CASSIANO LOBO PIRES

**SIMULAÇÃO DE MARCHA DE COMPOSIÇÃO
FERROVIÁRIA ACIONADA POR MOTORES DE
INDUÇÃO E PWM**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para a obtenção do Título de
Mestre em Engenharia.

São Paulo

2002

CASSIANO LOBO PIRES

**SIMULAÇÃO DE MARCHA DE COMPOSIÇÃO
FERROVIÁRIA ACIONADA POR MOTORES DE
INDUÇÃO E PWM**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para a obtenção do Título de
Mestre em Engenharia.

Área de Concentração:
Engenharia Elétrica

Orientador:
Prof. Doutor
Silvio Ikuyo Nabeta

São Paulo

2002

FICHA CATALOGRÁFICA

Pires, Cassiano Lobo

Simulação de marcha de composição ferroviária acionada por motores de indução e PWM. São Paulo, 2002.

151 p.

Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas.

1.Tração elétrica 2.Equipamentos e máquinas elétricas 3.Simulação I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia de Energia e Automação Elétricas II.t

AGRADECIMENTOS

Ao orientador, prof. Silvio Ikuyo Nabeta.

Ao prof. José Roberto Cardoso pelo constante incentivo.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, CNPq.

E a todos dentro e fora do LMAG que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho, ou simplesmente acreditaram.

RESUMO

O presente trabalho traz o estudo da simulação do desempenho (simulação de marcha) de uma composição ferroviária acionada através de inversores de tensão e motores de indução e alimentada em corrente contínua, um tipo de material rodante recentemente introduzido no Brasil. Tal fato faz com que seja necessário o desenvolvimento de métodos de análise das características deste tipo de material, objetivo maior deste trabalho. A metodologia de análise aqui desenvolvida tem como base a teoria da tração elétrica para o equacionamento da dinâmica do movimento, a teoria do controle do motor de indução e a teoria do funcionamento do próprio motor de indução para a obtenção da corrente captada por esta composição – um dos principais resultados obtidos. A aplicação desta metodologia é dada através da simulação de uma composição em três tipos de vias diferentes. Uma análise posterior dos resultados traz a possibilidade de uma simplificação do método de obtenção da corrente captada. Tal possibilidade é apresentada e comparada com os dados anteriormente obtidos validando-a.

ABSTRACT

This dissertation is a study of the duty cycle simulation of inverter-fed induction traction drives for DC-supplied railway system. This type of equipment is new in Brazilian railway and subway systems and the need to model and to simulate became an important issue and the aim of this dissertation. The development of the model is based on electric railway traction theory for train dynamics, on inverter-fed induction machine control and induction machine theory to calculate the input line current from power supply – one of the most important results. As an example, a modeling and simulation of one train running in three different lines is shown. The analysis of the results shows that the input line current from power supply may be obtained by a simplified model. This hypothesis is studied, the results are compared and the simplified model is then validated.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE TABELA

LISTA DE SÍMBOLOS

1.	INTRODUÇÃO	1
2.	OBJETIVO	4
3.	ESTADO DA ARTE.....	5
3.1	Sistemas Trifásicos.....	5
3.2	Sistemas mono trifásicos	7
3.3	Sistemas a conversores estáticos	13
3.4	Evolução da simulação de marcha	18
4.	SIMULAÇÃO DE MARCHA	22
4.1	Esforços resistentes	24
4.1.1	Resistências normais	24
4.1.2	Resistências acidentais	27
4.1.2.1	Resistência de curvatura.....	27
4.1.2.2	Resistência devido à gravidade	29
4.1.3	Esforços na partida.....	30
4.2	Aderência	31
4.3	Resolução da equação do movimento	34
4.3.1	Método de Euler.....	37
4.3.2	Métodos de Runge-Kutta.....	39
4.3.3	Outros parâmetros do movimento da composição.....	40
4.4	Aceleração e solavanco	41
4.5	Variáveis do movimento referidas ao motor	42
5.	MODELO DO SISTEMA ELÉTRICO DE TRAÇÃO	45
5.1	Princípios do motor de indução trifásico.....	45
5.2	Circuito equivalente do motor de indução.....	47
5.2.1	Potências através do circuito equivalente.....	52
5.3	Controle dos motores em regime de tração	53
5.3.1	Abaixo da velocidade nominal	55
5.3.2	Acima da velocidade nominal	57
5.3.3	Altas velocidades	59
5.4	Freagem.....	60
5.4.1	Princípio da freagem	60
5.4.2	Freagem regenerativa	62

5.4.3	Controle dos motores em regime de freagem	63
5.5	Corrente no pantógrafo / coletor do terceiro trilho.....	64
5.6	Outras variáveis elétricas.....	67
5.7	Formas de onda no inversor	67
6.	ASPECTOS COMPUTACIONAIS	70
6.1	Entrada de dados	71
6.2	Pré-simulação.....	75
6.3	Simulação clássica.....	76
6.4	Simulação objetivo.....	78
7.	APLICAÇÃO.....	82
7.1	Dados utilizados	82
7.2	Resultados obtidos	93
7.2.1	Caso 1.....	93
7.2.2	Caso 2.....	105
7.2.3	Caso 3.....	118
7.3	Análise dos resultados.....	131
8.	CONCLUSÃO	135
	ANEXO – FLUXOGRAMA DA SIMULAÇÃO OBJETIVO	138
	BIBLIOGRAFIA.....	149
	BIBLIOGRAFIA RECOMENDADA.....	154

LISTA DE FIGURAS

FIG. 1 – ESQUEMA DE LIGAÇÃO DO EQUIPAMENTO UTILIZADO NA LINHA DE GORNERGRAT (FILIPOVIĆ, 1970).....	7
FIG. 2 – ESQUEMA DE LIGAÇÃO DAS LOCOMOTIVAS TIPO KANDÓ (CABRITA, 1981B)	8
FIG. 3 – ESQUEMA DE LIGAÇÃO DAS LOCOMOTIVAS TIPO GANZ – KANDÓ (CABRITA, 1981B)	9
FIG. 4 – ESQUEMA DE LIGAÇÃO DAS LOCOMOTIVAS TIPO KRUPP (CABRITA, 1981B).....	10
FIG. 5 – ASPECTOS CONSTRUTIVOS E LIGAÇÕES DAS LOCOMOTIVAS DA SÉRIE C ₀ C ₀ 14000 (NOUVION, 1954).....	12
FIG. 6 – FORÇAS EXERCIDAS EM UM VEÍCULO EM MOVIMENTO (ALLENBACH; KALLER, 1995A)	22
FIG. 7 – PARALELISMO DAS RODAS EM UMA CURVA (MARTINS ET AL., 1987).....	27
FIG. 8 – PARALELISMO DO EIXO EM UMA CURVA (PARODI; TÉTREL, 1935)	28
FIG. 9 – GRÁFICO DO ESFORÇO APLICADO EM FUNÇÃO DA VARIAÇÃO DE DESLOCAMENTO LINEAR E PERIFÉRICO DA RODA (MARTINS, 1986).....	32
FIG. 10 – COEFICIENTE DE ADERÊNCIA EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE (MARTINS, 1986)	33
FIG. 11 – A SIMULAÇÃO DE MARCHA COMO FUNÇÃO DE DUAS VARIÁVEIS E SUA PROJEÇÃO NOS TRÊS PLANOS	37
FIG. 12 – TRANSMISSÃO DO MOVIMENTO.....	43
FIG. 13 – CIRCUITO EQUIVALENTE POR FASE DO MOTOR DE INDUÇÃO (MOHAN; ROBBINS; UNDELAND, 1995) (ADAPTADO)	47
FIG. 14 – DIAGRAMA FASORIAL DO MOTOR DE INDUÇÃO (MOHAN; ROBBINS; UNDELAND, 1995).....	49
FIG. 15 – DIAGRAMA FASORIAL DO ESTATOR PARA BAIXAS FREQUÊNCIAS (MOHAN; ROBBINS; UNDELAND, 1995).....	51
FIG. 16 – CIRCUITO EQUIVALENTE FINAL POR FASE DO MOTOR DE INDUÇÃO (MOHAN; ROBBINS; UNDELAND, 1995).....	53
FIG. 17 – REGIÕES DE CONTROLE DO MOTOR DE INDUÇÃO (MOHAN; ROBBINS; UNDELAND, 1995)	55
FIG. 18 - DIAGRAMA FASORIAL DO GERADOR DE INDUÇÃO	61
FIG. 19 – JANELA INICIAL DA ENTRADA DE DADOS	71
FIG. 20 – JANELA DE ESCOLHA DE VEÍCULO E ENTRADA DE DADOS DO MESMO	72
FIG. 21 – JANELA DE ENTRADA DE DADOS REFERENTES À ADERÊNCIA.....	73
FIG. 22 – JANELA DE ENTRADA DE DADOS REFERENTES À FREAGEM.....	73
FIG. 23 – JANELA DE ENTRADA DE DADOS REFERENTES À CORRENTE	74
FIG. 24 – JANELA DE ENTRADA DE DADOS REFERENTES AO TIPO DE TRECHO	75
FIG. 25 – JANELA DE ENTRADA DE DADOS REFERENTES À VELOCIDADE MÁXIMA NO TRECHO.....	75
FIG. 26 – CIRCUITO DA LOCOMOTIVA DA SÉRIE ÖBB 1822 (JAHN; LEICHTFRIED, 1992).....	83
FIG. 27 – CARACTERÍSTICA DA RESISTÊNCIA NORMAL DA COMPOSIÇÃO EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE..	85
FIG. 28 – CURVAS CARACTERÍSTICAS DA LOCOMOTIVA	86

FIG. 29 – CARACTERÍSTICA DE ESFORÇO EM FUNÇÃO DA VELOCIDADE	86
FIG. 30 – ESQUEMA DA VIA PARA O CASO 1	93
FIG. 31 – VELOCIDADE EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	93
FIG. 32 – VELOCIDADE EM FUNÇÃO DO TEMPO DE PERCURSO	94
FIG. 33 – TEMPO DE PERCURSO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	94
FIG. 34 – ACELERAÇÃO DA COMPOSIÇÃO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	95
FIG. 35 – ESFORÇO MOTOR E DE FREAGEM EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	96
FIG. 36 – ESFORÇO ÚTIL EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	97
FIG. 37 – POTÊNCIA DESENVOLVIDA PELO VEÍCULO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	98
FIG. 38 – CORRENTES NO MOTOR EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	99
FIG. 39 – FREQUÊNCIA DE ESCORREGAMENTO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	100
FIG. 40 – TENSÃO POR FASE DO ESTATOR EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	101
FIG. 41 – FREQUÊNCIA EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	102
FIG. 42 – CORRENTE NO PANTÓGRAFO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	103
FIG. 43 – CONSUMO DE ENERGIA ELÉTRICA EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	104
FIG. 44 – CONSUMO ESPECÍFICO DE ENERGIA ELÉTRICA EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	105
FIG. 45 – ESQUEMA DA VIA PARA O CASO 2	105
FIG. 46 – VELOCIDADE EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	106
FIG. 47 – VELOCIDADE EM FUNÇÃO DO TEMPO DE PERCURSO	107
FIG. 48 – TEMPO DE PERCURSO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	108
FIG. 49 – ACELERAÇÃO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	108
FIG. 50 – ESFORÇO MOTOR E DE FREAGEM EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	109
FIG. 51 – ESFORÇO ÚTIL EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	110
FIG. 52 – POTÊNCIA DESENVOLVIDA PELO VEÍCULO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	111
FIG. 53 – CORRENTES NO MOTOR EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	112
FIG. 54 – FREQUÊNCIA DE ESCORREGAMENTO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	113
FIG. 55 – TENSÃO POR FASE DO ESTATOR EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	114
FIG. 56 – FREQUÊNCIA EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	115
FIG. 57 – CORRENTE NO PANTÓGRAFO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	116
FIG. 58 – CONSUMO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	117
FIG. 59 – CONSUMO ESPECÍFICO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	118
FIG. 60 – ESQUEMA DA VIA PARA O CASO 3	119
FIG. 61 – VELOCIDADE EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	119
FIG. 62 – VELOCIDADE EM FUNÇÃO DO TEMPO DE PERCURSO	120
FIG. 63 – TEMPO DE PERCURSO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	121
FIG. 64 – ACELERAÇÃO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	121
FIG. 65 – ESFORÇO MOTOR E DE FREAGEM EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	122

FIG. 66 – ESFORÇO ÚTIL EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	123
FIG. 67 – POTÊNCIA DESENVOLVIDA PELO VEÍCULO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	124
FIG. 68 – CORRENTES NO MOTOR EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	125
FIG. 69 – FREQUÊNCIA DE ESCORREGAMENTO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	126
FIG. 70 – TENSÃO POR FASE DO ESTATOR EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	127
FIG. 71 – FREQUÊNCIA EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	128
FIG. 72 – CORRENTE NO PANTÓGRAFO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	129
FIG. 73 – CONSUMO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	130
FIG. 74 – CONSUMO ESPECÍFICO EM FUNÇÃO DO ESPAÇO PERCORRIDO	131
FIG. 75 – COMPARAÇÃO ENTRE RESULTADOS PARA O CASO 1	133
FIG. 76 – COMPARAÇÃO ENTRE RESULTADOS PARA O CASO 2	133
FIG. 77 – COMPARAÇÃO ENTRE RESULTADOS PARA O CASO 3	134

LISTA DE TABELAS

TABELA I – VALORES PARA O COEFICIENTE ξ	23
TABELA II – COEFICIENTES A, B E C	26

LISTA DE SÍMBOLOS

$2p$	número de pólos	1
A	constante de atrito: rolamento puro da composição	kN/t
a	aceleração	m/s ²
B	constante de atrito viscoso	[kN/(km/h)]/t
b	bitola da via	m
C	constante de atrito aerodinâmico	[kN/(km/h) ²]/t
E	consumo específico de energia elétrica	kWh/(t.km)
E_{ag}	força contra eletromotriz do estator	V (rms)
e_{ag}	força contra eletromotriz do estator	V
F	força	kN
F_f	esforço de freagem	kN
$F_{máx}$	esforço máximo permitido pela aderência	kN
F_{motor}	esforço motor	kN
F_t	esforço de travamento	kN
F_U	esforço útil	kN
f	frequência	Hz
f_{nom}	frequência nominal	Hz
f_{sl}	frequência de escorregamento	Hz
g	aceleração da gravidade	m/s ²
I_d	corrente no pantógrafo / coletor do terceiro trilho	A
I_{ef}	corrente eficaz	A
I_m	corrente de magnetização	A (rms)
I_r	corrente no rotor	A (rms)
I_s	corrente no estator	A (rms)
i	declividade da rampa	‰
i_d	corrente no lado CC do inversor	A
i_m	corrente no rotor	A
i_{sa}, i_{sb}, i_{sc}	correntes por fase do estator	A
J	solavanco	m/s ³

J_e	inércia do eixo montado	kg · m ²
J_m	inércia no veio do motor	kg · m ²
k	coeficientes diversos (com índices numéricos)	diversas
k_G	razão de transmissão	1
L_m	indutância de magnetização	H
L_r	indutância de dispersão do rotor	H
L_s	indutância de dispersão do estator	H
l	espaço percorrido	m
m	massa média do comboio	t
m'	massa média corrigida do comboio	t
m_e	massa do veículo por eixo	t
m_L	massa média da locomotiva ou TUE	t
m_V	massa média do vagão ou carro	t
N_S	número de espiras por fase do estator	1
n_e	número de eixos do veículo	1
n_{em}	número de eixos motores do veículo	1
n_m	número de motores do veículo	1
n_{re}	velocidade de rotação do eixo	rpm
n_{rm}	velocidade de rotação do motor	rpm
n_S	velocidade de rotação síncrona do motor	rpm
P_{ag}	potência por fase no entreferro	kW
P_d	perdas adicionais por fase	kW
P_{in}	potência de entrada por fase	kW
P_m	potência mecânica do motor por fase	kW
P_{motor}	potência mecânica no eixo do motor	kW
P_r	perdas no cobre do rotor por fase	kW
P_U	potência desenvolvida pelo veículo	kW
Q	consumo de energia elétrica	kWh
R	esforço resistente	kN
R_C	resistência devido às curvas	kN
R_f	resistência da indutância do filtro de entrada	Ω

R_i	resistência devido às rampas	kN
R_{MPT}	resistência ao movimento em plano e tangente	kN
R_p	resistência devido à partida	kN
R_s	resistência do estator por fase	Ω
R_r	resistência do rotor por fase	Ω
r_C	resistência específica devido às curvas	kN/t
r_e	raio da roda	m
r_{MPT}	resistência específica ao movimento em plano e tangente	kN/t
r_{MPTL}	resistência específica ao movimento em plano e tangente da locomotiva	kN/t
r_{MPTV}	resistência específica ao movimento em plano e tangente do vagão ou carro	kN/t
S	seção transversal do veículo	m ²
s	escorregamento	1
T_{eixo}	torque no eixo	kN · m
T_{motor}	torque do motor	kN · m
$T_{motornom}$	torque do motor nominal	kN · m
t	tempo	s
t_0	instante inicial	s
V_d	tensão da catenária / terceiro trilho	V
V_s	tensão por fase do estator	V (rms)
v	velocidade do veículo	km/h
v_{sa}, v_{sb}, v_{sc}	tensões por fase do estator	V
α	ângulo de declividade da rampa	°
$\Delta F_{Umáx}$	máxima variação do esforço útil	kN
Δt	intervalo de tempo	s
δ	ângulo de carga do motor	°
η_m	rendimento do motor	1
η_T	rendimento da engrenagem	1

θ_r	ângulo do fator de potência do rotor	°
μ_0	coeficiente de aderência para velocidade nula	1
μ	coeficiente de aderência	1
ξ	coeficiente de massas girantes	1
ρ	raio da curva	m
φ	ângulo do fator de potência da máquina	°
ϕ_{ag}	fluxo resultante no entreferro	Wb
ω_{rm}	velocidade angular do rotor	rad/s
ω_s	velocidade angular síncrona	rad/s

1. INTRODUÇÃO

As vantagens oferecidas pelo motor de indução trifásico quando utilizados na tração elétrica já eram conhecidas desde o final do século XIX porém, seu emprego não foi amplo pela falta de um equipamento de controle adequado. Segundo Roberto W. Martins (1986) o acionamento dos veículos de tração elétrica empregando motores trifásicos e controlados através de tiristores constitui um dos marcos de maior importância no desenvolvimento da tração elétrica.

O aumento das cargas transportadas e também o aumento da velocidade média das composições ao longo dos tempos combinadas aos custos da manutenção dos motores de corrente contínua (Alouche, 1992) abriram espaço para a introdução do motor de indução trifásico na tração elétrica. Também os tradicionais motores de corrente contínua utilizados em tração possuem alguns itens vulneráveis como escovas e comutadores. Um outro ponto vulnerável é o enrolamento de armadura, de formato complexo, isolamento e conexões com o comutador delicadas (Wojtas, 1990).

Em contraposição, o motor de indução tipo gaiola é um motor robusto e de extrema simplicidade em sua construção além de não possuir conexões externas com o rotor. De fato, as vantagens do emprego do motor de indução do tipo gaiola na tração elétrica vêm sendo citadas e mostradas por diversos autores como (Hödle; Stemmler, 1965), (Largiadèr, 1970), (Kielgas; Nill, 1980), (Gibbon; Shearwood, 1981), (Marugan, 1982), (Martins, 1986), (Martins et al., 1988) e (Alouche, 1992).

A principal vantagem do motor de indução tipo gaiola sobre os tradicionais motores dotados de comutador é justamente a ausência deste. Motores com comutadores limitam sua capacidade de fornecer potência nominal em altas velocidades por causa do faiscamento excessivo do comutador causado entre outros fatores pelas tensões de reatância. Este fato ocorre também na freagem onde a potência é igualmente limitada (Largiadèr, 1970); (Gibbon; Shearwood, 1981).

A relação peso / potência e o momento de inércia do motor de indução tipo gaiola é menor do que nos motores de corrente contínua. Isto significa mais potência para o mesmo volume ou menos peso para a mesma potência. O motor de indução pode ser 30 % mais leve e menor (Wojtas, 1990). Desta forma, ele pode ser posicionado no espaço confinado do truque que pode por sua vez ser mais leve, causando menos danos à via. Se suas dimensões totais são menores, a distância entre o centro do eixo acionado e o centro do eixo do motor também são menores.

Considerando que não há restrição de velocidade periférica imposta pelo comutador e que o espaço ocupado por ele no truque é menor, ou seja, as distâncias entre os eixos são menores, a relação de transmissão pode ser aumentada, limitada pela frequência máxima do inversor (Largiadèr, 1970).

Quando um motor de indução é alimentado com frequência fixa, no momento da perda da aderência das rodas motoras, e a conseqüente patinagem, o esforço de tração diminui, fazendo com que haja um pequeno acréscimo da velocidade isto é, o motor não irá disparar. Esta excelente característica inerente ao motor de indução que permite uma recuperação da aderência não se aplica à família de curvas resultantes da variação da tensão e frequência de alimentação. Faz-se necessário então, a adição de um dispositivo antipatinagem ao comando do motor assíncrono tal qual os veículos acionados por motores de corrente contínua (Cossié, 1977); (Moser, 1978); (Guedes, 1992).

O motor de indução trouxe a possibilidade da construção de locomotivas universais que são igualmente ajustadas para rebocar trens de passageiros e cargas pesadas sem mudança da relação de transmissão.

Quanto à parte de custos, levando em conta apenas o motor de tração, o custo inicial é baixo devido à uma redução de material do motor e a ausência de comutadores, normalmente caros (Gibbon; Shearwood, 1981). Os custos operacionais são reduzidos uma vez que não existem escovas para serem trocadas e comutadores para serem retificados, podendo-se dobrar o ciclo de manutenção dos truques (Marugan,

1982). Além disso, a eficiência do motor pode ser maior pois não há perdas no comutador.

Por todas as vantagens acima citadas, o motor de indução tipo gaiola comandado por inversores tem sido empregado de forma ampla na construção de locomotivas e de TUEs (trem unidade elétrico) na Europa desde a metade da década de oitenta. No Brasil, apesar do interesse da aplicação desta tecnologia (Alouche, 1992), prevaleceram os acionamentos através de motores de corrente contínua e recortadores (choppers). Foi somente no ano de 2000, com a remodelação do sistema e modernização do material rodante das linhas de trens metropolitanos das antigas Fepasa e CBTU (linhas hoje sob o controle estadual da CPTM) é que composições acionadas por inversores e motores de indução começaram a ser empregadas. A tração elétrica no Brasil entrou em uma nova fase.

2. OBJETIVO

O sistema metro-ferroviário brasileiro encontra-se agora em um novo cenário tecnológico devido à construção de novas linhas e a modernização das já existentes. Um novo cenário tecnológico que se constitui de novas tecnologias desenvolvidas e aplicadas à tração elétrica já consagradas no exterior e que até então não haviam sido utilizadas no sistema metro-ferroviário brasileiro.

A utilização de novas tecnologias no âmbito nacional traz a necessidade de novos estudos, modelos de simulação e metodologias de análise tanto para o dimensionamento de novas linhas quanto para os estudos de viabilidade de aplicação destas novas tecnologias em linhas já existentes.

O presente trabalho tem como objeto de estudo a simulação de marcha de uma composição alimentada em corrente contínua e acionada por inversores e motores de indução tipo gaiola, uma tecnologia, como dito anteriormente, nova no Brasil.

O objetivo da simulação de marcha constitui-se no cálculo do desempenho da composição em um dado percurso fornecendo o comportamento desta carga elétrica móvel ao longo do sistema sendo este um instrumento, segundo Roberto W. C. Martins (1986), fundamental na operação do sistema de tração elétrica e imprescindível ao dimensionamento do mesmo. Para o cálculo deste desempenho é necessário utilizar os conceitos e formulações de dois tipos de fontes distintas: aquelas que tratam do controle dos motores de indução através de inversores de tensão e aquelas que tratam da teoria da tração elétrica.

Todo o estudo teórico aqui proposto sobre o comportamento de uma composição acionada através de motores de indução e inversores de tensão ao longo de uma via que culminaram em uma seqüência de cálculos tem como objetivo final além da própria simulação de marcha, que valida o estudo, a elaboração de uma metodologia de análise deste tipo de equipamento para estudos posteriores.

3. ESTADO DA ARTE

3.1 *Sistemas Trifásicos*

O advento do sistema de distribuição trifásico trouxe uma solução para a eletrificação de estradas de ferro de grandes distâncias. Os sistemas trifásicos foram os primeiros a empregar o motor de indução na tração elétrica.

O início da aplicação da corrente alternada trifásica na tração elétrica deu-se em 1899 pela Brown Boveri na linha de bitola padrão (1,435 m) entre Burgdorf e Thun, na Suíça, eletrificada na tensão de 750 V e na frequência de 40 Hz sendo esta a primeira estrada de ferro européia totalmente eletrificada (Cabrita, 1981a); (Filipović, 1995). A captação de corrente era feita então por duas linhas de contato para as duas fases e o trilho como a terceira fase.

Um marco interessante na tração trifásica ocorreu em 28 de outubro de 1903. Duas automotrizes trifásicas (uma da Siemens, outra da AEG) equipadas com motores de indução trifásico atingiram o recorde de velocidade de 210 km/h na linha Marienfelde – Zossen, na vizinhança de Berlim (Kielgas; Nill, 1980); (Cabrita, 2000b). Não existia a possibilidade da realização de transformação da energia monofásica para a trifásica por falta de equipamentos adequados. Desta forma, a alimentação foi feita através de três catenárias, uma por fase. Os equipamentos de controle também não permitiam o controle satisfatório da velocidade assim, a tensão e frequência eram controlados na usina (Orthmann, 1988).

Devido a alguns problemas próprios do sistema de alimentação (duas linhas de contato para duas fases e o trilho como a terceira fase) este sistema foi sendo substituído, ficando confinado basicamente no norte da Itália e em algumas linhas de montanha na Suíça.

As primeiras locomotivas, inspiradas nas locomotivas à vapor, eram equipadas com motores de indução de rotor bobinado. Como a frequência de alimentação era fixa, a variação da velocidade era feita através de ligações do tipo série – paralela dos

motores e da variação do número de pólos. A partida era efetuada com a ajuda de resistências inseridas no circuito do rotor (Patin, 1952).

Quando há a necessidade de dois regimes de marcha, dois motores idênticos são conectados em paralelo, definindo uma velocidade de marcha. Se conectados em cascata, definem uma outra velocidade de marcha cujo valor é a metade da anterior.

Para as estradas de ferro à cremalheira onde é aceitável uma velocidade de circulação constante entre duas estações e as paradas são poucas, o sistema de alimentação trifásico é mantido até hoje (Allenbach; Kaller, 1995a).

Como exemplo, tem-se a linha de Gornergrat na Suíça aberta em 1898 cujo material rodante foi modernizado em 1947 (Hugentobler, 1947), havendo a introdução da freagem regenerativa com o auxílio de geradores de corrente contínua cujos campos são alimentados através baterias. Durante o regime de tração, os estatores dos motores são conectados às três fases da fonte e a seqüência de fases indica a direção da composição.

A freagem regenerativa é automática nas descidas assim que a velocidade da composição excede a velocidade síncrona do motor mas, as normas suíças pedem que veículos de tração à cremalheira tenham sua freagem independente da linha de contato para que o veículo continue a viagem no caso da falta de suprimento (Filipović, 1970). Assim, para este tipo de regime, os motores de tração irão ter duas fases de seus estatores conectados à fonte de corrente contínua, sendo assim excitados, e a energia produzida durante a freagem é convertida em calor nas resistências rotóricas (Hugentobler, 1947); (Filipović, 1970).

Em 1965 esta mesma linha devido ao aumento da capacidade recebe novas unidades, desta vez incorporando ao sistema um outro tipo de controle em oposição ao controle direto dos motores (Filipović, 1970).

O mesmo tipo de sistema pode ser encontrado na Estrada de Ferro do Corcovado, eletrificada em 1910, cujo material rodante e instalações fixas foram modernizadas em 1977, utilizando o mesmo tipo de equipamento utilizado na linha de Gornergrat (Filipović, 1977).

Fig. 1 – Esquema de ligação do equipamento utilizado na linha de Gornergrat (Filipović, 1970)

3.2 Sistemas mono trifásicos

As vantagens do motor trifásico levaram a conduzir as pesquisas para equipar as locomotivas com motores trifásicos conservando a distribuição monofásica. A impossibilidade na época da construção de motores monofásicos com coletor para 50 Hz também contribuiu para a escolha do motor trifásico (Cabrita, 1981b).

Combinando as vantagens da distribuição monofásica com os motores trifásicos, diferentes sistemas podem ser encontrados. Porém, o princípio que os rege é o mesmo: conversores rotativos síncronos monofásico – trifásico (Patin, 1952).

O primeiro sistema surgiu na Hungria após a primeira guerra. Em 1922 a Ferrovia Federal Húngara (Magyar Államvasutak – MÁV) decidiu estudar as possibilidades de eletrificação em suas linhas principais. O engenheiro húngaro Kandó Kálmán iniciou os experimentos com o sistema monofásico em 50 Hz. Uma interessante locomotiva conversora de fases desenvolvida em 1921 foi testada em Budapeste na linha Nyugati – Dunakeszi – Alag a partir de setembro de 1923. Depois da fase de testes bem sucedidos, a MÁV decidiu eletrificar a linha Budapeste – Hegyeshalom utilizando as locomotivas conversoras de fase em 1931. Mais uma vez, o motor utilizado é o de indução de rotor bobinado, e a velocidade era regulada através da alteração do número de pólos produzindo 25, 50, 75 e 100 km/h.

Fig. 2 – Esquema de ligação das locomotivas tipo Kandó (Cabrita, 1981b)

Um sistema diferente em funcionamento na década de cinquenta foi o Ganz – Kandó. O adicional ao sistema de Kandó era um conversor de frequência que era na realidade um gerador síncrono de velocidade constante. Assim, além da possibilidade da mudança do número de pólos (2, 4 ou 6) havia também a possibilidade da mudança da frequência do estator (25, 75, 100 e 125 Hz) (Patin, 1952); (Cabrita, 1981b).

Fig. 3 – Esquema de ligação das locomotivas tipo Ganz – Kandó (Cabrita, 1981b)

Outro sistema interessante é o Krupp, surgido na Alemanha antes da segunda guerra (1935-1936) e utilizado na linha de ensaios do Höllental. Esta locomotiva possuía oito motores de dois tipos distintos agrupados mecanicamente dois a dois em cada um dos quatro eixos motores. Quatro motores eram assíncronos tetrapolares de rotor bobinado e os outros quatro, os motores do tipo Krupp, eram máquinas de rotor duplo, um auxiliar e outro principal. O estator de enrolamento trifásico era alimentado entre duas saídas por corrente monofásica. O rotor auxiliar de enrolamento trifásico podia ser alimentado por corrente contínua entre duas saídas. O estator e o rotor principal de enrolamento trifásico bobinado eram de um motor trifásico a seis pólos (Patin, 1952).

Este sistema comportava assim, um conversor de fases monofásico – trifásico e um motor assíncrono de tração. As velocidades diferentes eram conseguidas ligando-se os dois motores em cascata o que equivalia a um só motor de indução com dez pólos, somente os quatro motores Krupp ou somente os quatro motores de indução, funcionando o motor Krupp como conversor de fases (Cabrita, 1981b).

Fig. 4 – Esquema de ligação das locomotivas tipo Krupp (Cabrita, 1981b)

Em 1955 a França tem sua primeira linha monofásica eletrificada em 25 kV e 50 Hz entre Valenciennes e Thionville, por onde inicialmente circulou quatro séries de locomotivas. Uma delas, a C₀C₀ 14000 foi equipada com motores assíncronos trifásicos de rotor curto-circuitado. Esta série foi precursora dos trens modernos acionados através de motores de indução alimentados em frequência variável.

A conversão da corrente monofásica para trifásica de frequência variável era feita através de dois conversores rotativos: um de fases e um de frequência. O conversor de frequência rotativo era composto de uma máquina assíncrona trifásica cujo rotor era alimentado pelo conversor de fases (uma máquina síncrona) e acionado por um motor de corrente contínua. Este motor de corrente contínua era alimentado por um gerador também de corrente contínua que era acoplado mecanicamente ao conversor de fases, constituindo assim um grupo tipo Ward – Leonard. O estator da máquina assíncrona produzia uma corrente trifásica que variava de 0 a 135 Hz e alimentava os seis motores de tração em paralelo (Cabrita, 1981b).

Estas locomotivas tinham 2677 kW de potência e pesavam 120 toneladas. Desta massa total, 6,7 toneladas era o transformador, 14,6 era o conversor de fases, 12,7 o conversor de frequência e 10,2 toneladas os motores de tração (Nouvion, 1954). Os resultados do serviço da locomotiva não foram satisfatórios por duas razões principais:

- Os seis motores operavam em paralelo com uma fonte em comum e a distribuição de corrente entre os motores na partida era muito ruim em função das características do motor e também das poucas diferenças elétricas entre os circuitos do motor.
- Dificuldades de construção do motor, principalmente do rotor.

Devido aos altos custos de manutenção e a taxa de incidentes, elas foram totalmente retiradas de serviço entre 1977 e 1981 (Nouvion, 1984).

Fig. 5 – Aspectos construtivos e ligações das locomotivas da série C₀C₀ 14000 (Nouvion, 1954)

(a) Construção; (b) Esquema elétrico.

A partir do final da década de cinquenta, as locomotivas equipadas com grupos conversores rotativos e motores de indução trifásicos não tiveram continuidade no seu desenvolvimento devido à sua complexidade que envolviam um grande número

de máquinas rotativas, influenciando negativamente na relação peso / potência das mesmas.

3.3 Sistemas a conversores estáticos

O desenvolvimento dos conversores estáticos de potência na década de sessenta trouxe consigo novas formas de acionamento.

Não tardou para que a viabilidade destas novas técnicas aplicadas à tração elétrica fossem estudadas. O recortador (chopper) foi com certeza um grande avanço porém, ainda necessitava de um motor de corrente contínua que mesmo extremamente apropriado para a tração elétrica, possui inconvenientes. Também, o motor de corrente contínua quando alimentado por uma corrente pulsante demanda um certo trabalho de operação e manutenção (Marugan, 1982). Desta forma, a aplicação do motor de indução à tração começou a ser estudada.

Andreas Steimel (1996) distingue três gerações de veículos acionados por motores de indução tipo gaiola e inversores:

- Protótipos e a primeira série de locomotivas (1971 – 1979): utilizavam inversores de comutação forçada e controle de característica escalar. Desenvolvimento básico do conversor de quatro quadrantes, utilizados quando a alimentação é feita através de corrente alternada.
- Primeira série para linhas principais (1979 – 1987): continuação do uso de inversores de comutação forçada. Desenvolvimento paralelo dos inversores tipo fonte de tensão e fonte de corrente. Aumento do controle digital e introdução dos microprocessadores.
- Aplicações de alto desempenho: utilização de tiristores tipo GTO (gate turn – off) e transistores que favorecem a aplicação de inversores de tensão. Maior concentração nos circuitos do tipo fonte de tensão. Aceitação geral do controle de quatro quadrantes. Avanço no controle vetorial da máquina de indução usando

microprocessadores e processadores de sinais digitais. Tendência aos acionamentos por eixo e não mais por truque.

Estudos teóricos sobre a aplicação de motores de indução, de rotor em gaiola, em conjunto com técnicas de controle (Hödle; Stemmler, 1965) para a tração e a influência das harmônicas nos motores de indução para a tração alimentados através de inversores (Largiadèr, 1970) começaram a surgir na década de sessenta. Contudo, as primeiras locomotivas e os primeiros testes viriam anos depois.

Em 1963 a Brown Boveri começa a pesquisar a possibilidade de construção de um veículo de tração acionado por inversores e motores de indução trifásicos alimentados pela rede de contato a pedido da Ferrovia Federal Suíça *. Cinco anos mais tarde, a pesquisa chegou a um ponto viável. Em novembro de 1972, a locomotiva classe Be 4/4 número 12001 estava pronta para a operação e em outubro de 1973 estava em serviço regular (Bohli; Brechbühler, 1973).

No início da década de setenta se iniciavam as construções e testes de locomotivas equipadas com inversores e motores assíncronos tipo gaiola. Grande parte delas eram do tipo diesel elétricas. Uma das primeiras (se não a primeira) foi apresentada durante o IEEE International Semiconductor Power Converter Conference em maio de 1972 (Brenneisen et al., 1973); (Kielgas; Nill, 1980).

Tratava-se da DE 2500 com seis motores assíncronos de rotor em gaiola e de potência nominal total de 1,35 MW que estiveram em testes na Ferrovia Federal Alemã (Deutsche Bundesbahn – DB). A primeira locomotiva de três eixos teve seus testes iniciados em 1970 (Roffler, 1977).

Entre a apresentação da DE 2500 e o final da década de setenta, as três locomotivas deste tipo estiveram em teste, viajando mais de 350 000 km sob diferentes condições

* (Chemins de Fer Fédéraux Suisses – CFF, Schweizerische Bundesbahnen – SBB, Ferrovie Federali Svizzere – FFS)

de carga (Kielgas; Nill, 1980). A experiência bem sucedida com locomotivas diesel elétricas abriu caminho para a aplicação em larga escala desta tecnologia em veículos alimentados por fontes externas.

Após testes em laboratório, em outubro de 1974 um veículo de teste composto de uma das três locomotivas DE 2500, desta vez sem o motor diesel, alternadores e pontes retificadoras, e um carro piloto carregando o equipamento de conversão do lado da linha de contato (15 kV, 16 2/3 Hz) foi posto em operação até fevereiro de 1975, viajando nas linhas da DB (Kielgas; Nill, 1980).

A partir de 1972, a SNCF (Société Nationale des Chemins de fer Français) começou a estudar na França a aplicação de inversores do tipo PWM para alimentar motores assíncronos de uma locomotiva da série C₀C₀ 14000. A montagem experimental terminou em outubro de 1975 e os ensaios no início de 1976 (Cossié, 1977).

De acordo com Ricardo T. Marugan (1982), na área de locomotivas, a maturidade técnica foi alcançada em 1979 com o pedido de desenvolvimento de uma nova série de locomotivas (Classe E 120) pela DB cujos cinco primeiros protótipos foram entregues no início de 1979. O crescimento na área de locomotivas foi grande: entre 1979 e 1982 noventa locomotivas acionadas por inversores e motores de indução foram postas em serviço.

Na área de metrô e ferrovias urbanas, o primeiro veículo incorporando tração assíncrona trifásica foi posto em serviço em 1972 em Cleveland. Grandes problemas ocorreram com interferências e com o fraco desempenho do equipamento sem sofisticções. Mas foi em 1975 com um equipamento instalado em um bonde em Nüremberg que a tração trifásica urbana ganhou impulso. O primeiro equipamento para um metrô foi instalado em Berlim, em 1976 (Marugan, 1982).

Ainda segundo Ricardo T. Marugan (1982), entre 1972 e 1980 pouco se falou sobre a tecnologia de acionamentos trifásicos, havendo anúncios esporádicos.

Por causa da complexidade dos inversores, o uso do motor de indução em tração se tornou controverso nas ferrovias européias principalmente porque afetava a confiabilidade do sistema dada a complexidade dos equipamentos de estado sólido utilizados nos inversores. O desenvolvimento no início dos anos oitenta do tiristor tipo GTO de alta potência e a combinação com controle microprocessado, se tornou o caminho para a aplicação do motor de indução em tração elétrica (Wojtas, 1990). Este período de desenvolvimento maior dos semicondutores de potência também deu espaço para a aplicação do motor síncrono na tração elétrica (Nouvion, 1984). É importante notar que os esforços máximos das locomotivas equipadas com motores de indução eram equivalentes aos tradicionais acionamentos em corrente contínua.

O GTO também abriu caminho para a realização de circuitos alimentados em corrente contínua em um único estágio por terem a capacidade de desligamento independente da tensão da rede. Inicialmente foram utilizados para o transporte urbano em baixas tensões (750 Vcc, por exemplo), posteriormente para tensões mais elevadas como 3000 Vcc (Orthmann, 1988).

Na faixa de potências até 200 kW, o transistor bipolar, em especial o de "gate" isolado, o IGBT (insulated gate bipolar transistor) começou a substituir os GTOs nos conversores auxiliares das locomotivas e acionamentos principais em veículos leves a partir da metade da década de noventa (Steimel, 1996). As principais vantagens que ofereciam eram custos menores, pesos menores, maior eficiência e melhor confiabilidade além de possibilitarem uma frequência de modulação mais alta (Colasse; Masselus, 2000).

Inicialmente, os IGBTs estavam disponíveis em 1,2 kV e depois em 1,7 kV. Estas tensões eram apropriadas para níveis de tensão da linha de contato de 750 Vcc e 1500 Vcc. Quando os IGBTs de 3,3 kV surgiram, eles puderam ser usados em inversores de 1500 Vcc de dois níveis e inversores de 3000 Vcc de três níveis. Recentemente, IGBTs de 4,5 kV se tornaram disponíveis para produção comercial. Estes componentes estão simplificando os esquemas usados com catenárias de 3000 Vcc e

locomotivas multi-sistemas (polimorfos). A tecnologia IGBT tem gradualmente substituído a tecnologia GTO em equipamentos de propulsão (Colasse; Masselus, 2000).

Para a alimentação do motor assíncrono, existem dois tipos de circuitos inversores:

- Inversores de tensão;
- Inversores de corrente;

O esquema do inversor de corrente, antes do advento do GTO, tinha a vantagem da simplicidade na concepção do conversor. O que não era verdade para inversores de tensão. Além disto, a tensão alternada produzida pelo inversor de tensão era muito rica em harmônicas (Cossé, 1977).

Esta simplicidade nos inversores de corrente fez com que alguns sistemas iniciais se utilizassem deles. Além disto, a frequência de chaveamento dos tiristores era menor nos inversores de corrente.

Hoje, o inversor de corrente só é vantajoso economicamente em relação ao inversor de tensão se este não utilizar tiristores do tipo GTO, mas apenas tiristores comuns. Até o advento do GTO os inversores de tensão utilizavam tiristores, diodos, capacitores para a comutação forçada e reatores de entrada fazendo com que tais circuitos não fossem competitivos pois por serem montados com tiristores comuns necessitavam de circuitos de extinção, custosos e volumosos (Alouche, 1992).

Os inversores de tensão são geralmente classificados em dois tipos: inversores cuja tensão de saída é um sinal do tipo onda quadrada (square-wave, six-step) e inversores cuja tensão de saída é um sinal modulado em largura de pulso (PWM). Este tipo de inversor foi introduzido no início dos anos sessenta quando boas técnicas de comutação forçada começaram a ser aplicadas (Bose, 1981). Segundo D. L. Plette e A. B. Plunkett (1977), um inversor de tensão que trabalhe somente com uma saída do tipo onda quadrada necessita de um recortador (chopper) bilateral antes do inversor

para permitir a regeneração além de dois filtros, um antes e outro depois deste recortador, aumentando custo, peso e tamanho da montagem. Um inversor de tensão cuja saída é um sinal do tipo PWM permite um controle de tensão e formas de onda de baixa frequência pela ação de múltiplos chaveamentos do inversor além de ser de peso e tamanho menor por fazer uma conversão de energia em um único estágio.

Uma outra desvantagem de um inversor de tensão que forneça na saída uma onda de tensão quadrada apontada em (Bose, 1981) é o excesso de harmônicas presentes na tensão nos terminais da máquina. Tipicamente, elas são de frequências múltiplas de seis mais ou menos um.

Quanto à conversão de energia em um único estágio, isto começou a ser aplicado, como foi dito, depois do advento do GTO. Até então, os inversores de tensão eram montados em conjunto com recortadores de entrada. Duas configurações utilizando recortadores de entrada são possíveis (Goodman; Mellitt; Taufiq, 1986):

- Inversores de tensão e recortadores elevadores de tensão utilizados em sistemas de baixa tensão (por exemplo, 600 Vcc);
- Inversores de tensão e recortadores abaixadores de tensão utilizados em sistemas de alta tensão (por exemplo, 3000 Vcc);

3.4 Evolução da simulação de marcha

A simulação de marcha não é uma ferramenta de análise nova. Sua utilização é quase que contemporânea à própria tração elétrica. Desde o início, houve a necessidade de se saber o comportamento da carga elétrica móvel que é o trem, ou bonde, para o projeto da rede de alimentação.

O funcionamento de uma composição elétrica é definida através de equações diferenciais. A resolução de tais equações pode ser feita através de métodos analíticos, gráficos ou numéricos. Estes diferentes métodos surgiram ou foram modificados ao longo do tempo, como será visto.

Segundo H. Parodi e A. Tétrel (1935), a integração das equações diferenciais podia ser feita de vários modos assim classificados:

1) Mecânica racional:

- a) Método das integrais definidas (integração exata);
- b) Cálculo por arcos sucessivos (integração aproximativa);
- c) Integração por funções de substituição (integração aproximativa);

2) Mecânica prática:

- a) Diagramas simplificados (triangulares, quadrangulares e trapezoidais);
- b) Declives ordenados, comprimentos virtuais;

O cálculo por arcos sucessivos compreende um método de resolução gráfica das equações mecânicas e elétricas. A velocidade e o tempo estão em função do espaço percorrido. Um método de integração dentro do cálculo por arcos sucessivos que vale destacar é o método analítico aproximado onde uma folha de cálculos analíticos corresponde à uma construção geométrica (aplicação do método da média). Outro método de destaque é o método analítico simplificado também dentro do cálculo por arcos sucessivos que tem como característica principal a substituição do perfil real por um perfil compensado.

Apesar dos vários métodos analíticos, foram os métodos de integração gráfica os mais utilizados na simulação de marcha de composições metro-ferroviárias por serem simples se comparados aos métodos analíticos e de boa precisão nos resultados.

O primeiro a desenvolver a modelagem de um veículo de tração pelo método de integração gráfica foi o professor Kopniaeff, cujos estudos iniciais foram primeiramente publicados na revista *Electritchestvo*. A introdução deste estudo no Brasil deu-se pelo Professor Dr. Edgard de Souza. Porém, quem mais estudou e aprimorou o processo de integração gráfica foi o Professor Emérito da EPUSP Dr.

Antonio Carlos Cardoso que introduziu sistematizações e estendeu os estudos de Kopniaeff, que originalmente tinham como variável independente o espaço percorrido, para a variável tempo. Estudos e pesquisas que permitiram a eletrificação da antiga Companhia Paulista de Estradas de Ferro em 1922 (Martins et al., 1987).

O modelo gráfico sugerido por Kopniaeff possui a inconveniência das escalas gráficas compatíveis, imposta pela teoria dos modelos, o que leva os desenhos a terem grandes dimensões, comprometendo a precisão dos resultados. Tais operações gráficas podem ser resumidas em operações que conduzam a um programa de computador.

Isto ocorreu na década de cinquenta e sessenta quando, aos poucos, houve a introdução dos computadores nas redes ferroviárias. Primeiramente computadores analógicos e híbridos (Polloni, 1972) e depois computadores digitais. Métodos analógicos foram utilizados pela SNCF no início da década de setenta.

O método atualmente mais utilizado em função da rapidez e precisão é o da simulação digital, onde a equação diferencial é resolvida por algoritmos numéricos, utilizando os métodos de Euler e Runge – Kutta (Martins, 1986).

A própria simulação digital também está sofrendo modificações não só em função do tempo de resolução das equações, da precisão dos resultados, do tipo de sistema operacional utilizado ou da linguagem em que o programa está escrito mas também em função da forma na qual os resultados são apresentados. Tabelas mostrando o comportamento de cada variável calculada em função de cada instante vão, aos poucos, dando lugar a gráficos representativos.

Atualmente, a simulação de marcha digital tem feito parte de sistemas maiores de análise metro-ferroviária que incluem além dos cálculos e simulação da rede de alimentação análises de curto-circuito e aterramento. Fora do contexto do planejamento da parte elétrica de um sistema metro-ferroviário, a simulação de marcha através de seus resultados que dizem respeito à dinâmica do movimento tem

sido utilizada em sistemas de planejamento de operação das linhas que fornecem tabelas de horários das composições e toda uma logística em função delas.

4. SIMULAÇÃO DE MARCHA

A simulação de marcha como dito anteriormente, constitui-se numa ferramenta poderosa no dimensionamento e operação de um sistema de tração elétrica. Isto se deve ao fato da simulação de marcha fornecer como resultado a posição de um veículo na via e em função desta posição, o tempo de percurso, a velocidade e a corrente absorvida entre outros parâmetros.

Para o cálculo de tais parâmetros, é tomada uma das variáveis da cinemática como independente e através de integrações sucessivas, determinam-se as demais (Martins, 1986).

O movimento de um veículo, definido pelo traçado da via, é similar a um ponto material dotado de um certo grau de liberdade. Tal movimento é descrito pela equação unidimensional de Newton (Allenbach; Kaller, 1995a):

$$\sum_{j=1}^n F_j = m \cdot a \quad (1)$$

Fig. 6 – Forças exercidas em um veículo em movimento (Allenbach; Kaller, 1995a)

$$(F_{ex} = R, F_{in} = F_{motor}, P = m \cdot g)$$

Pode-se decompor as forças exercidas no veículo em dois grupos: as forças produzidas pelo trem, positivas em tração e negativas em freagem, e as forças que se opõem ao movimento deste trem. Assim, a equação anterior fica:

$$F_{motor} - R = m \cdot a \quad (2)$$

A massa m' é aquela medida por um veículo parado através de uma balança, porém corrigida de um valor ξ que leva em conta a inércia das massas girantes (eixos montados, rotores) do veículo.

$$m' = \xi \cdot m \quad (3)$$

Este fator ξ pode ser dado por:

$$\xi = 1 + \frac{J_e + \frac{J_m}{k_G^2}}{m \cdot r_e^2} \quad (4)$$

O fator ξ é encontrado através de ensaios dinâmicos no veículo. Uma outra forma de ser encontrado é através de métodos de cálculos aproximados baseados na energia cinética total dos veículos, como mostrado em (Parodi; Tétrel, 1935) e (Allenbach; Kaller, 1995a).

Um valor típico para um trem completo, tração à aderência, varia entre 1,06 e 1,1 segundo Roger Kaller e Jean-Marc Allenbach (1995a) e entre 1,04 e 1,12 segundo Roberto W. C. Martins (1986). Carlos M. P. Cabrita (2000a) reproduziu a seguinte tabela de valores de ξ para veículos de tração à aderência simples:

<i>Tipos de veículos</i>	<i>Coeficiente ξ</i>
<i>locomotivas</i>	1,15 – 1,30
<i>automotrizes</i>	1,08 – 1,14
<i>carros e vagões</i>	1,02 – 1,04
<i>carros vazios</i>	1,05 – 1,12
<i>trem completo</i>	1,06 – 1,10

Tabela I – Valores para o coeficiente ξ

Estes valores apresentados na Tabela I são coerentes com os valores dados em (Allenbach; Kaller, 1995a) e em (Filipović, 1995).

4.1 Esforços resistentes

A força R que se opõe ao movimento do trem pode ser dividida em duas partes:

- a soma das resistências de toda a natureza, que em reta e nível, se opõe ao movimento do trem (as resistências normais);
- a soma das resistências suplementares devido às curvas e devido à gravidade (as resistências acidentais);

4.1.1 Resistências normais

As resistências normais são dadas por fórmulas empíricas que foram desenvolvidas por alguns pesquisadores, companhias ferroviárias e construtores de material rodante. Expressões gerais foram desenvolvidas na primeira metade do século passado e entre elas destacam-se as desenvolvidas por dois pesquisadores distintos e que são utilizadas até os dias atuais.

O primeiro conjunto de expressões gerais foi desenvolvido por Strahl para locomotivas à vapor e publicadas no Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure sob o título Verfahren zur Bestimmung der Belastungsgrenzen der Dampflokomotiven durante o primeiro trimestre de 1913 (Band 57, Nr. 7, p. 251-257; Band 57, Nr. 9, p. 326-332; Band 57, Nr. 10, p. 379-386 e Band 57, Nr. 11, p. 421-424). Tal conjunto de expressões ainda é utilizado na Europa (Allenbach; Kaller, 1995a); (Filipović, 1995).

O segundo conjunto de equações foi desenvolvido para locomotivas e trens unidades elétricos por W. J. Davis Jr. do departamento de engenharia ferroviária da General Electric Company e publicado em 1926 (Davis Jr., 1926).

Este conjunto de equações – as fórmulas de Davis – possui grande importância no Brasil pois foi, e ainda é, utilizado para quantificar as resistências normais do trem. Por este fato, este trabalho irá dar preferência às fórmulas de Davis.

Não importando a origem das expressões, elas são sempre um trinômio do tipo:

$$r_{MPT} = A + B \cdot v + C \cdot v^2 \quad (5)$$

Isto porque a prática mostrou que é necessário utilizar-se de uma fórmula com três termos. É importante notar que a expressão fornece valores médios da resistência ao movimento em plano e tangente por tonelada de veículo (Martins et al., 1987).

O termo constante A refere-se às resistências que podem ser consideradas constantes em relação à velocidade mas variáveis com o peso por eixo. Estas resistências compreendem a resistência do rolamento dos aros das rodas sobre os trilhos e o atrito nos mancais do eixo.

O coeficiente C é proporcional ao quadrado da velocidade e representa a parte aerodinâmica ou seja, a resistência do ar que torna-se presente principalmente sobre a face frontal do trem, agindo por atrito ao longo das paredes laterais e por aspiração na parte traseira do trem. Este coeficiente é sensível a diversos fatores como forma frontal da composição, intervalo entre veículos e saliências na estrutura.

O termo B , diretamente proporcional à velocidade, reúne todas as outras resistências que não foram incorporadas em A e C . É devido principalmente à resistência de atrito do friso das rodas com os trilhos e também devido ao atrito causado pelas oscilações e balanços. Em outras palavras, representa a qualidade da via e estabilidade do veículo.

A seguir, é apresentada uma tabela fornecendo os coeficientes A , B e C para cada tipo de veículo (Davis Jr., 1926); (Martins et al., 1987).

<i>veículo</i>	<i>A [kN/t]</i>	<i>B [kN/(km/h)/t]</i>	<i>C [kN/(km/h)²/t]</i>
<i>locomotiva</i>	$6,37432 \cdot 10^{-3} + 0,12896 / m_e$	$91,39780 \cdot 10^{-6}$	$44,71883 \cdot 10^{-6} \cdot S / (n_e \cdot m_e)$
<i>carro</i>	$6,37432 \cdot 10^{-3} + 0,12896 / m_e$	$91,39780 \cdot 10^{-6}$	$6,33510 \cdot 10^{-6} \cdot S / (n_e \cdot m_e)$
<i>vagão</i>	$6,37432 \cdot 10^{-3} + 0,12896 / m_e$	$137,78343 \cdot 10^{-6}$	$9,26728 \cdot 10^{-6} \cdot S / (n_e \cdot m_e)$
<i>carro motor</i>	$6,37432 \cdot 10^{-3} + 0,12896 / m_e$	$274,58620 \cdot 10^{-6}$	$44,71883 \cdot 10^{-6} \cdot S / (n_e \cdot m_e)$
<i>carro reboque traseiro</i>	$6,37432 \cdot 10^{-3} + 0,12896 / m_e$	$137,78343 \cdot 10^{-6}$	$44,71883 \cdot 10^{-6} \cdot S / (n_e \cdot m_e)$
<i>carro reboque dianteiro</i>	$6,37432 \cdot 10^{-3} + 0,12896 / m_e$	$137,78343 \cdot 10^{-6}$	$6,32530 \cdot 10^{-6} \cdot S / (n_e \cdot m_e)$

Tabela II – Coeficientes A, B e C

Os últimos três termos da Tabela II referem-se aos elementos básicos do trem unidade elétrico (TUE). A distinção de cada elemento com relação às resistências normais deve-se ao fato que o carro dianteiro sofre o impacto direto do ar enquanto que o carro reboque traseiro sofre o efeito de aspiração. Carros motores que estão entre o carro reboque dianteiro e o carro reboque traseiro possuem um comportamento diferente dos dois primeiros.

Observa-se que o grande mérito de W. J. Davis Jr. é a possibilidade de composição de um trem-tipo a partir dos vários elementos e que cada elemento possui uma equação particular oriunda dos resultados experimentais (Martins et al., 1987). É importante ressaltar que tal possibilidade de composição de um trem-tipo não é possível através das fórmulas gerais de Strahl que são dadas uma para cada tipo de trem completo (Allenbach; Kaller, 1995a); (Filipović, 1995).

Assim, a resistência normal ao movimento de uma composição é dada por:

$$R_{MPT} = \sum_{j=1}^n r_{MPTL_j} \cdot m_{L_j} + \sum_{j=1}^n r_{MPTV_j} \cdot m_{V_j} \quad (6)$$

Apesar dos estudos de W. J. Davis Jr. terem mais de setenta e cinco anos, os autores de (Martins et al., 1987) lembram que estes estudos podem ser aplicados a uma faixa de velocidades de até 100 km/h e também para velocidades um pouco maiores, que é o caso das ferrovias e metrovias brasileiras. Além disto, lembram que os materiais empregados nos ensaios de Davis são ainda do mesmo gênero dos materiais atualmente utilizados. Uma outra observação é que Davis realizou os ensaios em material rodante de bitola padrão (1,435 m). Mas, como a área da seção frontal normalmente variável de uma bitola para outra, está explícita nas fórmulas de Davis, estas podem também ser aplicadas ao material rodante de bitola larga (1,600 m) e bitola métrica (1,000 m).

4.1.2 Resistências acidentais

4.1.2.1 Resistência de curvatura

Este tipo de resistência é produzida por três fatores: solidariedade de rodas e eixos, paralelismo dos eixos e força centrífuga. No caso de uma composição realizar uma curva, dois fatos ocorrem:

- a) Sendo as rodas solidárias e paralelas, haverá um deslizamento da roda externa. É como se a roda executasse um movimento circular de deslizamento e a roda interna ficasse parada.

Fig. 7 – Paralelismo das rodas em uma curva (Martins et al., 1987)

- b) Devido ao paralelismo dos eixos, haverá um deslizamento do truque em movimento circular em torno do seu centro.

Fig. 8 – Paralelismo do eixo em uma curva (Parodi; Tétrel, 1935)
($e = b$)

No primeiro caso, o deslizamento é no sentido longitudinal e no segundo, no sentido transversal.

A força centrífuga natural das curvas, pode ser compensada na própria construção da linha, através de uma sobrelevação.

A resistência suplementar das curvas não pode ser avaliada teoricamente, nem medida separadamente. Ela é estabelecida através de fórmulas empíricas dando o valor da resistência r_C por tonelada de trem encontrada durante a circulação da composição em uma curva (Parodi; Tétrel, 1935).

Tais fórmulas empíricas possuem diversas autorias como Desdouits e Röckl que podem ser encontradas em (Parodi; Tétrel, 1935); (Martins et al., 1987) e (Allenbach; Kaller, 1995a). Porém, a expressão utilizada neste trabalho será a de Desdouits devido à sua simplicidade e também devido à flexibilidade em relação à bitola. É dada por:

$$r_C = \frac{4,9 \cdot b}{\rho} \quad (7)$$

ou, considerando a massa média do comboio,

$$R_c = \frac{4,9 \cdot b}{\rho} \cdot m \quad (8)$$

4.1.2.2 Resistência devido à gravidade

A resistência devido à gravidade é decorrente dos aclives e declives ao longo do percurso. Assim, uma composição que se encontra em uma rampa pode ter o seu peso ($m \cdot g$) decomposto em um componente normal e outro tangencial à rampa.

O componente tangencial à rampa é a resistência devido à gravidade e pode ser dada por:

$$R_i = m \cdot g \cdot \sin(\alpha) \quad (9)$$

Na prática, as rampas não são medidas através de um ângulo em graus. Elas são dadas através de sua inclinação ou seja, através da tangente deste ângulo, notada i e expressa em "por mil" (‰).

$$i = 10^3 \cdot \tan(\alpha) \quad (10)$$

Para as rampas de declividade até 100 ‰ ($\alpha \approx 6^\circ$), que é o caso da tração por simples aderência e alguns casos de tração à cremalheira, o seno do ângulo α é aproximadamente igual à tangente do mesmo ângulo (i), com um erro de 0,5 % (Filipović, 1995). Assim,

$$R_i = m \cdot g \cdot i \cdot 10^{-3} \quad (11)$$

É importante notar que os aclives introduzem uma resistência contra o movimento do trem enquanto que os declives atuam a favor do movimento, sendo este o único caso de resistência negativa na tração.

Como foi visto nos dois itens anteriores (4.1.2.1 e 4.1.2.2), deve-se recorrer a uma expressão para o cálculo da resistência ao movimento quer seja em uma rampa, quer seja em uma curva. Em uma via metro-ferroviária, são vários os trechos onde se

encontram rampas e curvas tornando o cálculo das resistências muito trabalhoso se não forem utilizados métodos computacionais.

Para a solução deste problema duas simplificações foram elaboradas: o perfil compensado e o perfil equivalente. O primeiro engloba rampas e curvas em uma rampa de inclinação constante. O segundo engloba em outra rampa de inclinação constante os vários perfis compensados. Nota-se que o trabalho desenvolvido pela composição será o mesmo em todos os casos. Maiores detalhes sobre estas simplificações podem ser encontrados em (Martins, 1986) e (Martins et al., 1987).

4.1.3 Esforços na partida

Durante a fase inicial da partida e independente da aceleração desejada, a resistência ao movimento é acrescida de uma pequena parcela apenas nas baixas velocidades, onde as expressões para a resistência ao movimento em nível e tangente não contabilizam este acréscimo na resistência inicial.

Esta resistência pode ser dada por (Allenbach; Kaller, 1995a):

$$R_p = 7,5 \cdot 10^{-3} \cdot m \cdot g \quad (12)$$

Esta resistência é influenciada pelo jogo dos engates, devido às folgas existentes, e pelo efeito resistente das caixas de graxa. Vale notar que é impossível determinar teoricamente esta resistência porque o trem não é indeformável e existe o jogo de engates que faz com que os veículos entrem em movimento um após o outro. Além disto, o efeito resistente das caixas de graxa é influenciado pelo tempo de estacionamento e pela temperatura. As expressões utilizadas são empíricas e foram determinadas a partir de ensaios onde mediu-se o esforço de tração necessário. Este valor foi então dividido pelo peso total da composição ensaiada (Martins et al., 1987).

4.2 Aderência

Para deslocar uma composição ao longo dos trilhos pode-se empregar entre outros métodos:

- tração por cremalheira;
- tração por simples aderência;

O primeiro caso trata-se de um sistema no qual a força de tração é transmitida, em parte ou inteiramente, através de uma engrenagem que se movimenta numa cremalheira instalada entre os trilhos.

Na grande maioria das aplicações, o segundo método é o utilizado. Para este caso, a tração mecânica é baseada no fenômeno da aderência.

Quando dois corpos sólidos, de qualquer forma, estão em contato, será produzida pela ação da força de apoio de um contra o outro, não somente uma deformação, mas também uma verdadeira penetração das rugosidades de uma superfície na outra (Parodi; Tétrel, 1935). A deformação pode ser estudada pela aplicação da teoria da elasticidade (Teoria de Hertz e Boussinesq).

Assim, uma roda apoiada sobre o trilho causa uma deformação elástica de ambos e a área de contato forma uma elipse, chamada elipse de Hertz. A pressão é máxima no centro da elipse, equivalendo a 1,5 vezes a pressão média sobre a superfície (Patin, 1952), e vai diminuindo em direção à periferia.

Quando a roda é submetida a um esforço de tração e seu eixo permanecer estacionário, ocorre uma pequena deformação tangencial na periferia da roda que permite uma rotação elástica reversível. O mesmo acontece no trilho. Ao aumentar gradualmente o esforço, deslocamentos não reversíveis ocorrem, ou seja, é observada uma pequena variação entre o deslocamento linear do centro da roda e o percurso real efetuado por um ponto localizado em sua periferia. A esta pequena variação dá-se o nome de pseudo-deslizamento. Ao aumentar mais ainda o esforço aplicado na roda,

os deslocamentos não reversíveis irão progredir para as regiões centrais da elipse de Hertz, fazendo com que o máximo limite estático seja superado e a roda patine sobre o trilho, ocorrendo um deslizamento puro da roda sobre o trilho (Martins; Toledo, 1976); (Martins, 1986).

Fig. 9 – Gráfico do esforço aplicado em função da variação de deslocamento linear e periférico da roda (Martins, 1986)

O coeficiente de aderência é então definido como sendo a relação entre este esforço máximo antes do deslizamento puro e a carga vertical da roda sobre o trilho (Martins, 1986). Este coeficiente é afetado pelo estado em que se encontram as superfícies de contato. Depósitos de materiais inorgânicos e orgânicos e a umidade do ar influenciam diretamente no coeficiente de aderência. O coeficiente de aderência é influenciado também por alguns fatores do próprio veículo como oscilações da máquina, inércia das massas girantes e irregularidades na variação do conjugado motor.

Segundo os autores de (Martins et al., 1987), o fato de se dizer que o coeficiente de aderência diminui com o aumento da velocidade constitui uma simplificação pois, a diminuição ocorre no peso aderente devido às oscilações. Quantificar esta diminuição do peso aderente através de fórmulas é algo impraticável. Assim, diz-se que o coeficiente de aderência varia com a velocidade e expressões para ele são estabelecidas em função da velocidade.

Uma observação importante deve ser feita neste ponto. Dá-se o nome de peso aderente o peso ($m_L \cdot g$) por eixo da locomotiva ou TUE multiplicado pelo número de eixos motores.

Os valores do coeficiente de aderência para as diversas velocidades são fornecidos através de ensaios onde se determinam os esforços de tração imediatamente anteriores à patinagem. O que se obtém através dos ensaios é uma nuvem de pontos de onde pode-se deduzir uma curva média (Martins, 1986).

Fig. 10 – Coeficiente de aderência em função da velocidade (Martins, 1986)

Vários ensaios foram realizados ao longo dos anos mas, dois se destacaram. O primeiro foi feito em 1927 por A. E. Müller com uma locomotiva em corrente contínua cujos resultados foram publicados sob o título *Reibungsverhältnisse bei Groß-Elektrolokomotiven* na *Elektrotechnische Zeitschrift* (Heft 1 p. 17-19) em 5 de janeiro de 1928. Tais resultados foram utilizados por H. Parodi e A. Tétrel (1935) para deduzir a seguinte expressão utilizada para as locomotivas de corrente contínua 1500 V e válida também para as locomotivas de 3000 V (Martins et al., 1987):

$$\mu = \frac{\mu_0}{1 + 0,01 \cdot v} \quad (13)$$

Neste caso, um valor típico de μ_0 é 0,22.

O segundo ensaio de destaque foi feito por E. W. Curtius e A. Kniffler em 1943 com locomotivas monofásicas CA em frequência especial (16 2/3 Hz) cujos motores eram do tipo série CA ligados em paralelo. Estudos complexos foram feitos inclusive para altas velocidades (Martins et al., 1987). A fórmula resultante dos ensaios é dada por:

$$\mu = \mu_0 \cdot \frac{8 + 0,1 \cdot v}{8 + 0,2 \cdot v} \quad (14)$$

Se o valor de μ_0 for igual ao proposto por E. W. Curtius e A. Kniffler ($\mu_0 \approx 0,33$) a expressão se reduzirá a (Allenbach; Kaller, 1995a); (Filipović, 1995):

$$\mu = \frac{7,5}{v + 4,4} + 0,161 \quad (15)$$

Os veículos de tração mais modernos apresentam coeficientes de aderência superiores aos obtidos nos ensaios anteriormente citados. Deste modo, a curva média obtida através dos ensaios de E. W. Curtius e A. Kniffler é substancialmente excessiva. Contudo, ela pode ser considerada como um valor mínimo com distância suficiente dos valores de pico, oferecendo segurança (Filipović, 1995).

De acordo com o que foi visto, o esforço máximo permitido pela aderência será:

$$|F_{m\acute{a}x}| = \frac{m_L}{n_e} \cdot n_{em} \cdot g \cdot \mu \quad (16)$$

Observando que,

$$|F_{motor}| \leq |F_{m\acute{a}x}| \quad (17)$$

A curva de esforço máximo permitido pela aderência possui presença marcante nas locomotivas para trens de carga limitando a sua operação. Já nos trens de passageiros e TUEs, o limite imposto pela aderência não chega a ser atingido (Martins, 1986).

4.3 Resolução da equação do movimento

Retomando a eq. (2):

$$F_{motor} - R = m' \cdot a \quad (2)$$

Aplicando o que foi visto até agora,

$$F_{motor} - (R_i + R_C + R_{MPT}) = m' \cdot a \quad (18)$$

Abaixo seguem as diversas condições nas quais a eq. (18) pode se modificar.

Em regime de tração, no plano, sem curvas:

$$F_{motor} - R_{MPT} = m' \cdot a \quad (19)$$

Em regime de tração, em rampa ascendente, dotada de curva:

$$F_{motor} - (R_i + R_C + R_{MPT}) = m' \cdot a \quad (20)$$

Em regime de tração, em rampa descendente, dotada de curva:

$$F_{motor} + R_i - (R_C + R_{MPT}) = m' \cdot a \quad (21)$$

Em equilíbrio (aceleração nula, velocidade constante):

$$F_{motor} - (R_i + R_C + R_{MPT}) = 0 \quad (22)$$

Em regime de freagem, em rampa ascendente, dotada de curva:

$$-F_f - (R_i + R_C + R_{MPT}) = m' \cdot (-a) \quad (23)$$

Em regime de freagem, em rampa descendente, dotada de curva:

$$-F_f + R_i - (R_C + R_{MPT}) = m' \cdot (-a) \quad (24)$$

O esforço de freagem F_f depende do tipo de freagem da composição. Veículos um pouco mais antigos iniciam sua freagem através apenas do esforço resistente, ou seja $F_f = 0$, fase do ciclo de tração conhecida também como deslizamento. Só então a partir de uma certa velocidade da composição é que são aplicados os freios fazendo com que F_f seja igual ao módulo de F_t . Este esforço total de travamento em geral, pode ser suposto constante (Martins et al., 1987).

Uma tecnologia mais moderna combina a freagem mecânica com a freagem elétrica. Os motores de tração passam a operar como geradores fornecendo torque negativo. Deste modo,

$$F_f = |F_{motor}| + |F_t| \quad (25)$$

A grande vantagem deste tipo de freagem é a possibilidade de regeneração onde o veículo passa a fornecer energia elétrica à rede de alimentação. Outra vantagem encontrada em (Cabrita, 2000a) é que neste tipo de freagem o sistema de freio mecânico é menos solicitado, havendo um desgaste menor de material e consequentemente, menos manutenção.

É importante observar que a limitação do esforço motor pela aderência também é válida para a freagem. Assim,

$$|F_f| \leq |F_{m\acute{a}x}| \quad (26)$$

De qualquer forma, a eq. (2) pode ser simplificada introduzindo-se o conceito de esforço útil. O esforço útil é aquele esforço responsável pela aceleração do veículo e pode ser dado no período de tração por:

$$F_U = F_{motor} - R \quad (27)$$

E no período de freagem por:

$$F_U = F_{motor} + R \quad (28)$$

Nota-se que o esforço útil é positivo em tração e negativo em freagem.

E a eq. (2) pode ser dada então em sua forma diferencial:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{F_U}{m'} \quad (29)$$

De um outro modo,

$$\frac{d^2 l}{dt^2} = \frac{F_U}{m'} \quad (30)$$

A eq. (30) talvez mostre melhor que o esforço útil é uma função de duas variáveis independentes – o tempo e o espaço percorrido – o que deu origem aos dois métodos de integração gráfica vistos no item 3.4.

Fig. 11 – A simulação de marcha como função de duas variáveis e sua projeção nos três planos

Para a solução numérica da eq. (29) ou (30), este trabalho apresentará os métodos numéricos mostrados em (Martins, 1986) e (Martins et al., 1988) que fixam o tempo como variável independente.

4.3.1 Método de Euler

O método de Euler aplicado ao caso estudado consiste em assumir que a função $F_U(t_j, v_j)$ é constante no intervalo de tempo considerado. A precisão da solução é função

do passo de integração Δt utilizado. Desta forma, para uma redução global do erro, o tamanho dos passos de integração devem ser reduzidos, aumentando assim o número de passos.

A redução do tamanho do passo e conseqüente aumento do número de passos causa uma redução global do erro até que os erros de arredondamento começam a ter um efeito substancial no resultado. Tal comportamento limita a utilidade do método de Euler para soluções de alta precisão (Hultquist, 1988).

A solução da eq. (29) pode ser obtida através do método de Euler sendo feito para cada passo a operação:

$$v_{j+1} = v_j + 3,6 \cdot \Delta t \cdot \frac{F_U(t_j, v_j)}{m'} \quad (31)$$

Observa-se que se forem seguidas as unidades previamente adotadas, deve-se multiplicar Δt por 3,6 para que a velocidade seja dada em km/h e não em m/s, uma vez que $1 \text{ m/s} = 3,6 \text{ km/h}$.

Um método um pouco mais sofisticado pode ser elaborado através da substituição de $F_U(t_j, v_j)$ por uma interpolação linear entre $F_U(t_j, v_j)$ e $F_U(t_{j+1}, v_{j+1})$. Este método é conhecido como método de Heun (Hultquist, 1988). Para estimar um primeiro valor de $F_U(t_{j+1}, v_{j+1})$ pode-se utilizar o método de Euler e depois aplicar o método de Heun para encontrar um valor mais preciso de v_{j+1} . Este é um exemplo de um grupo de métodos conhecidos como predictor-corretor.

Assim, para cada passo, efetuam-se as seguintes operações:

$$v_{j+1}^* = v_j + 3,6 \cdot \Delta t \cdot \frac{F_U(t_j, v_j)}{m'} \quad (32)$$

$$v_{j+1} = v_j + 3,6 \cdot \Delta t \cdot \frac{F_U(t_j, v_j) + F_U(t_{j+1}, v_{j+1}^*)}{2 \cdot m'} \quad (33)$$

4.3.2 Métodos de Runge-Kutta

Os métodos de Runge-Kutta são métodos de um só passo, o que significa que apenas uma solução é envolvida para se encontrar a próxima solução. Estes métodos utilizam uma grande soma de valores de $F_U(t_j, v_j)$ avaliados no ponto inicial de cada passo e em vários pontos através do passo de integração. Estes métodos são estáveis e são relativamente eficientes se a função não for muito complicada. Outra vantagem é que uma mudança no tamanho do passo de integração não causa problemas (Hultquist, 1988).

Os métodos de Runge-Kutta de uma ordem de aproximação n qualquer permitem obter valores aproximados da solução da equação diferencial (29) que coincidem com os valores obtidos pela expansão de Taylor da variável t em torno do ponto v_j , até o termo de potência n . As famílias de quarta ordem são as mais utilizadas (Martins, 1986); (Hultquist, 1988).

Para uma aproximação de segunda ordem tem-se:

$$\begin{cases} v_{j+1} = v_j + 3,6 \cdot \Delta t \cdot \frac{F_U\left(t_j + \frac{\Delta t}{2}, v_j + \frac{\Delta v}{2}\right)}{m'} \\ \Delta v = \frac{\Delta t}{m'} \cdot F_U(t_j, v_j) \end{cases} \quad (34)$$

E para uma aproximação de quarta ordem tem-se:

$$\begin{cases} v_{j+1} = v_j + \frac{1}{6} \cdot (K_1 + 2 \cdot K_2 + 2 \cdot K_3 + K_4) \\ K_1 = \frac{3,6 \cdot \Delta t}{m'} \cdot F_U(t_j, v_j) \\ K_2 = \frac{3,6 \cdot \Delta t}{m'} \cdot F_U\left(t_j + \frac{\Delta t}{2}, v_j + \frac{K_1}{2}\right) \\ K_3 = \frac{3,6 \cdot \Delta t}{m'} \cdot F_U\left(t_j + \frac{\Delta t}{2}, v_j + \frac{K_2}{2}\right) \\ K_4 = \frac{3,6 \cdot \Delta t}{m'} \cdot F_U(t_j + \Delta t, v_j + K_3) \end{cases} \quad (35)$$

4.3.3 Outros parâmetros do movimento da composição

Como foi exposto no item anterior, a variável independente adotada foi o tempo. Para cada j passos, o tempo gasto pela composição pode ser dado em função do tempo inicial e do passo de integração através da expressão:

$$t_{j+1} = t_0 + j \cdot \Delta t \quad (36)$$

O passo Δt pode ser da ordem de 1 segundo nas aplicações ferroviárias produzindo resultados bastante satisfatórios (Martins, 1986).

O espaço percorrido por esta composição no instante de tempo t_{j+1} é dado por:

$$l_{j+1} = l_j + \Delta t \cdot \frac{\frac{v_{j+1} + v_j}{2} \cdot 3,6}{2} \quad (37)$$

E a aceleração desta composição no instante t_{j+1} pode ser obtida pela expressão:

$$a_{j+1} = \frac{F_U(t_{j+1}, v_{j+1})}{m'} \quad (38)$$

As outras variáveis envolvidas no movimento da composição como a potência desenvolvida pela composição e o coeficiente de aderência (e consequentemente o esforço máximo permitido pela aderência) podem também ser calculados no instante t_{j+1} a partir da velocidade da composição v_{j+1} neste instante.

A potência desenvolvida pela composição no regime de tração é dada pela relação:

$$P_U = \frac{F_{motor} \cdot v}{3,6} \quad (39)$$

E no instante t_{j+1} , pode ser dada através de:

$$P_{U(j+1)} = \frac{F_{motor}(t_{j+1}, v_{j+1}) \cdot v_{j+1}}{3,6} \quad (40)$$

No período de freagem, a potência desenvolvida pode ser dada por:

$$P_U = \frac{F_f \cdot v}{3,6} \quad (41)$$

E no instante t_{j+1} , pode ser obtida por:

$$P_{U(j+1)} = \frac{F_f(t_{j+1}, v_{j+1}) \cdot v_{j+1}}{3,6} \quad (42)$$

4.4 Aceleração e solavanco

Até agora falou-se na aceleração da composição sem dar-lhe valores máximos. A aceleração máxima de uma composição é dada em função do tipo desta composição. Em (Martins, 1986) pode-se encontrar tais valores através de um gráfico em função da velocidade supondo-se o percurso em reta e nível. Neste gráfico a aceleração é constante até 50 % da velocidade máxima estabelecida e cai gradualmente para zero em 100 % da velocidade máxima estabelecida. Os valores máximos dado pelo gráfico são:

transporte de massa (metrô e trem de subúrbio):	1,194 m/s ²
transporte de longo percurso:	0,611 m/s ²
transporte de carga:	0,306 m/s ²

Em uma outra referência (Filipović, 1995), outros valores são fornecidos:

trens de carga pesada:	0,02 ... 0,1 m/s ²
------------------------	-------------------------------

trens de carga:	0,1 ... 0,2 m/s ²
trens de passageiros:	0,3 ... 0,4 m/s ²
trens interurbanos:	0,8 ... 1,2 m/s ²
metrô:	1,0 ... 1,3 m/s ²

O solavanco é a variação da aceleração no tempo. Uma variação brusca da aceleração é algo que deve ser evitado, principalmente quando trata-se de trens de passageiros ou transportes de massa.

Segundo Žarko Filipović (1995), o solavanco deve ser limitado em aproximadamente 0,5 ... 0,75 m/s³. Contudo, valores um pouco mais altos como 0,8 m/s³ e 1,0 m/s³ foram encontrados.

Um modo interessante de se levar em conta o controle deste solavanco durante a simulação de marcha é através do monitoramento do esforço útil. Assim, a máxima variação do esforço útil em um intervalo de tempo pode ser expressa por:

$$\Delta F_{U_{máx}} = m \cdot J \cdot \Delta t \quad (43)$$

Desta forma,

$$F_U(t_{j+1}, v_{j+1}) - F_U(t_j, v_j) = m \cdot J \cdot \Delta t \quad (44)$$

É importante notar que, apesar de ser monitorado o esforço útil, o controle irá atuar sobre o esforço motor aumentando-o ou diminuindo-o conforme a necessidade.

4.5 Variáveis do movimento referidas ao motor

A simulação de marcha, como foi visto até agora, fornece um conjunto de parâmetros relativos ao movimento de uma composição em um determinado trecho metro-ferroviário. Outro conjunto de parâmetros desta vez relativos às conseqüências na parte elétrica da composição trazidas pelo seu movimento devem ser determinados. Para tanto, algumas variáveis mecânicas devem estar referidas ao motor de tração.

De um modo geral, o motor de tração transmite seu torque e sua velocidade de rotação através de um sistema de engrenagens do tipo coroa-pinhão para o eixo motorizado do truque e consequentemente, para a roda do veículo.

Este conjunto de engrenagens irá ter uma razão de transmissão igual a k_G e uma eficiência η_T .

Fig. 12 – Transmissão do movimento

Dado um comboio dotado de n_m motores que esteja desenvolvendo um esforço motor F_{motor} . Supondo uma distribuição igual do esforço motor entre os n_m motores e todas as rodas possuindo um mesmo diâmetro, pode-se dizer que:

$$\frac{F_{motor}}{n_m} = \frac{T_{eixo}}{r_e} \quad (45)$$

Considerando a razão de engrenagens e o rendimento da transmissão, o torque no eixo pode ser expresso através do torque motor por (Allenbach; Kaller, 1995a):

$$T_{eixo} = \frac{T_{motor}}{k_G} \cdot \eta_T \quad (46)$$

Substituindo a eq. (46) na eq. (45) tem-se:

$$\frac{F_{motor}}{n_m} = \frac{\frac{T_{motor}}{k_G} \cdot \eta_T}{r_e} \quad (47)$$

Rearranjando,

$$T_{motor} = \frac{F_{motor} \cdot r_e \cdot k_G}{n_m \cdot \eta_T} \quad (48)$$

A potência mecânica no eixo do motor e a potência desenvolvida pelo veículo se relacionam através de:

$$P_{motor} = \frac{P_U}{n_m \cdot \eta_T} \quad (49)$$

A velocidade de rotação do eixo do veículo pode ser expressa através da velocidade do comboio por:

$$n_{re} = \frac{60 \cdot v}{2 \cdot \pi \cdot r_e \cdot 3,6} \quad (50)$$

E a velocidade de rotação do eixo do motor é dada em função da velocidade do eixo do veículo por (Allenbach; Kaller, 1995a):

$$n_{rm} = \frac{n_{re}}{k_G} \quad (51)$$

Substituindo a eq. (51) na eq. (50) tem-se:

$$n_{rm} = \frac{60 \cdot v}{2 \cdot \pi \cdot r_e \cdot 3,6 \cdot k_G} \quad (52)$$

5. MODELO DO SISTEMA ELÉTRICO DE TRAÇÃO

5.1 *Princípios do motor de indução trifásico*

O estator de um motor de indução trifásico consiste de um enrolamento trifásico distribuído entre as ranhuras do estator. O rotor tipo gaiola é constituído de um núcleo laminado onde barras condutoras são incrustadas nas ranhuras deste núcleo. Estas barras condutoras são curto-circuitadas juntas nas duas extremidades através de anéis condutores.

Quando o enrolamento do estator é excitado por uma tensão trifásica, senoidal e equilibrada de frequência f , correntes irão surgir neste enrolamento que darão origem no entreferro a uma força magnetomotriz e a um fluxo. O número de pólos magnéticos que irão surgir é dado de acordo com a distribuição do enrolamento no estator (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975).

A força magnetomotriz produzida pelas três fases do estator é uma onda senoidal de amplitude constante cuja velocidade angular, chamada velocidade angular síncrona, pode ser expressa através de:

$$\omega_s = \frac{4 \cdot \pi \cdot f}{2p} \quad (53)$$

A velocidade da onda senoidal da força magnetomotriz pode também ser expressa através da velocidade de rotação, chamada velocidade de rotação síncrona, por:

$$n_s = \frac{120 \cdot f}{2p} \quad (54)$$

Considerando-se que o rotor esteja girando a uma velocidade n_{rm} , que depende de sua carga, na mesma direção do campo girante produzido pelo estator, a diferença entre a velocidade síncrona n_s , e a velocidade do rotor é conhecida como escorregamento. O escorregamento pode ser dado como uma porcentagem da velocidade de rotação síncrona por:

$$s = \frac{n_s - n_{rm}}{n_s} \quad (55)$$

Ou então através das velocidades angulares por:

$$s = \frac{\omega_s - \omega_{rm}}{\omega_s} \quad (56)$$

Esta diferença de velocidade entre o fluxo do estator e os condutores do rotor faz com que sejam induzidas tensões de uma frequência conhecida como frequência de escorregamento. Tal frequência é igual a:

$$f_{sl} = f \cdot s \quad (57)$$

As tensões induzidas no circuito do rotor dão origem à correntes de frequência f_{sl} . Estas correntes criam uma força magnetomotriz girante também na frequência f_{sl} em relação ao rotor. Somando-se a velocidade desta força magnetomotriz à velocidade do rotor tem-se a velocidade síncrona, como pode ser observado através de uma manipulação da eq. (55) e da eq. (56). Ou seja, esta força magnetomotriz criada pelo rotor é estacionária em relação à força magnetomotriz do estator.

O torque motor desenvolvido é proporcional ao produto das amplitudes das forças magnetomotrizes do rotor e do estator. Sua expressão pode ser dada em função da força magnetomotriz do rotor, do ângulo δ entre a força magnetomotriz do estator e a força magnetomotriz resultante entre as forças magnetomotrizes do estator e do rotor e também do fluxo resultante no entreferro produzido pelo efeito combinado das correntes do estator e do rotor (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975).

A grande parte do fluxo produzido pelo estator e pelo rotor cruza o entreferro e concatena o enrolamento do estator e as barras do rotor, sendo este fluxo chamado de fluxo mútuo. A parte do fluxo produzido pelo estator e pelo rotor que concatena respectivamente apenas os enrolamentos do estator e as barras do rotor é chamada no primeiro caso de fluxo disperso do estator e no segundo de fluxo disperso do rotor.

O fluxo resultante no entreferro gera forças contra-eletromotrizes simétricas de frequência f no enrolamento trifásico do estator, de acordo com a Lei de Faraday, além das tensões induzidas no rotor.

5.2 Circuito equivalente do motor de indução

O estator só tem conhecimento do que está acontecendo no rotor através das ondas de força magnetomotriz resultante e do rotor. Para o estator, não haveria diferença se o rotor fosse substituído por um outro de mesma força magnetomotriz, mesmo fator de potência e mesma velocidade.

Esta substituição leva à idéia de se referir as quantidades do rotor ao estator. Tal qual em um transformador, estator e rotor podem então ser representados em um único circuito (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975).

Desta forma, os motores de indução trifásicos de enrolamentos simétricos excitados por tensões trifásicas e equilibradas podem ter o seu princípio de funcionamento em regime permanente expresso em um circuito equivalente.

O circuito equivalente por fase utilizado neste trabalho é o mesmo de (Mohan; Robbins; Undeland, 1995) que pode ser encontrado em (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975).

Fig. 13 – Circuito equivalente por fase do motor de indução (Mohan; Robbins; Undeland, 1995) (Adaptado)

A corrente do estator, descontando as perdas no ferro como de praxe seguindo a orientação adotada em (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975), pode ser decomposta em duas partes: um componente de magnetização e um componente de carga.

O componente de carga produz uma força magnetomotriz que cancela a força magnetomotriz real do rotor. O componente de magnetização é a corrente de estator necessária para se criar o fluxo resultante no entreferro. Esta corrente está atrasada de 90° em relação à força contra-eletromotriz do estator e pode ser considerada como uma corrente atravessando um ramo paralelo composto pela indutância de magnetização L_m (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975). Deste modo, fasorialmente tem-se:

$$\dot{I}_s = \dot{I}_r + \dot{I}_m \quad (58)$$

A corrente de magnetização pode ser dada por:

$$i_m = \frac{N_s \cdot \phi_{ag}}{L_m} \quad (59)$$

E a força contra-eletromotriz por:

$$e_{ag} = N_s \cdot \frac{d\phi_{ag}}{dt} \quad (60)$$

Sendo o fluxo resultante no entreferro ϕ_{ag} uma onda senoidal de frequência f , o valor eficaz da corrente de magnetização pode ser expressa através de (Mohan; Robbins; Undeland, 1995):

$$I_m = k_1 \cdot \phi_{ag} \quad (61)$$

E o valor eficaz da força contra-eletromotriz do estator por:

$$E_{ag} = k_2 \cdot f \cdot \phi_{ag} \quad (62)$$

O efeito sobre as características elétricas da máquina dos fluxos de dispersão do estator e do rotor que induzem tensões nos próprios enrolamentos podem ser levados

em conta através das indutâncias de dispersão do estator L_s e do rotor L_r . Em série com a indutância de dispersão do estator pode ser posto uma resistência R_s que representa a queda ohmica deste enrolamento. Assim, a equação na forma fasorial para o circuito do estator fica:

$$\dot{V}_s = \dot{E}_{ag} + (R_s + j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_s) \cdot \dot{I}_s \quad (63)$$

Fig. 14 – Diagrama fasorial do motor de indução (Mohan; Robbins; Undeland, 1995)

Neste ponto é importante notar que alguns autores como (Rashid, 1999) simplificam o circuito equivalente através da mudança da indutância de magnetização para os terminais do enrolamento do estator partindo-se do princípio que:

$$(2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_m)^2 \gg [R_s^2 + (2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_s^2)] \quad (64)$$

Tal princípio sugere que tensão aplicada ao ramo paralelo do circuito equivalente composto pela indutância de magnetização L_m é aproximadamente igual à tensão V_s aplicada aos terminais do estator.

Esta simplificação implica em um circuito só que envolve o estator e o rotor ou seja, implica em uma corrente do estator igual à corrente do rotor. Segundo os autores de (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975) esta aproximação não é permitida para os motores de indução sob condições normais por causa dos altos valores atingidos pelas correntes de magnetização. Tal simplificação não será aplicada neste trabalho.

A relação entre a tensão induzida no rotor de frequência f_{sl} e a tensão induzida no estator de frequência f é o escorregamento s . A equação fasorial do rotor pode então ser escrita assim:

$$\frac{s \cdot \dot{E}_{ag}}{\dot{I}_r} = R_r + j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f_{sl} \cdot L_r \quad (65)$$

Dividindo-se a eq. (65) por s ,

$$\frac{\dot{E}_{ag}}{\dot{I}_r} = \frac{R_r}{s} + j \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_r \quad (66)$$

A eq. (66) mostra o efeito combinado da carga no eixo e da queda ohmica do rotor através de uma resistência refletida R_r / s que é função do escorregamento e deste modo, da carga mecânica (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975).

Se a reatância de dispersão do rotor ($2 \cdot \pi \cdot f_{sl} \cdot L_r$) for muito pequena em comparação com a resistência R_r do rotor, o ângulo de carga δ irá ter o seu valor ótimo de 90° . Caso isto não seja verdade a onda de força magnetomotriz do rotor estará adiantada de $90^\circ - \theta_r$. A primeira hipótese é verdadeira para a operação normal dos motores de indução (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975); (Mohan; Robbins; Undeland, 1995).

Sendo a força magnetomotriz do rotor proporcional à corrente no rotor I_r , pode-se expressar o torque total do motor através de:

$$T_{motor} = k_3 \cdot \phi_{ag} \cdot I_r \cdot \text{sen}(\delta) \quad (67)$$

Adotando a hipótese de que $\delta = 90^\circ$,

$$T_{motor} \cong k_3 \cdot \phi_{ag} \cdot I_r \quad (68)$$

Também, através desta hipótese pode-se observar que os fasores de E_{ag} e I_r estão em fase ($\theta_r \approx 0^\circ$) e o módulos das correntes no motor podem ser dados por:

$$I_s^2 \cong I_r^2 + I_m^2 \quad (69)$$

Sendo $\theta_r \approx 0^\circ$, da eq. (62) e da eq. (65) tem-se:

$$I_r \cong k_4 \cdot \phi_{ag} \cdot f_{sl} \quad (70)$$

Combinando a eq. (68) com a eq. (70):

$$T_{motor} \cong k_s \cdot \phi_{ag}^2 \cdot f_{sl} \quad (71)$$

Nos motores de indução normais, excetuando-se operação em baixos valores de f , tem-se (Mohan; Robbins; Undeland, 1995):

$$V_s \approx E_{ag} \quad (72)$$

Substituindo a eq. (72) na eq. (62),

$$V_s \cong k_2 \cdot f \cdot \phi_{ag} \quad (73)$$

O efeito da resistência do estator R_s não pode ser desprezado quando o motor está operando em baixos valores de f .

Expandindo a eq. (63) através da aplicação da eq. (58), e também levando em conta a simplificação anteriormente feita de que os fasores de E_{ag} e I_r estão em fase, obtém-se:

$$\dot{V}_s \cong [E_{ag} + (2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_s) \cdot I_m + R_s \cdot I_r] + j \cdot [(2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_s) \cdot I_r - R_s \cdot I_m] \quad (74)$$

Fig. 15 – Diagrama fasorial do estator para baixas frequências (Mohan; Robbins; Undeland, 1995)

A influência da parte imaginária do segundo termo da eq. (74) na magnitude do fasor de V_s é desprezível por estar perpendicular a este. Assim, a eq. (74) torna-se:

$$\dot{V}_s \cong E_{ag} + (2 \cdot \pi \cdot f \cdot L_s) \cdot I_m + R_s \cdot I_r \quad (75)$$

Como será visto posteriormente, se o fluxo no entreferro ϕ_{ag} for mantido constante, E_{ag} irá variar linearmente com f de acordo com a eq. (62). Também, I_m será constante de acordo com a eq. (61). Deste modo, para um fluxo resultante no entreferro ϕ_{ag} constante, a eq. (75) será simplificada para:

$$V_s \approx k_6 \cdot f + R_s \cdot I_r \quad (76)$$

Da eq. (76) pode-se observar que a queda de tensão em R_s para manter o fluxo no entreferro ϕ_{ag} constante não depende de f , mas de I_r (Mohan; Robbins; Undeland, 1995).

5.2.1 Potências através do circuito equivalente

A potência por fase que atravessa o entreferro P_{ag} é igual à diferença entre a potência de entrada P_{in} e a perda ohmica no enrolamento do estator:

$$P_{ag} = P_{in} - I_s^2 \cdot R_s \quad (77)$$

Esta potência pode ser expressa também em termos de quantidades equivalentes do rotor:

$$P_{ag} = I_r^2 \cdot \frac{R_r}{s} \quad (78)$$

A perda ohmica no cobre do rotor é dada por:

$$P_r = I_r^2 \cdot R_r \quad (79)$$

Desta forma, a potência mecânica desenvolvida pelo motor pode ser assim expressa:

$$P_m = P_{ag} - P_r \quad (80)$$

Desenvolvendo,

$$P_m = I_r^2 \cdot \frac{R_r}{s} - I_r^2 \cdot R_r \quad (81)$$

$$P_m = I_r^2 \cdot R_r \cdot \left(\frac{1-s}{s} \right) \quad (82)$$

$$P_m = (1-s) \cdot P_{ag} \quad (83)$$

Através da eq. (83) pode-se perceber que da potência total transferida ao rotor, a fração $(1-s)$ transforma-se em potência mecânica desenvolvida e a fração s é dissipada nas barras do rotor.

Ressaltando-se os aspectos de potência, o circuito equivalente do motor pode ser modificado. A resistência R_r / s pode ser dividida em R_r e $R_r \cdot (1-s) / s$, mostrando que a potência mecânica do motor por fase é igual à potência absorvida por $R_r \cdot (1-s) / s$ (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975).

Fig. 16 – Circuito equivalente final por fase do motor de indução (Mohan; Robbins; Undeland, 1995)

A potência de saída no eixo do motor é o valor da potência mecânica desenvolvida, descontando as perdas por ventilação, atrito, e parte das perdas suplementares. Assim, para um motor trifásico,

$$P_{motor} = 3 \cdot P_m - P_d \quad (84)$$

5.3 Controle dos motores em regime de tração

Um controle apropriado dos motores permite adaptar a amplitude e a frequência do sistema de tensão trifásico a cada caso de carga e velocidade do motor. A estabilidade do movimento não é mais garantida pelas características naturais do motor, como é o caso dos motores dotados de coletor, mas pelo inversor. Em uma primeira aproximação, pode-se dizer que o motor de tração é regulado pela

frequência do inversor e pela amplitude da tensão trifásica que permite adaptar o torque motor ao torque resistente e à aceleração desejada (Allenbach; Kaller, 1995a).

Este controle na variação da tensão e da frequência permite operar o motor não somente em velocidades abaixo da nominal mas também, em velocidades ainda acima do dobro da velocidade nominal sem trazer problemas mecânicos (Mohan; Robbins; Undeland, 1995).

Quando os motores de tração são alimentados através de inversores de tensão, três regiões distintas, que serão abordadas em seguida, podem ser encontradas.

Fig. 17 – Regiões de controle do motor de indução (Mohan; Robbins; Undeland, 1995)
 (a) Aspecto do torque do motor; (b) Aspecto do torque do motor, da tensão do estator, da corrente de magnetização e da corrente do rotor; (c) Aspecto do escorregamento e da frequência de escorregamento. ($T_{em} = T_{motor}$, $T_{rated} = T_{motornom}$, $\omega_r = \omega_{rm}$)

5.3.1 Abaixo da velocidade nominal

De acordo com (Hödle; Stemmler, 1965) em baixas velocidades e na parada, as máquinas assíncronas podem fornecer um torque alto sob a condição do fluxo resultante no entreferro ser mantido constante em seu valor nominal

independentemente da velocidade e da carga. A. B. Plunkett (1977) sugere que o fluxo no entreferro pode ser mantido em seu valor máximo para manter a operação do inversor em uma frequência mínima possível.

O fluxo resultante no entreferro pode ser mantido constante controlando-se a relação V_s / f (Volts / Hertz), tal qual mostrou a eq. (73). Em outras palavras, é variada a velocidade da força magnetomotriz e do fluxo no entreferro mantendo-os constante em suas amplitudes nominais, evitando assim, uma saturação do material. A magnitude da tensão do estator V_s irá crescer proporcionalmente com a frequência até o seu valor nominal.

Se o fluxo no entreferro é mantido constante, o motor irá fornecer um torque constante e também solicitará uma corrente rotórica I_r constante no caso da frequência de escorregamento f_{sl} ser mantida constante como mostrou as eq. (70) e eq. (71).

O valor da frequência de escorregamento deverá ser nominal para que o motor forneça torque nominal, uma vez que o fluxo é mantido nesta região de controle em 1 pu (por unidade). Consequentemente, a corrente rotórica I_r também será de valor nominal. Nota-se que nestas condições, variando-se a frequência e mantendo-se frequência de escorregamento fixa, o escorregamento irá cair de $s = 1$ (rotor parado) até seu valor nominal ao final desta região de controle.

Nesta primeira fase de controle, a perda de potência no rotor P_r se mantém constante pelo fato da corrente no rotor I_r ser constante. Isto pode causar algum problema caso o motor seja do tipo auto-ventilado. Tal perda pode reduzir a capacidade de fornecimento de torque para velocidades muito baixas (Mohan; Robbins; Undeland, 1995).

Deve-se levar também em conta a queda de tensão na resistência do estator quando o motor opera em baixas frequências e um fluxo constante, como mostrou a eq. (76).

É importante lembrar que o esforço motor, e consequentemente o torque motor, é limitado pela aderência. O limite desta região, que se estende até a velocidade nominal, será o esforço permitido pela aderência.

5.3.2 *Acima da velocidade nominal*

Aumentando-se a frequência além do seu valor nominal, a velocidade do motor também aumenta.

Mantendo-se a tensão no estator constante, o torque irá cair por causa da diminuição do fluxo magnético no entreferro, como mostrou a eq. (73), e a máquina irá operar, como será mostrado adiante, com potência constante. O fluxo no entreferro irá diminuir proporcionalmente com a frequência, assim como a corrente de magnetização I_m . Esta região é análoga ao modo de campo enfraquecido no controle de velocidade de um motor de corrente contínua (Bose, 1981).

Combinando a eq. (71) com a eq. (73) tem-se:

$$T_{motor} \cong k_5 \cdot \left(\frac{V_s}{k_2 \cdot f} \right)^2 \cdot f_{sl} \quad (85)$$

Aplicando as condições acima expostas, a eq. (85) pode ser simplificada para:

$$T_{motor} \cong k_7 \cdot \frac{1}{f^2} \cdot f_{sl} \quad (86)$$

Uma corrente rotórica constante pode ser conseguida pelo aumento da frequência de escorregamento proporcionalmente à frequência aplicada, como mostra a eq. (70). Deste modo, nesta região o escorregamento será mantido constante. Aplicando a eq. (73) na eq. (70) resulta,

$$I_r \cong k_8 \cdot \frac{f_{sl}}{f} \quad (87)$$

Mantendo-se o escorregamento s constante, a eq. (87) pode ser ainda mais simplificada se aplicada a eq. (57):

$$I_r \cong k_8 \cdot \frac{s \cdot f}{f} = cte. \quad (88)$$

Retomando a eq. (86) e aplicando a eq. (57) para um escorregamento s constante, tem-se:

$$T_{motor} \cong k_9 \cdot \frac{1}{f} \quad (89)$$

Pode-se notar através da eq. (89) que o torque motor nesta região será, como foi dito, inversamente proporcional à frequência da fonte. A eq. (89) também sugere a idéia de expressar o torque motor em função da frequência em relação ao torque motor nominal à frequência nominal (Mohan; Robbins; Undeland, 1995). Assim,

$$T_{motor} = \frac{f_{nom}}{f} \cdot T_{motornom} \quad (90)$$

Uma forma de se expressar a potência mecânica do motor é através de:

$$P_{motor} = \omega_{rm} \cdot T_{motor} \quad (91)$$

Rescrevendo a eq. (56) em função de ω_{rm} , obtém-se a conhecida expressão:

$$\omega_{rm} = (1 - s) \cdot \omega_s \quad (92)$$

Mantendo-se o escorregamento constante, a eq. (92) pode ser simplificada para (Mohan; Robbins; Undeland, 1995):

$$\omega_{rm} = k_{10} \cdot f \quad (93)$$

Aplicando a eq. (89) e a eq. (93) na eq. (91), tem-se:

$$P_{motor} \cong k_{10} \cdot f \cdot k_9 \cdot \frac{1}{f} = cte. \quad (94)$$

A eq. (94) mostra que a potência nesta região é constante, conforme foi dito no início deste item. O esforço motor será então limitado nesta região pela potência dos motores e não mais pela aderência como na região anterior.

5.3.3 *Altas velocidades*

A tensão no estator é mantida constante em seu valor nominal. Aumentando-se a frequência, o fluxo irá cair proporcionalmente. Dependendo da construção do motor, entre 1,5 e 2 vezes a velocidade nominal o fluxo será tão reduzido que o torque motor se aproximará do torque máximo permitido pela máquina (Mohan; Robbins; Undeland, 1995).

A frequência das correntes no rotor chega então ao seu valor crítico. Por esta razão, a frequência de escorregamento é mantida constante nesta região de controle que vai até a velocidade máxima. A tensão no estator é mantida em seu valor nominal e a frequência da fonte é aumentada. Deste modo, o fluxo no entreferro e a corrente de magnetização I_m continuam diminuindo proporcionalmente com a frequência.

Se a frequência de escorregamento é mantida constante, a eq. (86) modifica-se para:

$$T_{motor} \cong k_{10} \cdot \frac{1}{f^2} \quad (95)$$

A eq. (95) mostra que o torque motor agora é inversamente proporcional ao quadrado da frequência aplicada, semelhante à característica de um motor de corrente contínua com excitação série. Uma redução da potência fornecida e conseqüente subutilização da potência do motor e do inversor são observadas.

Pela eq. (87), pode-se observar que mantendo-se a frequência de escorregamento constante, a corrente do rotor I_r irá cair do seu valor anterior proporcionalmente à frequência f .

Segundo os autores de (In'kov et al., 1990) esta redução na potência fornecida é uma característica particular dos inversores de tensão. Quando os motores são alimentados

através de inversores de corrente, uma característica de potência constante é conseguida até a velocidade máxima. Ou seja, a região de potência constante se estende até a velocidade limite.

O esforço motor nesta região será então limitado pela capacidade de fornecimento de torque dos motores de tração.

5.4 Freagem

5.4.1 Princípio da freagem

A freagem é realizada através da operação da máquina de indução como gerador sendo mecanicamente acionada acima da velocidade síncrona, que é função da frequência de alimentação.

Segundo M. Kostenko e L. Piotrovski (1979), a auto-excitação de um gerador de indução pode ser obtida através da ligação de capacitores aos terminais do estator. Já N. Mohan, W. P. Robbins e T. Undeland (1995) argumentam que um banco de capacitores conectado aos terminais do estator não irá estabelecer um campo magnético girante no entreferro. A. S. Langsdorf (1981) afirma que o gerador de indução não é auto-excitado e deve ser operado em paralelo a outros geradores que são capazes de fornecer uma corrente de excitação de frequência fixa. De qualquer modo, isto não será aplicado neste trabalho.

O modo de excitação da máquina de indução aqui utilizado, seguindo (Mohan; Robbins; Undeland, 1995), é através de uma fonte externa. As tensões alternadas devem estar presentes nos terminais do estator para que sejam produzidos fluxo e força magnetomotriz no entreferro. A corrente de magnetização será então fornecida através da fonte.

Caso a velocidade do rotor seja maior que a velocidade do campo girante produzido pelo estator alimentado por uma tensão de frequência f , o escorregamento será negativo como pode ser observado através das eq. (55) e eq. (56).

As tensões induzidas no rotor e a corrente rotórica na frequência de escorregamento estarão na direção reversa com respeito às mesmas quantidades nas velocidades abaixo da velocidade síncrona.

A corrente induzida no rotor gera uma força magnetomotriz que gira no espaço à velocidade síncrona. Esta força magnetomotriz gira no sentido oposto ao rotor e em interação com a força magnetomotriz do estator. O torque será então resistente e a máquina funcionará como gerador fornecendo potência à fonte (Kostenko; Piotrovski, 1979).

Nota-se que a operação da máquina de indução como gerador é igual à operação como motor. A diferença está no sentido do fluxo de energia que no gerador flui do estator para o conversor. Este, nesta situação, irá agir não mais como inversor, mas como retificador.

O circuito equivalente desenvolvido no item 5.2 não sofre modificações na operação em freagem. As modificações serão observadas nos fasores.

Fig. 18 - Diagrama fasorial do gerador de indução

Conforme foi dito acima, a tensão no estator V_s e a corrente de magnetização I_m permanecerão com a mesma fase da operação da máquina como motor e distantes 90° entre si, dada a simplificação feita na eq. (72).

A corrente do rotor I_r irá sofrer uma modificação em sua fase. Mantendo ainda a simplificação de que o ângulo do fator de potência do rotor θ_r é aproximadamente zero, a corrente do rotor e a força contra-eletromotriz induzida E_{ag} estão em fase na operação da máquina de indução como motor. Já na operação como gerador, o fasor de I_r estará defasado de 180° do fasor de E_{ag} . Logo, o fasor da corrente do estator I_s , de acordo com a eq. (58), estará defasado de um ângulo maior que 90° em relação ao fasor de E_{ag} .

Esta defasagem de mais de 90° entre os fasores da corrente do estator I_s e da força contra-eletromotriz E_{ag} (e consequentemente da tensão de armadura V_s) é levada em conta somente sob o ponto de vista analítico.

De acordo com A. S. Langsdorf (1981), o componente de potência ativa da corrente do estator é considerada em oposição de fase à tensão para mostrar que a energia flui do motor para o conversor. O ângulo do fator de potência φ (diferença de fase entre a tensão e a corrente do estator) de um gerador de indução é considerado como o cosseno de 180° menos o ângulo entre os fasores de V_s e I_s . Em outras palavras, é o ângulo menor que 90° entre o eixo do fasor de V_s e o eixo do fasor de I_s .

5.4.2 Freagem regenerativa

A idéia de se converter a energia cinética de freagem em energia elétrica e retorná-la à rede de alimentação é tão antiga quanto a introdução da tração elétrica no transporte metro-ferroviário. Porém, o uso amplo desta prática só se tornou possível com a aplicação da eletrônica de potência.

A freagem regenerativa tornou-se de importância maior nos sistemas metroviários e ferroviários urbanos pelo fato de que o tempo entre composições é pequeno e as partidas e freagens são freqüentes.

A corrente contínua que alimenta os sistemas metro-ferroviários é proveniente de subestações que retificam a corrente alternada trifásica. Boa parte destes grupos retificadores não permitem uma regeneração para o lado CA.

Quando uma composição retorna a sua energia de freagem para a rede de alimentação em corrente contínua, esta energia deve ser utilizada por outra composição, ou retornada para a concessionária caso a regeneração para o lado CA seja possível.

Existe ainda o caso da regeneração para o lado CA não ser possível e a rede de alimentação não ser receptiva à energia da freagem. Nesta situação, esta energia deve ser convertida em calor através de resistores instalados nos veículos.

O conversor é capaz de fornecer o mesmo esforço tanto no regime de tração quanto no regime de freagem. Em outras palavras, a característica esforço em função da velocidade em tração e em freagem podem ser iguais. Contudo, a característica em freagem é modificada de acordo com o equipamento.

Em alguns casos, a característica em tração e em freagem são diferentes apenas nas baixas velocidades por causa da aplicação de um freio mecânico. Em outros casos, a potência de freagem, e consequentemente o esforço de freagem, é limitada seja por um limite permitido pela aderência mais baixo do que na tração, seja pela potência que pode ser dissipada nos resistores.

5.4.3 Controle dos motores em regime de freagem

A característica de esforço em função da velocidade na freagem pode possuir duas ou três regiões de controle distintas. Para o caso desta característica ter três regiões, tal qual a característica do esforço motor em função da velocidade anteriormente discutida, o controle dos motores será exatamente igual ao controle em regime de tração.

O controle dos motores em freagem aqui discutido é o utilizado quando a característica de esforço em função da velocidade possui duas regiões: uma de torque

constante e outra de potência constante. Tal característica é comum nos comboios alimentados em corrente contínua. Além disto, de acordo com (Lipo; Plunkett, 1976) a região de potência reduzida em altas velocidades pode ser evitada na freagem através de um dimensionamento apropriado dos resistores de freagem.

A região de potência constante na freagem é controlada igualmente à região de potência constante no regime de tração (Plette; Plunkett, 1977). A tensão no estator V_s é mantida constante, assim como o escorregamento s e a corrente no rotor I_r . A corrente de magnetização I_m e o torque do motor T_{motor} agora irão aumentar proporcionalmente com a queda da frequência f da tensão no estator.

Para a região de torque constante, a estratégia de controle é similar à da região de torque constante em tração. A frequência de escorregamento f_{sl} é mantida constante em um valor compatível com o esforço motor assim como o fluxo no entreferro ϕ_{ag} . Este último pode ser mantido através do controle da relação Volts / Hertz. A corrente no rotor I_r e a corrente de magnetização I_m se mantêm constantes conforme a frequência f diminui.

Mais uma vez vale notar que o fluxo resultante no entreferro nesta região de torque constante é mantida em seu valor nominal independentemente da velocidade e da carga seguindo a orientação de (Hödle; Stemmler, 1965).

5.5 Corrente no pantógrafo / coletor do terceiro trilho

A corrente captada por um veículo em uma linha alimentada em corrente contínua é a mesma corrente do lado CC de um inversor trifásico, considerando este inversor ligado diretamente à rede de alimentação sem recortadores (choppers) intermediários. Ou seja, uma configuração utilizando GTOs ou IGBTs.

A tensão V_d na catenária ou terceiro trilho é assumida ser totalmente contínua. A frequência de chaveamento é muito alta de modo que o filtro no lado CC do inversor possui indutâncias e capacitâncias quase nulas, resultando em um armazenamento

nulo de energia. Todos os componentes de alta frequência devido ao chaveamento são aí filtradas (Mohan; Robbins; Undeland, 1995).

As tensões nas fases a, b e c do estator da máquina de indução podem ser dadas por:

$$v_{sa} = \sqrt{2} \cdot V_s \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) \quad (96)$$

$$v_{sb} = \sqrt{2} \cdot V_s \cdot \cos[(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) - 120^\circ] \quad (97)$$

$$v_{sc} = \sqrt{2} \cdot V_s \cdot \cos[(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) + 120^\circ] \quad (98)$$

E as correntes através de:

$$i_{sa} = \sqrt{2} \cdot I_s \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t - \varphi) \quad (99)$$

$$i_{sb} = \sqrt{2} \cdot I_s \cdot \cos[(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) - \varphi - 120^\circ] \quad (100)$$

$$i_{sc} = \sqrt{2} \cdot I_s \cdot \cos[(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) - \varphi + 120^\circ] \quad (101)$$

Equacionando a potência instantânea de entrada e a potência instantânea de saída, tem-se (Mohan; Robbins; Undeland, 1995):

$$V_d \cdot i_d = v_{sa} \cdot i_{sa} + v_{sb} \cdot i_{sb} + v_{sc} \cdot i_{sc} \quad (102)$$

Substituindo as eq. (96) à eq. (101) na eq. (102),

$$\begin{aligned} i_d = \frac{2 \cdot V_s \cdot I_s}{V_d} \cdot \{ & \cos(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t - \varphi) + \\ & \cos[(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) - 120^\circ] \cdot \cos[(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) - \varphi - 120^\circ] + \\ & \cos[(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) + 120^\circ] \cdot \cos[(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) - \varphi + 120^\circ] \} \end{aligned} \quad (103)$$

Desenvolvendo os termos em coseno, a eq. (103) irá se simplificar para:

$$i_d = \frac{3 \cdot V_s \cdot I_s}{V_d} \cdot \cos(\varphi) \quad (104)$$

A eq. (104) mostra que a corrente no lado CC do conversor é uma corrente de natureza contínua. Entretanto, a corrente que sai do conversor para o lado CC deve ser filtrada pois possui componentes de alta frequência.

A corrente no pantógrafo ou coletor do terceiro trilho será:

$$I_d = n_m \cdot i_d \quad (105)$$

Vale notar que alguns autores como (Mellitt; Mouneimne, 1988) consideram uma dissipação de energia em uma resistência equivalente no filtro de entrada. Deste modo, a eq. (104) irá se tornar:

$$V_d \cdot i_d = i_d^2 \cdot R_f + 3 \cdot V_s \cdot I_s \cdot \cos(\varphi) \quad (106)$$

Contudo, esta dissipação não será considerada neste trabalho, mesmo porque a variável que se pretende encontrar é a corrente i_d e a aplicação da eq. (106) tornaria o equacionamento mais difícil. Será mantida então a formulação dada por (Mohan; Robbins; Undeland, 1995) expressa na eq. (104).

A filtragem da corrente que sai do inversor torna-se necessária não somente por introduzir componentes harmônicas na rede de alimentação mas principalmente por se tornarem fontes de interferência nos circuitos de sinalização.

Um modo de se diminuir as harmônicas presentes na saída do inversor e torná-las compatível aos níveis aceitáveis pelas especificações de cada operadora da linha férrea é através de um esquema de PWM otimizado como pode ser encontrado em (Goodman; Mellitt; Taufiq, 1986). Uma outra forma é a redução das harmônicas através de filtros passivos. Estas duas soluções porém, não atingem os objetivos de forma conveniente e econômica.

A solução adotada tem sido uma combinação entre o filtro ativo e o filtro passivo, ambos em paralelo com o conversor (Broche et al., 1992); (Farini et al., 1995). Esta solução é bastante interessante porque mede diretamente a corrente a ser filtrada e

analisa as harmônicas injetando então, um sinal que irá cancelar as harmônicas presentes na corrente medida.

Uma outra vantagem desta configuração é o peso reduzido. Um filtro passivo atuando sozinho pode ser uma solução fácil porém, a redução necessária de harmônicas faz com que este filtro passivo seja de tamanho e peso excessivos, algo proibitivo na construção de veículos metro-ferroviários.

5.6 Outras variáveis elétricas

A corrente captada pelo pantógrafo ou coletor do terceiro trilho serve como base para o cálculo de outros parâmetros elétricos que dizem respeito à composição como um todo.

O primeiro parâmetro elétrico de interesse é o consumo de energia que pode ser dado através de:

$$Q = V_d \cdot 10^{-3} \cdot \int_0^t I_d \cdot dt \quad (107)$$

Um outro parâmetro é o consumo específico de energia dado pela relação (Martins et al., 1987):

$$E = \frac{Q}{m \cdot l} \quad (108)$$

A corrente eficaz, ou seja, uma corrente constante capaz de produzir a mesma perda que em um regime variável de carga pode ser expressa através de:

$$I_{ef} = \sqrt{\frac{\int_0^t I_d^2 \cdot dt}{\int_0^t dt}} \quad (109)$$

5.7 Formas de onda no inversor

Diferentes métodos de chaveamento para a sintetização de uma forma de onda de tensão de amplitude e frequência desejadas, especificamente para a tração elétrica,

têm sido objeto de alguns estudos. Tais estudos estão relacionados com a natureza do tipo de controle utilizado: o controle escalar que foi empregado em um primeiro instante, e o controle vetorial aplicado posteriormente.

T. A. Lipo e A. B. Plunkett (1976) sugerem em seus estudos três tipos de formas de onda de tensão na saída do inversor: modulada em largura de pulso (PWM), forma de onda quadrada (square-wave, six-step) e uma forma de onda na transição entre elas.

A forma de onda tipo PWM é empregada na região de controle onde o torque é constante. No modo de tração ela é utilizada em até 80 % da velocidade nominal onde começa uma transição que se estende até a velocidade nominal. A partir daí, é empregada a forma de onda quadrada. Em freagem, o mesmo ocorre e a forma de onda quadrada é adotada durante toda região de potência constante.

H. Largiadèr (1965) sugere um esquema muito semelhante. Porém, a forma de onda do tipo PWM é utilizada até a velocidade nominal. Após esta velocidade, a forma de onda empregada é a quadrada.

Os autores de (Goodman; Mellitt; Taufiq, 1986) mostram um modo de controle visando a redução da interferência na sinalização. Para tanto, utilizam um esquema de PWM assíncrono para frequências abaixo de 5 Hz. Para frequências maiores, propõem uma técnica de PWM otimizado desenvolvido no artigo com um número de chaveamentos por quarto de ciclo decrescente com a frequência até atingir uma forma de onda quase quadrada (quasisquare waveform). Esta técnica de modulação por largura de pulso otimizada segundo os autores, é mais vantajosa do que um PWM por amostragem natural (natural sampling) ou um PWM por amostragem regular (regular sampling).

Outro artigo (Hill; Huang, 1991) segue o esquema adotado por (Lipo; Plunkett, 1976). Na região de torque constante, o controle Volts / Hertz é feito através de um PWM assíncrono seguido de um PWM síncrono. Os autores sugerem que a modulação por largura de pulso síncrona seja feita por uma amostragem natural

(natural sampling), uma amostragem regular (regular sampling) ou uma modulação otimizada. Nas regiões depois da velocidade nominal, uma forma de onda quase quadrada é adotada.

Os inversores operavam no modo de onda quadrada nas regiões de enfraquecimento do campo até o advento do GTO e do IGBT quando potências mais elevadas puderam ser utilizadas, havendo uma demanda de controles de alta qualidade. Foi quando os esquemas de controle do tipo vetorial, já empregados na indústria, começaram a ser utilizados na tração elétrica (Steimel, 1998).

De acordo com Andreas Steimel (1996); (1998), o primeiro tipo de controle de natureza vetorial que surgiu foi o controle vetorial que utiliza uma orientação de campo (field orientation). Seus padrões de chaveamento geram uma modulação por largura de pulso síncrona para baixas frequências e assíncrona para médias frequências de forma otimizada para uma dada tensão e uma dada frequência levando em conta a minimização das harmônicas. As desvantagens como a exploração insuficiente da capacidade restrita de chaveamento por parte do PWM síncrono e o tempo gasto no cálculo dos valores de corrente nas regiões de campo enfraquecido levaram a um novo tipo de controle vetorial.

O DSC (direct self control) foi concebido justamente para otimizar o chaveamento e atuar de forma melhor na região de campo enfraquecido. O DSC como um esquema assíncrono produz um torque livre de harmônicas de baixa frequência e também reduz as harmônicas de baixa ordem no lado CC se comparado com esquemas de PWM síncrono otimizado. Caso a frequência de chaveamento restrita não seja um ponto principal, como no caso dos IGBTs, o princípio do DSC pode ser utilizado com PWM em um outro tipo de controle, o ISC (indirect stator-quantities control).

6. ASPECTOS COMPUTACIONAIS

Para a realização da simulação de marcha através de um computador, o equacionamento da dinâmica do movimento e o equacionamento do comportamento elétrico de uma composição resultaram em várias rotinas de cálculo escritas para o ambiente computacional MATLAB que pode ser utilizado em várias plataformas diferentes como o Microsoft Windows, UNIX / Linux e Macintosh.

Duas versões da simulação do tipo clássica, que será explicada posteriormente, foram feitas. Elas diferem entre si quanto à entrada de dados. A primeira versão possui uma interface do tipo texto e tem a vantagem de poder ser utilizada em versões mais antigas do ambiente usado. A segunda versão tem a entrada de dados feita através de uma interface gráfica (GUI) porém, não pode ser utilizada em versões mais antigas do ambiente usado devido a uma incompatibilidade quanto ao reconhecimento de GUIs programados entre as versões. Para a simulação que é o objeto deste estudo, rotinas mais complexas foram feitas diferente das duas primeiras.

Tanto a composição a ser simulada quanto a via na qual esta composição irá rodar são dados de entrada, permitindo que os vários veículos disponíveis de acordo com as fórmulas de W. J. Davis Jr. sejam combinados de forma a montar uma composição e também os vários tipos de trechos de via sejam somados formando uma via completa.

A simulação de marcha aqui descrita é composta basicamente de três etapas: entrada de dados, pré-simulação e simulação. Cada uma destas etapas é composta de algumas rotinas de cálculo.

A grande diferença entre as rotinas de cálculo é quanto ao tipo da composição. As composições chamadas clássicas possuem como dado de entrada a curva da corrente em função da velocidade enquanto que a composição que é objeto de estudo deste trabalho não possui este dado de entrada. Este fato altera bastante o modo o qual as rotinas foram escritas, alterando também os dados de saída.

6.1 Entrada de dados

A entrada de dados é feita através de uma rotina principal que, de acordo com a escolha, chama outras rotinas para o armazenamento de dados e cálculos que sejam necessários.

Fig. 19 – Janela inicial da entrada de dados

Os primeiros dados a serem solicitados são os dados da composição. Primeiramente, deve-se dizer quantos veículos esta composição possui e qual o tipo, de acordo com a Tabela II.

Fig. 20 – Janela de escolha de veículo e entrada de dados do mesmo

O cálculo da resistência normal da composição é feita através da Tabela II e das eq. (5) e eq. (6). Para tanto, são necessários para cada veículo o peso médio, o número de eixos e a seção transversal. Como saída armazenada, tem-se a massa total da composição, os coeficientes A , B e C da eq. (5) e a massa total da composição corrigida do fator ξ . Caso se deseje, o gráfico da resistência total ao movimento em função da velocidade é apresentado.

Em um segundo instante, a mesma rotina irá chamar uma outra que solicita o coeficiente de aderência para a velocidade nula, o número de eixos e o número de eixos motores para serem armazenadas para o cálculo do esforço máximo permitido pela aderência. Também é solicitado o tipo de corrente utilizada na composição para que seja definido qual expressão entre as eq. (13) e eq. (14) deve ser utilizada posteriormente.

Marcha 1.1 - Aderência

File Edit Tools Window Help

Peso aderente [t]: 83

Coeficiente de aderência para velocidade nula: 0.33

Corrente Contínua Corrente Alternada Ok

Fig. 21 – Janela de entrada de dados referentes à aderência

Outras duas rotinas são as de armazenamento das características do esforço em função da velocidade, uma para tração e outra para freagem. Para a freagem, existe a opção de haver uma curva de esforço de freagem em função da velocidade ou não, caso a composição inicie sua freagem através das resistências normais e acidentais (deslizamento). Neste caso, é solicitada a desaceleração para o cálculo do esforço total de travamento.

Marcha 1.1 - Esforço frenante

File Edit Tools Window Help

Quanto à frenagem :

Existe curva de frenagem
Frenagem pelas resistências

Velocidade máxima [km/h]:

Velocidade mínima [km/h]:

Desaceleração travamento [km/h.s]: 1.48

Esforço dado em :

Quilograma-força Quilo Newton

Ok

Fig. 22 – Janela de entrada de dados referentes à freagem

A curva de corrente absorvida em função da velocidade, característica das composições chamadas clássicas, é armazenada por uma outra rotina. Primeiramente, a informação necessária é se ocorre ou não freagem regenerativa. Caso não se tenha uma freagem regenerativa, a corrente consumida pela composição será armazenada como nula.

Para o caso de ocorrerem ligações do tipo série-paralela, é solicitado o número de ramos em paralelo para o cálculo da corrente total absorvida pelo veículo pois as curvas de corrente em função da velocidade são dadas para cada motor funcionando em separado. Se tais ligações não ocorrerem, o número de ramos em paralelo é requisitado somente para o primeiro ponto a ser armazenado.

Fig. 23 – Janela de entrada de dados referentes à corrente

As resistências acidentais são contabilizadas por uma sexta rotina que em primeiro lugar necessita do fornecimento do comprimento da via e da bitola utilizada. O comprimento da via é então dividido em trechos de perfis que podem ser planos, rampas, curvas ou rampa e curva. De acordo como o perfil do trecho são aplicadas as eq. (8) e eq. (11). Para tanto, é necessário a entrada do raio da curva ou (e) a inclinação da rampa para cada caso. É importante observar que nos aclives a entrada da inclinação da rampa é positiva e nos declives, a entrada da inclinação da rampa é negativa conforme discutido no item 4.1.2.2.

Fig. 24 – Janela de entrada de dados referentes ao tipo de trecho

Como último dado de entrada tem-se a velocidade máxima permitida por trecho. A entrada dos dados é feita igualmente à entrada do perfil da linha; o comprimento da via é dividido em vários trechos de mesma velocidade máxima permitida.

Fig. 25 – Janela de entrada de dados referentes à velocidade máxima no trecho

6.2 Pré-simulação

Uma pré-simulação de marcha é feita antes da simulação final. O objetivo desta pré-simulação é definir o ponto entre duas paradas onde a composição deve iniciar a freagem. Para isto, todos os dados da via e da composição armazenados são carregados.

Esta pré-simulação consiste em simular a marcha repetidas vezes para a obtenção das regiões de partida, intermédio e regime em separado das regiões de deslizamento (quando houver) e freagem do ciclo de tração. A repetição termina quando um ponto de freagem e uma velocidade adequada para este ponto de freagem são encontrados.

São armazenados como resultado o ponto e a velocidade de início do deslizamento (quando houver) e o ponto e a velocidade de início de freagem. Um conjunto de pontos que determinam a velocidade máxima das duas últimas fases do ciclo de tração também é armazenado.

Apenas parte do equacionamento da dinâmica do movimento é considerada na pré-simulação. As variáveis elétricas não são computadas nesta fase.

6.3 Simulação clássica

A simulação de marcha é feita, como foi dito, através da resolução da eq. (29). Após alguns testes, o método escolhido foi o de Euler modificado expresso através das eq. (32) e eq. (33). O passo escolhido foi o de 1/16 segundos pois o passo recomendado no item 4.3.3 de 1 segundo produziu erros principalmente na parte da pré-simulação.

Basicamente para cada passo, é realizada uma seqüência de cálculos. Primeiramente os referentes à dinâmica do movimento e em seguida os referentes à parte elétrica da composição.

O primeiro resultado é a velocidade. O espaço percorrido é dado pela eq. (37), o tempo de percurso pela eq. (36) e a aceleração pela eq. (38). O esforço útil é calculado como uma somatória de esforços, dependendo da posição do veículo no ciclo de tração através das eq. (27) e eq. (28).

O esforço máximo permitido pela aderência é obtido de acordo com a velocidade calculada no passo aplicada à eq. (14) ou eq. (15) e então à eq. (16) de acordo com os dados de entrada.

A corrente total é dada através de uma interpolação dos pontos da curva de corrente absorvida pelo veículo em função da velocidade e da velocidade obtida no passo de integração. As outras variáveis elétricas são dadas de acordo com as eq. (107), eq. (108) e eq. (109).

Concluído o passo, inicia-se o próximo. É feita então, uma avaliação do espaço no qual a composição se encontra e da velocidade desenvolvida por esta composição.

A velocidade é utilizada para se obter o esforço motor (ou esforço de freagem, se este existir) através de interpolações. É utilizada também para calcular a resistência ao movimento em nível e tangente de acordo com a eq. (6).

O espaço no qual a composição se encontra serve como parâmetro para a verificação da presença ou não de resistências acidentais e limites de velocidade. Porém, a informação mais importante que se tem da avaliação do espaço onde a composição se encontra e sua velocidade é quanto à freagem e ao fim da simulação.

Caso a composição tenha atingido o ponto do início da freagem é verificado, em cada passo, o tipo de freagem da composição dada previamente na entrada de dados. A velocidade desenvolvida será comparada com o conjunto de pontos que determinam a velocidade máxima a ser desenvolvida durante os períodos de deslizamento (se houver) e de freagem. Havendo um período de deslizamento, este acabará caso a composição passe do ponto e da velocidade de freagem.

Independentemente do ponto onde a composição se encontra, os cálculos são repetidos, salvo a composição tenha chegado ao ponto final, e como resultado para este passo tem-se novamente a velocidade, o espaço percorrido, o tempo de percurso, a aceleração, o esforço útil, o esforço máximo permitido pela aderência, a corrente total absorvida pela composição, o consumo, o consumo específico e a corrente eficaz.

6.4 Simulação objetivo

O item anterior apresentou a implementação da simulação de marcha de uma composição genérica dada as características de esforço e corrente em função da velocidade. Para a simulação de marcha de uma composição acionada por motores de indução e inversores de tensão, grande parte desta implementação foi modificada por não haver uma característica de corrente em função da velocidade entre os dados.

A pré-simulação e a simulação dita clássica tiveram suas rotinas modificadas para que o resultado elétrico principal – a corrente no pantógrafo ou coletor do terceiro trilho – fosse obtido.

A parte da dinâmica do movimento não foi grandemente modificada. Foi acrescentado um monitoramento e controle do solavanco, conforme descrito no item 4.4, expresso através das eq. (43) e eq. (44). Também foi acrescentado o cálculo da potência mecânica desenvolvida pela composição dada pelas eq. (39), eq. (40), eq. (41) e eq. (42).

Apenas na simulação foram acrescentadas da eq. (45) à eq. (52) que tem como resultado final o valor do torque e da velocidade de rotação no eixo do motor.

A seqüência de cálculos foi aumentada. O espaço onde a composição se encontra ainda serve para a avaliação das resistências acidentais e do ponto de freagem. A velocidade além de ser utilizada no cálculo das resistências normais à composição serve de parâmetro também para as regiões de controle no regime de tração (item 5.3) e no regime de freagem (item 5.4.3). Como adicional, a potência desenvolvida pela composição é também avaliada.

Em primeiro lugar, são calculados a frequência de escorregamento, o escorregamento e as constantes k_1 , k_2 , k_3 , k_5 , k_6 e k_{10} de acordo com o esforço motor e os dados do motor. Tal qual mostrado no item anterior, são calculados a velocidade, o espaço percorrido, o tempo de percurso, a aceleração, o esforço útil e o esforço máximo

permitido pela aderência. São então calculados o torque no motor e a sua velocidade de rotação.

A diferença no esforço útil do passo atual e do passo anterior é feita. Caso a condição dada pela eq. (43) não for atendida, o esforço motor que atenda tal condição é calculado e o passo refeito.

As variáveis elétricas são então calculadas. Para isto, é necessário ter a velocidade da composição para se saber em qual região de controle da característica dada de esforço motor em função da velocidade a velocidade da composição está. Conforme a região, o escorregamento ou a frequência de escorregamento são constantes, como foi exposto no item 5.3.

Da posse do valor da frequência de escorregamento ou do escorregamento, conforme a região, e da velocidade de rotação do motor a frequência da onda de tensão que deve ser sintetizada pelo inversor é obtida.

A frequência de escorregamento é usada para o cálculo do fluxo no entreferro segundo a eq. (71). E o fluxo no entreferro para o cálculo da corrente de magnetização de acordo com a eq. (61).

A corrente do rotor é calculada através da eq. (68). Deve-se lembrar que a fase da corrente de magnetização é 90° e a fase da corrente do rotor é 0° (ou 180°) conforme discutido nos itens 5.2 e 5.4.1.

A corrente no estator tem seu módulo dado através da eq. (69) e a sua fase através da soma fasorial entre as correntes de magnetização e do rotor expressa na eq. (58).

O módulo da tensão que deve ser sintetizada pelo inversor é dada pela eq. (73) ou pela eq. (76) de acordo com a frequência.

Finalmente, a corrente no pantógrafo ou coletor do terceiro trilho é dada através das eq. (104) e eq. (105). A tensão V_d na catenária ou terceiro trilho será, de acordo com (Martins, 1986) e (Martins et al., 1988) 90 % da tensão nominal no regime de tração

e 110 % da tensão nominal no regime de freagem. O consumo de energia, o consumo específico de energia e a corrente eficaz são então calculados de acordo com o item 5.6.

O passo é então terminado e um novo passo é iniciado, caso a composição não tenha chegado ao seu destino. O espaço percorrido é então novamente avaliado para a verificação da existência ou não de resistências acidentais, limites de velocidade e principalmente, para determinar se a composição está ou não dentro do espaço de freagem. A velocidade também é avaliada para o cálculo da resistência normal ao movimento da composição e para determinar em qual região de controle a composição se encontra. Região que em conjunto com o valor da potência desenvolvida pela composição no passo anterior irá fornecer o esforço motor a ser utilizado. Caso a velocidade da composição seja a velocidade máxima permitida no trecho ou a velocidade máxima da composição, esta é mantida através de uma aceleração nula, significando um valor de esforço motor igual ao valor do esforço resistente total. Os demais cálculos são então repetidos.

É importante observar que para o caso do fornecimento de esforços motores abaixo do valor nominal durante todo o ciclo de tração, como por exemplo quando a composição não está carregada em seu valor nominal, alguns ajustes devem ser feitos. A região de torque constante, porém de valor menor que o nominal, é mantida até a velocidade nominal conforme exposto em (Brenneisen et al., 1973) e (Roffler, 1977). Um esforço motor abaixo do nominal irá resultar em uma potência constante abaixo da potência nominal na velocidade nominal, conforme a eq. (49).

Para o controle, a mudança é pouca. O fluxo é mantido constante em seu valor nominal durante a região de torque constante, de acordo com o que foi exposto nos itens 5.3.1 e 5.4.3. Dado um fluxo nominal, a frequência de escorregamento irá ter o seu valor ajustado para que o torque resultante tenha o valor desejado abaixo do nominal.

Para a região de controle de potência constante o escorregamento será mais baixo que o nominal. O que pode ocorrer é que a região de potência constante se estenda até a velocidade máxima caso não seja atingida a curva de potência reduzida característica desta região. Isto faz com que se tenham apenas duas regiões de controle para o regime de tração.

Um fluxograma da simulação objetivo é apresentado no Anexo.

7. APLICAÇÃO

O exemplo de aplicação aqui mostrado é a simulação de marcha de uma composição cuja locomotiva é acionada através de inversores de tensão e motores de indução do tipo gaiola e a rede de alimentação é em 3000 V corrente contínua, aproximando o caso a um dos sistemas de alimentação presentes no Brasil.

A locomotiva a ser simulada tem a grande maioria dos seus dados retirados da série de locomotivas ÖBB 1822 da Ferrovia Federal Austríaca (Österreichische Bundesbahnen – ÖBB) que percorre a Alemanha, Áustria e a Itália. Os dois primeiros países tem sua eletrificação em corrente alternada monofásica em 15 kV e 16 2/3 Hz. Já a Itália tem sua eletrificação em 3000 V corrente contínua, razão pela qual esta locomotiva neste modo de operação foi escolhida.

Os dados das locomotivas da série ÖBB 1822 foram retirados de (Kubata, 1990), (Jahn; Leichtfried, 1992) e (Allenbach; Kaller, 1995b). Outros dados necessários porém não encontrados nestes artigos foram adaptados de (Largiadèr, 1970) e das locomotivas da série ÖBB 1044 descrita em (Kührer, 1975).

7.1 Dados utilizados

Locomotiva

tipo:	B ₀ 'B ₀ ', simples aderência
bitola:	1,435 m
massa:	83 t
velocidade máxima:	140 km/h
diâmetro da roda (nova):	1,060 m
razão de transmissão:	1:4,136
comprimento:	19,300 m
seção transversal:	13,230 m ²
freio mecânico:	freio pneumático à ar comprimido

Fig. 26 – Circuito da locomotiva da série ÖBB 1822 (Jahn; Leichtfried, 1992)

I- Truque 1; II- Truque 2; 1a- Chave principal (CA); 1b- Chave principal (CC); 2- Chave de transferência de sistema; 3- Transformador; 4- Controlador de quatro quadrantes; 5- Reator de entrada dupla; 6- Circuitos ressonantes série; 7- Capacitores de entrada; 8- Resistores de freagem; 9- Inversores; 10- Motores de tração (M1 a M4); 11- Aquecimento; 12- Conversor do sistema.

Carga rebocada

tipo:	vagão
quantidade:	13
número de eixos:	4
massa do vagão:	47,044 t
seção transversal:	12 m ²

Com estes dados, é possível calcular os coeficientes A , B e C da fórmula de Davis para toda a composição. Aplicando os dados à Tabela II, tem-se:

Locomotiva:

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 6,3742 \cdot 10^{-3} + \frac{0,12896}{\frac{83}{4}} \\ B = 91,39780 \cdot 10^{-6} \\ C = 44,71883 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{13,23}{83} \end{array} \right.$$

$$r_{MPTL} = 0,01259 + 91,3978 \cdot 10^{-6} \cdot v + 7,1280 \cdot 10^{-6} \cdot v^2 \quad [\text{kN/t}]$$

Vagão:

$$\left\{ \begin{array}{l} A = 6,3742 \cdot 10^{-3} + \frac{0,12896}{\frac{47,044}{4}} \\ B = 137,78343 \cdot 10^{-6} \\ C = 9,26728 \cdot 10^{-6} \cdot \frac{12}{77,044} \end{array} \right.$$

$$r_{MPTV} = 0,01734 + 0,1378 \cdot 10^{-3} \cdot v + 2,3639 \cdot 10^{-6} \cdot v^2 \quad [\text{kN/t}]$$

Aplicando a eq. (6),

$$\begin{aligned} R_{MPT} &= r_{MPTL} \cdot 83 + 13 \cdot (r_{MPTV} \cdot 47,044) \\ R_{MPT} &= 11,6490 + 0,09185 \cdot v + 2,03732 \cdot 10^{-3} \cdot v^2 \quad [\text{kN}] \end{aligned}$$

Fig. 27 – Característica da resistência normal da composição em função da velocidade

A massa média m do comboio é $83 + 13 \cdot 47,044 = 694,567$ t. Seguindo a Tabela I, um trem completo pode ter um coeficiente ξ variando entre 1,06 e 1,10. Adotando o valor de 1,10 a massa corrigida m' tem seu valor dado pela eq. (3):

$$m' = 694,567 \cdot 1,10 = 764,023 \quad [\text{t}]$$

Dados da característica do esforço em função da velocidade:

potência de tração:	4400 kW
potência de freagem (reostática):	1000 kW
esforço de tração máximo na partida:	280 kN
esforço de tração contínuo:	250 kN
esforço de freagem contínuo:	130 kN
μ_0 :	0,340
μ para esforço contínuo:	0,290

Fig. 28 – Curvas características da locomotiva

Fig. 29 – Característica de esforço em função da velocidade

Neste ponto, é interessante encontrar as velocidades correspondentes aos esforços acima referidos.

Para um esforço motor $F_{motor} = 250$ kN e uma potência desenvolvida $P_U = 4400$ kW, aplicando a eq. (39), tem-se:

$$v = \frac{3,6 \cdot 4400}{250} = 63,360 \quad [\text{km/h}]$$

De acordo com o diagrama em (Kubata, 1990), há uma redução da potência de tração para um esforço motor igual a 130 kN. Deste modo, aplicando novamente a eq. (39), tem-se:

$$v = \frac{3,6 \cdot 4400}{130} = 121,846 \quad [\text{km/h}]$$

Para a freagem, a potência desenvolvida pelo veículo é de 1000 kW até atingir os 130 kN, onde há um esforço de freagem contínuo. Aplicando a eq. (41),

$$v = \frac{3,6 \cdot 1000}{130} = 27,629 \quad [\text{km/h}]$$

É interessante definir também a expressão para o coeficiente de aderência. A expressão utilizada é aquela fornecida através dos ensaios de E. W. Curtius e A. Kniffler pois, como foi dito no item 4.2, a curva média obtida através destes ensaios pode ser estabelecida como valor mínimo no caso das locomotivas modernas.

Porém, de acordo com os dados, o valor de μ é 0,340 para a velocidade nula e 0,290 para 63,360 km/h. Um ajuste da eq. (14) deve ser feito. Desta forma,

$$\mu = \frac{15,8134 + 0,034 \cdot v}{46,510 + 0,2 \cdot v} \quad (110)$$

Vale notar que a expressão anterior resulta em uma curva cujos valores são superiores ao limite mínimo estabelecido.

Dados do motor:

tipo:	6FRA 7059
quantidade:	4
diâmetro externo:	800 mm
comprimento:	800 mm
massa:	2100 kg
potência nominal:	1105 kW
número de pólos:	6
torque nominal:	8,100 kN·m
tensão fase-fase:	2190 V
corrente nominal:	364 A
corrente máxima:	434 A
velocidade de rotação nominal / frequência	1300 rpm / 66 Hz
velocidade de rotação máxima / frequência	2900 rpm / 148 Hz
montagem:	suspenso pelo nariz

Comparando os dados do motor com os dados da característica de esforço em função da velocidade algumas observações podem ser feitas.

A primeira delas é em relação à potência de tração. A potência nominal combinada dos quatro motores da locomotiva é $4 \times 1105 = 4420$ kW e a potência de tração é de 4400 kW. Aplicando a eq. (49), pode-se ter o rendimento η_T da engrenagem.

$$\eta_T = \frac{4400}{1105 \cdot 4} = 0,99548$$

Uma outra observação é em relação ao esforço de tração contínuo. Utilizando a eq. (47),

$$T_{motor} = \frac{\frac{250}{4} \cdot \frac{1,060}{2} \cdot \frac{1}{4,136}}{0,99548} = 8,05 \quad [\text{kN.m}]$$

Se a velocidade de 63,360 km/h for referida ao eixo do motor utilizando a eq. (52),

$$n_{rm} = \frac{60 \cdot 63,36}{2 \cdot \pi \cdot \frac{1,060}{2} \cdot 3,6 \cdot \frac{1}{4,136}} = 1311,56 \quad [\text{rpm}]$$

Estes dois últimos resultados mostram que o esforço contínuo de tração é dado, neste caso, pelo torque nominal e que a velocidade na qual se inicia a característica de potência contínua é a velocidade rotacional nominal do motor, salvo erros de arredondamento. A hipótese de que a potência contínua da locomotiva é a soma das potências nominais dos quatro motores é validada com estes últimos resultados.

Percebe-se então que a característica do esforço de tração em função da velocidade da locomotiva corresponde às três regiões de controle do motor de indução conforme descrito no item 5.3. Para a freagem, a característica de potência contínua que se estende até a velocidade máxima é menor do que a nominal, assim como o esforço contínuo de freagem, induzindo à duas regiões de controle.

A frequência nominal é 66 Hz conforme foi dado. A partir da rotação nominal e da frequência nominal, é possível calcular o escorregamento nominal e a frequência de escorregamento nominal. Em 66 Hz, a velocidade de rotação síncrona pode ser dada pela eq. (54):

$$n_s = \frac{120 \cdot 66}{6} = 1320 \quad [\text{rpm}]$$

Como curiosidade, a frequência do rotor também pode ser dada pela eq. (54):

$$f = \frac{1300 \cdot 6}{120} = 65 \quad [\text{Hz}]$$

O escorregamento nominal é dado através da eq. (55):

$$s = \frac{1320 - 1300}{1320} = 1,5152 \quad [\%]$$

E o valor da frequência de escorregamento nominal é dada pela eq. (57):

$$f_{sl} = 0,01512 \cdot 66 = 1 \quad [\text{Hz}]$$

Antes da simulação, é necessário encontrar as variáveis elétricas restantes. Uma análise das potências no motor pelo circuito equivalente deve ser feita como mostrado no item 5.2.1.

De acordo com a eq. (84) a potência de saída do motor é a potência mecânica desenvolvida descontadas as perdas por atrito, ventilação e uma parte das perdas suplementares. As perdas no ferro também são descontadas conforme mostrado em (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975). Para a contabilização destas perdas, o parâmetro será o motor de indução utilizado por H. Largiadèr (1970) cuja potência nominal é de 1145 kW ou seja, bem próxima da potência nominal do motor utilizado pela locomotiva em questão.

Os resultados mostrados em (Largiadèr, 1970) indicam os seguintes valores para as perdas:

perdas suplementares:	15300 W
perdas no ferro:	10067 W

A soma destas perdas apresentam 2,215 % da potência nominal do motor. Utilizando a mesma proporção, as perdas suplementares e as perdas no ferro no motor de 1105 kW representam 24,48 kW. Desta forma, para as três fases tem-se uma potência mecânica desenvolvida de 1129,48 kW.

A potência transferida do estator para o rotor para as três fases é dada pela eq. (83). Assim, para o escorregamento nominal, tem-se:

$$3 \cdot P_{ag} = \frac{1129,48}{(1 - 0,015152)} = 1146,86 \quad [\text{kW}]$$

A potência dissipada nas barras do rotor é uma fração s da potência total transferida para o rotor. Deste modo, para o escorregamento nominal,

$$3 \cdot P_r = 0,015152 \cdot 1146,86 = 17,38 \quad [\text{kW}]$$

Assumindo as perdas no estator e perdas no rotor iguais, a potência de entrada é dada pela eq. (77):

$$3 \cdot P_{in} = 1146,86 + 17,38 = 1164,24 \quad [\text{kW}]$$

Pode-se então calcular o fator de potência do motor em condições nominais:

$$\cos(\varphi) = \frac{1164,24 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 2190 \cdot 364} = 0,843$$

A corrente do estator pode então ser escrita na sua forma fasorial, assumindo a fase da tensão no estator igual a 0° :

$$\dot{I}_s = 364 \angle \varphi^\circ = 364 \angle 32,54^\circ = 306,8577 + j \cdot 195,7916 \quad [\text{A}]$$

Relembrando do item 5.2 que a corrente de magnetização I_m está atrasada de 90° da em relação à força contra-eletromotriz E_{ag} do estator; mantendo a hipótese de que o fasor da força contra-eletromotriz E_{ag} do estator e o fasor da corrente do rotor I_r estão em fase e considerando a eq. (72), pode-se notar que a corrente no estator I_s é composta de uma corrente de magnetização I_m atrasada de 90° da corrente do rotor I_r tal qual mostrou a eq. (69).

Assim, os valores nominais de I_r e I_m são dados da seguinte forma:

$$\dot{I}_s = \dot{I}_r + j \cdot \dot{I}_m = 306,8577 + j \cdot 195,7916 \quad [\text{A}]$$

$$|\dot{I}_r| = 306,8577 \quad [\text{A}]$$

$$|\dot{I}_m| = 195,7916 \quad [\text{A}]$$

Pode-se calcular os valores por fase da resistência do estator R_s e da resistência do rotor R_r . Da eq. (79),

$$3 \cdot R_r = \frac{17,38 \cdot 10^3}{(306,8577)^2} = 0,1846 \quad [\Omega]$$

$$R_r = 0,06153 \quad [\Omega]$$

O valor da resistência do estator R_s pode ser dado da mesma maneira. Então,

$$3 \cdot R_s = \frac{17,38 \cdot 10^3}{(364)^2} = 0,1312 \quad [\Omega]$$

$$R_s = 0,04372 \quad [\Omega]$$

O fluxo resultante no entreferro ϕ_{ag} nominal pode ser dado através da eq. (73). Vale notar que a constante k_2 é composta do valor do número de espiras por fase do estator N_s e também do termo $2 \cdot \pi$. Modificando a eq. (73),

$$V_s = N_s \cdot 2 \cdot \pi \cdot f \cdot \phi_{ag} \quad (111)$$

O valor do número de espiras por fase do estator N_s não é um dado disponível mas, sabe-se que ele é constante. Alterando a eq. (111),

$$\phi_{ag} \cong k_{11} \cdot \frac{V_s}{2 \cdot \pi \cdot f} \quad (112)$$

Vale notar que a constante k_{11} é incorporada às outras constantes em todos os cálculos que envolvem o fluxo resultante no entreferro ϕ_{ag} . Aplicando a eq. (112),

$$\phi_{ag} \cong k_{11} \cdot \frac{\frac{2190}{\sqrt{3}}}{2 \cdot \pi \cdot 66} = k_{11} \cdot 3,049 \quad [\text{Wb}]$$

Para o controle do solavanco, foi adotado um valor máximo igual a 0,8 m/s³. Com um passo igual a 1/16 segundos, aplicando a eq. (43), a variação máxima do esforço útil entre dois passos é:

$$\Delta F_{U_{\text{máx}}} = 694,567 \cdot 0,8 \cdot \frac{1}{16} = 34,73 \quad [\text{kN}]$$

7.2 Resultados obtidos

7.2.1 Caso 1

O primeiro caso refere-se à composição em questão percorrendo uma via plana, sem curvas ou rampas cujo comprimento é de 12400 metros.

Fig. 30 – Esquema da via para o caso 1

Os primeiros gráficos a serem apresentados é o da velocidade em função do espaço percorrido e do tempo de percurso.

Fig. 31 – Velocidade em função do espaço percorrido

Fig. 32 – Velocidade em função do tempo de percurso

O gráfico abaixo refere-se ao tempo de percurso em função do espaço percorrido.

Fig. 33 – Tempo de percurso em função do espaço percorrido

O último resultado é de grande importância para a montagem do gráfico horário de um sistema dado um certo headway (tempo entre os trens).

A seguir, é apresentado o gráfico referente à aceleração em função do espaço percorrido.

Fig. 34 – Aceleração da composição em função do espaço percorrido

Sobre este gráfico é interessante observar que o módulo da aceleração máxima atingida é de aproximadamente $0,31 \text{ m/s}^2$ ou seja, acima do valor dado por (Filipović, 1995) para um trem de carga e um pouco acima do valor dado por (Martins, 1986) para um mesmo tipo de trem.

Vale observar também que há uma tendência ao aumento do valor da aceleração na freagem. Isto se deve ao fato de que os componentes do esforço útil F_U no regime de freagem em nível e tangente variam de forma diferente.

Como foi visto, o esforço de freagem possui uma característica que diminui com o aumento da velocidade e a resistência normal da composição tem um comportamento contrário ou seja, o seu valor sobe com o aumento da velocidade. Especificamente na

composição estudada, o valor do esforço de freagem é maior do que a resistência normal da composição até aproximadamente 94 km/h. A partir deste ponto, com o aumento da velocidade, a resistência normal da composição passa a prevalecer. Em virtude disto, o esforço útil e consequentemente a aceleração têm uma característica em freagem que aumenta com a velocidade a partir de 94 km/h.

A seguir, é apresentado o gráfico do esforço motor e do esforço de freagem em função do espaço percorrido. É também apresentado o gráfico do esforço máximo permitido pela aderência em função do espaço percorrido.

Fig. 35 – Esforço motor e de freagem em função do espaço percorrido

Este gráfico de esforços mostra que o limite permitido pela aderência não foi ultrapassado. No período de tração o esforço motor chega a ter o seu valor igual ao esforço máximo permitido quando a velocidade é a nominal, o que ainda satisfaz a condição dada pela eq. (17).

Em seguida, é apresentado o gráfico do esforço útil em função do espaço percorrido.

Fig. 36 – Esforço útil em função do espaço percorrido

A grande observação a ser feita sobre este último gráfico diz respeito ao solavanco e ao seu controle. No item 7.1 foi calculado uma variação máxima de esforço útil de 34,73 kN em um espaço de tempo de 1/16 segundos. Em termos práticos, o controle de solavanco não foi utilizado devido ao alto valor da massa da composição e também devido aos baixos valores de aceleração desenvolvidos. Por isto, é imperceptível a atuação do controle de solavanco tanto no esforço útil quanto no esforço motor e de freagem.

O próximo gráfico é o resultado dos valores da potência desenvolvida pelo veículo em função do espaço percorrido.

Fig. 37 – Potência desenvolvida pelo veículo em função do espaço percorrido

Este último gráfico mostra com clareza as regiões de potência contínua tanto no regime de tração quanto no regime de freagem. Nota-se também que no período de tração, após a região de potência constante, há a região de potência reduzida.

Segue-se agora os gráficos que dizem respeito à parte elétrica da simulação de marcha. Primeiramente, são apresentadas as correntes no motor em função do espaço percorrido.

Fig. 38 – Correntes no motor em função do espaço percorrido

O gráfico da Fig. 38 mostra o comportamento das correntes no motor. Nota-se que a corrente no rotor I_r é constante nas regiões de esforço motor e de freagem constantes e nas regiões de potência constante devido ao tipo de controle aplicado.

O valor da corrente de magnetização I_m irá sofrer uma queda no instante em que a composição inicia a freagem, como pode ser visto, devido justamente à condição de fluxo no entreferro constante e nominal nas regiões de torque constante. Nota-se que a região de torque constante no período de tração e no período de freagem se iniciam em velocidades diferentes.

Pode-se notar na Fig. 38 que a corrente no estator I_s é, como foi dito no item 5.2, uma soma fasorial entre as correntes no rotor I_r e de magnetização I_m . É importante observar também que o valor da corrente no estator não ultrapassou o valor máximo dado de 434 A.

O próximo resultado a ser mostrado é a frequência de escorregamento f_{sl} em função do espaço percorrido.

Fig. 39 – Frequência de escorregamento em função do espaço percorrido

Da Fig. 39 pode-se perceber o controle da frequência de escorregamento, sendo este constante nas regiões de torque constante e potência reduzida. Nota-se que a frequência de escorregamento é negativa no período de freagem. Observa-se também que o seu valor na região de torque constante em regime de freagem é um pouco maior que 0,5 Hz, diferente de seu valor nominal de 1 Hz. Isto se deve ao ajuste feito para que seja dado um esforço de freagem de 130 kN para um fluxo no entreferro constante e nominal.

O resultado seguinte é o valor da tensão por fase do estator V_s que deve ser sintetizado pelo conversor apresentado em função do espaço percorrido.

Fig. 40 – Tensão por fase do estator em função do espaço percorrido

Através da Fig. 40 pode-se perceber que a tensão é mantida constante durante quase todo o período de tração. Este comportamento é devido ao modo de controle aplicado, conforme exposto no item 5.3. É importante observar que o valor da tensão no estator tem uma queda quando a composição passa para o regime de freagem justamente por causa da relação Volts / Hertz constante. Em outras palavras, o fluxo assume seu valor nominal quando o trem está, em freagem, na velocidade de 27,692 km/h ou seja, menor que a velocidade nominal de 63,360 km/h. É de se esperar então que a tensão no estator V_s seja de valor menor.

O próximo resultado é a frequência f da tensão por fase do estator V_s que o conversor deve sintetizar. O resultado é apresentado em função do espaço percorrido.

Fig. 41 – Frequência em função do espaço percorrido

Finalmente, é apresentado em seguida a corrente captada pelo pantógrafo em função do espaço percorrido.

Fig. 42 – Corrente no pantógrafo em função do espaço percorrido

Deste último resultado, pode-se perceber que a corrente I_d captada pelo pantógrafo, no regime de tração, atinge o seu valor máximo a partir de um valor mínimo de forma gradual, diferentemente das composições clássicas acionadas através de motores de corrente contínua que iniciam a marcha com uma corrente bastante elevada devido à ligação série. Porém, um aumento gradual da corrente já havia sido conseguido com o emprego de recortadores (choppers). Fazendo uma segunda comparação, desta vez em relação aos sistemas acionados por motores de corrente contínua e recortadores, pode-se observar que a característica da corrente neste tipo de sistema é bastante semelhante à característica de um sistema acionado através de inversores de tensão e motores de indução.

Ambas características de corrente irão aumentar gradualmente até atingirem uma potência constante e a partir deste ponto, as correntes captadas serão constantes até atingirem uma região de campo enfraquecido no caso dos motores de corrente contínua e a região de baixa potência no caso dos motores de indução.

Na freagem observa-se uma corrente de valor constante em boa parte deste regime porque a potência de freagem é constante até a composição atingir 27,692 km/h. A corrente eficaz I_{ef} calculada para o percurso é de 1020,73 A.

Finalizando, são dados em seguida os resultados do consumo de energia Q acumulado e do consumo específico de energia E . Os dois em função do espaço percorrido.

Fig. 43 – Consumo de energia elétrica em função do espaço percorrido

Através do gráfico anterior pode-se perceber que pelo fato do consumo de energia ser positivo na operação em tração e negativo na operação em freagem, o número total acumulado de quilowatts-hora consumidos irá ter um ponto máximo no final do período de tração e irá decrescer na operação em freagem.

Fig. 44 – Consumo específico de energia elétrica em função do espaço percorrido

7.2.2 Caso 2

O segundo caso simulado trata-se da mesma composição percorrendo uma via de 25000 metros dividida em cinco tipos de perfil. O primeiro perfil tem o comprimento de 5000 metros e é plano. O perfil seguinte tem o comprimento de 5000 metros e há um declive de 2 %. O terceiro perfil também de comprimento 5000 metros é uma curva de raio igual a 3183 metros. O quarto, de comprimento igual aos anteriores, é um aclave de 5 %. Por último, tem-se novamente um perfil plano.

Fig. 45 – Esquema da via para o caso 2

Seguindo a mesma seqüência do item anterior, primeiramente tem-se a velocidade em função do espaço percorrido e do tempo de percurso.

Fig. 46 – Velocidade em função do espaço percorrido

Fig. 47 – Velocidade em função do tempo de percurso

Pela Fig. 46 e pela Fig. 47, pode-se observar que a queda da velocidade no regime de freagem é maior até os 20000 metros pois há a presença de um aclave. É importante notar que diferentemente do caso 1, este segundo caso possui um período de velocidade constante conhecido como período de regime do ciclo de tração.

O próximo gráfico refere-se ao tempo de percurso em função do espaço percorrido.

Fig. 48 – Tempo de percurso em função do espaço percorrido

O próximo resultado é relativo à aceleração em função do espaço percorrido.

Fig. 49 – Aceleração em função do espaço percorrido

Nota-se na Fig. 49 que a aceleração sofre variações em função do perfil da linha notavelmente a partir dos 5000 metros onde a composição encontra o declive e do início do período de freagem até os 20000 metros onde a composição atravessa o aclave. Deve-se notar que no período de regime do ciclo de tração, a aceleração tem o seu valor igual a zero. Também pode-se observar que a aceleração máxima atingida é um pouco maior que os níveis estabelecidos no item 4.4, tal qual o caso 1.

A seguir, é apresentado o gráfico do esforço motor e de freagem em função do espaço percorrido e também o esforço máximo permitido pela aderência.

Fig. 50 – Esforço motor e de freagem em função do espaço percorrido

É importante observar a partir da Fig. 50 que no período de regime, o esforço motor é aquele necessário para manter uma velocidade constante e uma aceleração nula. Desta forma, o esforço motor possui variações em seu valor no declive, na curva e no aclave presentes na linha.

O próximo gráfico é do esforço útil em função do espaço percorrido.

Fig. 51 – Esforço útil em função do espaço percorrido

O gráfico do esforço útil apresentado na Fig. 51 é de forma semelhante ao gráfico da aceleração apresentado na Fig. 49. Deve-se observar que o esforço útil F_U é nulo para um regime de velocidade constante.

Em seguida, é apresentado o gráfico da potência desenvolvida pelo veículo em função do espaço percorrido.

Fig. 52 – Potência desenvolvida pelo veículo em função do espaço percorrido

Quanto à Fig. 52, as considerações sobre as regiões de potência constante e reduzida feitas no item 7.2.1 são as mesmas. A diferença está no fato de que as variações de esforço motor no período de regime são refletidas na potência desenvolvida.

O próximo resultado diz respeito às correntes no estator I_s , no rotor I_r e de magnetização I_m em função do espaço percorrido.

Fig. 53 – Correntes no motor em função do espaço percorrido

Em relação à Fig. 53 deve-se observar que as variações do esforço motor durante o período de regime são refletidas na corrente no rotor I_r . A corrente de magnetização I_m é mantida constante neste período. Vale notar que a corrente de magnetização I_m sofre influência da variação da frequência, que no período de regime é constante, como será visto posteriormente.

Mais uma vez, o valor máximo dado de 434 A para a corrente no estator não foi ultrapassado.

O próximo resultado a ser apresentado é a frequência de escorregamento f_{sl} em função do espaço percorrido.

Fig. 54 – Frequência de escorregamento em função do espaço percorrido

Em relação ao resultado apresentado na Fig. 54 é interessante notar que se o fluxo no entreferro foi mantido constante durante as variações de torque do motor para manter a velocidade constante, a frequência de escorregamento é que foi ajustada para resultar no torque do motor desejado.

Em seguida, é apresentado o valor da tensão por fase do estator V_s que deve ser sintetizado pelo conversor em função do espaço percorrido.

Fig. 55 – Tensão por fase do estator em função do espaço percorrido

Um aspecto interessante a ser notado a partir da Fig. 55 é que a variação de torque do motor não influencia no valor da tensão por fase do estator.

O resultado seguinte é a frequência f da tensão por fase do estator V_s que o conversor deve sintetizar em função do espaço percorrido.

Fig. 56 – Frequência em função do espaço percorrido

O gráfico da Fig. 56 mostra que a frequência da tensão do estator que o conversor deve sintetizar sofre influência, tal qual a velocidade do comboio, das rampas e curvas presentes na via.

É importante notar que se a tensão é mantida constante, exceto nas regiões de torque motor constante, uma variação do fluxo é esperada uma vez que a frequência da fonte sofre alterações. De fato, isto ocorre causando reflexo na corrente de magnetização I_m . Porém a escala do gráfico da Fig. 53 não permite observar este reflexo com clareza.

O próximo resultado apresentado é a corrente I_d captada pelo pantógrafo em função do espaço percorrido.

Fig. 57 – Corrente no pantógrafo em função do espaço percorrido

Pode-se perceber através da Fig. 57 que a variação no esforço motor para manter uma velocidade constante em tipos diferentes de rampas é refletida diretamente na corrente I_d captada pelo pantógrafo. A corrente eficaz I_{ef} calculada para o percurso é de 1064,26 A.

É mostrado agora o gráfico do consumo acumulado em função do espaço percorrido.

Fig. 58 – Consumo em função do espaço percorrido

Percebe-se através da Fig. 58 que o consumo de energia também é afetado pelas variações do esforço motor, de modo que este se torna um pouco menor quando a velocidade é constante.

Como último resultado, é apresentado o consumo específico em função do espaço percorrido.

Fig. 59 – Consumo específico em função do espaço percorrido

Tal qual o consumo, o consumo específico também é afetado pela variação do esforço no período de regime como pode ser visto na Fig. 59.

7.2.3 Caso 3

O terceiro e último caso é uma via idêntica à via do caso 2 porém, possui trechos de restrição de velocidade. Até 10000 metros, a velocidade máxima permitida é de 100 km/h. De 10000 metros até 25000 metros, a velocidade máxima permitida é de 120 km/h.

Fig. 60 – Esquema da via para o caso 3

Seguindo a mesma sequência dos itens anteriores, o primeiro resultado apresentado é a velocidade em função do espaço percorrido e do tempo de percurso.

Fig. 61 – Velocidade em função do espaço percorrido

Fig. 62 – Velocidade em função do tempo de percurso

Através da Fig. 62 e da Fig. 63 pode-se perceber que o período de freagem é menor que o do caso do item 7.2.2 porque a composição irá agora frear a partir de 120 km/h e não mais a partir de 140 km/h.

O próximo resultado é o tempo de percurso em função do espaço percorrido.

Fig. 63 – Tempo de percurso em função do espaço percorrido

O resultado seguinte é a aceleração da composição em função do espaço percorrido.

Fig. 64 – Aceleração em função do espaço percorrido

Nota-se através da Fig. 64 que a composição irá sair de uma aceleração nula pois está desenvolvendo a velocidade máxima permitida de 100 km/h para uma aceleração positiva até atingir o outro limite de velocidade de 120 km/h.

Em seguida, é apresentado os esforços motor e de freagem em função do espaço percorrido. É mostrado também, como nos outros casos, o esforço máximo permitido pela aderência.

Fig. 65 – Esforço motor e de freagem em função do espaço percorrido

A partir do gráfico de esforço motor e de freagem pode-se notar que há um esforço maior iniciando em 10000 m além do esforço necessário para vencer as resistências e manter a velocidade constante para que a composição acelere de 100 km/h para 120 km/h.

Porém, a observação mais importante a ser feita a respeito deste caso é que o regime de tração não tem três regiões de controle como nos casos anteriores. Como a velocidade limite neste trecho é de 120 km/h ou seja, menor do que 121,846 km/h, o

regime de tração tem apenas a região de esforço motor constante e potência constante.

O próximo resultado a ser mostrado é o esforço útil em função do espaço percorrido.

Fig. 66 – Esforço útil em função do espaço percorrido

O esforço útil possui, como nos outros dois casos, uma característica semelhante à característica da aceleração.

O resultado seguinte é a potência desenvolvida pelo veículo em função do espaço percorrido.

Fig. 67 – Potência desenvolvida pelo veículo em função do espaço percorrido

Pelo gráfico mostrado na Fig. 67 pode-se confirmar que a região de controle de potência reduzida não está presente. Nota-se também a elevada potência desenvolvida para que a composição saia de uma velocidade de equilíbrio de 100 km/h para uma velocidade de 120 km/h.

Em seguida, são apresentados os resultados da corrente no estator I_s , da corrente no rotor I_r e da corrente de magnetização I_m em função do espaço percorrido.

Fig. 68 – Correntes no motor em função do espaço percorrido

A partir do gráfico da Fig. 68, pode-se notar que há diferenças entre os tipos de variação do esforço motor. O primeiro é em relação ao ajuste deste esforço para que a velocidade seja mantida constante. Neste caso, apenas a corrente rotor I_r irá variar.

O segundo caso é uma aceleração da composição quando esta estava desenvolvendo uma velocidade constante. Nesta situação, não só a corrente no rotor I_r irá variar. A corrente de magnetização I_m também sofrerá alteração pois a frequência f do conversor é modificada.

Em seguida, é apresentado o gráfico da frequência de escorregamento em função do espaço percorrido.

Fig. 69 – Frequência de escorregamento em função do espaço percorrido

Novamente, a partir da Fig. 69 pode-se observar que o esforço motor sofre dois tipos de variações. Um escorregamento constante indica uma velocidade constante, variação diferente de uma aceleração da composição não nula onde o escorregamento aumenta com a frequência da fonte.

O próximo resultado é o valor da tensão por fase do estator V_s que deve ser sintetizado pelo conversor em função do espaço percorrido.

Fig. 70 – Tensão por fase do estator em função do espaço percorrido

O resultado a seguir é a frequência f da tensão do estator V_s que o conversor deve sintetizar em função do espaço percorrido.

Fig. 71 – Frequência em função do espaço percorrido

O próximo resultado é a corrente captada pelo pantógrafo em função do espaço percorrido.

Fig. 72 – Corrente no pantógrafo em função do espaço percorrido

Da Fig. 72 pode-se perceber que a composição irá necessitar de mais corrente quando o esforço motor for destinado à aceleração da composição do que quando o esforço motor for destinado à conservação de uma velocidade constante. A corrente eficaz I_{ef} calculada para o percurso é de 812,66 A.

A seguir, é apresentado o gráfico do consumo Q acumulado em função do espaço percorrido.

Fig. 73 – Consumo em função do espaço percorrido

O gráfico da Fig. 73 mostra que apesar de haver uma aceleração no período de regime, o consumo é menor que no caso anterior. No caso anterior, a composição foi levada a 140 km/h e nesta velocidade mantida até a freagem. Um pico de consumo de aproximadamente 520 kWh foi registrado. Neste caso, a velocidade máxima da composição não foi atingida e o pico de consumo ficou em aproximadamente 425 kWh.

Finalizando a apresentação dos resultados, é dado o gráfico do consumo específico E em função do espaço percorrido.

Fig. 74 – Consumo específico em função do espaço percorrido

Sobre o consumo específico de energia mostrado na Fig. 74, deve-se observar que neste caso, ele sofrerá um aumento tanto para uma nova aceleração quando a composição encontra-se em uma velocidade constante quanto para manter a velocidade em uma mudança de rampa.

7.3 Análise dos resultados

Através da leitura do trabalho e da análise dos resultados percebe-se que para chegar ao valor da corrente captada pelo pantógrafo ou coletor do terceiro trilho um cálculo trabalhoso deve ser feito. Porém, os resultados mostram que o formato da curva da potência desenvolvida pelo veículo e o formato da curva da corrente captada são semelhantes. Isto pode sugerir uma proporção linear entre as duas grandezas. É interessante então desenvolver este ponto.

Retomando a eq. (104) e aplicando-a na eq. (105),

$$I_d = n_m \cdot \frac{3 \cdot V_s \cdot I_s \cdot \cos(\varphi)}{V_d} \quad (113)$$

Mas,

$$3 \cdot V_s \cdot I_s \cdot \cos(\varphi) = 3 \cdot P_{in} \quad (114)$$

Também,

$$\eta_m = \frac{P_{motor}}{3 \cdot P_{in}} \quad (115)$$

Aplicando a eq. (49),

$$3 \cdot P_{in} = \frac{P_U}{n_m \cdot \eta_m \cdot \eta_T} \quad (116)$$

Combinando a eq. (116) com a eq. (114) e aplicando na eq. (113) resulta:

$$I_d = \frac{P_U}{V_d \cdot \eta_m \cdot \eta_T} \quad (117)$$

Comparando os resultados obtidos pelas simulações com a aplicação direta da eq. (117), nota-se que as correntes fornecidas através desta expressão simplificada possuem um valor menor do que as calculadas através de simulações em regime de tração e um módulo maior do que as correntes calculadas em regime de freagem.

O erro entre a corrente obtida através da simulação e a corrente dada aplicando a eq. (117) é maior em velocidades mais baixas, chegando a um pico máximo de 43,7 A para os três casos e uma diferença máxima de 14,7 A para a região de potência constante no regime de tração. Vale notar que a tensão da catenária V_d tem 90 % do seu valor nominal no regime de tração e 110 % no regime de freagem.

Fig. 75 – Comparação entre resultados para o caso 1

Fig. 76 – Comparação entre resultados para o caso 2

Fig. 77 – Comparação entre resultados para o caso 3

Percebe-se portanto que o resultado elétrico principal fornecido pela simulação de marcha pode ser obtido também através da potência desenvolvida pelo veículo.

8. CONCLUSÃO

Uma análise dos capítulos anteriormente vistos traz algumas conclusões.

A primeira delas diz respeito à característica do esforço motor e do esforço de freagem em função da velocidade. Através do trabalho pode-se concluir que quanto ao controle dos motores, não existe um padrão fixo. Tanto o regime de tração, quanto o regime de freagem podem possuir duas ou três regiões de controle.

As características de esforço motor e de freagem em função da velocidade podem ser expressas através de valores máximos e os valores do esforço contínuo e da potência nominal de tração citados ou marcados dentro deste "envelope" máximo. Neste caso deve-se ter muita atenção quanto à região de baixa potência e alta velocidade. Caso tal região apresente potências menores que a potência nominal de tração, o controle dos motores irá ter três regiões, como na aplicação vista no capítulo 7. Do contrário, apenas a região de torque constante e a região de potência constante irão aparecer no controle dos motores.

Ainda sobre as características de esforço em função da velocidade, vale notar que eventualmente, o esforço contínuo de tração pode ser menor do que o esforço contínuo em freagem, caracterizando o dimensionamento do motor feito para o regime de freagem. É importante observar também que em alguns casos a velocidade máxima da locomotiva ou TUE em operação normal é menor do que a indicada no "envelope" máximo excluindo assim, a região de controle de altas velocidades.

Por causa destas variações, em todos os casos é recomendável fazer uma análise dos valores nominais de torque, velocidade e potência dos motores de tração através da transformação destes em dados compatíveis com os da locomotiva ou TUE e compará-los com os dados das características fornecidas antes de se fazer qualquer cálculo.

A análise dos resultados referentes ao consumo de energia também traz algumas conclusões. A primeira delas é a vantagem visível da recuperação de energia. Pôde-se observar uma recuperação de aproximadamente um terço para o primeiro caso e de aproximadamente um sexto para os outros dois casos. Considerando nos dois últimos casos uma rede de alimentação totalmente receptiva, isto significa que aproximadamente de cada seis composições em regime de freagem, uma em regime de tração pode ser alimentada sem a necessidade do consumo da energia fornecida pela concessionária à rede de alimentação. Se for observado o caso dos transportes urbanos, onde o tráfego é intenso, esta recuperação é extremamente benéfica.

Ainda sobre o consumo de energia, os resultados mostram que este foi maior no caso 2 do que no caso 3. Obviamente, o ajuste feito pelo esforço motor para manter a velocidade constante em ambos os casos consumiu mais energia assim como a aceleração para que a composição saísse de 100 km/h para 120 km/h no caso 3. Porém nem o consumo elevado devido a esta aceleração extra fez com que o consumo total do caso 3 fosse maior que o do caso 2. Conclui-se que manter a composição em uma velocidade máxima acarreta em um consumo maior do que se a composição desenvolvesse uma velocidade menor. Mais ainda, um consumo a mais de aproximadamente 85 kWh no caso 3 diminuiria o tempo de percurso em aproximadamente 2 minutos, tomando como base o caso 2. É necessário avaliar então se em um trecho livre de limites de velocidade vale a pena aumentar a velocidade desenvolvida, e conseqüentemente consumir mais energia, em função da diminuição do tempo gasto para percorrer este trecho.

Um ponto interessante de ser observado é em relação à corrente captada pelo pantógrafo ou coletor do terceiro trilho. Através dos resultados pôde-se ver que no caso das composições acionadas através de conversores de tensão e motores de indução, esta corrente captada é bastante semelhante à corrente captada por uma outra composição qualquer acionada por recortadores (choppers) e motores de corrente contínua do tipo série. Isto mostra que comparado ao sistema acionado por recortadores, o sistema acionado através de conversores não possui desvantagens em

relação à este ponto. Além disto, o motor de indução possui algumas vantagens em relação ao motor de corrente contínua do tipo série, como visto nos primeiros capítulos.

O último ponto a ser observado é em relação à simplificação da obtenção da corrente captada pelo trem aqui desenvolvida. Esta simplificação é de grande valia uma vez que as grandezas envolvidas no cálculo da corrente captada próprias do circuito equivalente do motor de indução não são normalmente fornecidas com os dados dos veículos sendo necessário a aplicação de um modelo para encontrá-los, como foi feito neste trabalho. Tal simplificação é também um modo para cálculos rápidos envolvendo a corrente captada pelo trem, algo difícil de ser conseguido nos acionamentos por recortadores devido à não linearidade na proporção entre as variáveis mecânicas e elétricas, inerente ao sistema de controle e ao próprio motor de corrente contínua com excitação em série.

ANEXO – FLUXOGRAMA DA SIMULAÇÃO OBJETIVO

BIBLIOGRAFIA

- (Allenbach; Kaller, 1995a). ALLENBACH, J. -M.; KALLER, R. **Traction électrique**. 1.ed. Lausanne: Presses Universitaires Romandes, 1995. v.1. 292 p.
- (Allenbach; Kaller, 1995b). ALLENBACH, J. -M.; KALLER, R. **Traction électrique**. 1.ed. Lausanne: Presses Universitaires Romandes, 1995. v.2. 412 p.
- (Alouche, 1992). ALOUCHE, P. L. Evolução dos Sistemas de Propulsão metro-ferroviários. In: III EMAT, São Paulo, 1992. **Anais**. São Paulo: 1992. p. 16-35.
- (Broche et al., 1992). BROCHE, C. et al. Harmonic redution in DC link current of a PWM induction motor drive by ative filtering. **IEEE Transactions on Power Eletronics**, v. 7, n. 4, October 1992.
- (Bohli; Brechbühler, 1973). BOHLI, W. U.; BRECHBÜHLER, M. Performance of experimental inverter locomotive Class Be 4/4 no. 12001 of Swiss Federal Railways. **Brown Boveri Review**, Baden, v. 60, n. 12, p. 581-588, 1973.
- (Bose, 1981). BOSE, B. K. Introduction to AC drives. In: BOSE, B. K. **Adjustable speed AC drive systems**. New York: IEEE Press, 1981. p. 1-21. Section 1.
- (Brenneisen et al., 1973). BRENNEISEN, J. et al. A new converter drive system for a diesel electric locomotive with asynchronous traction motors. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. IA-9, n. 4, p. 482-490, July / August 1973.
- (Cabrita, 1981a). CABRITA, C. M. P. Os diferentes sistemas de tracção eléctrica e sua classificação. **Electricidade**, ano 25, n. 161, p. 117-125, março 1981.
- (Cabrita, 1981b). CABRITA, C. M. P. Evolução das locomotivas monofásicas de frequência industrial. **Electricidade**, ano 25, n. 164, p. 270-283, junho 1981.
- (Cabrita, 2000a). CABRITA, C. M. P. Princípios fundamentais da tracção eléctrica. **Electricidade**, ano 44, n. 375, p. 69-81, março 2000.
- (Cabrita, 2000b). CABRITA, C. M. P. Desenvolvimento histórico e tendências actuais da tracção eléctrica. **Electricidade**, ano 44, n. 377, p. 120-132, maio 2000.
- (Cossidé, 1977). COSSIÉ, A. Essai de transmission asynchrone avec convertisseur statique, a la SNCF. **Revue Générale des Chemins de Fer**, ano 96, p. 517-529, Octobre 1977.

- (Colasse; Masselus, 2000). COLASSE, A.; MASSELUS, J. –E. Introduction of IGBT technology in railway rolling stock design. **Rail International Schienen der Welt**, ano 31, p. P18-P22, September 2000.
- (Davis Jr., 1926). DAVIS Jr., W. J. The tractive resistance of electric locomotives and cars. **General Electric Review**, v. 29, n. 10, p. 685-707, October 1926.
- (Farini et al., 1995). FARINI, A. et al. Active filtering of traction drives fed by DC contact line. In: EUROPEAN CONFERENCE ON POWER ELETRONICS, Sevilla, 1995. **EPE'95**. Sevilla: 1995. p. 2.058-2.065. v. 2.
- (Filipović, 1970). FILIPOVIĆ, Ž. Class Bhe 4/8 twin-unit railcars for the Gornergrat Railway. **Brown Boveri Review**, Baden, v. 57, n. 10, p. 429-438, 1970.
- (Filipović, 1977). FILIPOVIĆ, Ž. Motor-coaches of the Corcovado Railway in Brazil. **Brown Boveri Review**, Baden, v. 64, n. 12, p. 751-754, 1977.
- (Filipović, 1995). FILIPOVIĆ, Ž. **Elektrische Bahnen** Grundlagen Triebfahrzeuge Stromversorgung. 3.ed. Heidelberg: Springer, 1995. 277 p.
- (Fitzgerald; Kingsley Jr.; Kusko, 1975). FITZGERALD, A. E.; KINGSLEY JR., C.; KUSKO, A. **Máquinas elétricas**. 1.ed. São Paulo: Makron Books, 1975. 623 p.
- (Gibbon; Shearwood, 1981). GIBBON, M. A.; SHEARWOOD, P. J. Transistor-inverter traction drives. **GEC Journal of Science & Technology**, v. 47, n. 2, p. 95-101, 1981.
- (Goodman; Mellitt; Taufiq, 1986). GOODMAN, C. J.; MELLITT, B.; TAUFIQ, J. A. Railway signalling compatability of inverter fed induction drives for rapid transit. **IEE Proceedings**, v. 133, n. 2, p. 71-84, March 1986. Pt. B.
- (Guedes, 1992). GUEDES, M. V. O motor de indução trifásico para tracção eléctrica. **Electricidade**, ano 36, n. 290, p. 205-208, junho 1992.
- (Hill; Huang, 1991). HILL, R. J.; HUANG, F. Verification of an on-line simulator for VSI-IM rail traction drives. In: EUROPEAN CONFERENCE ON POWER ELETRONICS, Firenze, 1991. **EPE'91**. Firenze: 1991. p. 1.099-1.104. v. 1.
- (Hödle; Stemmler, 1965). HÖDLE, H.; STEMMLER, H. Equipaments de traction modernes et principes de commandes nouveaux pour les véhicules de traction. **Revue Brown Boveri**, Baden, v. 52, n. 9/10, p. 706-719, 1965.
- (Hugentobler, 1947). HUGENTOBLER, E. Modernization of two typical swiss mountain railways. **The Brown Boveri Review**, Baden, v. 34, n. 12, p. 239-248, 1947.

- (Hultquist, 1988). HULTQUIST, P. F. **Numerical methods for engineers and computer scientists**. Menlo Park: Benjamin / Cummings, 1988. Cap. 8., p. 237-261: Numerical solutions of differential equations.
- (In'kov et al., 1990). IN'KOV, Yu. M. et al. Traction electric drive of advanced electric trains. **Soviet Electrical Engineering (Elektrotehnika)**, New York, v. 61, n. 1, p. 84-88, 1990.
- (Jahn; Leichtfried, 1992). JAHN, P.; LEICHTFRIED, H. Traction equipment of the class 1822 dual-system locomotive. **ABB Review**, n. 4, p. 15-22, 1992.
- (Kielgas; Nill, 1980). KIELGAS, H.; NILL, R. Converter propulsion systems with three-phase induction motors for electric traction vehicles. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. IA-16, n. 2, p. 222-233, March / April 1980.
- (Kostenko; Piotrovski, 1979). KOSTENKO, M.; PIOTROVSKI, L. **Máquinas Eléctricas**. Porto: Edições Lopes da Silva, 1979. v. 2. Cap. XIX., p. 457-479: Máquina assíncrona trifásica de rotor girante.
- (Kührer, 1975). KÜHRER, F. Bo'Bo' thyristor locomotives, class 1044 of the Austrian Federal Railways. **Brown Boveri Review**, Baden, v.62, n. 12, p. 548-553, 1975.
- (Kubata, 1990). KUBATA, G. Austrian Federal rejuvenates its locomotive fleet. **Railway Gazette International**, v. 146, n. 2, p. 103-106, February 1990.
- (Largiadèr, 1970). LARGIADÈR, H. Design aspects of induction motors for traction applications with supply through static frequency changers. **Brown Boveri Review**, Baden, v.57, n. 4, p. 152-167, 1970.
- (Langsdorf, 1981). LANGSDORF, A. S. **Theory of alternating current machinery**. New Delhi: Tata McGraw-Hill, 1981. Sec.8-21., p.354-362: The asynchronous or induction generator.
- (Lipo; Plunkett, 1976). LIPO, T. A.; PLUNKETT, A. B. New methods of induction motor torque regulation. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. IA-12, n. 1, p. 47-55, January / February 1976.
- (Martins, 1986). MARTINS, R. W. C. **Sistemas de tração elétrica: análise e dimensionamento**. São Paulo, 1986. 311 p. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- (Martins et al., 1987). MARTINS, R. W. C. et al. **Tração elétrica**. 1.ed. São Paulo: Nobel, 1987. v. 1. 371 p.

- (Martins et al., 1988). MARTINS, R. W. C. et al. **Tração elétrica**. 1.ed. São Paulo: Nobel, 1988. v. 2. 309 p.
- (Martins; Toledo, 1976). MARTINS, W. W.; TOLEDO, E. D. **Tração Elétrica (Equipamentos)**. São Paulo: Grêmio Politécnico, 1976. v. 2. p. 119-131: Aderência.
- (Marugan, 1982). MARUGAN, R. T. Problems and outlook of three-phase traction in railways. In: UIPT ROLLING STOCK WORKING GROUP MEETING, Hamburg, October 1982. **Anais**. Hamburg: UITP, 1982. p. 1-16.
- (Mellitt; Mouneimne, 1988). MELLITT, B.; MOUNEIMNE, Z. S. Modelling of inverter-controlled asynchronous drives for system simulation in DC railways. **IEE Proceedings**, v. 135, n. 5, p. 210-217, September 1988. Pt. B.
- (Mohan; Robbins; Undeland, 1995). MOHAN, N.; ROBBINS, W. P.; UNDELAND, T. M. **Power electronics** converters, applications and design. 2.ed. New York: John Wiley & Sons, 1995. 802 p.
- (Moser, 1978). MOSER, R. A comparative study of the various types of electric traction motor in their specific fields of application. **Brown Boveri Review**, Baden, v. 65, n. 12, p. 795-810, 1978.
- (Nouvion, 1954). NOUVION, F. F. Electric locomotives on the Valenciennes – Thionville line. **The Proceedings of the Institution of Electrical Engineers**, Part I, n. 131, p. 313-328, September 1954.
- (Nouvion, 1984). NOUVION, F. F. Three-phase motors in electric rail traction. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. IA-20, n. 5, p. 1152-1170, September / October 1984.
- (Orthmann, 1988). ORTHMANN, J. -M. O desenvolvimento da tecnologia de tração elétrica por acionamento trifásico. **Revista Siemens**, v. VIII, n. 3, p. 12-18, 1988.
- (Parodi; Tétrel, 1935). PARODI, H.; TÉTREL, A. **La traction électrique et le chemin de fer**. Paris: Dunod, 1935. tome I. 559 p.
- (Patin, 1952). PATIN, P. **La traction électrique et diesel électrique**. Paris: Éditions Léon Eyrolles, 1952. 299 p.
- (Plette; Plunkett, 1977). PLETTE, D. L.; PLUNKETT, A. B. Inverter-induction motor drive for transit cars. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. IA-13, n. 1, p. 26-37, January / February 1977.

- (Plunkett, 1977). PLUNKETT, A. B. Direct flux torque regulation in a PWM inverter-induction motor drive. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. IA-13, n. 2, p. 139-146, March / April 1977.
- (Polloni, 1972). POLLONI, E. G. F. Análise de sistemas de tração elétrica por computadores digitais. São Paulo: 1972. p. 1.1-1.72.
- (Rashid, 1999). RASHID, M. H. **Eletrônica de potência** circuitos, dispositivos e aplicações. 1.ed. São Paulo: Makron Books, 1999. 828 p.
- (Roffler, 1977). ROFFLER, M. Class Am 6/6 diesel locomotives of the Swiss Federal Railways. **Brown Boveri Review**, Baden, v. 64, n. 12, p. 717-729, 1977.
- (Steimel, 1996). STEIMEL, A. Electric railway traction in Europe. **IEEE Industry Applications Magazine**, v. 2, n. 6, p. 7-17, November / December 1996.
- (Steimel, 1998). STEIMEL, A. Control of the induction machine in traction. **Elektrische Bahnen**, v. 96, n. 12, p. 361-369, 1998.
- (Wojtas, 1990). WOJTAS, B. J. The age of the squirrel cage. **IEE Review**, v. 36, n. II, p. 435-438, December 1990.

BIBLIOGRAFIA RECOMENDADA

- CABRITA, C. M. P.; SIMÕES, R. M. F. Ábacos de cálculo de locomotivas eléctricas. **Electricidade**, ano 33, n. 258, p. 347-352, julho 1989.
- CABRITA, C. M. P. Classificação do material circulante motor em tracção eléctrica. **Electricidade**, ano 34, n. 265, p. 90-91, março 1990.
- CABRITA, C. M. P.; HENRIQUES, N. P. Dimensionamento e exploração de locomotivas eléctricas optimizadas por computador. **Electricidade**, ano 35, n. 281, p. 310-314, setembro 1991.
- COSSIÉ, A. Le hacheur en traction électrique a courant continu. **Revue Générale des Chemins de Fer**, ano 92, p. 1-12, Janvier 1973.
- GOODMAN, C. J.; MELLITT, B.; TAUFIQ, J. A. Novel algorithm for generating near optimal PWM waveforms for AC traction drives. **IEE Proceedings**, v. 133, n. 2, p. 85-94, March 1986. Pt. B.
- KARVINEN, J. Three-phase AC traction drives: design and service experience. **IEE Proceedings**, v. 134, n. 3, p. 135-140, May 1987. Pt. B.
- KÖRBER, J.; TEICH, O. W. Three-phase motors for diesel and electric traction. **Railway Gazette International**, v. 131, n. 2, p. 64-71, February 1975.
- McNAUGHTON, R. L. Energy regeneration on railways. **GEC Review**, v. 5, n. 2, p. 69-72, 1989.
- NASAR, S. A. **Máquinas Eléctricas**. São Paulo: McGraw-Hill, 1984. Cap. 5., p. 101-124: Motores de indução polifásicos.
- RAPP, T. High-power GTO converters for tractive units with three-phase AC propulsion. **ABB Review**, n. 4, p. 4-13, 1995.
- ROFFLER, M. Class Ee 6/6 II convertor locomotives of the Swiss Federal Railways. **Brown Boveri Review**, Baden, v. 66, n. 12, p. 764-777, 1979.
- SCHÖNUNG, A.; STEMMLER, H. Static frequency changers with "subharmonic" control in conjunction with reversible variable-speed A.C. drives. **The Brown Boveri Review**, Baden, v. 51, n. 8/9, p. 555-577, 1964.
- STOKES, R. Three-phase traction: problems and prospects. **Railway Gazette International**, v. 132, n. 11, p. 418-422, November 1976.

VUTZ, N. PWM inverter induction motor transit car drives. **IEEE Transactions on Industry Applications**, v. IA-8, n. 1, p. 89-91, January / February 1972.

WAGNER, R. Possibilities for regenerative braking on D.C. traction vehicles. **Siemens Review**, v. 40, n. 1, p. 38-44, 1973.

WINDEN, R. Three-phase drive systems from Brown Boveri for the Intercity Experimental Trainset of German Federal Railway. **Brown Boveri Review**, Baden, v. 73, n. 12, p. 680-688, 1986