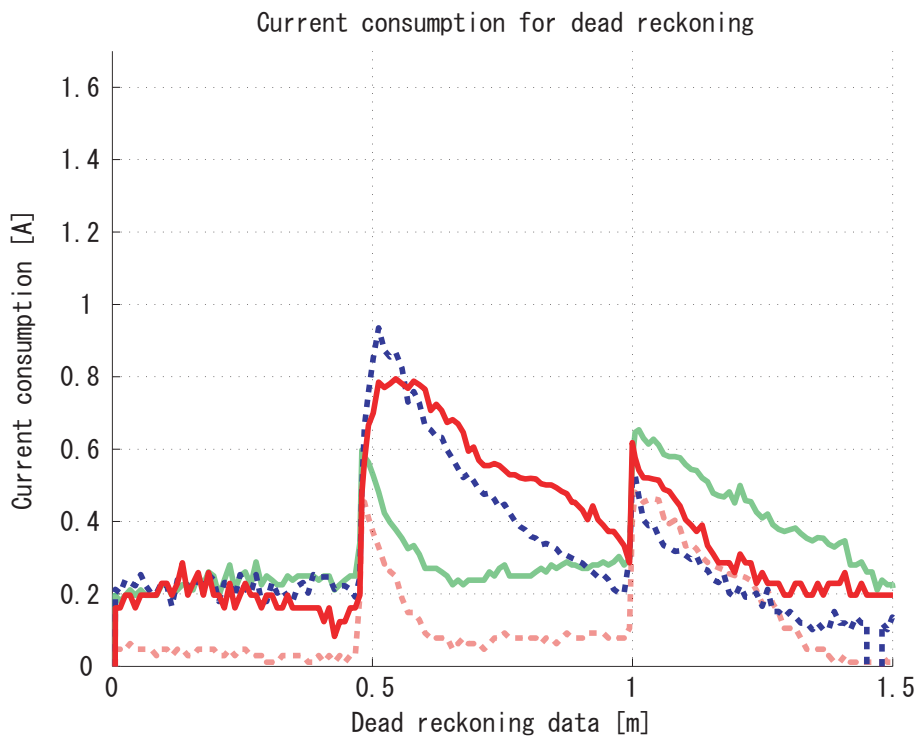


Fig 6.49: Current consumption of wheel motor  $i$   
 ( $k_a = 0.0, k_s = 1.0$ )

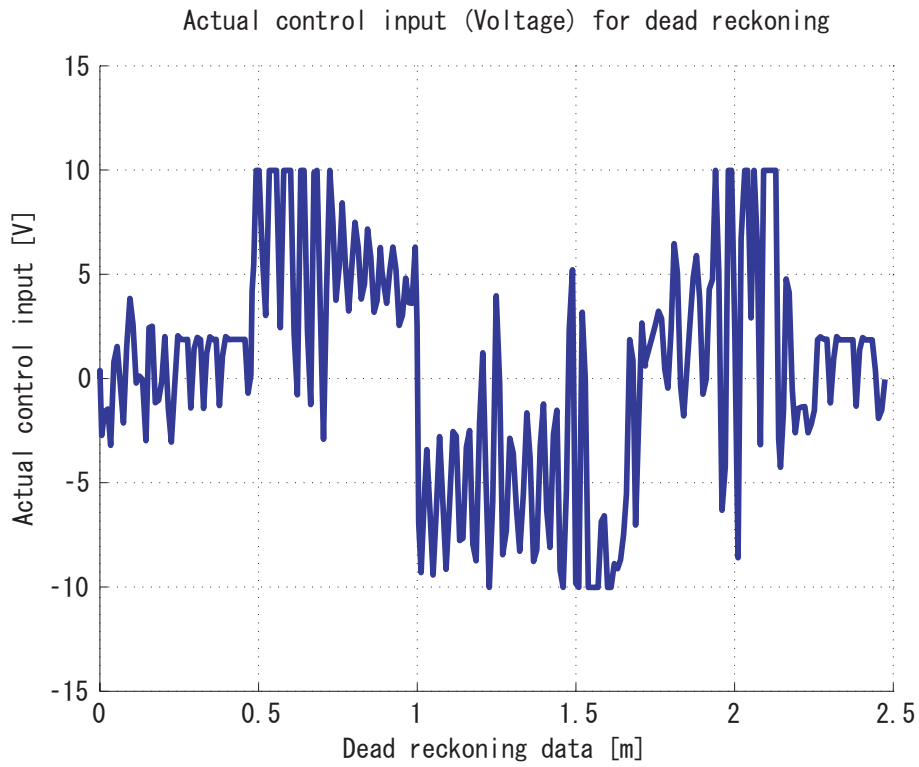


Fig 6.50: Voltage of linear actuator motor  $V$   
( $k_a = 0.0, k_s = 1.0$ )

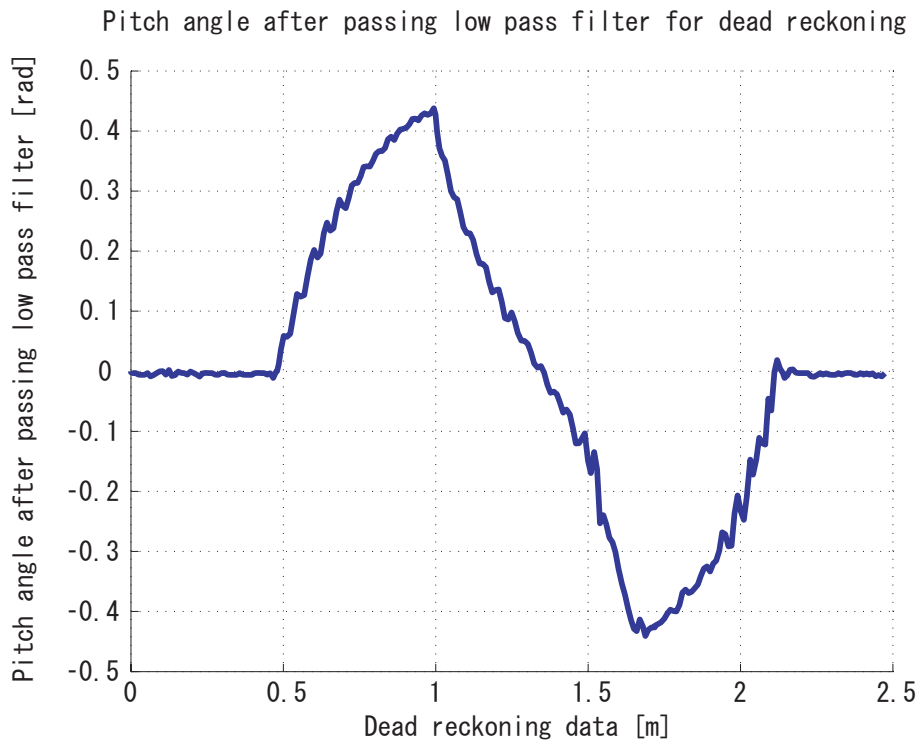


Fig 6.51: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
( $k_a = 0.0, k_s = 1.0$ )

### 6.3.5 実験 4 (仮定している路面の静止摩擦係数の変化による比較)

走行路面の静止摩擦係数を仮定した値である  $\mu_r$  を変化させて実験を行った。これは、ロボットが路面を滑りやすいとみなして最適重心位置を計算するか、滑りにくいとみなして最適重心位置を計算するかということである。ここでは、 $\mu_r = 0.5$ ,  $\mu_r = 0.7$ ,  $\mu_r = 1.0$  において実験を行った。シミュレーション結果を Fig.6.52 ~ Fig.6.63 に示す。なお、結果は以下のように表している。

- 重心位置の結果：水色線... 最適重心位置，赤線... 実際の重心位置
- 車輪モータ電流の結果：薄赤点線... 左前輪，薄緑線... 右前輪，青点線... 左後輪，赤線... 右後輪
- リニアアクチュエータモータの印加電圧：青線
- 傾斜計から得た傾斜角：青線

Fig.6.52 ~ Fig.6.60 から、 $\mu_r$  を大きな値とした方が若干ながら安定性重視の走行になっていることが分かった。これは、 $\mu_r$  が大きい場合では滑りづらい路面を仮定していることになり、粘着性は十分確保されていると判断され、最適重心位置としては安定性を重視したものとして算出されるためと考えられる。本実験では路面が滑りづらいものであったため、消費電流にはあまり差は見られなかったが、滑りやすい路面での走行では  $\mu_r$  の設定は重要なファクターであると考えられる。

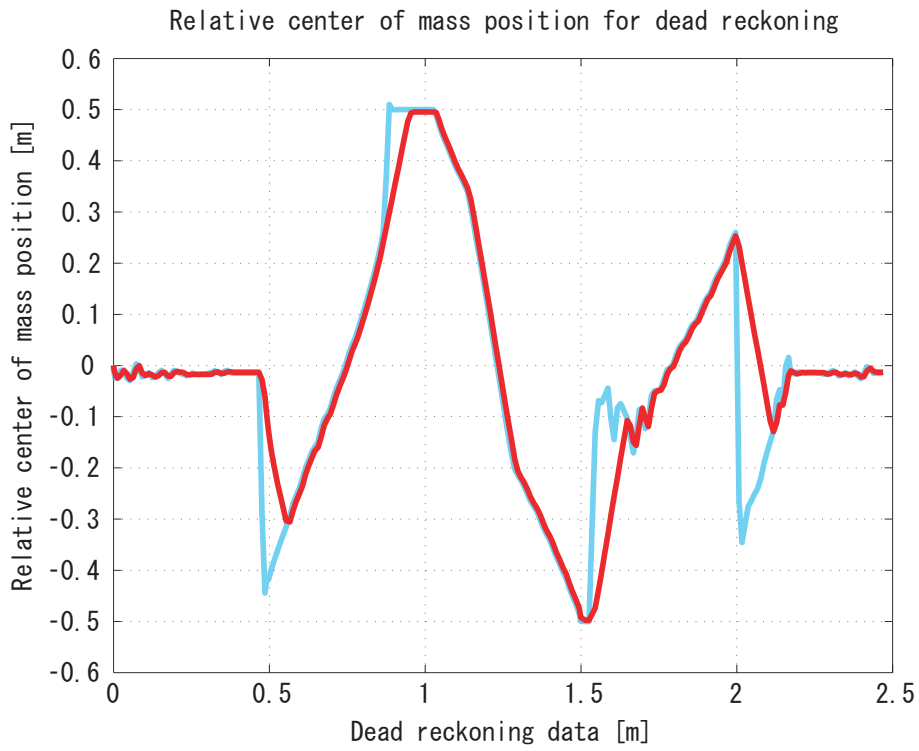


Fig 6.52: Relative center of mass position  $X_w$   
 $(\mu_r = 0.5)$

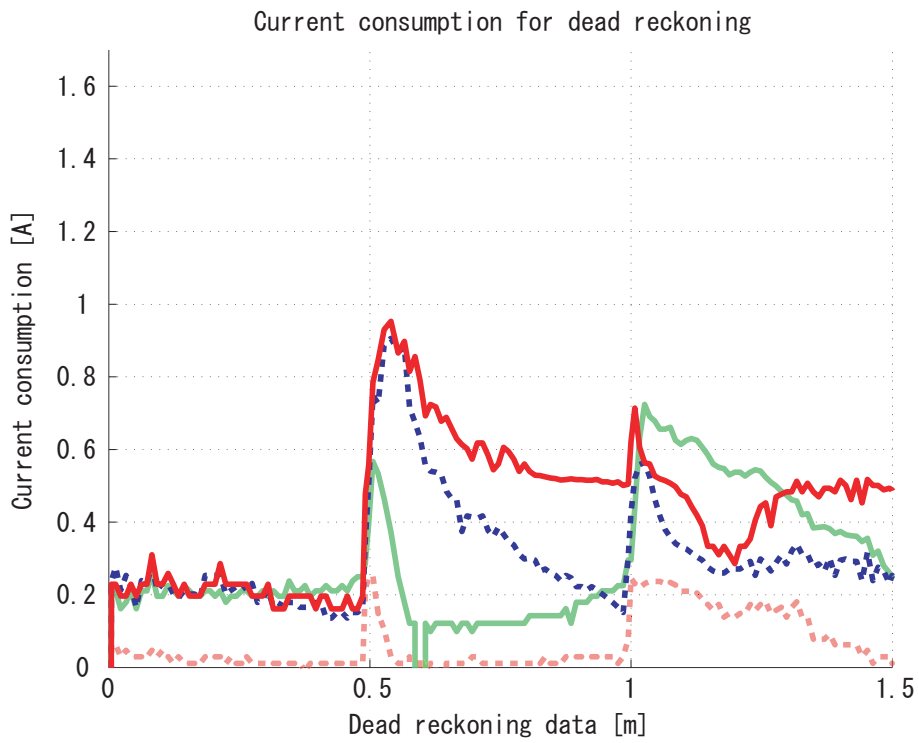


Fig 6.53: Current consumption of wheel motor  $i$   
 $(\mu_r = 0.5)$



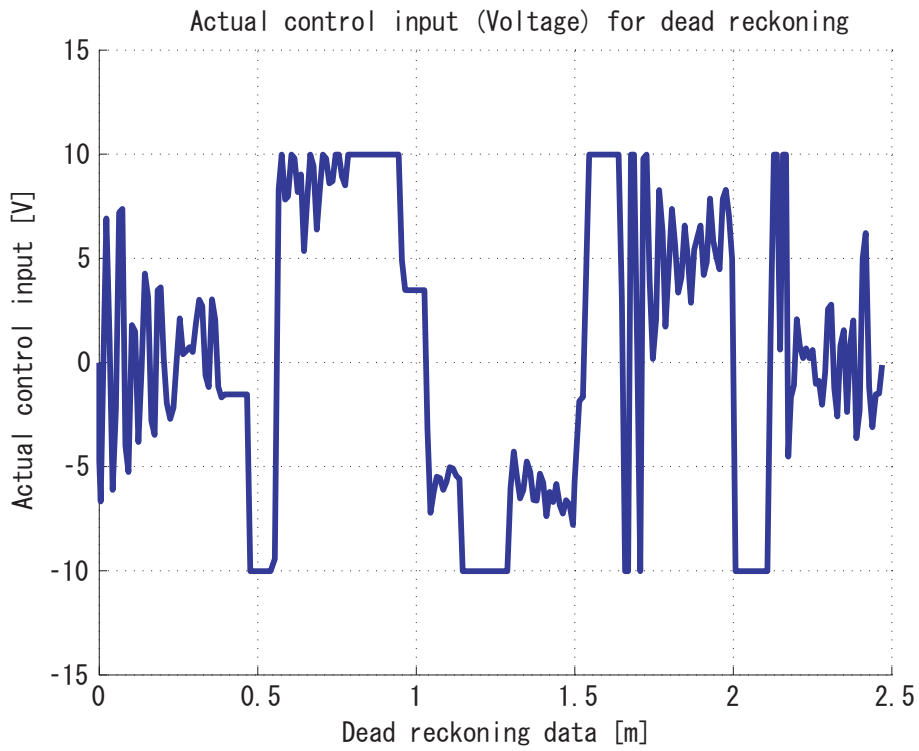


Fig 6.54: Voltage of linear actuator motor  $V$   
 $(\mu_r = 0.5)$

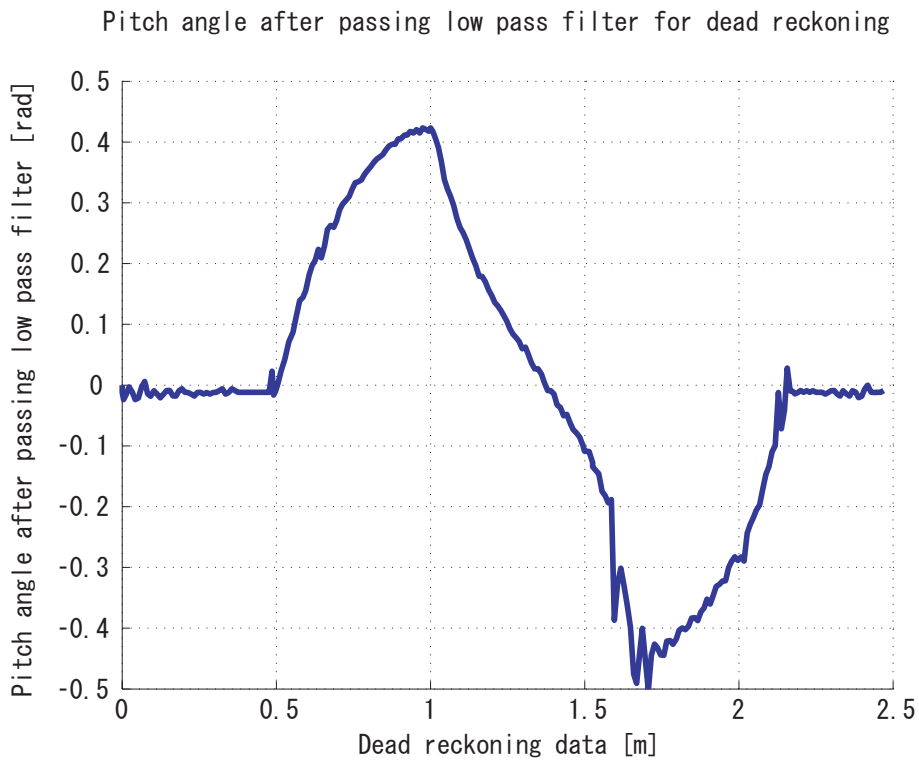


Fig 6.55: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
 $(\mu_r = 0.5)$

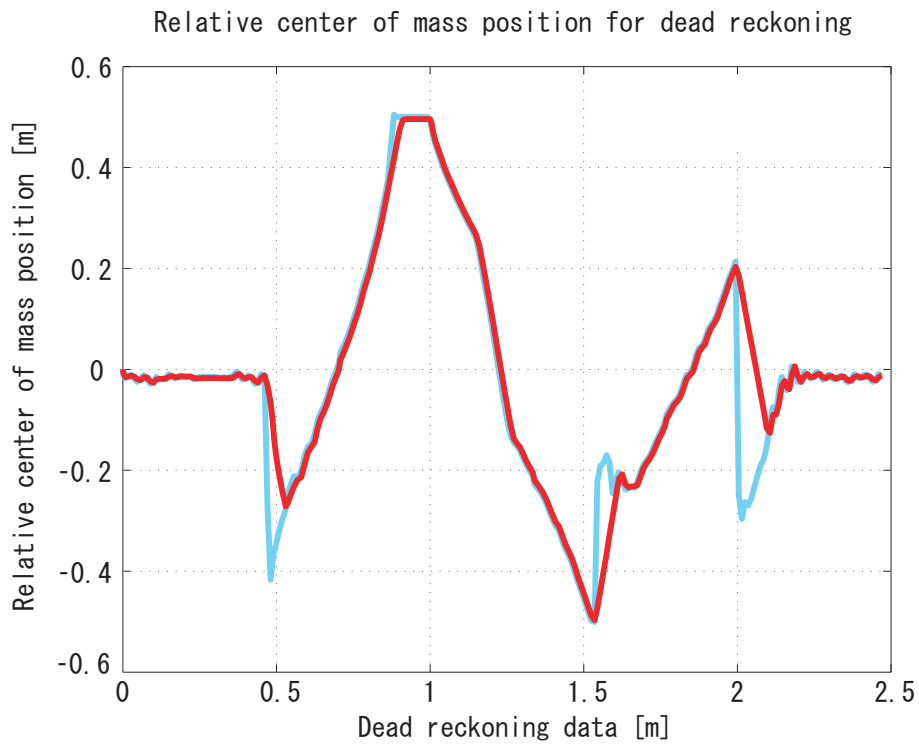


Fig 6.56: Relative center of mass position  $X_w$   
 $(\mu_r = 0.7)$

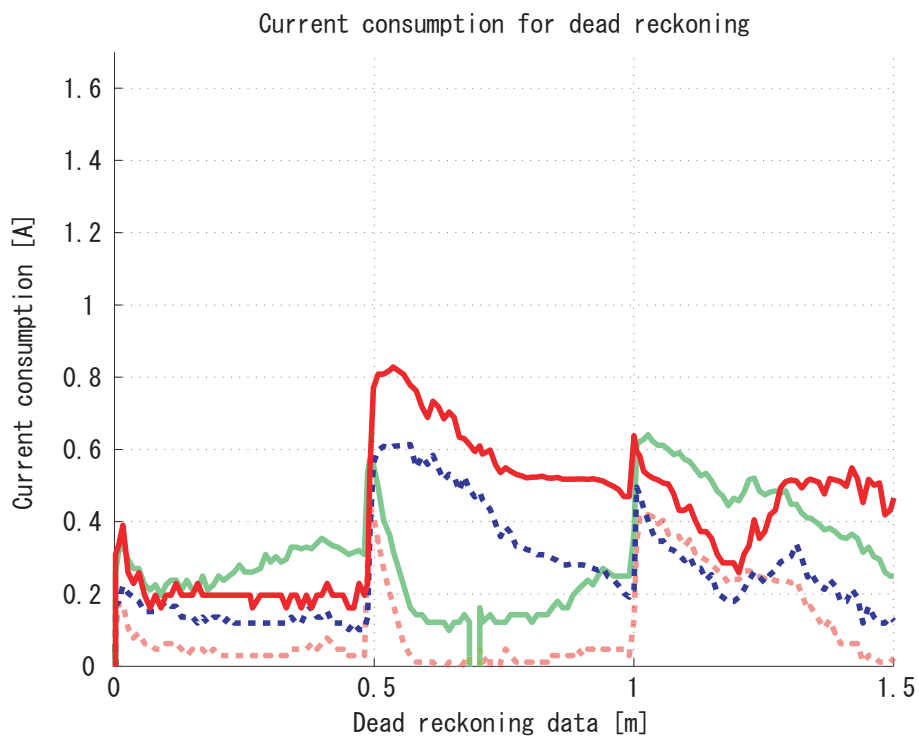


Fig 6.57: Current consumption of wheel motor  $i$   
 $(\mu_r = 0.7)$

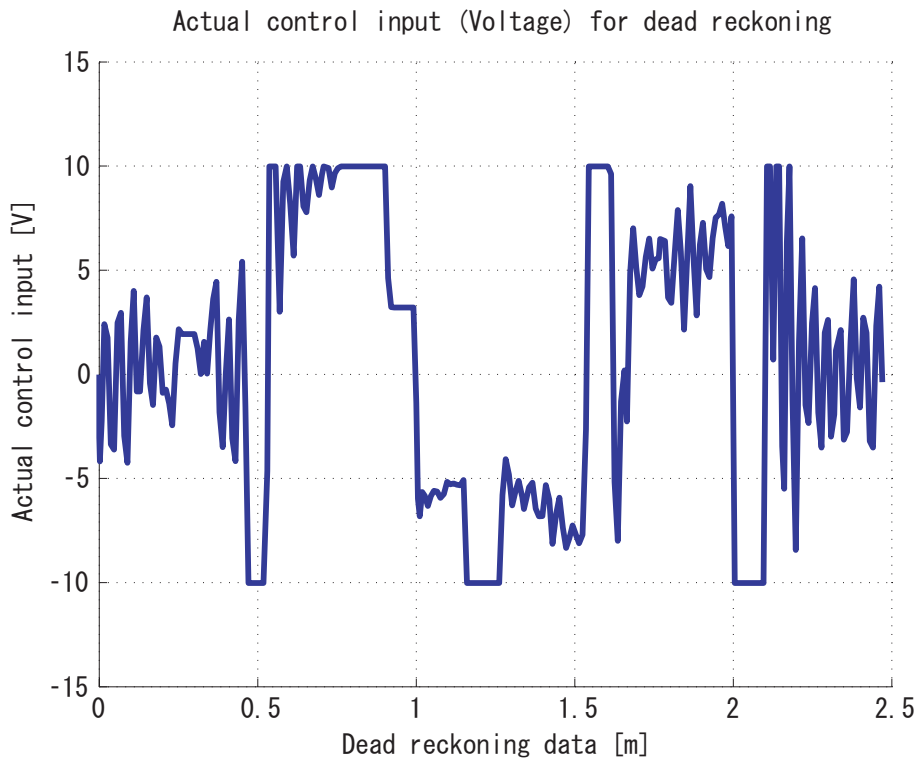


Fig 6.58: Voltage of linear actuator motor  $V$   
 $(\mu_r = 0.7)$

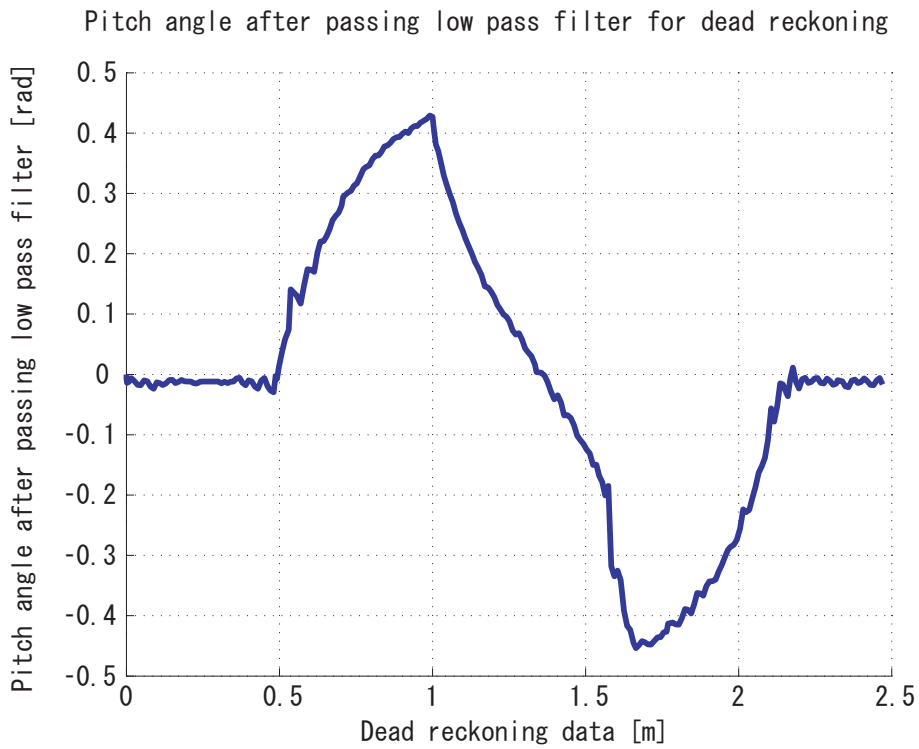


Fig 6.59: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
 $(\mu_r = 0.7)$

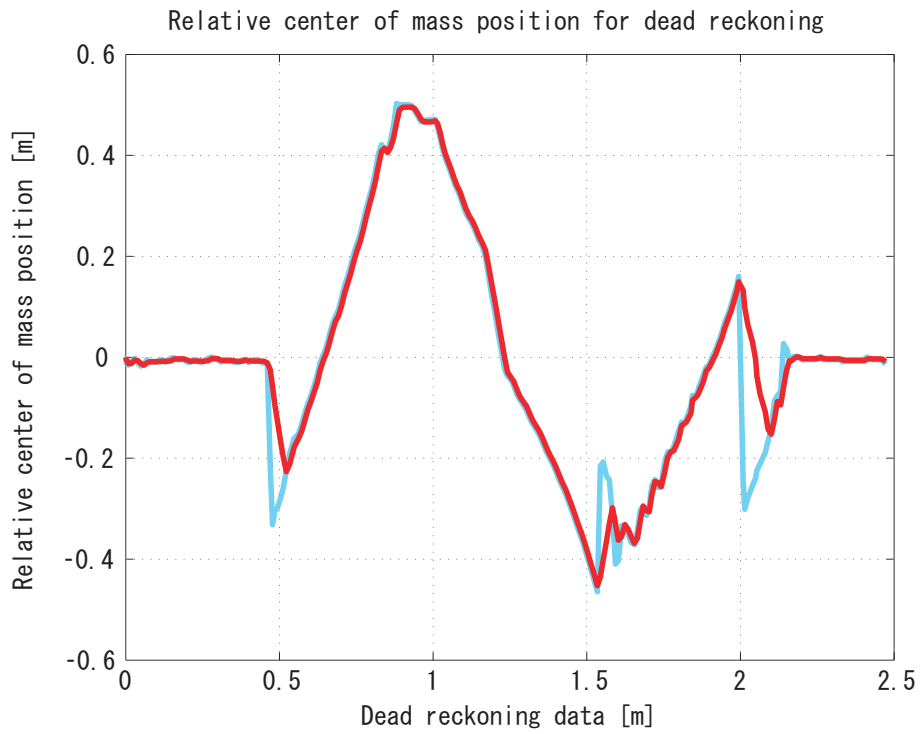


Fig 6.60: Relative center of mass position  $X_w$   
 $(\mu_r = 1.0)$

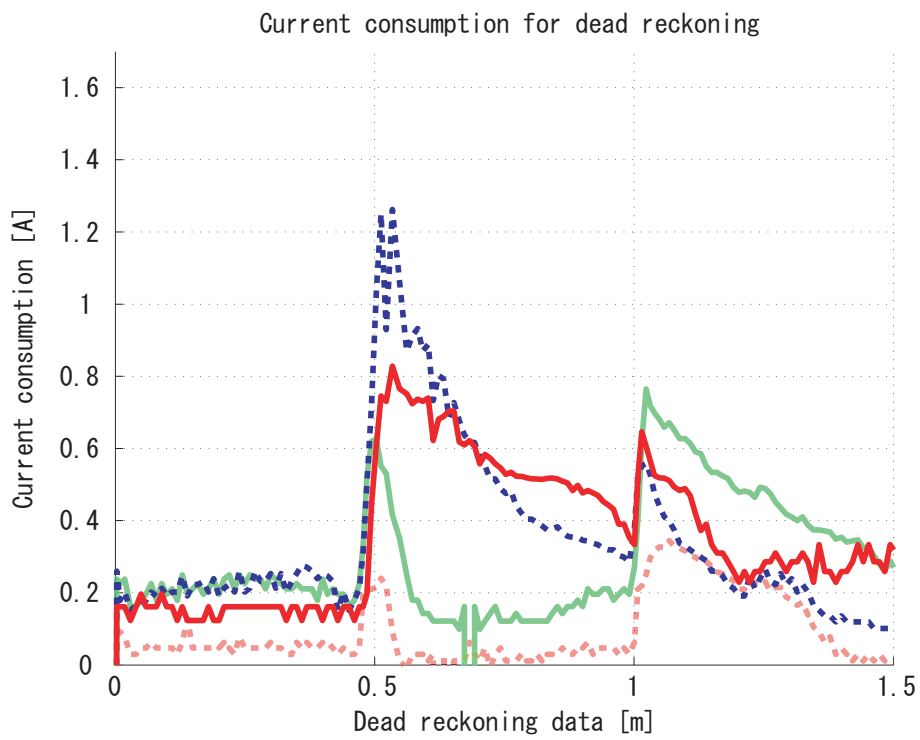


Fig 6.61: Current consumption of wheel motor  $i$   
 $(\mu_r = 1.0)$

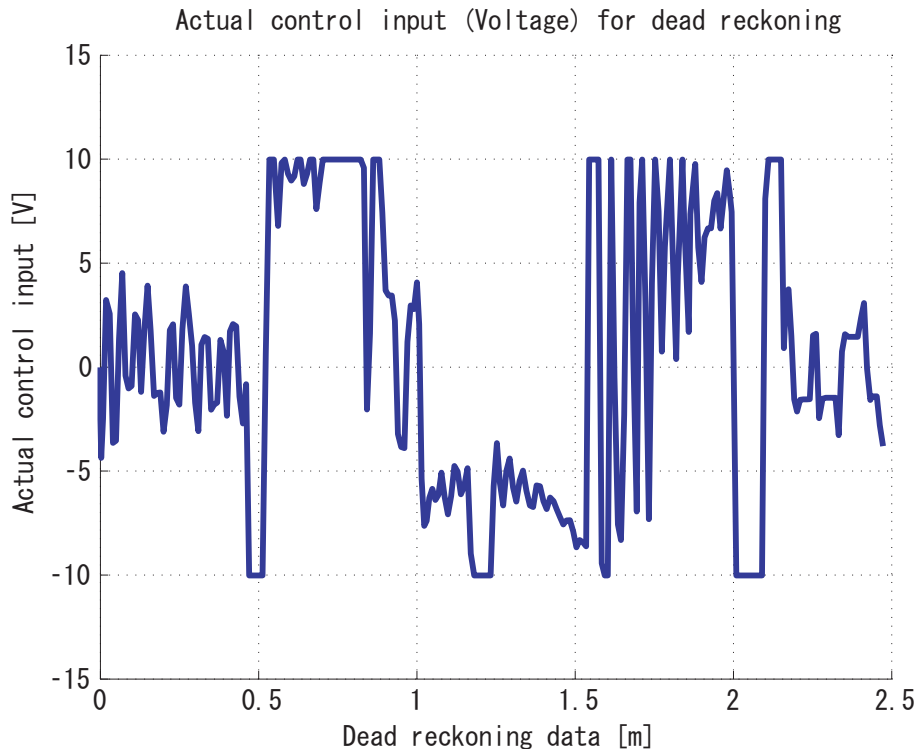


Fig 6.62: Voltage of linear actuator motor  $V$   
( $\mu_r = 1.0$ )

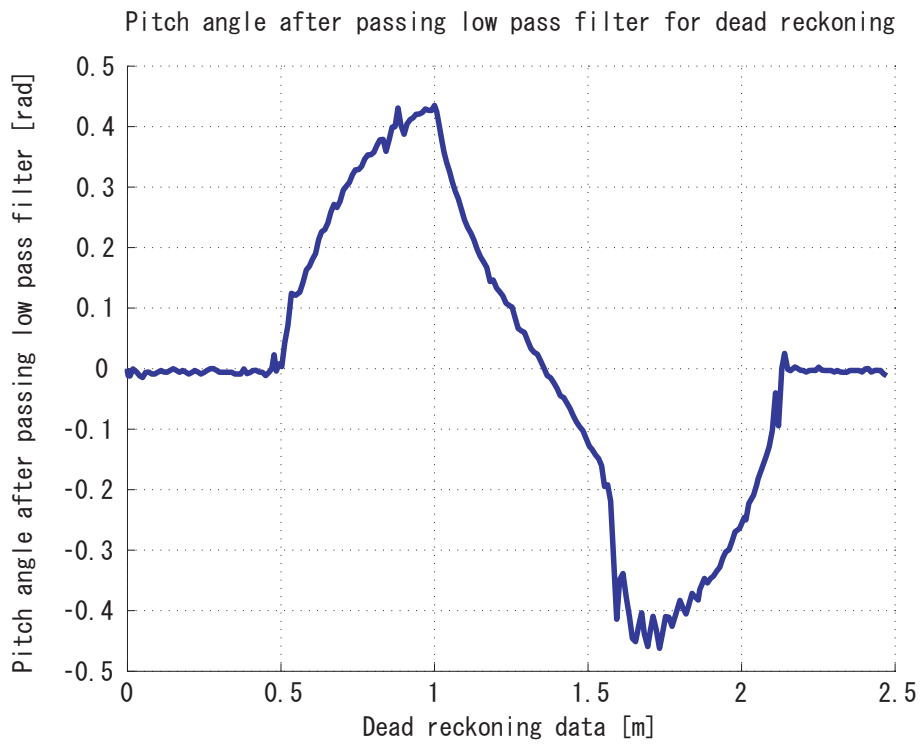


Fig 6.63: Pitch angle of body after passing low pass filter  $\phi$   
( $\mu_r = 1.0$ )

# 第7章 結論

## 7.1 研究の成果

本研究で得られた成果を以下にまとめる．

総消費電力量の点から最適な重量比というものが存在すると考えられる．つまり，可動重量部の重くすると車輪モータの消費電力を減らすことが可能となりリアアクチュエータの消費電力が増す．これらのトレードオフを考慮した設計が必要と考えられる．

- 不整地走破性を車輪の路面粘着性および車体の転倒安定性の二つの因子によって定式化した．これは地形が物理的に走破可能であるかを表す指標であり，本論文では厳密には「狭義の不整地走破性」と呼んでいる．
- 定式化した不整地走破性を最大にする重心位置を最適重心位置として計算・更新しながら不整地走行を行うシステムを構築した．
- 本論文で提案した重心移動機構を適用することで，重心移動を行わない場合に比べて，粘着性および安定性を確保しつつ，車輪モータのトルクおよび消費電力量が大きく抑えられていることがシミュレーションによって示された．しかし，可動部の重量比が大きい場合では全体の消費電力量としては増加していた．つまり，可動重量部の重くすると重心移動アルゴリズムの効果が顕著に現れるため車輪モータの駆動力は抑えられるが，全体の消費電力量は増えるため，これらのトレードオフを考慮した設計が必要と考えられる．
- 粘着性・安定性指標の重み付け係数に関しては，安定性はある程度確保されていればよく，粘着性は大きいほど良いことを考えると，粘着性指標の重み付け係数を大きくするほうが走破困難な地形においては有効であると考えられる．実際に，粘着性指標の重み付け係数を大きくするほど，車輪モータのトルクおよび消費電力量が抑えられることがシミュレーションによって示された．
- 地形予測を行うことで予め重心移動を行い，車輪モータのトルクを大きく抑えられることがシミュレーションによって示された．これは，予測情報を用いない場合では路面傾斜角が不連続点となるような点において最適重心位置が不連続に変化することで実際の重心位置との追従誤差が大きかったのに対して，予測情報を用いた場合では追従遅れを補償することが可能であるためと考えられる．
- 実験によって，走行中には車輪に対して常に大きな摩擦力が発生していることが分かった．
- 実験によって，半楕円路面の走行では重心移動の効果は後輪乗り越え時に最も発揮されることが分かった．重心移動機構を有さない場合では後輪乗り越え時には車輪

が滑ってしまい、乗り越えることはできなかった。これはシミュレーションの結果と一致する。

- 実験によって、可動部重量が低すぎると重心移動の効果はあまりみられないが、重量をある閾値以上あげても粘着性の向上にはつながらないことが分かった。この閾値は走行対称としている地形やロボットの重心移動可能なストロークによって決定されると考えられる。従って、実装化に際しては走行環境から求めた必要重量の閾値を考慮した最適な重量設計が望ましいと考えられる。これはシミュレーションから得られた見地と一致する。
- 実験によって、安定性指標の重み付け係数を上げると最適重心位置の算出においては傾斜計の値が最も重視されることになると分かった。
- 実験によって、安定性指標の重み付け係数を上げた場合でも本実験の地形を乗り越えることは可能であった。これは、本実験の地形では、後輪が登る際の重心位置は安定性、粘着性ともに前輪側に重心があることが適当であるためと考えられる。しかし、一般には安定性を重視することで粘着性を犠牲にしてしまい、乗り越えることができない地形が多数存在すると考えられ、どちらかという粘着性指標の重み付け係数を上げた走行の方が望ましいと考えられる。
- 実験によって、前輪・後輪が半楕円地形に差し掛かった点では車輪に必要な消費電流(車輪トルクに対応)がピークを示していることがわかった。これは、このような点では路面傾斜角が不連続であるためであると考えられる。これはシミュレーションの結果と一致する。

## 7.2 今後の課題

今後の課題をまとめると以下ようになる。

- ロボット全体の軽量化のため可動重量部を軽くすることと重心移動アルゴリズムの効果との間のトレードオフを考慮に入れた実ロボットの設計を行う必要がある。
- 車輪のトルク制御系を行い、最適駆動力配分アルゴリズムを適用する。
- カメラなどで路面傾斜角の推定を行うシステムを付加することで完全自律走行を行う。
- 路面傾斜角やピッチ角などの地形情報が予測できる場合での重心移動アルゴリズムを検討する。
- 現在の2次元平面内に限定された動作から、ステアリング動作なども考慮に入れた3次元動作に拡張する。
- 路面状態の変動に対応するように拡張する。
- 砂地や溝のような走行路面にも対応するように拡張する。
- 実ミッションでの実装化に向けた洗練されたモデルを考案する。

# 参考文献

- [1] Louis Freedman, “ THE PLANETARY REPORT,” MAY/JUNE 1997.
- [2] <http://pluto.jhuapl.edu/>, “ NEW HORIZONS,” JHU/APL.
- [3] 矢野創, 岡田達明, 今村剛, “ 日本の太陽系探査ロードマップにおける陸海空ローバの役割,” 日本ロボット学会誌, vol.21, pp.462-467, 2003.
- [4] Mark Maimone, “ Driving the Mars Exploration Rovers Autonomously : Taken by Surprise by Pairs of roving Eyes,” JPL, California Institute of Technology, April 2005.
- [5] 吉光徹雄, 久保田孝, 中谷一郎, 足立忠司, 斉藤浩明, “ 小天体における探査ローバの移動方式,” 第4回ロボティクス・シンポジア, 12B2, pp.93-98, 1999.
- [6] <http://www.isas.ac.jp/ISASnews/No.303/front-line.html>, “ ISAS ニュース,” No.303, 2006.6.
- [7] <http://www.planetary.or.jp/en/news/20050913.htm>, “ Hayabusa Spacecraft Arrives at Asteroid Itokawa,”
- [8] <http://www.jpl.nasa.gov/missions/past/mariner3-4.html>, “ Past Missions - Mariner 3 & 4,”.
- [9] <http://quest.nasa.gov/lfm/photos/>, “ Live From Mars Photo Gallery” .NASA Quest.
- [10] <http://www.fibrecity.co.uk/mars/rovercom/rovintro.html>, “ Introduction to the Mars Microrover,”.
- [11] <http://www.jpl.nasa.gov/news/fact-sheets/mpf.pdf>, “ Mars Pathfinder,” , NASA JPL.
- [12] Roland Siegwart, Pierre Lamon, “ Locomotion Concepts, Motion Control and 3D Position Tracking for Planetary Rovers,” Planetary Rover Workshop, ICRA, 2005.
- [13] William Red Whittaker, Deepak Bapna, Mark W.Maimone, Eric Rollins, “ Atacama Desert Trek:A Planetary Analog Field Experiment,” i-SAIRAS, 1997.
- [14] Freyr Hardarson, “ Locomotion for difficult terrain,” 1997.
- [15] Takashi Kubota, Ichiro Nakatani, “ Autonomous Behavior Control Scheme for Lunar or Planetary Rover,” Proc.of 5th Workshop on Astrodynamics and Flight Mechanics, pp.334-339, 1995.
- [16] Yoji Kuroda, Koji Kondo, Kazuaki Nakamura, Yauharu Kunii, Takashi Kubota, “ Low Power Mobility System for Micro Planetary Rover ”Micro5” ,” i-SAIRAS, 1999.
- [17] Yoji Kuroda, Teppei Teshima, Yoshinori Sato, “ Mobility Performance Evaluation of Planetary Rover with Similarity Model Experiment,” ICRA, 2004.
- [18] Samad Hayati, Richard Volpe, Paul Backes, J.Balaram, Richard Welch, Robert Ivlev, Gregory Tharp, Steve Peters, Tim Ohm, Richard Petras, Sharon Laubach, “ The Rocky7 Rover:A Mars Sciencecraft Prototype,” ICRA 1997.



- [19] <http://www.jpl.nasa.gov/news/fact-sheets/mars03rovers.pdf>, “ Mars Exploration Rover,” NASA JPL.
- [20] Roland Siegwart, Pierre Lamon, Thomas Estier, Michel Lauria, Ralph Piguet, “ Innovative design for wheeled locomotion in rough terrain,” Robotics and Autonomous Systems vol.40 pp.151-162, 2002.
- [21] M.Thianwiboon, V.Sangveraphunsiri, R.Chancharoen, “ Rocker-Bogie Suspension Performance,” IPC, 2001.
- [22] Herve Hacot, Steven Dubowsky, Philippe Bidaud, “ ANALYSIS AND SIMULATION OF A ROCKER-BOGIE EXPLORATION ROVER,” Proceedings of the Twelfth CISM-IFT.MM Symposium on Theory and Practice of Robots and Manipulators, 1998.
- [23] Locomotion-alternatives, “ <http://www.luxfamily.com/jimlux/robot/loco.html>,” .
- [24] Richard Volpe, “ MTP Rover Technology Development and Mission Infusion,” Planetary Rover Workshop, ICRA, 2005.
- [25] Leonard David, <http://www.space.com/missionlaunches/050428-rover-update.html>, “ Opportunity Mars Rover Stuck in Sand,” .
- [26] Genya Ishigami, Akiko Miwa, Keiji Nagatani, Kazuya Yoshida, “ TERRAMECHANICS-BASED ANALYSIS ON SLOPE TRAVERSABILITY FOR A PLANETARY EXPLORATION ROVER,” ISTS, 2006.
- [27] Emily Falcone, Rachel Gockley, Eric Porter, Illah Nourbakhsh, “ The Personal Rover Project:The comprehensive design of a domestic personal robot,” Robotics and Autonomous Systems 42, pp.245-258, 2003.
- [28] <http://www.cs.cmu.edu/People/myrover/Rover1/robot.html>, “ The Personal Rover Project Project: Rover1 Details & Gallery,” .
- [29] Karl Iagnemma, Adam Rzepniewski, Steven Dubowsky, “ Control of Robotic Vehicles with Actively Articulated Suspensions in Rough Terrain,” Autonomous Robots 14, pp.5-16, 2003.
- [30] Karl Iagnemma, Steven Dubowsky, “ Mobile Robots in Rough Terrain - Estimation, Motion Planning and Control with Application to Planetary Rovers,” Springer, 2004.
- [31] 三輪章子, 石上玄也, 永谷圭司, 吉田和哉, “ テラメカニクスに基づく月・惑星探査ローバーの登坂性能解析,” 第11回ロボティクス・シンポジウム, 6A2, pp.514-519, 2006.
- [32] 末岡淳男, 綾部隆, “ 機械力学,” 森北出版株式会社, 1997.
- [33] 坂井真一郎, “ 電気自動車の新しい車両運動制御に関する研究,” 東京大学大学院工学系研究科電気工学専攻博士学位論文, 1999.
- [34] 堀洋一, 大西公平, “ 制御工学の基礎,” 丸善, 1997.
- [35] 堀洋一, 大西公平, “ 応用制御工学,” 丸善, 1998.
- [36] 真鍋舜治, “ モーションコントロールのための古典制御と係数図法 (拡張 PID 制御),” 論文.

# 発表文献

- [1] 中村 壮亮, Michele Faragalli, 中谷 一郎, 久保田 孝:“ 重心移動による車輪型移動ロボットの不整地走破性に関する検討”, ISAS 16th Workshop on Astrodynamics and Flight Mechanics, 2006
- [2] 中村 壮亮, 中谷 一郎, 久保田 孝:“ 重心移動による車輪型移動ロボットの不整地走破性向上”, 第 24 回日本ロボット学会学術講演会, 1G24, pp.95, 2006
- [3] 中村 壮亮, 中谷 一郎, 久保田 孝:“ 重心移動可能な車輪型ロボットの不整地走破性”, 第 12 回ロボティクスシンポジア, 2007 (発表予定)

# 謝 辞

私にとって中谷研究室で過ごした二年はとても有意義なものでした。本研究室で学んだことは私の人生において大きな財産になりました。研究を通して、自ら学び、それをもとに仲間と知恵を出し合い、協力して何かを達成するという社会生活における根本的な姿勢を学ぶことができたと思います。修士二年間を通して、多くの方に支えていただき本当に感謝しております。

指導教官の中谷一郎教授にはご多忙の中いつも時間を割いてご指導していただきました。自由な発想に溢れるアイデアをいただくことで、研究が行き詰った時にも現状を打開することができました。また、私のような一学生に対して目線を合わせてご教授くださった懐の深さにも感動を覚えました。ここに深く感謝いたします。

久保田孝助教授には、研究生生活全般に渡ってお世話になりました。工学的な見地からの的確なアドバイスから実験に必要な物の購入方法にいたるまで教えてくださりここに厚く御礼申し上げます。常に学生の研究生生活を応援してくださる姿勢にはとても感謝しております。ホームパーティにも呼んでくださりありがとうございました。タイカレーは最高でした。

吉光徹雄助教授には、研究者のあるべき姿勢についてご教授いただきました。ここに厚く御礼申し上げます。

坂井真一郎助教授、坂東信尚助手には以前の研究室の先輩ということもあり、研究に関して基本的な質問などにいたるまで相談に乗っていただきました。見捨てないで色々教えてくださいまして本当にありがとうございました。ここに深く感謝いたします。

大槻助手には実際の研究において直接的な指導をいただきました。一番身近でご指導いただき、非常に多くのことを学びました。人に対するやわらかな物腰と研究に対する情熱は私の理想とする研究者像でした。大槻助手の助けがなければ私の研究は大きな困難にぶちあたっていたと思います。この紙面では感謝し切れません。

研究室の先輩・後輩の皆様は一番身近な存在でした。自分にとって居心地のよい研究室だったのは皆様のおかげだと思います。皆で食事に行ったり映画を見に行ったりと、私生活においてここまで仲の良い研究室は珍しいのではないのでしょうか。自分は本当に研究室の仲間に恵まれたと思います。大感謝です。

いつも相談に乗っていただきました飯塚さん。画期的なアイデアを出していただいたり、研究に限らず公私をともにした大先輩です。物事の考え方において学ばされることも大変多くありました。感謝はこの紙面には書ききれません。

博士課程の江尻理帆さんにはいつも温かい言葉をかけていただきました。映画については信じられないほど詳しくて尊敬しました。ご自分の価値観をしっかりと持つこともすごいと思います。二年間ありがとうございました。

博士課程の杉浦さんにはその博識ぶりに驚くことが多かったです。研究についても的確なアドバイスをいただいたり、実験の際には撮影など色々とお世話になりました。いつも先輩として温かく接していただいてありがとうございました。また、機会があればスープカレー行きたいです。

博士課程の水上さんには研究を進める上で様々な意見交換をしていただいたり，最も一緒に学ばせていただいた先輩でした．研究生活以外では人生について深い話をしたり，とても勉強になりました．あとタバコが大嫌いだったり，納豆を毎日食べられていたり，徹底した健康志向も忘れられません．中谷研究室は昼の一時間くらいは納豆くさくなるのが名物でした．私は納豆好きなのでその度お腹がすきました．いずれにせよ，いつも先輩として温かく接していただきありがとうございました．

博士課程のエドさんとは英語で話したりと他の皆とはまた違った会話スタイルが楽しかったです．今度エドさんと会うまでにはもっと英語力を磨いておきたいと思います．エドさんも日本語の勉強頑張ってください．研究のために海外に来るのはすごい決断だと思います．どんな研究をされるのが楽しみです．

同期の田村君には公私に渡ってお世話になりました．深夜の銭湯めぐりを定番として，終電を逃した際には家に泊めてもらったり，いろいろなところに皆で遊びに行ったりと思い出は尽きません．研究面でもよく話し合っていました．田村くんとの話し合いから研究のアイデアがブカッと浮かんできたこともよくありました．それと，こんなに面白い人は珍しいと思います．同期の皆の笑いの中心にいた気がします．皆の人気者の田村君に大感謝です．

修士1年の永岡君とはたまに一服に行っただけで話をしました．話していると，研究に対する熱い情熱が伝わってきました．その姿勢に感化されて私も背筋を正されたこともしばしばです．それと，キムタク顔負けのさわやかっぷりにも脱帽でした．これからもさわやかな空気を研究室に持ち込んでください．モテモテ研究室を目指しましょう．

最後に，ここまで育てていただき，生活面・精神面においても支えてくれた両親，弟に心より感謝の意を表します．

# 付 録 A

## 安定性指標の規格化

この章では、本論文で用いた安定性指標の規格化定数について簡単にまとめ紹介する。

### A.1 安定性指標を表す諸式の導出

本論文で述べたように安定性指標は安定余裕係数の逆数に対して規格化定数  $\tan^{-1}(\frac{l_{body}}{2h_m})$  をかけた形で定義される。規格化定数は安定余裕係数の最大値として定義される。本章ではこの規格化定数を導出するが、ここではまず、安定性指標を表す諸式の導出を行う。

安定余裕係数  $\eta_m$  は

$$\eta_m = \text{Min}(\eta_1, \eta_2) \quad (\text{A.1})$$

で表される。ここで、 $\eta_1, \eta_2$  は Fig.A.1 より

$$\eta_1 = \tan^{-1}\left(\frac{l_m}{h_m}\right) + \phi \quad (\text{A.2})$$

$$\eta_2 = \tan^{-1}\left(\frac{l_{body} - l_m}{h_m}\right) - \phi \quad (\text{A.3})$$

である。式 (A.2),(A.3) において、ロボットの構造で決定される  $h_m$  および走行地形で決定される  $\phi$  は固定定数として、重心位置に対応する  $l_m$  を変数と考えると、式 (A.2) は  $l_m$  に関して単調増加な関数であり、式 (A.3) は  $l_m$  に関して単調減少な関数であるため、 $\eta_m = \text{Min}(\eta_1, \eta_2)$  が最大となる  $l_m$  では  $\eta_1 = \eta_2$  が成立する。そして、この時の  $\eta_m$  が規格化定数そのものである。これを式で表すと、規格化定数を傾斜角  $\phi$  および重心位置  $l_m$  の関数  $f(\phi, l_m)$  として

$$f(\phi, l_m) = \tan^{-1}\left(\frac{l_m}{h_m}\right) + \phi \quad (\text{A.4})$$

$$\tan^{-1}\left(\frac{l_m}{h_m}\right) + \phi = \tan^{-1}\left(\frac{l_{body} - l_m}{h_m}\right) - \phi \quad (\text{A.5})$$

の2式の連立方程式となる。今、これを解析的に解くことは複雑である。そこで以下のようにして規格化定数を求める。

### A.2 規格化定数の導出

まず、式 (A.4) を  $\phi$  で微分すると

$$\frac{df(\phi, l_m)}{d\phi} = \frac{\partial f}{\partial \phi} + \frac{\partial f}{\partial l_m} \frac{dl_m}{d\phi} = 1 + \frac{1}{h_m} \cos^2\left(\tan^{-1}\left(\frac{l_m}{h_m}\right)\right) \frac{dl_m}{d\phi} \quad (\text{A.6})$$

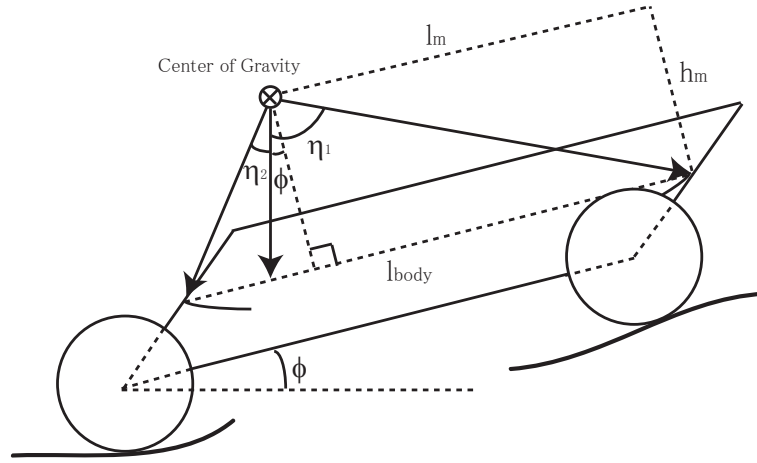


Fig A.1: Model of Rollover Stability

となり，また式 (A.5) を  $\phi$  で微分すると

$$\frac{dl_m}{d\phi} = -\frac{2h_m}{\cos^2(\tan^{-1}(\frac{l_m}{h_m})) + \cos^2(\tan^{-1}(\frac{l_{body}-l_m}{h_m}))} \quad (A.7)$$

となる．そして，式 (A.7) を式 (A.6) に代入して

$$\frac{df_{(\phi,l_m)}}{d\phi} = 1 - \frac{2 \cos^2(\tan^{-1}(\frac{l_m}{h_m}))}{\cos^2(\tan^{-1}(\frac{l_m}{h_m})) + \cos^2(\tan^{-1}(\frac{l_{body}-l_m}{h_m}))} \quad (A.8)$$

となる．最大値となるのは  $\frac{df_{(\phi,l_m)}}{d\phi} = 0$  の時であるから，この時

$$\begin{aligned} \frac{df_{(\phi,l_m)}}{d\phi} &= 0 \\ \cos^2(\tan^{-1}(\frac{l_m}{h_m})) &= \cos^2(\tan^{-1}(\frac{l_{body}-l_m}{h_m})) \\ \frac{l_m}{h_m} &= \frac{l_{body}-l_m}{h_m} \\ l_m &= \frac{l_{body}}{2} \end{aligned} \quad (A.9)$$

である．これを式 (A.5) に代入して

$$\phi = 0 \quad (A.10)$$

となる．そして，式 (A.9),(A.11) を式 (A.4) に代入して， $f_{(\phi,l_m)}$  の最大値は

$$\text{MAX} f_{(\phi,l_m)} = \tan^{-1}(\frac{l_{body}}{2h_m}) \quad (A.11)$$

と求まる．従って，規格化定数は  $\tan^{-1}(\frac{l_{body}}{2h_m})$  であることが示された．