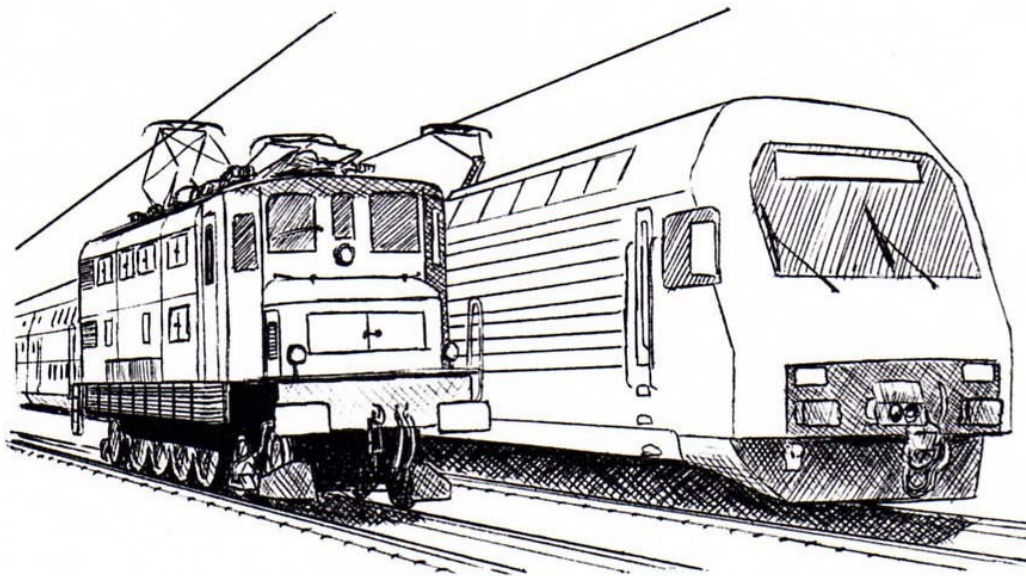


# Techniques Ferroviaires



## Exercices corrigés

Jean-Marc Allenbach



LME - Laboratoire de machines électriques

Edition 2015

**1\* A** La figure 4.229 rassemble les caractéristiques d'une 285 (fiche 10.23), d'une 185 (fiche 5.13) et d'un train de 1600 t sur diverses déclivités. On constate qu'une 185 permet de maintenir le train à 100 km/h avec une très légère marge (200 kN disponibles pour une résistance de 190 kN). A cette vitesse, une 285 ne peut développer que 66 kN, il faut donc **trois** machines pour fournir 198 kN, sans oublier qu'on a alors 170 t supplémentaires à déplacer : la masse des locomotives qui demandent 8 kN sur 5‰ ! On aura donc du mal à tenir à 100 km/h avec 3 locomotives diesel (pas de marge).

**B** Il est assez facile d'établir le devis pour la réparation, ou la reconstruction de la sous-station déficiente. On peut alors comparer les frais d'exploitation des modes électrique et diesel. On admet que les 285 sont équipées pour la conduite multiple, les frais de personnel de conduite sont donc identiques pour les deux modes. Les différences portent sur les points suivants :

1. Coût de l'énergie, plus élevée en mode diesel.
2. Frais de maintenance, nettement plus élevés en mode diesel.
3. Salaire de personnel annexe (pompiste, attaleur pour préparer les triplètes, ...) plus élevé en mode diesel.
4. Amortissement des investissements, nul en mode diesel seulement si on ne démonte pas la ligne de contact et s'il n'est pas nécessaire d'acheter des 285 supplémentaires.

Au final, c'est le volume de trafic quotidien qui va déterminer si la réparation est économiquement judicieuse. On peut toutefois supposer que l'électrification de cette ligne avait à l'époque été justifiée justement par la caractéristique de son profil et par le trafic qu'elle supportait.

**2\*A** Une machine asynchrone et une machine synchrone à aimant permanent requièrent à puissance égale le même onduleur triphasé. Ils ne se distinguent que par des variantes dans leur stratégie de commande. A puissance égale toujours, une machine synchrone est plus petite et plus légère de 30% que la machine asynchrone ; elle sera donc plus facile à caser dans un coffre sous un siège de trolleybus à plancher bas. Les caractéristiques seront très voisines de celui cité dans l'énoncé (série 38 des TPG). Le gain de poids obtenu avec une machine synchrone entraîne une consommation un peu inférieure lors de phases d'accélération ou en rampe. En 2007, le coût à l'achat est peut-être encore à l'avantage de la machine asynchrone.

Si on a pris soin de concevoir un véhicule dans lequel chaque moteur est alimenté par son propre onduleur, une panne sur un convertisseur peut être réglée par isolement électrique du convertisseur. Le véhicule peut alors continuer à rouler à mi-puissance, avec des performances dégradées. Il pourra ainsi regagner le dépôt par ses propres moyens, mais probablement pas continuer le service commercial. Si un court-circuit intervient dans un moteur asynchrone, l'isolement électrique du moteur permet aussi de continuer à mi-puissance. Avec un moteur synchrone, un court-circuit intervient dans une phase, tout mouvement du véhicule, même remorqué, entraîne un courant dans la phase défectueuse, à cause de l'excitation qui se maintient par l'aimant. Un isolement électrique du moteur par rapport à l'alimentation ne peut régler le problème. En cas d'un pareil incident, l'essieu défectueux devra être placé sur un chariot de transport pour que le moteur ne tourne plus. Un tel incident est heureusement de probabilité très faible, et s'il survient, le véhicule endommagé pourra quant même être déplacé sur une faible distance pour ne pas gêner la poursuite de l'exploitation avec les autres trolleybus qui peuvent l'éviter, tout comme les automobiles privées, s'il ne pas garé à un endroit très critique.

**B** La solution des moteurs-roues permet de libérer l'espace entre roues (pas de pont ni de différentiel) et de garantir un plancher très bas. Avec un moteur dans le moyeu, il faut cependant le faire tourner plus rapidement que les roues, ce qui nécessite l'installation d'un réducteur coaxial (planétaire). Un tel réducteur est réalisé à dentures droites, plus *bruyant* qu'un réducteur à denture hélicoïdale. En réalisant une couronne en plusieurs parties, on pourrait peut-être monter un tel réducteur à denture inclinée, au prix d'une plus grande complexité de réalisation.

**3\* A** En 2008, deux possibilités peuvent raisonnablement être envisagées : moteur synchrone à aimant permanent ou moteur asynchrone à cage. Dans les deux cas, il faut prévoir un convertisseur de fréquence à circuit intermédiaire à tension continue en monophasé, qui puisse être alimenté depuis la ligne à tension continue (1200 puis 1500V=) directement à travers un filtre LC (soit une tension pouvant varier entre 800V= et 1800V=). Au vu du profil difficile, il paraît raisonnable de prévoir pour chaque essieu sa propre chaîne de traction indépendante, soit deux secondaires distincts au transformateur. On doit pouvoir brancher en parallèle les circuits intermédiaires, soit dans le cas évident de circulation sous tension continue, mais aussi en cas de défaut sur un convertisseur côté transformateur, en répartissant alors la puissance réduite sur les deux essieux.

**B** Un cas critique est le démarrage à pleine charge en rampe de 70 ‰. Il faut vaincre la déclivité et les frottements, et garantir une certaine accélération, par exemple 0,3 m/s<sup>2</sup> jusqu'à 40 km/h. On estime la masse à pleine charge à 147 [t] (75 kg par usager) et la masse corrigée à 153 [t] compte tenu des données de la fiche 8.3.21. D'après cette fiche, on calcule aussi les forces de frottement.

$$F_f = (735 + 10 \cdot 40 + 0,18 \cdot 40^2) \cdot 10^{-3} = 1,5 \text{ kN}$$

$$F_{acc} = m \cdot a = 153 \cdot 0,3 = 46 \text{ kN}$$

$$F_d = m \cdot g \cdot i \cdot 10^{-3} = 147 \cdot 9,81 \cdot 0,07 = 101 \text{ kN}$$

Il faut donc pouvoir développer environ 150 kN jusqu'à 40 km/h, soit environ une puissance de 1650 kW.

Pour le maintien de la vitesse maximale de 70 km/h sur la rampe de 70 ‰, On peut compter sur une force de frottement de 2,3 kN, ce qui demande un effort de 103,3 kN. A cette vitesse, la puissance nécessaire s'élève à 2 MW.

Pour l'accélération de 1 m/s<sup>2</sup>, qu'on veut maintenir jusqu'à 60 km/h, il faut compter sur un effort de 153 kN. On doit donc pouvoir développer en pointe 2,55 MW. Pour maintenir la vitesse de 140 km/h, il faut environ 5,5 kN, soit une puissance de 220 kW. La puissance nominale de 2 MW, pouvant atteindre brièvement 2,6 MW telle qu'installée dans le véhicule Flirt convient aussi pour notre application.

On ne pourra cependant pas reprendre sans autre les composants développés pour ce véhicule : il faudra auparavant vérifier si les courants circulant dans le circuit intermédiaire sous ligne de contact à tension continue sont compatibles avec le dimensionnement des convertisseurs des moteurs. Il faut encore vérifier si le souhait de chaînes indépendantes par moteur, exposé au point **A**, est vraiment suffisamment important, ou si on peut profiter d'une unification des équipements avec les trains qui circulent déjà dans la région.

**C** Avec une masse adhérente de 64,4 [t] on peut espérer dans des conditions normales d'adhérence ( $\mu_f = 0,35$ ) développer un effort de traction de 220 kN, soit suffisamment pour les besoins calculés en **B**. Ce n'est que si l'adhérence est souvent plus faible qu'il faudra envisager une autre architecture. Une motorisation des bogies *Jacobs* est certes possible, mais pour garantir le passage des voyageurs sans surélévation trop importante du plancher, on ne pourra pas installer des moteurs identiques, mais seulement des moteurs plus petits, donc moins puissants (250 kW au lieu de 500 kW), soit une configuration B<sub>o</sub>'-B<sub>o</sub>'-2'-B<sub>o</sub>'-B<sub>o</sub>'. L'équipement électrique devra être installé complètement en toiture. Si on équipe aussi les bogies extrêmes des mêmes moteurs, on peut même utiliser l'équipement standard calculé au point **B**, en répartissant simplement la puissance sur 4 moteurs au lieu de 2. Afin de limiter à 2 les types de bogies, on pourrait même passer à une motorisation totale, avec 5 moteurs de 200 kW par onduleur. Même si le contrat est attribué au même constructeur que les Flirt, les caisses devront vraisemblablement être adaptées dans la zone des bogies, avec un plancher plus élevé pour passer d'une caisse à l'autre. Ce n'est que dans ce cas de répartition de puissance sur plus d'essieux que l'usage de moteurs synchrones peut s'avérer judicieux, sa dimension étant environ 30 % plus faible qu'un asynchrone de même puissance.



**4\* A** Pour commander le point de fonctionnement, trois grandeurs sont à disposition : la tension statorique  $\underline{u}_s$  dans le référentiel tournant avec l'axe magnétique et la fréquence  $f_s$  du système triphasé statorique. On peut définir la fréquence  $f_m$  du moteur en relation avec sa vitesse angulaire et  $p$  son nombre de paires de pôles. La vitesse de translation  $V$  est liée à la vitesse angulaire par  $k_v$  qui tient compte du diamètre des roues et du rapport de réduction. La fréquence rotorique est liée à la fréquence du stator et celle du moteur.

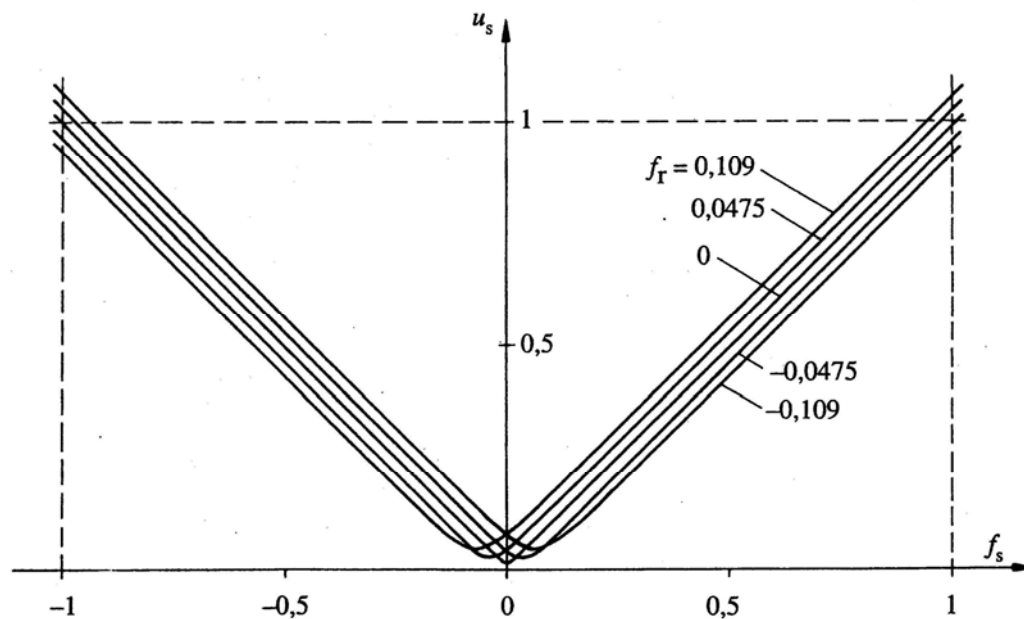
$$f_m = \frac{P}{2\pi} \omega_m \qquad V = k_v \omega_m \qquad f_r = f_s - f_m$$

Dans la zone proche de la vitesse de synchronisme l'effort  $Z$  – ou le couple – est à peu près proportionnel à la fréquence rotorique (voir fig. 4.151).

$$Z = k_z f_r$$

On va donc choisir une loi liant les grandeurs d'entrée plutôt qu'une commande vectorielle, car les exigences de précision et de dynamique ne sont pas très sévères.

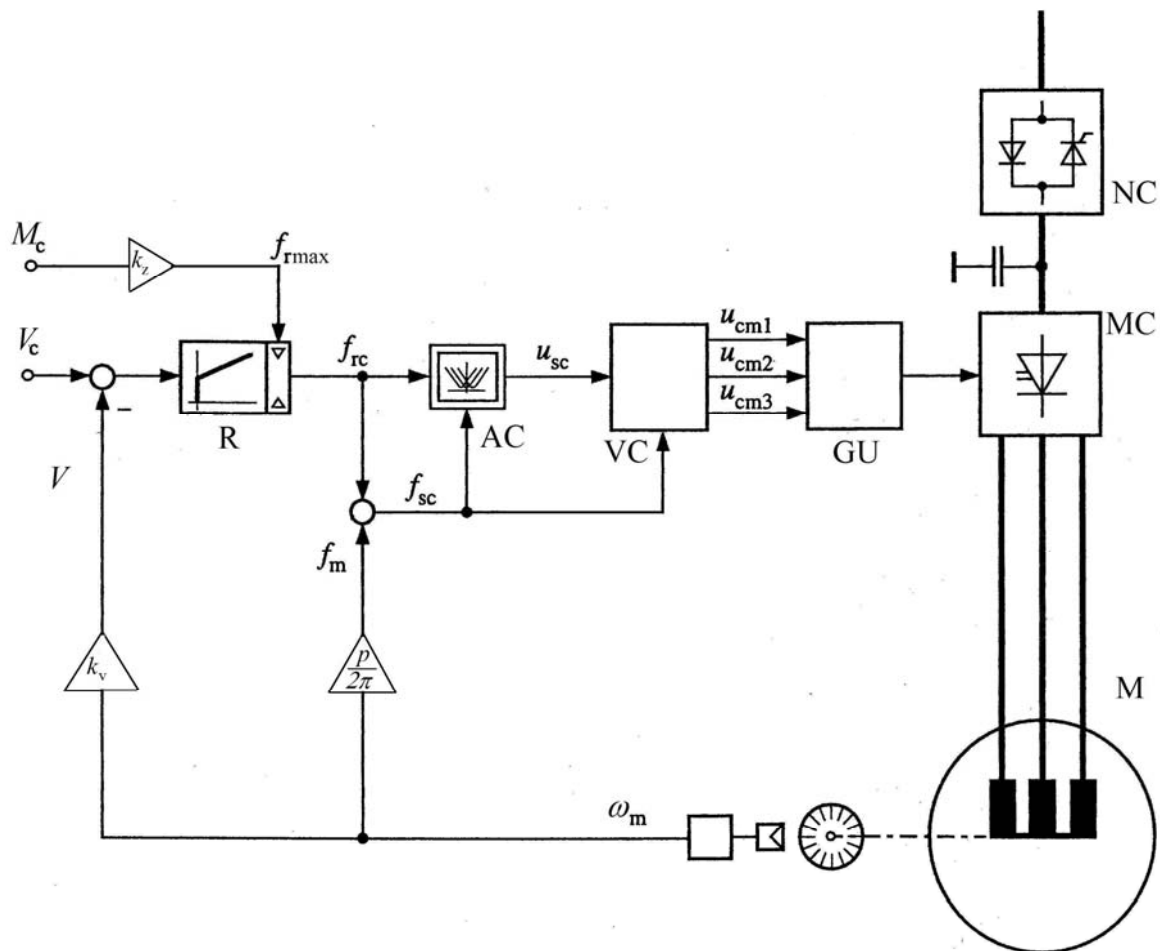
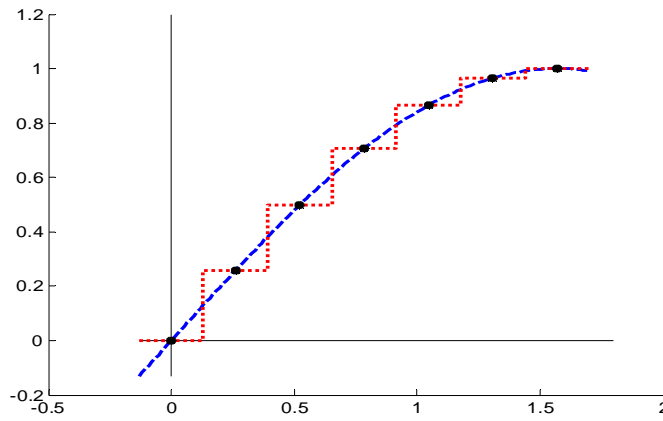
$$|\underline{u}_s| \cong k_u |f_s|$$



Avec cette loi de commande et les équations qu'on a exprimées, on peut établir un schéma de réglage de vitesse avec un régulateur R qui définit la fréquence rotorique. Le bloc AC (commande d'amplitude) réalise la loi de commande qu'on a choisie. A partir de cette amplitude et de la fréquence statorique, le bloc VC (commande des tensions) construit un modèle des trois tensions sinusoïdales  $u_{cmi}$ . On peut choisir une fréquence de commutation des éléments du convertisseur triphasé qui soit proportionnelle à la fréquence du réseau sinusoïdal

$$f_H = 24 f_s$$

Le dispositif de commande de gâchette GU commande les bases des transistors d'après la courbe modélisée par VC et le découpage prédéfini (ici 6 marches par quart de période).



Le convertisseur de réseau NC est commandé par un régulateur – non représenté – qui maintient une tension à peu près constante au circuit intermédiaire.

Si le mécanicien choisit de commander sa machine en effort, il agit alors directement sur le limiteur de fréquence rotorique. C'est alors lui qui fait office de régulateur de vitesse.

Dans le cas d'une machine synchrone, les blocs VC, GU et R sont conservés, mais la partie entre la sortie du régulateur et l'entrée de VC devra être adaptée. Dans ce cas, l'effort est plutôt proportionnel à l'angle entre l'axe magnétique du rotor et celui du stator, qu'il faudra donc savoir mesurer.

**B** Comme régulateur, on prévoira un PI voire un régulateur d'état. Le paramètre principal est la dynamique du convoi (sa masse) lorsque la vitesse est à peu près stabilisée. On évitera d'avoir un régulateur trop performant pour éviter des effets de pompage « traction-freinage » en acceptant des écarts de réglage momentanés. En phase d'accélération, c'est surtout le limiteur d'effort, ou plutôt de fréquence rotorique, qui intervient.

Lorsqu'un patinage est amorcé, les caractéristiques du système à régler changent fondamentalement, l'inertie se limite à celle des masses tournantes (rotor, roues dentées et essieu). Les constantes de temps sont ainsi 20 à 50 fois plus faibles que celles d'un train de banlieue qu'on étudie ici. Il faudra donc ajouter un système antipatinage qui agit sur la limitation d'effort.



**5\* A** A priori, il faut pour l'essentiel changer les transformateurs des sous-stations, ou les rebobiner, pour que leur secondaire délivre une tension 30 % plus élevée. On vérifiera que les redresseurs supportent cette tension plus élevée, si tel est le cas, les courants traversants seront réduits de 30 %, sinon il faudra les remplacer par des neufs. Il faut encore vérifier que sur toute la ligne les distances d'isolation sont respectées. On n'a peut-être pas besoin de changer les isolateurs s'ils ont été dimensionnés généreusement (on peut espérer que des modèles 1500V= ont été installés pour bénéficier du prix de composants réalisés en grande série). On doit garantir que le système peut supporter de pointes de 1800V=. La ligne de contact elle-même n'a pas besoin d'être modifiée : à puissance égale, les courants seront 30 % plus faibles. On va donc diminuer de 30 % les pertes en ligne, d'où une réduction du coût énergétique en garantissant la même prestation.

**B** On ne peut pas traiter pareillement les deux séries : 8 automotrices âgées de 16 ans ou seulement deux automotrices âgées de 30 ans (en 2008).

**Be8/8** Si l'ensemble des équipements, moteurs inclus, ont des caractéristiques d'isolation qui leur permettent de supporter 1800 V= (1500 V= + 20%), on pourrait envisager une modification relativement simple : borner le rapport cyclique des hacheurs pour conserver aux bornes des moteurs les mêmes valeurs qu'actuellement. L'électronique de commande devrait être modifiée en conséquence. Il ne faut pas oublier les auxiliaires, pour lesquels il faudrait insérer un hacheur 1500/1200V=. Vu l'âge des véhicules et leur durée de vie résiduelle, il n'est pas évident que les frais d'étude et de modification puissent être amortis ; un retrait du service peut être la meilleure solution, avec des perspectives de vente sur le marché d'occasion fort limitées. Si les isolations sont insuffisantes, la question ne se pose même pas.

**Be4/4** Pour le circuit principal, il faut vérifier la qualité de l'isolation du hacheur d'entrée GSS : est-il suffisamment isolé pour supporter 1800V= ? En cas de réponse positive, on peut actualiser le programme de commande de GSS pour limiter le rapport cyclique à 100\*1200/1500 %. Cela permet de maintenir le circuit intermédiaire à la valeur actuelle et de conserver inchangés les onduleurs et les moteurs de traction. En cas de réponse négative, il faudrait remplacer le hacheur d'entrée : une analyse financière doit être menée auparavant pour vérifier la pertinence d'une telle transformation.

Pour les services auxiliaires, il faudra modifier les onduleurs « Umformer » pour leur nouvelle tension d'alimentation. Leur remplacement par des équipements standard (16 exemplaires) 1500V=/380V~ est peut être un choix plus rationnel et moins coûteux. Tout le reste est maintenu puisque raccordé à un réseau de bord à fréquence industrielle.

**6\*A** A l'origine, on avait un montage à *shuntage automatique*, dans lequel le rapport cyclique du hacheur 15 pouvait être ajusté de 0 à 100%. Pendant le blocage du hacheur 15, le courant se referme par la diode de roue libre 20.5 et l'enroulement d'excitation 20a. Pendant que le hacheur conduit, le courant d'excitation se boucle par la diode 21.5.

Après modification, deux hacheurs sont installés, ce qui permet le *shuntage commandé*. Le hacheur principal *TAS* permet d'ajuster la tension aux bornes du moteur jusqu'à la tension maximale, soit la tension de ligne. Pour obtenir plus d'effort à vitesse élevée, le hacheur *TSH* permet de diminuer l'excitation en déviant une partie du courant qui ne passe plus alors par l'enroulement d'excitation *MF*. Pendant le blocage du hacheur *TAS*, le courant du moteur *MA* circule par la diode de roue libre *DAS*.

Le remplacement de hacheur à thyristors par hacheur à IGBT a permis de réaliser des hacheurs plus simples, tout comme leur commande : on n'a plus besoin de deux dispositifs de commande de gâchette par hacheur (un pour le thyristor principal et un pour le thyristor d'extinction), mais simplement d'une commande en tension pour faire conduire ou bloquer l'IGBT.

A l'origine, on avait un système de freinage à récupération à excitation série. Le rapport cyclique du hacheur 15 définit la part de court-circuitage du moteur 20. Lorsque 15 est bloqué, le courant du moteur se referme par le réseau, la diode 20.5 et la résistance de stabilisation 14. Lorsque la tension induite est trop faible pour permettre une récupération, le thyristor 15.7 permet de connecter la résistance 25 pour consommer localement la puissance de freinage. La diode 26.5 aide à maintenir le courant d'excitation pendant que 15 est bloqué. On a donc un freinage combiné à récupération et rhéostatique.

Après modification, le hacheur *TAS* court-circuite le moteur *MA*, à travers les résistances *RN* et *RNO* lorsque *KRN* est ouvert. Lorsque *TAS* est bloqué, le courant moteur circule par la diode *DAS* pour charger le condensateur *CL*. Ce dernier se décharge dans le réseau à travers les selfs si sa tension est supérieure à la tension de la ligne de contact. Si le réseau est inapte à récupérer, on peut décharger la capacité dans la résistance *RB* par le hacheur *TBS*. On a gardé le principe du freinage combiné. A vitesse élevée, le hacheur *TSH* limite l'excitation pour éviter que la tension induite soit trop élevée.

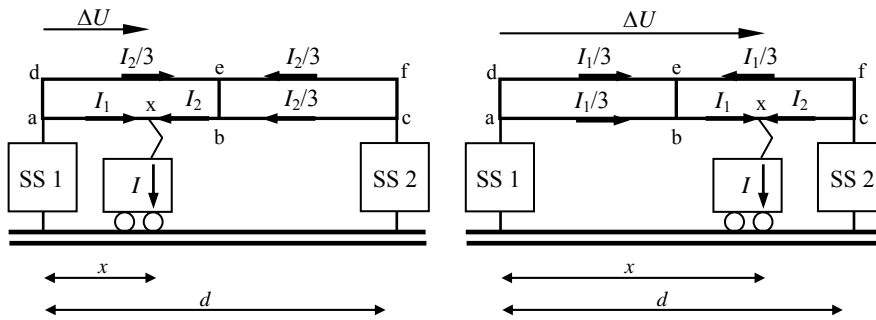
**B** En traction, l'effort maximal est déterminé par le courant maximal u moteur, la vitesse maximale par la résistance mécanique du collecteur et la courbe limite par l'affaiblissement de champ que peut supporter le moteur en conservant une bonne qualité de commutation. Les composants modernes ne permettent pas d'augmenter les performances du tram, mais on peut espérer des pertes (de commutation) plus faibles dans le nouveau hacheur et donc une plus faible consommation d'énergie pour accomplir les mêmes performances. Par ailleurs, les temps de commutations courts des IGBT ont permis d'augmenter la fréquence des hacheurs de 440 Hz à 2 kHz, ce qui se traduit par une diminution des ondulations du courant, tant dans le moteur que dans la ligne de contact.

En freinage, les limitations sont également définies par les caractéristiques électromécaniques des moteurs. A basse vitesse, c'est la valeur ohmique de *RB* qui détermine la vitesse au dessous de laquelle on ne peut plus disposer d'effort de freinage. Si on avait voulu améliorer le freinage jusqu'à l'arrêt, il aurait fallu installer un dispositif de renforcement d'excitation (excitation séparée) qui serait intervenu au-dessous de 5 km/h.

\*7 La figure 10.15 est une combinaison des configurations décrites aux figures 10.14 et 10.13. On peut donc parcourir les boucles indiquées en procédant de manière similaire à ce qui a été fait pour les configurations précédentes.

*Double voie avec mises en parallèle à chaque sous-station et au milieu de l'intervalle*

Si la charge est appliquée au tronçon ab de la ligne de contact ( $x < d/2$ ) les tronçons bc, de, ef se partagent l'intensité  $I_2$  en 3 valeurs égales; de même pour  $x > d/2$ .



**Fig. 10.15** Double voie alimentée par 2 sous-stations avec mise en parallèle au milieu

Boucles de calcul :

- abed  
(x compris entre 0 et d/2)

- bcfe  
(x compris entre d/2 et d)

Chutes de tension :

- suivant ax

$$\Delta U = R' x I_1$$

- suivant abx, adebx et cfebx

$$\Delta U = R' \left[ \left(x - \frac{d}{2}\right) I_1 + \frac{I_1 d}{3} \right]$$

- suivant adebx, cbx et cfebx

$$\Delta U = R' \left[ \left(\frac{d}{2} - x\right) I_2 + \frac{I_2 d}{3} \right]$$

- suivant cx

$$\Delta U = R' (d - x) I_2$$

d'où

$$R' x I_1 = R' \left(\frac{2d}{3} - x\right) I_2$$

$$R' \left(x - \frac{d}{3}\right) I_1 = R' (d - x) I_2$$

avec

$$I_1 + I_2 = I$$

$$I_1 + I_2 = I$$

$$I_2 = I x \frac{3}{2d}$$

$$I_2 = I \left(\frac{3}{2d} x - \frac{1}{2}\right)$$

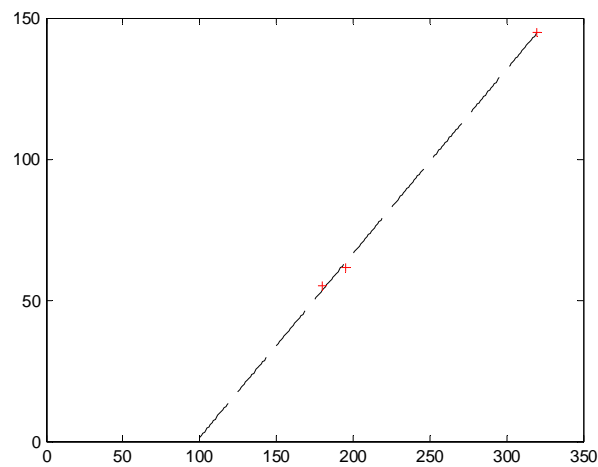
on obtient

$$\Delta U = R' \left(x - \frac{3}{2d} x^2\right) I \tag{10.26}$$

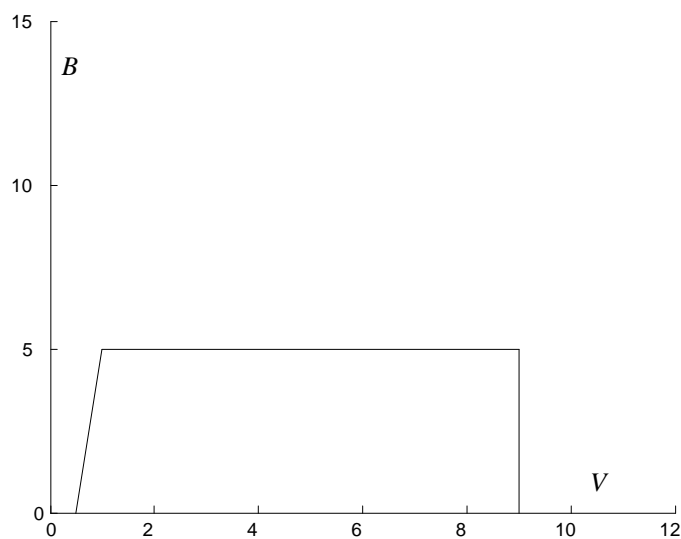
$$\Delta U = R' \left(2x - \frac{3}{2d} x^2 - \frac{d}{2}\right) I \tag{10.27}$$

La situation est ainsi rétablie et les équations sont à nouveau lisibles.

**8\*** On a 4 moteurs par demi-rame. On peut déduire le rendement mécanique des indications de la fiche :  $\eta_G = 0,9225$ . Le document nous donne courant et puissance pour 3 points de fonctionnement. On en déduit les efforts à partir du rendement mécanique considéré constant. On interpole  $Z(I)$  par *Matlab*.



Pour un courant maximal de 170 A, on aura en freinage à peu près 50 kN par demi-rame. On sait que le rapport cyclique d'un hacheur ne peut pas varier entre 0 % et 100 %, à cause des temps de commutation des thyristors. En comparant avec des réalisations de la même époque avec schéma voisin (p.ex. 8.7.5), on constate que l'effort maximal ne peut plus être atteint à des vitesses inférieures à environ le dixième de la vitesse maximale. On peut alors compléter la caractéristique d'une demi-rame, en considérant qu'elle est approximative à faible vitesse.



**9\* A** La ligne 8 (Julio Prestes – Ipatévi) du métro suburbain de São Paulo où circulent ces rames est assez longue (35 km) [http://www.cptm.sp.gov.br/e\\_redecptm/rede/default.asp](http://www.cptm.sp.gov.br/e_redecptm/rede/default.asp).

L'alimentation est vraisemblablement « un peu juste » et les sous-stations plus espacées que ce qui est recommandé dans les bons livres. On en déduit que la tension effective à la ligne de contact est souvent voisine de 2,5 kV, à cause des pertes en ligne. L'absence de feeder impose au courant de ne circuler qu'à travers la ligne de contact elle-même.

**B** Les hacheurs sont certainement équipés de réglage de courant. Au voisinage d'une sous-station, les hacheurs ne pourront pas atteindre le rapport cyclique maximal, la tension de sortie étant limitée à 2,5 kV. En pleine ligne, le rapport cyclique de 100 % pourra être atteint. Ce n'est qu'en cas de tension inférieure à 2,5 kV que les performances du véhicule seront réduites.

**10\* A** A 200 km/h, on peut estimer l'effort de frottement de la locomotive à :

$$F_{f\_loco} = 83 \cdot (13 + 0,1 \cdot 200 + 0,375 \cdot 20^2) \cdot 10^{-3} = 15 \text{ kN}$$

Pour le train, on a :

$$F_{f\_train} = 8 \cdot 42 \cdot (12,5 + 200^{2/630}) \cdot 10^{-3} = 25 \text{ kN}$$

Soit un total de 40 kN. Avec cet effort, on est à peu près au milieu de la zone à affaiblissement du champ, soit le troisième cran shunté pour les moteurs en parallèle. Compte tenu de la précision dans l'évaluation des résistances à l'avancement, cela pourrait aussi être le deuxième ou le quatrième, mais on n'est pas à un cran près.

**B** On a donc une puissance mécanique de  $200 \times 40 / 3,6 = 2222 \text{ kW}$ . Si on compare la puissance nominale au moteurs (3820 kW) et celle à la jante (129 kN à 104 km/h) on a un rendement de transmission de 0,97. On peut estimer le rendement des moteurs à 0,98. Cela donne une puissance électrique de 2325 kW. Si la tension est de 3 kV, le courant d'appel s'élève à 775 A.

**C** Si on observe la palette, on peut estimer une largeur active de 150 mm, appuyant sur deux fils de contact de 4 mm de largeur, soit  $1200 \text{ mm}^2$ . On a donc  $0,646 \text{ A/mm}^2$ , dans le meilleur des cas, lorsque la totalité de la surface de contact potentielle est effectivement active. Lors de la mise en service, après rodage du fil par un dispositif adéquat, on n'avait qu'une largeur de 2 mm par fil.

A cette vitesse, l'idée de lever deux pantographes paraît dangereuse, car l'onde d'oscillation engendrée par le premier pantographe sur la ligne aérienne risque de perturber fortement le second (voir fig. 11.5). Selon le rapport entre la longueur d'onde de la ligne de contact et la distance entre pantographes, on pourrait même mettre en danger la ligne par forces excessives.

**VERSION BETA**

**11\* A** Sous 25 kV, les courants sont – à puissance appelée égale – environ 8 fois plus faibles que sous 3 kV=, donc les pertes ( $Z \cdot I^2$ ) 30 à 40 fois plus faibles (en monophasé, l'impédance n'est pas identique à celle en continu, puisqu'elle admet une composante inductive, comme le montre la figure 10.10, sans qu'on puisse en utiliser les valeurs numériques). Le captage est aussi plus facile sous 25 kV~, en particulier à grande vitesse. Il est donc plus facile d'assurer une bonne fourniture de puissance aux convois sous 25 kV, en consommant moins d'énergie à la source. Les gares terminales et leur accès restant électrifiés en 3 kV=, cela impose l'usage de matériel roulant bicourant, y compris les véhicules de service, sauf s'ils sont à traction thermique.

**B** On peut sans autres conserver l'actuel ligne de contact : fils de contact et câble porteur, dont la section est plus généreuse que ce qu'on installe habituellement en monophasé ; on aura donc moins de pertes en ligne qu'avec une ligne neuve. Comme sa fiabilité pour le captage à 250 km/h a été éprouvée, il n'y a pas lieu d'en changer. A priori, les isolateurs 3 kV= doivent être remplacés par un modèle homologué pour le 25 kV. Au vu des dessins, il semble qu'une réélectrification soit possible sans les changer, leurs dimensions paraissant très voisines : **cela nécessite une étude plus approfondie**. Il faut de toute manière équiper d'une zone neutre les bretelles de raccordement au réseau 3 kV=, et construire des sous-stations 25 kV avec leurs jeux de barres et appareils d'enclenchement (environ 5 sur la ligne). On installera aussi les postes de couplages, mise en parallèle, le cas échéant, les dispositifs de séparation entre secteurs non en phase, avec une section neutre intercalée, ce qui n'existe pas en continu. A part les sections neutres, on peut faire tous les travaux sans interférer avec le trafic.

Le cas échéant, on peut ajouter une ligne –25 kV sur les portiques et alimenter en 2x25kV ; dans ces cas, on peut se contenter de 3 sous-stations.

Il est évident que les impédances ne seront pas les mêmes qu'une électrification neuve (c'est à dire plus faibles), il faudra donc ajuster de manière spécifique les installations de détection de court-circuit, mais bien entendu en conservant la philosophie « monophasé ».

Lorsque la totalité des équipements est installée, on peut basculer le système d'électrification, en ayant pris soin de planifier à l'avance l'engagement exclusif de véhicules moteurs bicourant. Les sous-stations et les appareils 3 kV= peuvent alors être démontés.

**12\* A** Si l'automotrice développe 180 kN à 36 km/h, cela correspond à une puissance mécanique à la jante de 1,8 MW. Le rendement de la transmission peut être déduit de la fiche descriptive :

$$\eta_G = \frac{175 * 41 / 3,6}{2000} = 0.996 \quad (1)$$

On peut estimer le rendement des moteurs de traction à  $\eta_{\text{mot}} = 0,96$  et le rendement des convertisseurs à la même valeur  $\eta_t = 0,98$ . On en déduit une puissance à la ligne de contact de  $P_{\text{él}} = 1,92 + 0,25 = 2,17$  MW.

On se trouve dans le cas d'une section alimentée aux deux extrémités par une sous-station, on peut donc se reporter à la figure 10.17 qui donne les chutes de tension dans ces circonstances, en négligeant la chute de tension interne des sous-stations.

$$\Delta U = \frac{d}{4} R' I \quad (2)$$

Le document fourni pour l'exercice nous donne  $d = 5,44$  [km]. La résistance linéique peut être calculée d'après la section équivalente cuivre de la ligne,  $S_{\text{CU}} = 282$  mm<sup>2</sup>.

$$R' = \frac{\rho_{\text{CU}}}{S_{\text{CU}}} = 60,2 \cdot 10^{-3} [\Omega / km] \quad (3)$$

Le courant n'est pas connu, mais peut être déduit de la puissance calculée précédemment.

$$I = \frac{P_{\text{él}}}{U_{\text{ss}} - \Delta U} \quad (4)$$

On doit alors trouver une solution pour une équation du deuxième ordre :

$$\Delta U^2 - U_{\text{ss}} \Delta U + \frac{d}{4} P_{\text{él}} R' = 0 \quad (5)$$

En résolvant – par exemple avec *MATLAB* – on trouve deux solutions parmi lesquelles on sélectionne la plus vraisemblable :  $\Delta U = 235$  [V]. Il ne reste que 810 V à la ligne de contact.

**B** Le courant est calculé selon l'équation (4),  $I = 2679$  A, dont 309 A pour les auxiliaires. Comme on est à mi-distance, on considère que chaque sous-station délivre  $I_{\text{ss}} = 1339$  A. Chaque sous-station est donc chargée à 1,4 MW si la tension de sortie est bien de 1,045 kV, soit presque à sa puissance de définition de 1,6 MW.

Sachant que l'automotrice peut développer en pointe jusqu'à 2,4 MW (+250 kW), l'installation pourrait paraître sous-dimensionnée pour permettre à l'automotrice de développer toutes ses qualités, heureusement que les sous-stations sont capables de supporter une importante surcharge momentanée (~5 min.). L'automotrice a une puissance de pointe sous 1 kV=, le courant calculé est proche du maximum, limité à  $4 \times 680 = 2720$  A par la commande des convertisseurs de réseau. La puissance des auxiliaires les traverse aussi. Il faudra peut-être arrêter le chauffage quelques minutes jusqu'à ce que la puissance de traction nécessaire ait diminué. Si on tient compte des pertes internes aux redresseurs, on constate que le courant calculé ne peut pas être atteint, donc l'effort non plus. De plus le logiciel de commande limite le courant à une valeur inférieure à 680 A lorsque la tension est plus faible que la nominale.

**C** En l'état, l'alimentation en antenne ne permet de fournir que 1,6 MW comme valeur nominale. En tenant compte de la surcharge possible (50 à 100 %), le personnel de conduite devra recevoir des instructions pour limiter les performances de son véhicule – qui n'admet pas des tensions inférieures à 700V – peut-être au prix d'un retard sur l'horaire.

**D** Avec deux pantographes levés, le courant se répartit sur la surface d'appui de deux palettes sur le fil de contact. Aux faibles vitesses pratiquées sur la ligne, l'onde d'oscillation de la ligne de contact provoquée par le passage du premier pantographe devrait être atténuée au passage du second. Il faudrait cependant vérifier que l'intervalle entre pantographes (41,3 m) n'est pas proportionnel à la longueur d'onde d'oscillation du fil, ni à la distance entre les supports de la ligne de contact, afin d'écartier de possibles phénomènes de résonance.



**13\*** Les *Shinkansen* ont une puissance nominale de 8880 kW avec un maximum de 13570 kW. Les *Shinkansen* sont équipés de 6 redresseurs fixes qui alimentent chacun 8 moteurs. Avec leur équipement ils appellent au réseau un courant proche d'une onde carrée, donc riche en harmoniques impaires qui « polluent » le réseau d'alimentation. Cela peut gêner les installations voisines de la voie, la ligne de contact fonctionnant comme antenne émettant les fréquences élevées des harmoniques. Le courant est réparti sur 6 pantographes, chacun soutirant environ un maximum de 90 A. Le premier pantographe provoque un soulèvement de la ligne de contact qui redescend derrière lui en oscillant (fig. 11.5) : il faut prendre garde à ce que l'intervalle entre pantographe ne soit pas proportionnel à la longueur d'onde d'oscillation de la ligne de contact aux vitesses pratiquées habituellement, ce qui pourrait provoquer une résonance mécanique si chaque pantographe relançait les oscillations du fil déjà en phase remontante.

Les *TGV-PSE* ont une puissance nominale de 6450 kW qui est aussi un maximum. Ils sont aussi équipés de 6 redresseurs, mais commandés et n'alimentant chacun que deux moteurs. Les *TGV*, avec la commande par angle d'allumage, provoquent une onde de courant fortement décalée par rapport à l'onde de tension, sauf lorsqu'ils circulent à puissance maximale. Le courant a donc une forte composante réactive qui accroît les pertes en ligne. Cependant, vu le profil de la ligne, les *TGV* sont souvent à puissance maximale, ou en marche sur l'erre, ce qui fait que la part réactive n'est pas aussi gênante qu'on pourrait le penser. Les harmoniques sont également importantes. Sous monophasé, les *TGV* circulent avec un seul pantographe par rame, qui soutire au maximum 260 A. Ce n'est qu'en cas de circulation en double traction que deux pantographes sont levés ; leur intervalle est suffisant pour qu'on soit sûr que les oscillations dues au premier pantographe sont suffisamment amorties au moment du passage du second.

**14\* A** Les chutes de tension se décomposent entre impédance interne de la sous-station et impédance de la ligne. Comme le train est à mi-distance, chaque sous-station fournit la moitié du courant  $I$  soutiré par le train. A ce point, la chute de tension est donnée par (10.31) avec cette configuration d'alimentation.

$$U_{ss} = U_0 - R_i \frac{I}{2}$$

$$\Delta U = U_{ss} - U_{lc} = R' I \frac{d}{8}$$

On tire la résistance linéique de la ligne de contact de (10.2) ; il faudra y ajouter celle des rails :

$$R_{lc}' = 18,8 / 300 = 63 \text{ [m}\Omega\text{/km]}$$

On fait disparaître la tension à la sous-station, qu'on ne connaît pas.

$$U_0 - U_{lc} = R' I \frac{d}{8} + R_i \frac{I}{2} = (R' \frac{d}{8} + R_i \frac{1}{2}) I$$

Il ne reste qu'à extraire le courant et insérer l'application numérique.

$$I = (U_0 - U_{lc}) (R' \frac{d}{8} + R_i \frac{1}{2})^{-1} = 600 (75 \cdot 10^{-3} \frac{30}{8} + 35 \cdot 10^{-3} \frac{1}{2})^{-1} = 2008 \text{ [A]}$$

**B** Il reste donc 1900 A pour la traction.

$$P_{lc} = U_{lc} I_{trac} = 3000 \cdot 1900 = 5,7 \text{ MW}$$

Avec le rendement de la chaîne, il reste 4,84 MW à la jante. Ce véhicule est conçu pour une puissance continue (mais aussi maximale) de 5,6 MW à la jante, on est un peu au-dessous du maximum.

**C** Selon la figure 10.17, les maxima de chute de tension se rencontrent aux kilomètres 10 et 20. Les chutes de tension sont un peu plus difficiles à déterminer si on tient compte des chutes de tension dans les sous-stations, qui ne fournissent pas le même courant.

**15\* A** On a 700 m sur la rampe de 15 ‰, 600 m sur le raccordement et 200 m sur la rampe de 8,5 ‰. Pour le raccordement, on peut compter une pente moyenne de  $(8,5 + 15)/2 = 11,75$  ‰.

$$i_{\text{moy}} = \frac{200 \cdot 8,5 + 700 \cdot 15 + 600 \cdot 11,75}{1500} = 12,84 \text{ ‰}$$

**B** On peut distinguer 3 forces que doivent compenser l'effort de traction à la jante : les forces dues à la déclivité, les forces de frottement et les forces d'accélération du train.

Accélération : dans le tableau 3.13, on choisit un coefficient des masses tournantes  $\xi = 1,07$ , un peu plus que la limite inférieure de la fourchette.

$$F_{\text{acc}} = m \cdot a = 1,07 \cdot 4500 \cdot 0,03 = 144,5 \text{ kN}$$

Déclivité :

$$F_d = m \cdot g \cdot i \cdot 10^{-3} = 4500 \cdot 9,81 \cdot 12,84 \cdot 10^{-3} = 567 \text{ kN}$$

Frottements : on lit sur la figure 3.5 à 33 km/h environ 22 N/t. Au « décollage » du train moderne, il faut un peu augmenter (de 50%) le facteur A (= 15 N/t) pour tenir compte de l'arrachement (fig. 3.7), ce qui nous amène à environ la même valeur qu'à 33 km/h.

$$F_f = f_f \cdot m = 22 \cdot 10^{-3} \cdot 4500 = 99 \text{ kN}$$

Les locomotives devront donc développer  $Z = 810,5$  kN.

Note : à la SNCF, on calcule l'effort au démarrage par une déclivité corrigée :

$$i_{\text{corr}} = 1,225 (i + 2,2)$$

On obtient  $Z = 813$  kN, c'est-à-dire sensiblement la même valeur avec moins de calculs !

**C** Seule la force  $F_d$  change.

$$F_d = m \cdot g \cdot i \cdot 10^{-3} = 4500 \cdot 9,81 \cdot 15 \cdot 10^{-3} = 662 \text{ kN}$$

On aurait alors besoin d'un effort de 905 kN !

**D** Deux questions se posent : l'adhérence sur 12 essieux permet-elle un tel effort et l'attelage à vis est-il assez résistant ?

$$Z_{\text{max}} = \xi \cdot m \cdot g = 0,35 \cdot (2 \times 120) \cdot 9,81 = 824 \text{ kN}$$

Avec des conditions d'adhérence normales, cela devrait suffire. Si on admet une charge de 22,5 t par essieu, on peut lester les engins de traction à 135 t et gagner de la marge pour l'adhérence.

Le 95 % de l'effort sert au train, l'attelage doit donc transmettre environ 770 kN. L'attelage à vis est donné pour une résistance à la rupture de 850 kN. Le facteur de sécurité est largement insuffisant. Il faut organiser le train en deux demi-convois de 2250 t avec chacun une locomotive en tête, réunis. La deuxième locomotive doit être synchronisée de manière adéquate. Une autre solution – s'il s'agit d'un convoi spécialisé régulier – est de l'équiper intégralement d'attelage automatique qui permet de transmettre de plus grands efforts de traction.

**16\* A** On corrige (3.31a)

$$F_{n1} = \frac{m \cdot g}{4} - F_{in} \left( \frac{h_c - h_p}{2 \cdot l_p} + \frac{h_p - r_e}{2 \cdot l_b} \right) - 2 \cdot \frac{F_{in} \cdot r_e}{4 \cdot l_b}$$

$$= \frac{m \cdot g}{4} - F_{in} \left( \frac{h_c - h_p}{2 \cdot l_p} + \frac{h_p}{2 \cdot l_b} \right)$$

On fait de même pour les autres essieux

$$F_{n2} = \frac{m \cdot g}{4} - F_{in} \left( \frac{h_c - h_p}{2 \cdot l_p} - \frac{h_p}{2 \cdot l_b} \right)$$

$$F_{n3} = \frac{m \cdot g}{4} + F_{in} \left( \frac{h_c - h_p}{2 \cdot l_p} - \frac{h_p}{2 \cdot l_b} \right)$$

$$F_{n4} = \frac{m \cdot g}{4} + F_{in} \left( \frac{h_c - h_p}{2 \cdot l_p} + \frac{h_p}{2 \cdot l_b} \right)$$

**B** On introduit les valeurs numériques, dont certaines sont lues sur la fiche :

$$F_{n1} = \frac{84 \cdot 9,81}{4} - 275 \cdot \left( \frac{1,05 - 0,2}{2 \cdot 11} + \frac{0,2}{2 \cdot 2,8} \right) = 185,493 \text{ kN}$$

$$F_{n2} = \frac{84 \cdot 9,81}{4} - 275 \cdot \left( \frac{1,05 - 0,2}{2 \cdot 11} - \frac{0,2}{2 \cdot 2,8} \right) = 205,136 \text{ kN}$$

$$F_{n3} = \frac{84 \cdot 9,81}{4} + 275 \cdot \left( \frac{1,05 - 0,2}{2 \cdot 11} - \frac{0,2}{2 \cdot 2,8} \right) = 206,743 \text{ kN}$$

$$F_{n4} = \frac{84 \cdot 9,81}{4} + 275 \cdot \left( \frac{1,05 - 0,2}{2 \cdot 11} + \frac{0,2}{2 \cdot 2,8} \right) = 226,386 \text{ kN}$$

Par rapport à la charge de 206 kN à l'arrêt, on constate des variations de  $\pm 20,5$  kN ! Si on voulait être exact, (3.29) devrait être corrigée car on n'a pas tout-à-fait  $F_{in}$  au crochet : il faudrait en retrancher l'effort nécessaire au mouvement propre de la locomotive, qui ne peut pas être connu exactement avec les données de l'exercice. Si on admet que 10% de l'effort total sont nécessaire à la locomotive, il faut ajouter environ 0,9 kN à chaque essieu du bogie 1 et enlever la même valeur à ceux du bogie 2.

**C** Pour transmettre 275 kN, il faut que chaque essieu puisse transmettre le quart soit 68,75 kN : sur l'essieu le moins chargé, il faudrait  $\mu_r > 0,37$ , le plus chargé pouvant se contenter de 0,3. Or le premier essieu glissant un peu, il nettoie le rail ; c'est donc lui qui subit le moins bon coefficient d'adhérence, mais est le moins chargé. Cet effort de traction ne peut être obtenu qu'en cas de très bonnes conditions d'adhérence

Le schéma nous montre que la commande des moteurs est sélective par bogie : on peut admettre que le système antipatinage règle l'effort maximal au bogie 2, soit 150 kN, le bogie 1 ne doit alors fournir que 125 kN, soit 62,5 kN par essieu qui peut encore être garanti par  $\mu_r > 0,34$ . Remarque : les équations (3.31 a à d) ne sont justes qu'en cas de répartition homogène de l'effort de traction sur tous les essieux, on devrait donc un peut corriger les valeurs calculées en **B**.

**17\* A** L'effort de traction à la jante doit compenser les frottements et la déclivité :

$$Z_j = F_f + F_d$$

Les forces de frottement se calculent avec la formule donnée :

$$F_f = 4,82 + 6,52 \cdot 10^{-2} \cdot 300 + 1,005 \cdot 10^{-3} \cdot 300^2 = 115 \quad [\text{kN}]$$

Pour la déclivité on prend la masse à vide et on admet 800 voyageurs à 70 kg.

$$F_d = (816 + 800 \cdot 70 \cdot 10^{-3}) \cdot 9,81 \cdot 3,5 / 1000 = 30 \quad [\text{kN}]$$

L'*Eurostar* doit donc développer un effort de 145 kN. Comme on veut qu'il circule à 300 km/h, cela représente une puissance à la jante de  $P_j = 12$  MW, soit presque la valeur maximale que peut fournir l'équipement.

**B** Pour 350 km/h, seuls les frottements varient :

$$F_{f\_supp} = 6,52 \cdot 10^{-2} \cdot (350 - 300) + 1,005 \cdot 10^{-3} \cdot (350 - 300)^2 = 33 \quad [\text{kN}]$$

L'effort devrait être de 178 kN avec une puissance de 17,3 MW: presque 45 % d'augmentation ! Ici, c'est la composante aérodynamique qui est déterminante : la puissance croît en  $V^3$ . La puissance installée ne permet PAS cette élévation de vitesse.

**C** On recalcule la force due à la déclivité (rampe).

$$F_d = (816 + 800 \cdot 70 \cdot 10^{-3}) \cdot 9,81 \cdot 25 / 1000 = 214 \quad [\text{kN}]$$

On recalcule la force due aux frottements pour quelques valeurs de vitesses, et on reporte la courbe additionnée à  $F_d$  sur la caractéristique de traction.

$$F_f(0) = 4,82 \quad [\text{kN}] \quad Z_j = 219 \text{ kN}$$

$$F_f(120) = 4,82 + 6,52 \cdot 10^{-2} \cdot 120 + 1,005 \cdot 10^{-3} \cdot 120^2 = 27 \quad [\text{kN}] \quad Z_j = 241 \text{ kN}$$

$$F_f(140) = 4,82 + 6,52 \cdot 10^{-2} \cdot 140 + 1,005 \cdot 10^{-3} \cdot 140^2 = 34 \quad [\text{kN}] \quad Z_j = 248 \text{ kN}$$

On constate qu'on croise la courbe enveloppe à 140 km/h, qui est donc la vitesse d'équilibre recherchée, mais la puissance n'est plus ici de 12 MW, mais seulement de 9,6 MW, limitée par le logiciel de commande des ponts !

**D** En pente, on reprend les valeurs calculées en A et C, mais on les soustrait puisque la déclivité est négative.

$$Z_j = F_f - F_d = 115 - 214 = -99 \quad [\text{kN}]$$

On est en régime de freinage de retenue avec une puissance à la jante de  $P_j = -8,25$  MW. La valeur d'effort est très proche du maximum que l'équipement du train peut fournir.

**18\* A** La puissance de 6,9 MW donne un effort à la jante de  $Z_j = 82,8 \text{ kN}$  à 300 km/h.  
 Les frottements à 300 km/h s'élèvent à  $F_f(300) = 62,2 \text{ kN}$   
 Il reste donc 20,6 kN pour compenser la déclivité.

$$m = 1000 \cdot F_d / g \cdot i = 419 \text{ [t]}$$

On peut estimer qu'il y a environ 400 passagers avec bagages.

**B** Les frottements à 300 km/h s'élèvent à  $F_f(300) = 12,9 + C \cdot 9 \cdot 10^4 \text{ kN}$   
 L'effort à la jante indiqué est de 92 kN et l'effort calculé sur la rampe est de 20,75 kN.  
 Il reste donc 58,35 kN pour la composante  $CV^2$ , d'où  $C = 6,5 \cdot 10^{-4} \text{ [kN} \cdot \text{h}^2/\text{km}^2]$ .

**C** La composante aérodynamique est moins bonne pour l'ICE (profil de caisse plus généreux, un bogie de plus, extrémités moins profilées), sa consommation d'énergie a grande vitesse est donc plus élevée.

**D** Avec un bogie de plus, la puissance de freinage est répartie sur un plus grand nombre de disques. L'effort de freinage spécifique maximal est toutefois très voisin puisque la masse totale est plus élevée.

**E** Avec 212 kN au démarrage, on obtient un couple total aux arbres de roues de 94 kNm, soit 11,7 kNm par essieu. En tenant compte des diamètres neufs sur les 6 essieux moteurs disponibles, il reste donc 153 kN.

En calculant l'effort au démarrage avec la formule simplifiée SNCF :

$$Z_j = 1,225 (i + 2,2) \cdot m \cdot g / 1000 = 155 \text{ [kN]}$$

On peut donc démarrer avec un bogie hors service (le calcul n'est pas précis à 2 kN près !).

**F** On calcul l'effort à la jante pour démarrer un ICE sans casser l'attelage :

$$Z_j = 1,225 (i + 2,2) \cdot m \cdot g / 1000 = 180 / 1,3 = 138 \text{ [kN]}$$

On en tire la déclivité

$$i = \frac{Z_j \cdot 1000}{1,225 \cdot m \cdot g} - 2,2 = 24,5 \text{ [‰]}$$

Le TGV a besoin de 100 kN pour vaincre cette même déclivité, auxquels il faut encore ajouter ses frottements et son accélération. Le TGV ne disposant que de 212 kN, la déclivité autorisée pour un remorquage sera donc plus faible que celle qu'on a calculée en fonction de l'attelage.

**19\* A** Les efforts à la jante que doivent fournir la locomotive servent à compenser les frottements et la rampe, le cas échéant l'accélération.

$$Z_j = F_f + F_d$$

Pour la locomotive, on prend la courbe 2 de la figure 3.3 et pour le train celle indiquée sur l'énoncé.

Cas	Train		Locomotive		Total		
	$F_d$	$F_f$	$F_d$	$F_f$	$F_{acc}$	$Z_j$ [kN]	$P$ [MW]
1	0,0	38,0	0,0	13,0	30	81	4,5
2	73,6	20,0	12,4	10,0	0	116	4,83
3	157,0	16,0	16,5	4,3	0	193,8	4,3
4	147,0	38,0	16,5	4,3	0	205,8	4,57

**B** Par condition médiocres d'adhérence, les efforts requis pour les cas 3 et 4 seront difficiles à garantir, car proches des limites.

**C** On reprend la force due à la déclivité :

$$F_d = 147 + 16,5 = 166,5 \text{ [kN]}$$

On calcule les forces de frottements de la locomotive et du train à 0 et 30 km/h.

$$F_f(0) = 13,5 + 1,25 = 14,75 \text{ [kN]}$$

$$F_f(30) = 19 + 1,75 = 20,75 \text{ [kN]}$$

On estime une accélération de  $3 \cdot 10^{-2} \text{ [m/s}^2\text{]}$  avec  $\xi = 1,09$ .  $\Rightarrow F_{acc} = 26,25 \text{ [kN]}$

On en tire l'effort à la jante à 30 km/h.

$$Z_j = 213,5 \text{ [kN]}$$

En calculant avec la déclivité corrigée (formule SNCF), on trouve une valeur voisine:

$$Z_j = m \cdot g \cdot i_{corr} / 1000 = 222,5 \text{ [kN]}$$

**20\* A** Entre le secondaire du transformateur et les moteurs, on insère un redresseur en pont à diodes :

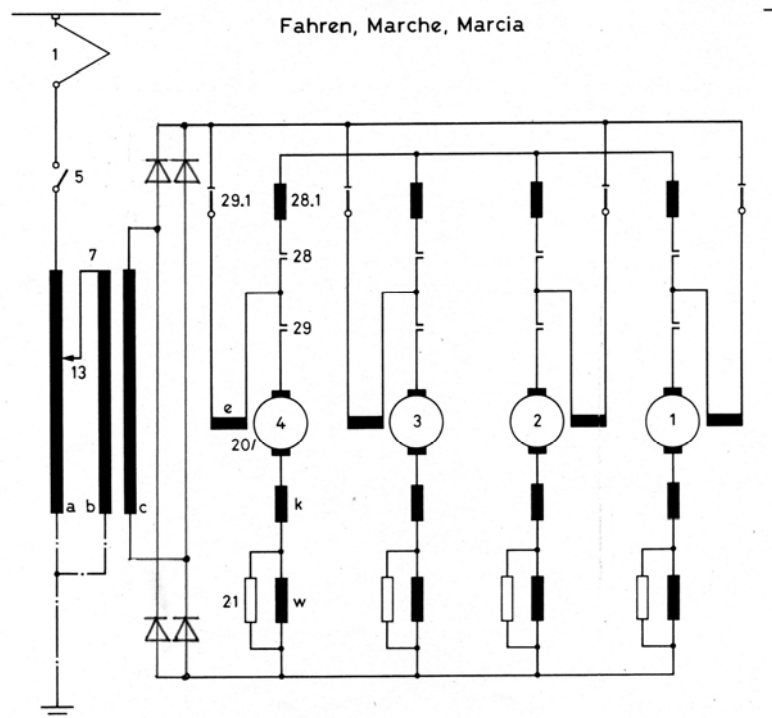


Fig 20.1. Schéma redressé : traction.

On peut aussi insérer 4 redresseurs – dimensionnés pour un courant 4 fois plus faible – en aval des contacteurs 29.1 à 29.4 : ils seront peut-être plus faciles à caser dans les espaces vides du véhicule (voir D). Les shunts ohmiques 21.1 à 21.4 n'ont plus grand sens puisque le courant dans l'enroulement de commutation n'est plus sinusoïdal mais continu ondulé : on n'a plus de tension de transformation  $u_{tm}$  à compenser. Il faut les déconnecter.

**B** En monophasé, on a les équations du moteur.

$$u_b(t) = R_{\text{mot}} i_a(t) + L_{\text{mot}} \frac{di_a(t)}{dt} + u_i(t) + u_e(t) \quad (20.1)$$

$$u_i(t) = C_{\text{mot}} \cdot \varphi_m(t) \cdot \omega_m(t) \quad (20.2)$$

$$u_e(t) = \frac{d\psi_m(t)}{dt} \quad (20.3)$$

Les caractéristiques  $Z(V)$  du véhicule sont dessinées pour le régime établi en courant : on peut donc raisonner en valeurs efficaces.

$$L_{\text{mot}} \frac{di_a(t)}{dt} \cong 2 \cdot \pi \cdot 16,7 \cdot i_{\text{aeff}}(t) \quad (20.4)$$

La tension aux bornes des moteurs est celle au secondaire du transformateur  $u_b(t) = u_t(t)$ . Il y a des pertes au secondaire  $\Rightarrow u_t(t) \neq \ddot{u} \cdot U_{1c}$ . En monophasé. Le courant à basse vitesse est très inductif (fig. 4.41), donc les pertes très élevées pour les grands courants.

En mode redressé, les équations sont les mêmes, mais exprimées pour des valeurs continues plutôt qu'efficaces. Les chutes de tension inductives sont très réduites puisque l'ondulation du courant est faible. La tension aux bornes des moteurs est celle de sortie du redresseur  $u_b(t) = u_d(t)$ .

De (4.43), on tire la tension idéalisée de sortie du redresseur.

$$u_{di}(t) \cong 0,9 \cdot u_{\text{teff}}(t) \quad (20.5)$$

Dans les faits, il faut encore tenir compte des pertes dans les diodes (technologie 1965)

$$u_d(t) < 0,9 \cdot u_{\text{teff}}(t) \quad (20.6)$$



Pour un même cran du graduateur, la tension disponible aux bornes du moteur sera plus faible qu'en monophasé. Les pertes à basse vitesse dans le secondaire seront moindres car le courant est essentiellement inductif.

La courbe de magnétisation efficace n'est pas la même en continu et en monophasé (page 3 du document): la pente serait donc légèrement plus raide à vitesse élevée à courant égal (comparer la monophasée 22 et la continue 26 pour la même tension aux bornes).

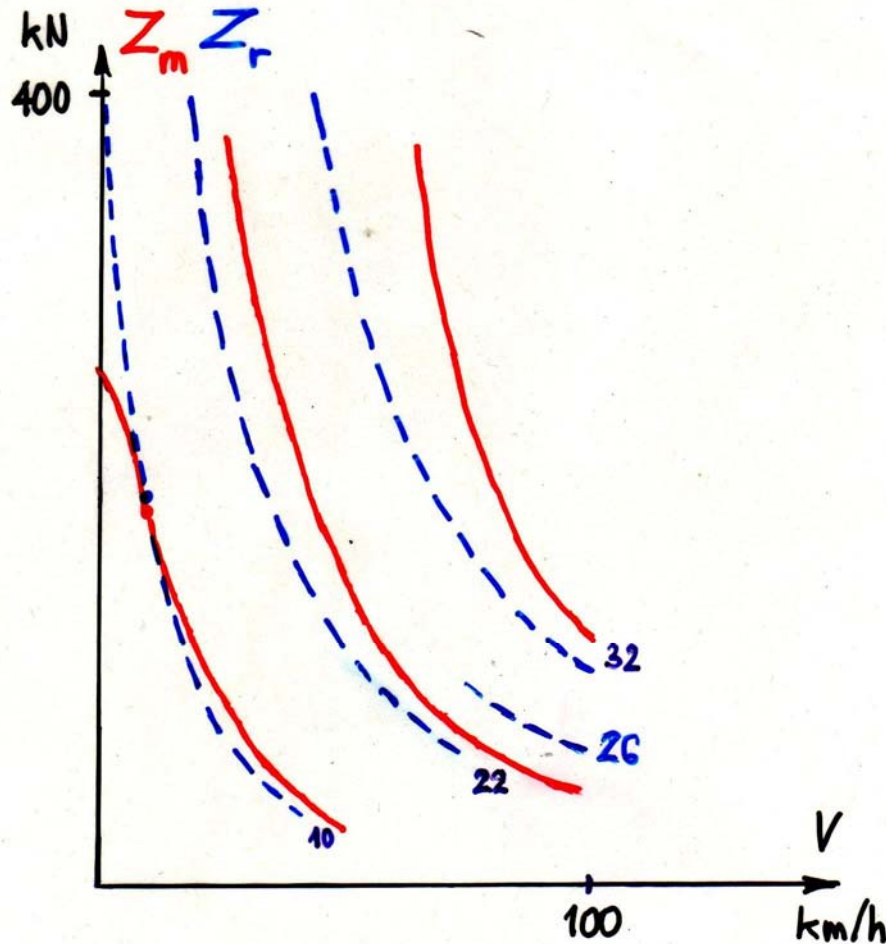


Fig 20.2. Crans 10, 22 et 32 pour monophasé (trait continu rouge) et redressé (trait interrompu bleu). Les courbes ont été obtenues pour  $k_G = 1 : 3,69$  en 1964 sur la 11106 modifiée, contre  $1 : 2,64$  pour les véhicules de série.

Au cran 10, on met bien en évidence les pertes à basse vitesse. Au cran 22, on voit bien l'effet de la tension aux bornes plus faible en continu.

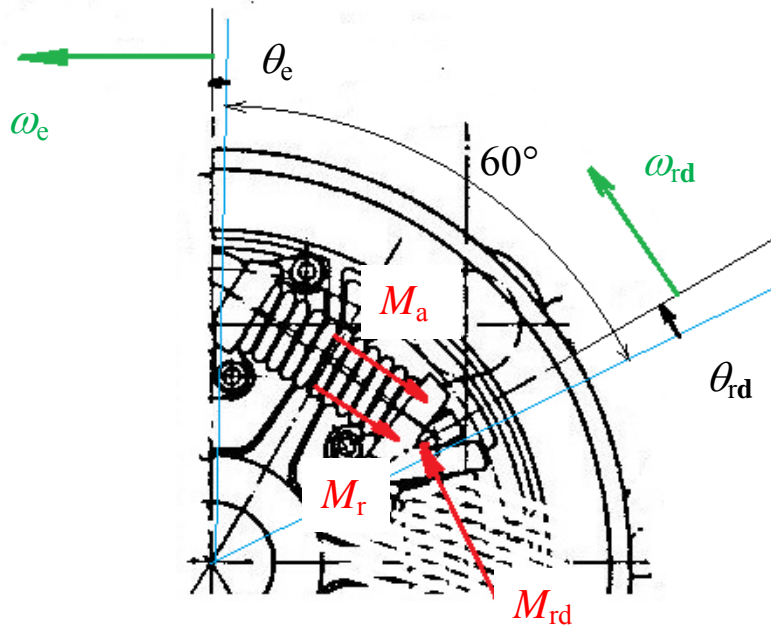
A basse vitesse avec le schéma à courant ondulé, une amorce de patinage sera plus rapidement jugulée qu'avec les moteurs directs, à cause de la raideur des caractéristiques : l'effort de traction baisse rapidement dès que la vitesse des roues augmente.

Au niveau de la ligne de contact, le courant appelé s'approche d'un signal carré, donc beaucoup d'harmoniques de rang impaire. Le courant appelé par une machine à moteurs directs est assez sinusoïdal, mais a une forte composante réactive, surtout à basse vitesse.

**C** En freinage, on ne peut pas récupérer à travers un redresseur à diodes. Le schéma d'origine doit donc être conservé.

**D** On doit installer un redresseur dimensionné pour 7 MW (300 kN à 85 km/h) ou 4 redresseurs de 1,75 MW. Le volume des équipements et du câblage rend l'installation difficile. On risque aussi de dépasser la charge par essieu admise sur les lignes CFF.

**21\* A** On écrit l'équation de Newton de mouvement circulaire à la grande roue dentée, avec  $J_{rd}$  l'inertie des moteurs et de la grande roue, réduites à l'axe de la grande roue.



$$M_{rd}(t) - M_r(t) - M_a(t) = J_{rd} \frac{d\omega_{rd}(t)}{dt} \quad (21.1)$$

Si on néglige les pertes dans l'engrènement, le couple à la grande roue dentée est proportionnel au couple moteur et la vitesse de la grande roue dentée proportionnelle à celle du moteur.

$$M_{rd}(t) = \frac{M_{mot}(t)}{k_G} \quad (21.2)$$

$$\omega_{rd}(t) = k_G \cdot \omega_{mot}(t) \quad (21.3)$$

On remplace les trois couples par leur expression.

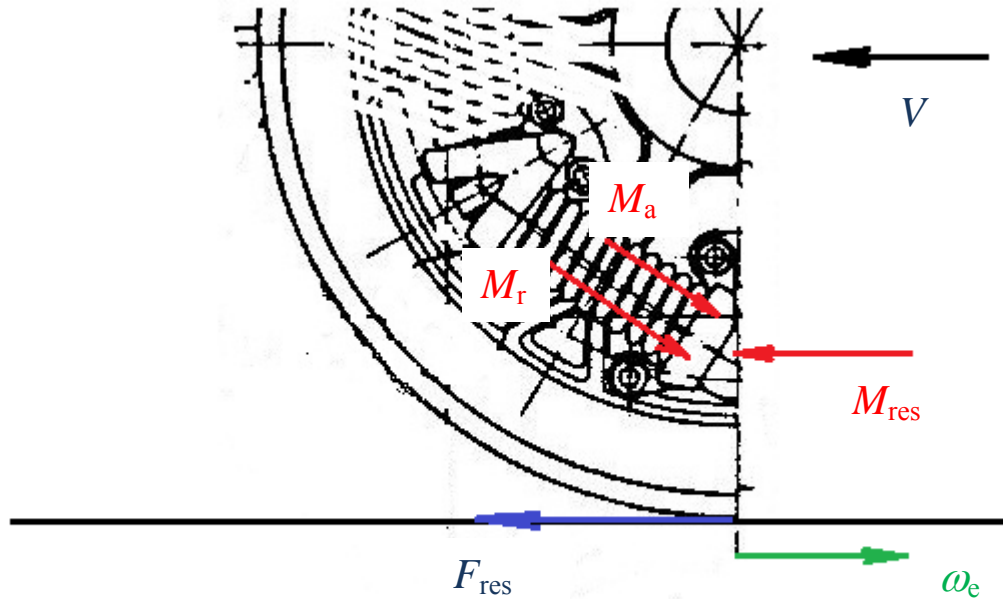
$$\frac{M_{mot}(t)}{k_G} - k_r(\theta_{rd}(t) - \theta_e(t)) - k_a(\omega_{rd}(t) - \omega_e(t)) = J_{rd} \frac{d\omega_{rd}(t)}{dt} \quad (21.4)$$

La position est l'intégrale de la vitesse.

$$\frac{M_{mot}(t)}{k_G} + k_a \cdot \omega_e(t) + k_r \cdot \int_0^t \omega_e(\tau) d\tau = J_{rd} \frac{d\omega_{rd}(t)}{dt} + k_a \cdot \omega_{rd}(t) + k_r \cdot \int_0^t \omega_{rd}(\tau) d\tau \quad (21.5)$$

$$\frac{M_{mot}(t)}{k_G} + k_a \cdot \omega_e(t) + k_r \cdot \int_0^t \omega_e(\tau) d\tau = k_G \cdot J_{rd} \frac{d\omega_{mot}(t)}{dt} + k_G \cdot k_a \cdot \omega_{mot}(t) + k_G \cdot k_r \cdot \int_0^t \omega_{mot}(\tau) d\tau \quad (21.6)$$

**B** On écrit au niveau de l'essieu.



$$-M_{\text{res}}(t) + M_r(t) + M_a(t) = J_e \frac{d\omega_e(t)}{dt} \quad (21.7)$$

$$-M_{\text{res}}(t) + k_a \cdot \omega_{\text{rd}}(t) + k_r \cdot \int_0^t \omega_{\text{rd}}(\tau) d\tau = J_e \frac{d\omega_e(t)}{dt} + k_a \cdot \omega_e(t) + k_r \cdot \int_0^t \omega_e(\tau) d\tau \quad (21.8)$$

Si on néglige le glissement, le couple à l'essieu est proportionnel à la force résultante du train et la vitesse de l'essieu à la vitesse du train.

$$F_{\text{res}}(t) = \frac{M_{\text{res}}(t)}{r_e} \quad (21.9)$$

$$V(t) = r_e \cdot \omega_e(t) \quad (21.10)$$

$$-r_e \cdot F_{\text{res}}(t) + k_a \cdot \omega_{\text{rd}}(t) + k_r \cdot \int_0^t \omega_{\text{rd}}(\tau) d\tau = \frac{r_e}{J_e} \cdot \frac{dV(t)}{dt} + \frac{k_a}{r_e} \cdot V(t) + \frac{k_r}{r_e} \cdot \int_0^t V(\tau) d\tau \quad (21.11)$$

On introduit (21.3) pour faire apparaître la vitesse du moteur.

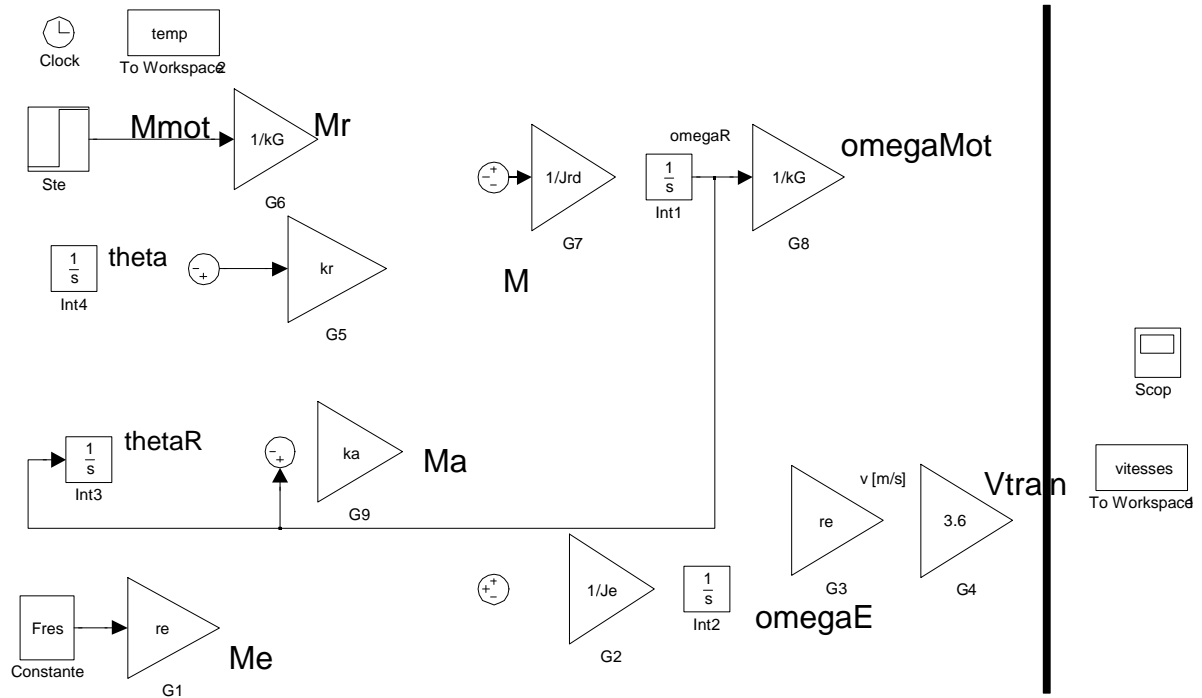
$$-r_e^2 F_{\text{res}}(t) + r_e \cdot k_G \cdot k_a \cdot \omega_{\text{mot}}(t) + r_e \cdot k_G \cdot k_r \cdot \int_0^t \omega_{\text{mot}}(\tau) d\tau = J_e \frac{dV(t)}{dt} + k_a \cdot V(t) + k_r \cdot \int_0^t V(\tau) d\tau \quad (21.12)$$

On introduit (21.10) dans (21.6) pour faire apparaître la vitesse du train.

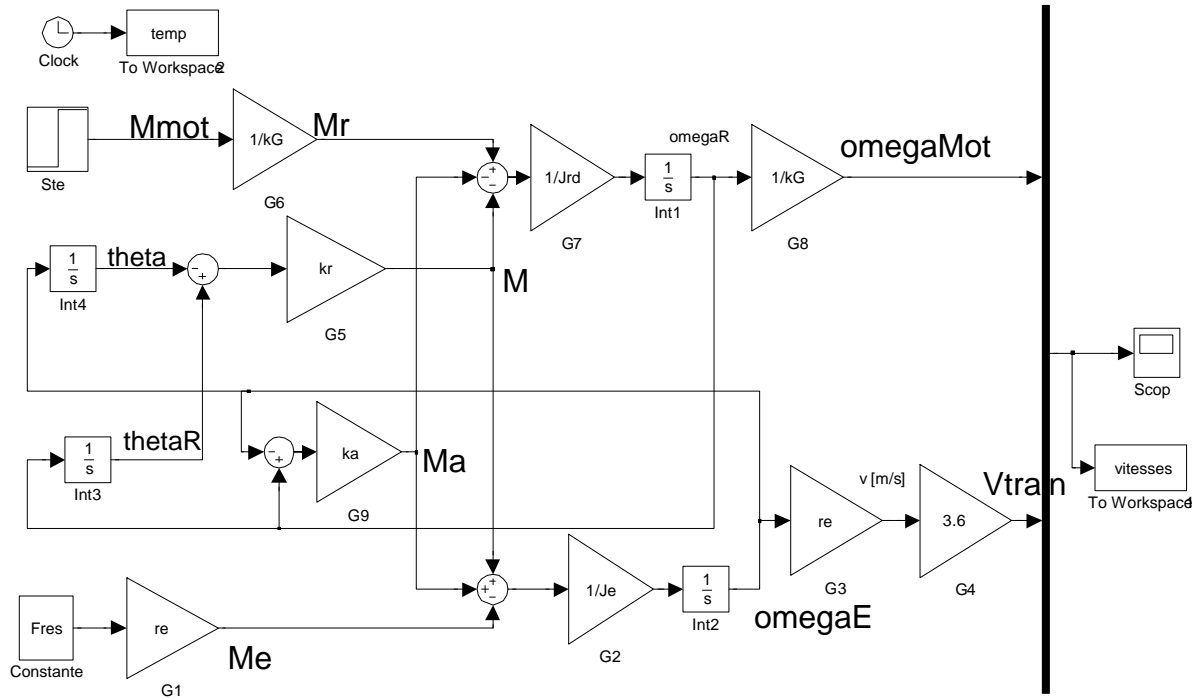
$$M_{\text{mot}}(t) + \frac{k_G}{r_e} \cdot (k_a \cdot V(t) + k_r \cdot \int_0^t V(\tau) d\tau) = k_G^2 \cdot (J_{\text{rd}} \frac{d\omega_{\text{mot}}(t)}{dt} + k_a \cdot \omega_{\text{mot}}(t) + k_r \cdot \int_0^t \omega_{\text{mot}}(\tau) d\tau) \quad (21.13)$$

Qu'on l'étudie au niveau du moteur (21.13) ou du véhicule (21.6), la transmission est un système du deuxième ordre, potentiellement oscillatoire. Et on a négligé la torsion de l'arbre qui porte la roue dentée et les jeux des dents du réducteur.

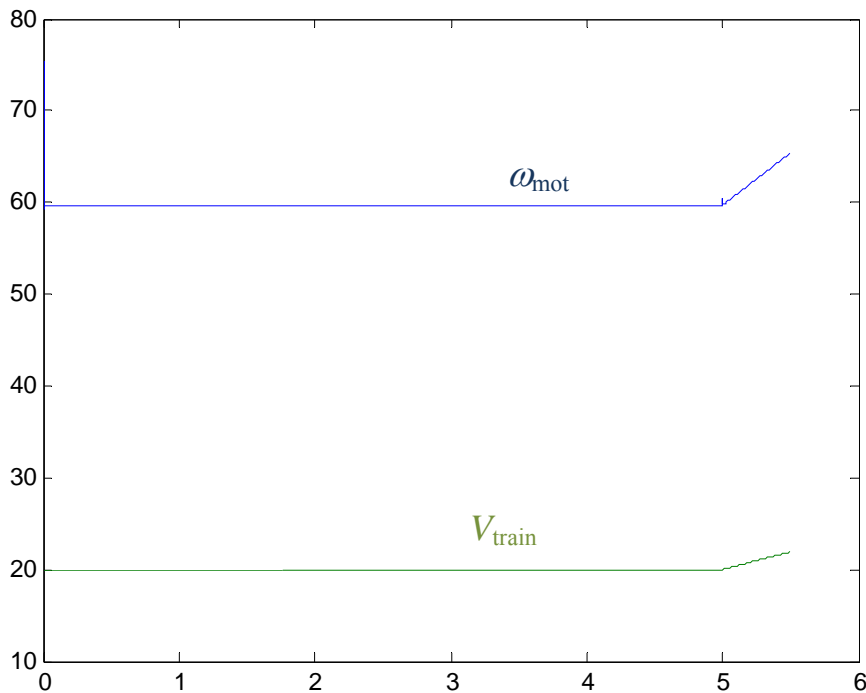
C On construit le schéma bloc principalement sur les équations (21.1) à (21.3), (21.7), (21.9) et (21.10), plus celles de l'énoncé. On a utilisé simulink comme *éditeur de schéma-bloc*.



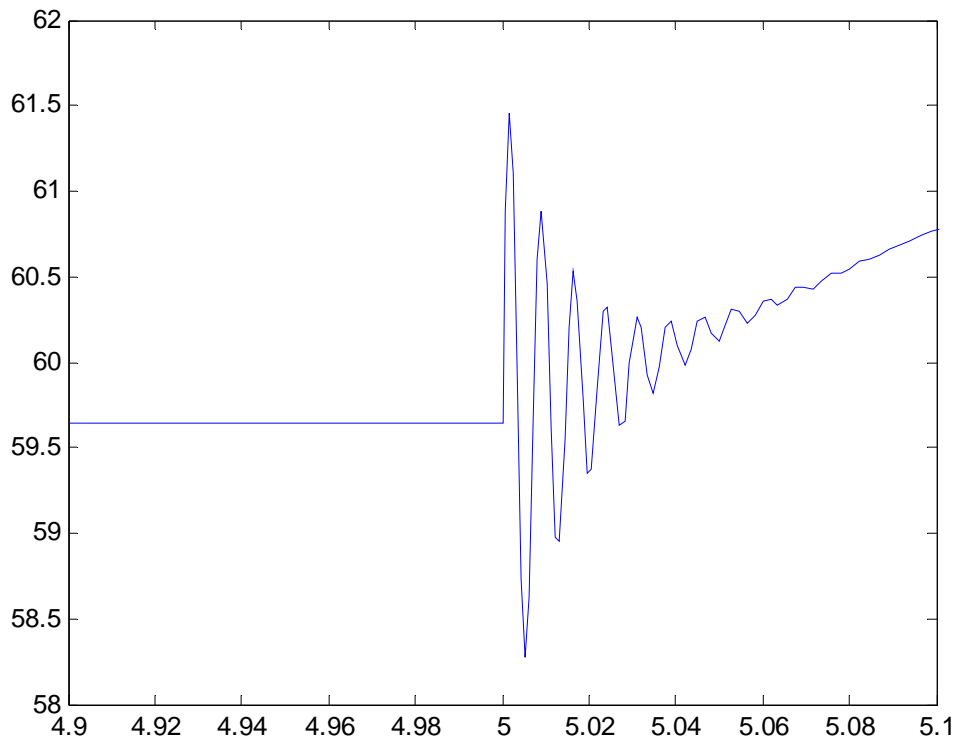
**22\*** On reprend le schéma bloc de l'exercice 21. On stocke les valeurs dans un fichier Matlab.



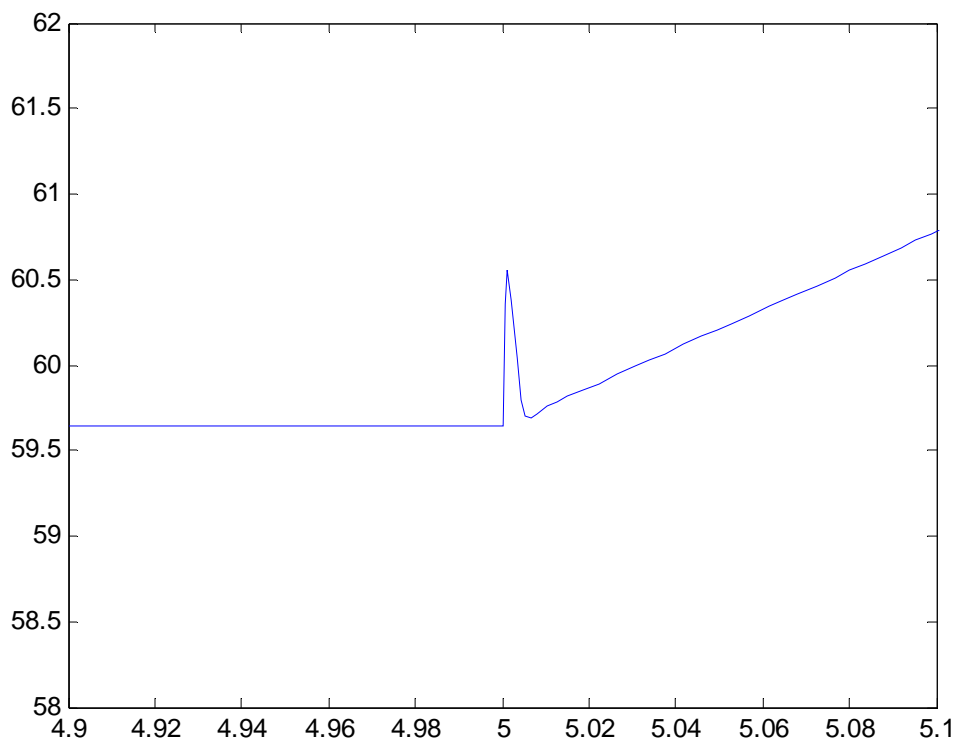
On exécute le programme



Il faut noter que les vitesses augmentent régulièrement dès qu'on applique un couple plus élevé. Dans la réalité, avec un moteur à collecteur à excitation série, le couple diminue lorsque la vitesse augmente, à cause de l'augmentation de la tension induite : la vitesse se stabilisera à une nouvelle valeur. On agrandit autour de l'augmentation de vitesse du moteur.

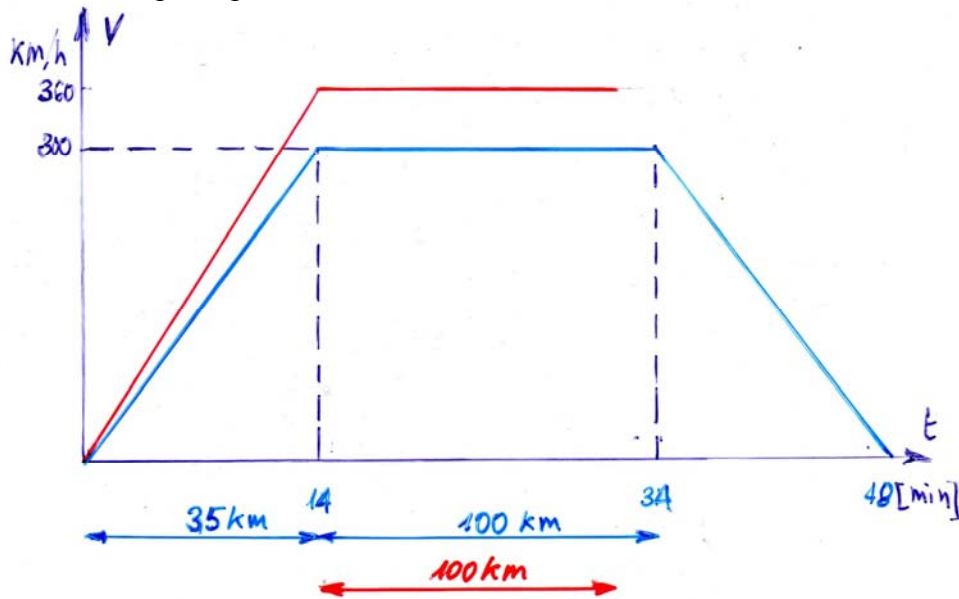


On a bien un système oscillatoire mal amorti.  
On augmente l'amortissement d'un facteur 10 :



Avec cet amortissement, le fonctionnement est meilleur. On ne va pas diviser l'amortissement par 10 : ce serait trop mauvais.

23\* Voici le principe :



Sur le tronçon à vitesse constante, on admet que l'effort varie en  $V^2$ , car les autres frottements sont négligeables. La puissance est l'effort fois la vitesse, la puissance varie alors en  $V^3$ . Avec une augmentation de vitesse de 20 %, on a donc une demande de puissance qui croît de 73 %. Si les temps d'accélération et de décélération sont conservés, le gain ne sera que de 20 % sur le tronçon à vitesse constante, soit 4 minutes. Le trajet durera 44 minutes au lieu de 48. On peut un peu entrer dans les détails.

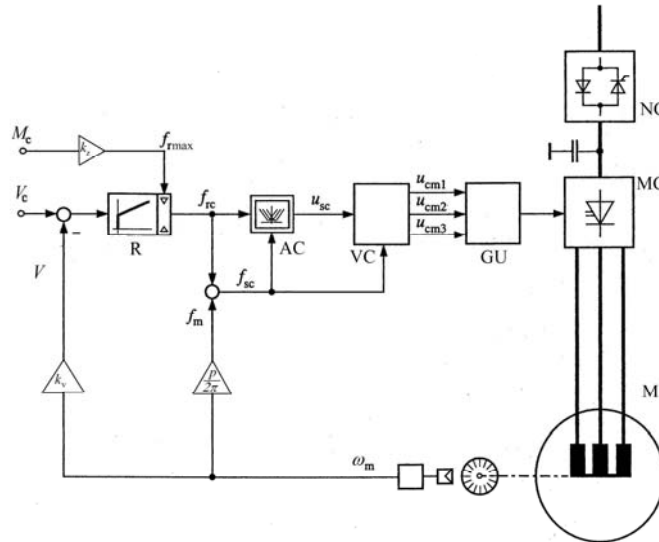
D'après la figure 3.2, 5,8 MW sont nécessaires pour maintenir la vitesse de 300 km/h, soit une énergie de 7 GJ pendant les 20 minutes du trajet. Sur le tronçon d'accélération, la fiche indiquant une masse de 450t permet de calculer une masse corrigée de 520t en tenant compte des voyageurs et des masses tournantes : on a besoin alors de 2,15 MW. Il y a aussi des frottements sur cette zone, qu'on calcule brutalement par l'effort moyen et la vitesse moyenne : 2,1 MW, avec une énergie de 3 GJ pendant 14 minutes. Au freinage, l'énergie cinétique est dissipée sous forme de chaleur dans les résistances. On a donc besoin de 10 GJ pour le trajet.

A 360 km/h, la puissance est portée à 10 MW, soit une énergie de 10 GJ pendant les 16 minutes. Pendant la phase d'accélération, on a besoin d'une puissance moyenne de 5 MW, soit une énergie de 3,9 GJ pendant les 14 minutes. Le total s'élève à 13,9 GJ.

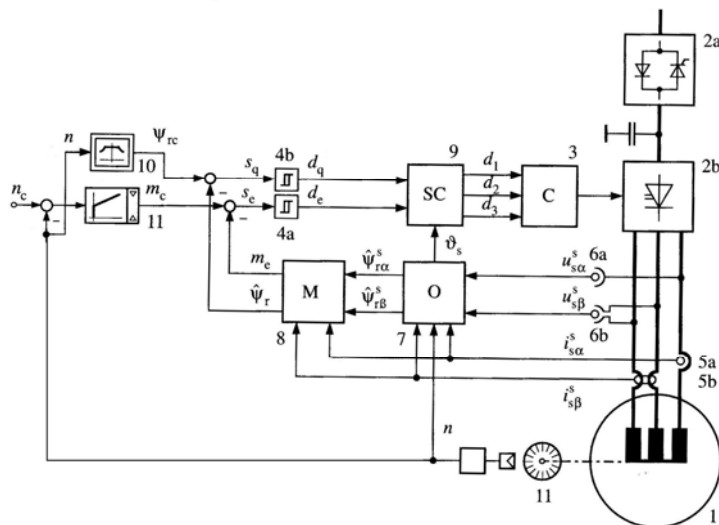
L'accroissement d'énergie atteint 39 % pour une réduction de temps total de trajet de 8,3 % !

**24\*** On a trois approches différentes en fonction de la puissance informatique disponible, citées par ordre croissant :

1. Réglage indirect de flux statorique (ISC). On ne mesure que la vitesse. Le réglage de vitesse fourni la consigne pour la fréquence rotorique, considérée comme proportionnelle à l'effort de traction (ou au couple moteur). La fonction de référence est définie dans une table depuis la fréquence rotorique, pondérée par la fréquence statorique. Une autre table définit les 3 tensions statoriques sinusoïdales à partir de la tension de référence et de la fréquence statorique. Une dernière table définit les commandes des branches d'onduleur à partir de ces 3 tensions (Gate Unit).



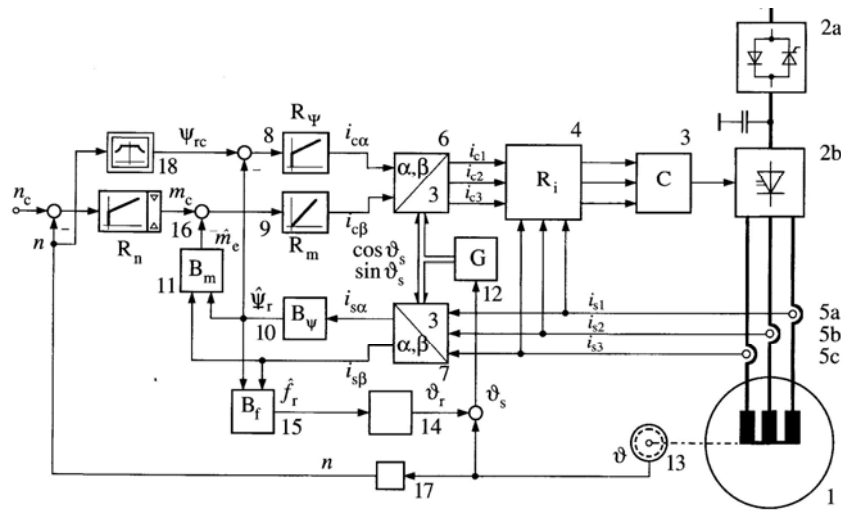
2. Réglage statorique direct (DSC). Il faut la mesure de la vitesse, de 2 tensions et 2 courants. A partir de ces 5 mesures, un processeur calcule le flux statorique, le flux rotorique, et le couple moteur. Deux régulateurs par mode de glissement (flux et couple) créent 2 variables qui, associées à la position angulaire du flux statorique, activent une table qui crée les 3 variables qui entrent dans la table de commande des branches d'onduleur. La table des 3 variables peut présenter une image hexagonale, ou hexagonale à angle arrondis. La consigne de couple est la sortie du régulateur (PI) de vitesse. La consigne de flux est fournie par la caractéristique d'affaiblissement du champ dépendante de la vitesse. Cette caractéristique est enregistrée en mémoire.





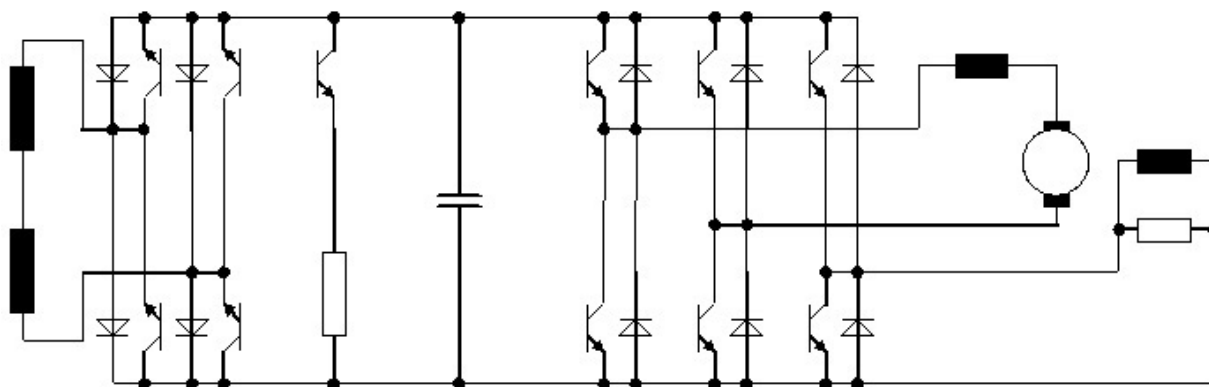
3. Réglage orienté au flux rotorique (FOC). Il faut la mesure de la vitesse et des 3 courants de phase. Il y a une conversion de courant de modèle triphasé/biphasé. A partir des mesures, un processeur calcule les angles rotorique et statorique, le flux rotorique et le couple moteur. La consigne de couple est la sortie du régulateur (PI) de vitesse. La consigne de flux est fournie par la caractéristique d'affaiblissement du champ dépendante de la vitesse. Cette caractéristique est enregistrée en mémoire. Le régulateur (PI) de flux fournit la consigne de courant direct. Le régulateur (I) de couple fournit la consigne de courant transverse. Il y a ensuite 2 variantes.

- Deux régulateurs de courant (direct et transverse), puis une conversion de tension biphasé/triphasé pour produire les 3 tensions qui agissent sur la Gate Unit.
- Une conversion de courants biphasé/triphasé, puis 3 régulateurs de courants de phase pour produire les 3 tensions qui agissent sur la Gate Unit.



Les versions qui nécessitent le plus de puissance de calcul sont peut-être un peu moins gourmandes en mémoire non-volatile (ROM). Avec l'augmentation des performances des processeurs, on gagne aussi en robustesse du réglage face aux perturbations (patinage d'essieu, décollage de pantographe, ...).

**25\* A** On garde le principe de deux circuits identiques : un par bogie. On peut choisir d'installer deux convertisseurs triphasés à IGBT, qui seront utilisés avec une commande particulière. Un sera placé au secondaire du transformateur, on utilisera deux branches pour alimenter un circuit intermédiaire à tension continue. Commandé à pulsation, il peut être ajusté à facteur de puissance 1 à la majorité des points de fonctionnement. Un IGBT de la troisième branche permet d'activer le frein rhéostatique lorsque les conditions de récupération ne sont pas réunies. On a la configuration classique d'un convertisseur mono-continu à IGBT. Un autre convertisseur servira de hacheur pour le moteur : deux branches pour un pont en H et la troisième branche pour l'excitation. Le pont en H permet de se passer des contacteurs électromécaniques de changement de marche. Le schéma de puissance est bien celui d'un convertisseur pour machine asynchrone, seule le pilotage des branches est différent. Schéma d'une demi-locomotive :



Le circuit intermédiaire est à 1500 V, la tension de définition du moteur TAB674 qui accepte un courant maximal 2650A, les deux valeurs n'étant pas présentes simultanément. Cela détermine le dimensionnement des branches d'onduleur. Sous 1500V, on atteint au maximum 1935 A.

Compte tenu de l'évolution des composants, on peut espérer pouvoir caser le nouvel équipement dans le volume et la masse libérés par l'équipement d'origine. L'électronique de commande et ses amplificateurs seront plus simples : pas de thyristors mais des transistors.

On n'aura pas besoin de deux régimes de freinage avec des contacteurs de changement de couplage : le rhéostat n'étant enclenché grâce à son IGBT que lorsque les conditions de récupération ne sont pas assurées

Si les caractéristiques de service de l'engin sont inchangées, on a gardé le même moteur de traction et le même réducteur, son comportement électrique pour le réseau d'alimentation sera moins agressif : quasiment pas de courant réactif et harmoniques plus faibles et de plus haute fréquence qui pourront être mieux filtrées : le filtre côté réseau devra être recalculé, il sera probablement plus léger et plus efficace.

Cette proposition n'a pas la prétention d'être la solution exclusive. Elle permet d'utiliser au mieux les composants d'origine et les technologies modernes.

**B** Il faut évaluer l'état des parties qu'on veut conserver : mécanique, caisse, moteurs, transformateur. La durée de vie résiduelle doit permettre d'amortir le coût des transformations sans grands travaux sur les parties originales qui ont tout de même 40 ans ! Pour que l'opération soit intéressante, les frais annuels d'amortissement de la rénovation doivent être inférieurs à ceux d'une locomotive neuve.

Il faut aussi vérifier que les caractéristiques du véhicule (vitesse maximale, puissance, ...), inchangées, seront encore adaptées aux besoins de l'entreprise pour les années à venir.

**26\* Traction :** En choisissant deux groupes indépendants, pour chaque moteur, on peut adapter la commande des bogies en fonction du cabrage : on charge plus le bogie arrière. Mais on a surtout une meilleure sécurité d'exploitation en cas d'avarie : on ne perd que la moitié de la puissance et de l'effort de la locomotive, ce qui permet en général de gagner une voie de dégagement en gare plutôt qu'avoir le train arrêté en rase campagne en bloquant le trafic.

Avec la structure en pont à deux niveaux, on réduit la puissance réactive et les harmoniques d'un facteur 2 par rapport à un pont simple de même puissance.

La complexité de l'électronique de commande est certes plus grande, mais pour l'électronique de puissance, le nombre de semi-conducteurs est guère plus élevé : avec un seul pont, il aurait fallu augmenter le nombre de composants en parallèle pour conduire un courant plus élevé ou d'éléments en série pour une tension plus importante, avec toute la complexité que cela entraînait avec des thyristors classiques des années '70.

**Freinage :** Avec la structure choisie à deux ponts par moteur, on dispose de deux moyens pour régler l'effort de freinage :

1. Le courant d'excitation est réglé par le pont mixte (II) permet de définir la tension induite dans le moteur.
2. La contre-tension aux bornes du pont complet (I) travaillant en onduleur permet de définir le courant d'induit.

Dans cet exemple, on a choisi une excitation constante jusqu'à 130 km/h, qui est ensuite réduite jusqu'à  $V_{\max}$ . L'effort de freinage demandé par le mécanicien est ajusté via l'angle d'allumage du pont I. On aurait aussi pu choisir une autre loi de commande des ponts, par exemple en fixant le pont I à pleine ouverture et en réglant l'effort seulement par l'excitation.

**27\* A** En observant la caractéristique  $Z(V)$ , on trouve la puissance maximale de la locomotive à 190 kN pour 98 km/h, soit 5172 kW. Comme on a deux redresseurs identiques, un par bogie, chaque redresseur sera dimensionné pour une puissance de 2586 kW à la jante, pour régime permanent et aussi maximal. Le rendement des entraînements peut être calculé à partir des données de la fiche, en page 1, pour le régime nominal :  $\eta_G = 0,942$ . La puissance à l'arbre est de 2745 kW. Le rendement des moteurs peut être déduit de la caractéristique : on a 4350 kW au régime nominal :  $\eta_G = 0,954$ . La puissance électrique maximale du moteur est de 2877 kW, c'est donc la valeur de dimensionnement d'un convertisseur, sachant qu'il doit aussi pouvoir conduire le courant maximal de 2650 A, mais sous une tension plus faible que 1500 V. On appliquera à ces valeurs les marges usuelles en électronique de puissance. Il faudra aussi concevoir le réglage des ponts en tenant compte du fait que la tension de ligne, et donc celle au secondaire du transformateur, peut dépasser de 20 % la valeur nominale.

**B** Les moteurs (un par bogie) ont une puissance nominale de 2075 kW et unihoraire de 2210 kW. La puissance maximale (qu'on peut maintenir environ 10 minutes) est donc de 25% supérieure à la puissance nominale des moteurs. La puissance unihoraire est déjà supérieure de 10% à la puissance nominale.

**NOTE** Ces proportions sont valables pour cet exemple. Pour certains véhicules, la puissance maximale peut approcher du double de la puissance nominale et la puissance unihoraire peut dépasser de 25% la puissance nominale. C'est particulièrement le cas pour des moteurs à ventilation forcée.

**28\* A** On considère la ligne en palier :  $Z_{\max} = m^* a + F_f$  d'où  $a = (Z_{\max} - F_f) / m^*$

Les forces de frottements sont celles du train remorqué additionnées à celle de la locomotive. On va lire les valeurs sur les figures 3.3 (courbe 4) et 3.4 (courbe 2) ; il faut ensuite les multiplier par la masse. Effort au démarrage:  $Z_{\max} = 300$  kN.

$$m^* = \xi \cdot (m_{\text{loc}} + 14 \cdot m_{\text{voit}}) + 600 \cdot 75 \cdot 10^{-3} = 770 \text{ t}$$

A environ 0 km/h  $F_f = 40 \cdot 10^{-3} \cdot 84 + 14 \cdot 15 \cdot 10^{-3} \cdot 42 = 12$  kN  $\rightarrow a = 0,373$  [m/s<sup>2</sup>]

A environ 75 km/h  $F_f = 105 \cdot 10^{-3} \cdot 84 + 14 \cdot 25 \cdot 10^{-3} \cdot 42 = 23,5$  kN  $\rightarrow a = 0,359$  [m/s<sup>2</sup>]

Si l'accélération a peu diminué, dès 75 km/h, elle va décroître rapidement car l'effort de traction ne peut plus être maintenu au maximum, la puissance maximale ayant été atteinte.

**B** La puissance mécanique du mouvement est le produit de l'effort de traction avec la vitesse. Pour connaître la puissance à la ligne de contact, il faut tenir compte des rendements de la transmission mécanique  $\eta_G = 0,99$ , des moteurs  $\eta_{\text{mot}} = 0,97$ , des convertisseurs  $\eta_r = 0,98$  et du transformateur  $\eta_t = 0,96$ .

Vitesse [km/h]	Puissance $P_i$ [MW]	Puissance $P_{lc}$ [MW]	Courant $I_{lc}$ [A]
10	0,833	0,922	61,5
75	6,25	6,9	461

**C** A vitesse constante en palier, l'effort de traction doit seulement compenser les frottements. On extrapole les mêmes courbes qu'en A. On estime environ 200 N/t pour la locomotive et 60 N/t pour une voiture. On a donc besoin de 52 kN, soit moins que ce que peut délivrer la locomotive à 200 km/h (environ 70 kN). La puissance mécanique est alors de 2,9 MW.

**D** On trouve une puissance à la ligne de 3,2 MW demandant un courant de 213 A.

**29\* A** Pour l'effort maximal à 20 km/h, la fiche 8.3.3 indique un courant  $I_{\text{mot}} = 3800$  A sur le cran 19 du graduateur. A ce cran, la tension secondaire à vide est  $U_t = 240$  V, le rapport de transformation est donc  $\dot{u} = 240/15'000$ . Le courant secondaire dû aux quatre moteurs vaut donc  $I_t = 4 \cdot 3800$  A. On en déduit le courant à la ligne de contact par le rapport de transformation en négligeant les pertes dans le transformateur  $|I_{lc}| = 243$  A. Dans le document fourni, on lit le facteur de puissance  $\lambda = 0,8$  à 20 km/h.

**B** Ayant déterminé le module du courant et le facteur de puissance, on tire le courant complexe :  $I_{lc} = 195 - 146j$  [A], en prenant la tension à la ligne de contact comme référence. On aurait aussi pu prendre le courant comme référence et calculer la tension complexe.

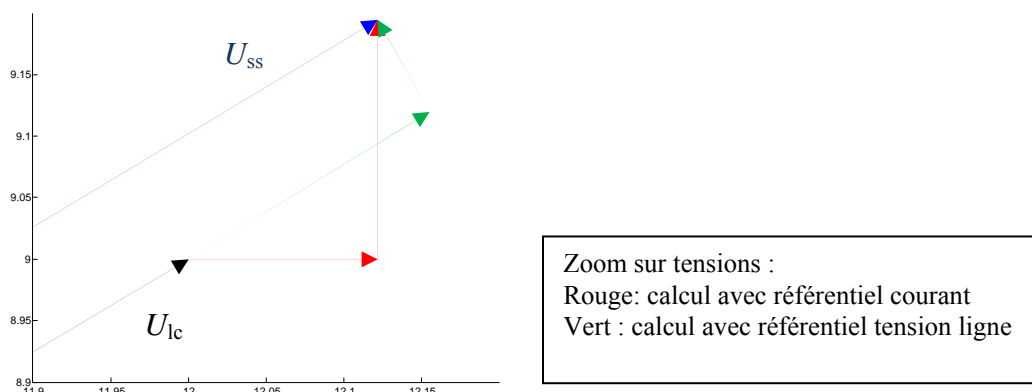
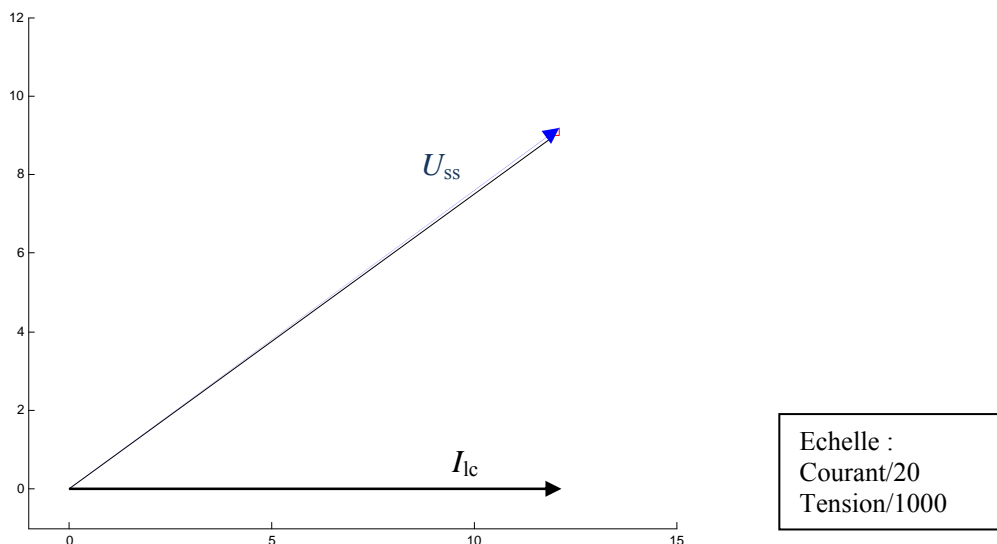
**C** Avec les valeurs de la figure 10.10, on calcule aisément l'impédance de cette ligne de 10 km :  $Z = 0,5 + 0,8j$  [ $\Omega$ ]. Les chutes de tension nécessitent un calcul complexe.

$$\Delta U = Z \cdot I_{lc} = 214 + 82,5j \text{ [V]}.$$

On déduit la tension à la sous-station.

$$U_{ss} = U_{lc} + \Delta U = 15'214 - 82,5j \quad [\text{V}] \quad U_{ss} = 15,2 \text{ [kV]}.$$

**D** D'après la valeur de tension, on déduit un facteur de puissance au niveau de la sous-station  $\lambda = 0,797$ . On a calculé l'angle entre  $U_{ss}$  et  $U_{lc}$ , on l'a additionné à l'angle entre  $U_{lc}$  et  $I_{lc}$ , puis pris le cosinus de cet angle.



**30\*** Deux approches possibles.

1. Privilégier la rationalisation de l'équipement. Dans ce cas, on prendra le même équipement que les rames actuelles (moteurs dc à commande à hacheur) auquel on ajoute un groupe transformateur – redresseur pour délivrer du 750 V= à partir du 15 kV 16 2/3 Hz. La masse et le volume d'un tel équipement nécessite certainement l'insertion d'un élément de caisse supplémentaire par rapport aux véhicules actuels. Le cas échéant le redresseur sera un convertisseur bidirectionnel pour renvoyer la puissance de freinage sur le réseau monophasé.
2. Privilégier le développement futur. Dans ce cas, on choisira un équipement à moteurs asynchrones, commandés par onduleur triphasé depuis une tension continue de 750 V. Pour circulation sous 15 kV, on aura en sus un transformateur et un convertisseur quatre cadrans qui permettent un transfert de puissance entre le réseau 15 kV et le circuit intermédiaire à tension continue ajusté à 750 V.

**31\***

A Au démarrage, on ne compte pas sur un coefficient d'adhérence supérieur à 0,3

$$Z_{\max} = 0,3 \cdot 649,81 = 190 \text{ kN}$$

B Puissance = Force Vitesse

$$P = Z \cdot v = 19080/3,6 = 4,2 \text{ MW}$$

C Connaissant la puissance, on peut estimer que les pertes sont en première approximation les mêmes à tous les régimes

$$Z = P/v = 4,2 \cdot 3,6/140 = 108 \text{ kN}$$



**32\*** Possibilités:

1. moteur à collecteur à commande à rhéostat
2. moteur à collecteur à commande à hacheur
3. moteur asynchrone à fréquence variable

## Evaluation des équipements:

1. simple, bon marché à l'achat, coûteux à l'entretien (moteurs et contacteurs), dispendieux en énergie au démarrage (mais 4 arrêts intermédiaires seulement), variation discontinue du couple.
2. éprouvé, coûteux à l'entretien (moteurs), rendement médiocre du système de commande à vitesse établie (90%), mais favorable au démarrage (90%)
3. coûteux à l'achat mais très peu d'entretien, masses rotatives réduites, passage de régime traction à régime freinage sans changement de couplage.

## Freinage:

Frein rhéostatique à bilan énergétique défavorable mais fonctionnel même en l'absence de consommateurs. Frein à récupération énergétiquement favorable mais ne garantit pas le freinage dans toutes les configurations du réseau d'alimentation.

Suggestion: Equipement à moteurs asynchrones, avec frein combiné ( à récupération ne commutant en rhéostatique que lorsque le réseau n'est pas apte à recevoir l'énergie de freinage). Cette solution est la plus favorable pour le long terme pour une construction nouvelle.

**33\***

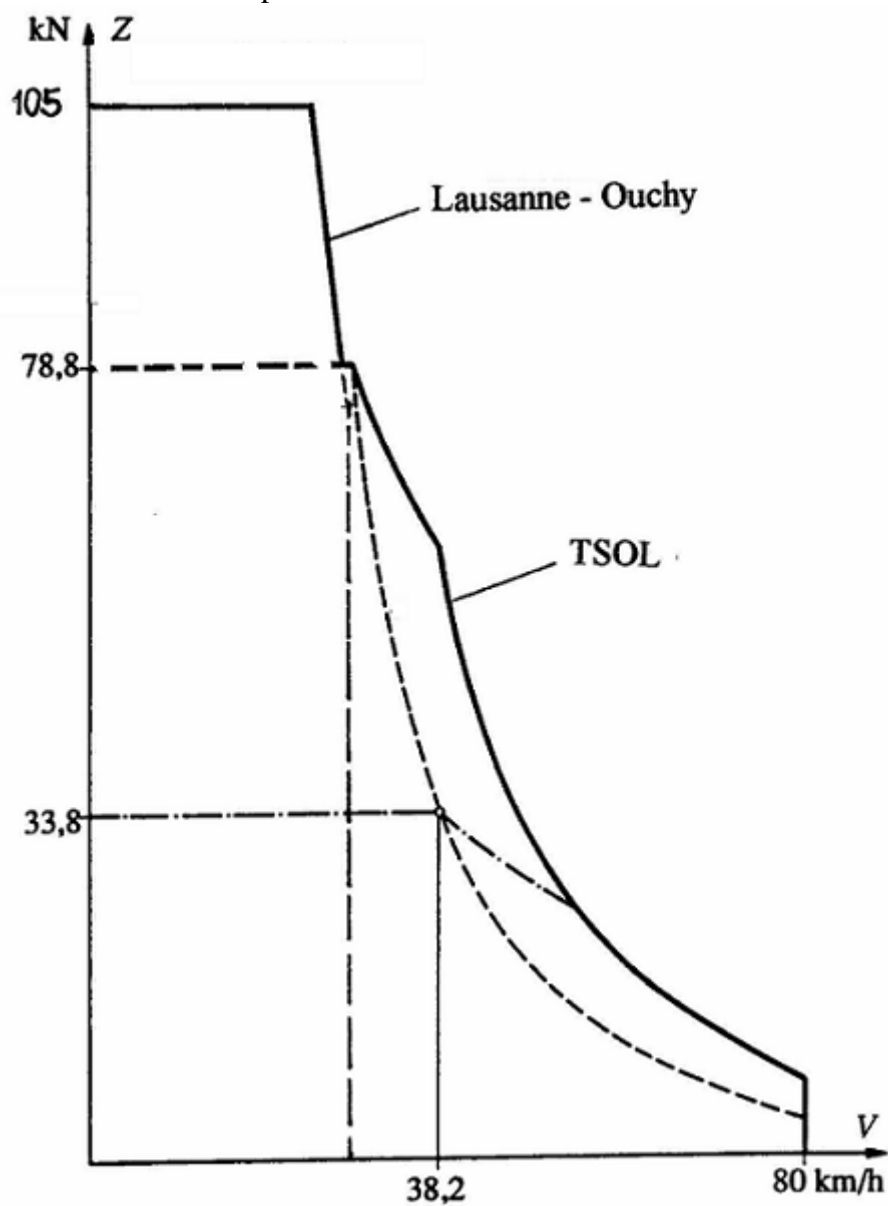
**A** Effort de traction au démarrage: but: atteindre 30 km/h avant le freinage pour la station suivante, hypothèse: accélération à pleine charge à 0,95 m/s<sup>2</sup> sur 70 ‰ et 0,5 m/s<sup>2</sup> sur 120 ‰.

masse à vide : TSOL + supplément pour bogie à crémaillère	41 + 2 = 43 t	
passagers	226 75 10-3 = 17 t	
masse corrigée	43 1,1 = 51 t	
Efforts nécessaires	70 ‰	120 ‰
Frottements (fig. 3.3 courbe 7)	1	1 kN
Déclivité 60 9,81 i	41	70 kN
accélération 68 a	..63	34 kN
	105	105 kN

on admet qu'on conserve cet effort jusqu'à 25 km/h

Effort à vitesse maximale: maintien + accélération résiduelle à 0,05 m/s<sup>2</sup>  
 70 + 68\*0,05 74 kN

on reporte ces valeurs sur celle reprise de TSOL



**33\*(suite)**

**B** Si on fixe le régime continu à 55 kN pour 35 km/h, on a environ un rapport de 2 entre les valeurs nominales ( vitesse, courant et effort) et les valeurs maximales.

Compte tenu d'un rendement mécanique de 0,95 (fiche 8.6.99) on a une puissance continue de 560 kW, donc des moteurs de 140 kW pour tension aux bornes de 375 V, mais isolés à 750 V.

**C** On adopte le même couplage série-parallèle qu'AOMC, en revanche le freinage sera de préférence combiné récupératif et rhéostatique (chaleur dans le tunnel et rendement global).

En traction 21 crans pour chaque couplage et 4 à 8 crans shuntés semble convenir: reprise de AOMC avec valeurs ohmiques adaptées.

**D** Une commande à 2 hacheurs (un par bogie) est réalisable

TSOL:  $P_{\max} = 680 \text{ kW}$  (effort maximal pour la vitesse la plus élevée)

LO  $P_{\max} = 730 \text{ kW}$

on devra donc dimensionner les hacheurs pour une puissance supérieure de 10 % à ceux de TSOL

**E** Avec des moteurs asynchrones, on diminue les masses en rotation donc la masse corrigée est plus faible, en revanche, la masse gagnée dans le collecteur se retrouve dans l'onduleur placé sous caisse.

Les moteurs asynchrones peuvent tourner à une vitesse plus élevée par rapport à la vitesse de dimensionnement que les moteurs à collecteur.

**34\***

Posons le problème: la locomotive doit assurer un démarrage sur 50 ‰, en gardant une accélération résiduelle non nulle à 80 km/h, par exemple 0.05 m/s<sup>2</sup>.

Locomotive: déclivité	80 9,81 0.05	39 kN
frottement fig.3.3 caract 7	80 75 10 <sup>-3</sup>	6 kN
accélération avec masse corrigée selon annexe II	1.15 80 0.05	5 kN
La locomotive développe jusqu'à 80 km/h		280 kN
reste pour le train		230 kN
Train: déclivité	49 10 <sup>-2</sup> kN/t	
frottement fig. 3.5, caract 3	50 10 <sup>-3</sup> kN/t	
accélération avec masse corrigée	1,02 0,05 = 51 10 <sup>-3</sup> kN/t	
	total	0,591 kN/t
masse du train = 230 /0,591		m = 390 t

**35\***

Effort de traction jusqu'à 30 km/h :

Rés. moy. à l'avancement jusqu'à 30 km/h fig. 3.3, courbe 6  
reste pour l'accélération

masse corrigée (voir annexe II) 1,08 41

44 t

masse des passagers  $226\,75 \cdot 10^{-3}$ 

17 t

accélération à vide

77,8/44

 $1,77 \text{ m/s}^2$ 

à pleine charge

77,8/61

 $1,28 \text{ m/s}^2$ 

78,8 kN

 $25 \cdot 10^{-3} \cdot 41 \cdot 1 \text{ kN}$ 

77,8 kN

**36\***

$$F = m \cdot a \quad F = Z - F_f$$

Hypothèses simplificatrices:

résistances à l'avancement approximées par une constante dans 4 intervalles de vitesse (valeur moyenne dans l'intervalle): 0 à 50, 50 à 90, 90 à 110 et 110 à 140 km/h.

effort de traction constant (maximal) de 0 à 90 km/h et approximé par sa valeur moyenne dans les autres intervalles

On est ainsi ramené à un problème linéaire  $t = V/a$

résistances: train (masse à vide 516 t) fig. 3.4 courbe 2

locomotive (m = 80 t) fig. 3.3 courbe 7

annexe II: masses corrigées train  $516 \cdot 1,05$  542 t

locomotive  $80 \cdot 1,2$  96 t

voyageurs  $600 \cdot 80 \cdot 10^{-3}$  48 t

686 t

	$F_f$		$Z$	$F$	$a$	$t$
	train	locomotive				
0 - 50	7,75	3	255	244,3	0,356	39
50 - 90	10,25	5,4	255	239,3	0,349	32
90 - 110	14,75	7,6	200	177,7	0,259	21
110 - 140	19	10,2	120	90,8	0,132	63
						155 s
						= 2,5 min

**37\***

Résistances: fig. 3.3, courbe 6  $\Rightarrow F_f = 25 \text{ N/t} \Rightarrow F_f = 0,68 \text{ kN}$   
 Déclivité:  $F_d = 27,98145 \cdot 10^{-3} \Rightarrow F_d = 11,9 \text{ kN}$   
 Traction, effort au démarrage: 50 kN  $\Rightarrow$  effort accélérant = 37,8 kN  
 masse corrigée:  $m^* = 1,0827 = 29 \text{ t}$   
 masse des passagers  $180,75 \cdot 10^{-3} = 13,5 \text{ t}$   
 total à pleine charge = 42,5 t  $\Rightarrow$  accélération  $a = 1,04 \text{ m/s}^2$   
 total à mi-charge = 35,8 t  $\Rightarrow$  accélération  $a = 0,88 \text{ m/s}^2$

**38\*** Hypothèse: on néglige les rendements des moteurs et des transmissions mécaniques qui sont identiques pour les deux types de véhicules et n'influencent pas la comparaison.

Energie mécanique développée (vitesses, efforts et puissances sont exprimées en valeurs relatives):

$$0 \text{ à } 2 \text{ minutes: } Z = Z_{\max} = 1,0 [1]; V \text{ varie de } 0 \text{ à } 0,35 [1]; P_{\text{méc}} = ZV \Rightarrow E_{\text{méc}} = \int_0^{120} ZV dt = 21 [s]$$

2 à 3,5 min: Z de 1 à 0,75; V de 0,35 à 0,5;

$$E_{\text{méc}} = \int_{120}^{210} ZV dt = 35 [s]$$

de 3,5 à 6 min: Z= 0,55; V = 0,5;

$$E_{\text{méc}} = 41$$

de 6 à 7,5 min: Z = 0,55; V de 0,5 à 0,6;

$$E_{\text{méc}} = 27$$

de 7,5 à 9 min: Z de 0,55 à 0,5; V de 0,6 à 0,7;

$$E_{\text{méc}} = 30$$

de 9 à 10 min: Z = 0,35; V = 0,7;

$$E_{\text{méc}} = 15$$

Energie totale développée = énergie reçue par le moteur (voir Hyp.) =

$$169 [s]$$

Soit  $\eta_r$  le rendement du dispositif de réglage de la tension aux bornes du moteur et  $E_{\text{é1}}$  l'énergie fournie par le réseau:  $E_{\text{é1}} = E_{\text{méc}}/\eta_r$

Hypothèse 1: le hacheur a un rendement constant de  $\eta_r = 90\%$  à tous les régimes:

**A**  $E_{\text{é1}} = 169/0,9 = \mathbf{188 [s]}$  Pertes = 19 [s]

Hypothèse 2: le hacheur a un rendement constant de  $\eta_r = 95\%$  à tous les régimes:

**B**  $E_{\text{é1}} = 169/0,95 = \mathbf{178 [s]}$  Pertes = 9 [s]

Pour l'entraînement à rhéostat, on constate que la locomotive se trouve dans la zone à rhéostat éliminé après 2 minutes  $\Rightarrow \eta_r = 100\%$  Pendant les 2 premières minutes, l'énergie dissipée dans le rhéostat est à peu près égale à celle fournie au moteur pour le cas d'un couplage unique et à peu près la moitié pour un système à transition série-parallèle (voir fig. 4.36).

**C** parallèle seulement:  $E_{\text{é1}} = 169 + 21 = \mathbf{190 [s]}$

**D** série-parallèle:  $E_{\text{é1}} = 169 + 10,5 = \mathbf{179,5 [s]}$

Pour ce parcours avec le train considéré, les pertes dans le hacheur à rendement de 90 % sont 15% plus faibles que pour l'entraînement à rhéostat sans changement de couplage et 40% plus élevées que pour l'entraînement à rhéostat avec changement de couplage. Pour le hacheur plus récent avec meilleur rendement, les pertes sont du même ordre de grandeur que pour l'entraînement à rhéostat avec changement de couplage.

Dans certains cas, le choix d'un entraînement à rhéostat peut encore se justifier!

Pour un trajet d'un quart d'heure, on a la situation suivante:

Energie utile	243 [s]
Pertes <b>A</b>	24,5 [s]
<b>B</b>	12 [s]
<b>C</b>	21 [s]
<b>D</b>	10,5 [s]

Remarque : Les rendements de hacheurs indiqués sur l'énoncé sont peut-être un peu pessimistes.



**39\***

**A** En traction, le hacheur 50 règle la tension moyenne aux bornes du moteur. Lorsque 50 conduit, le courant d'induit circule par 50 et les diodes antiretour 53 et 54. Lorsque 50 est bloqué, le courant d'induit circule par la diode de roue libre 56, l'enroulement d'excitation et la diode 54. Lorsque 50 conduit, le courant d'excitation circule par la diode 54 et la diode de roue libre 55.

En freinage, le hacheur 51 court-circuite le moteur, le courant d'induit et d'excitation circule par 51 qui conduit et la diode 55. Lorsque 51 est bloqué, le courant d'induit circule par 55, la résistance de stabilisation 43, le filtre d'entrée, le réseau et la diode de retour 57, le courant d'excitation circule alors par 54 et 55. En cas de consommateurs insuffisants sur le réseau, on enclenche le hacheur 52 qui permet de dissiper le courant dans le rhéostat 44.

**B** Le hacheur 50 est branché en antiparallèle avec la diode 57 et la hacheur 51 entre le point commun des diodes 53 et 54 et l'amont du hacheur 50. Le passage de traction à freinage peut donc se faire sans modification du circuit de puissance par jeu de contacteurs, seules varient les commandes des deux hacheurs: 51 étant bloqué en traction et 50 en freinage.

**40\***

A Lecture sur caractéristique: cran 24 à 50 km/h =>  $Z = 508 \text{ kN}$   
=>  $I = 3130 \text{ A}$

B Locomotive: frottement (doc. jointe) et déclivité 40 kN  
Train sur 10 ‰ 98 N/t  
frottements à 50 km/h (fig 3.5, caract 1) 16 N/t  
total 0,114 kN/t

masse  $m = (508 - 40)/0,114 = 4100 \text{ t}$

**41\***

**A** Dans les 3 types, il s'agit de moteurs directs à excitation série dont la tension aux bornes est fixée par un rapport variable de transformateur. Les 4 moteurs sont branchés en parallèle.

*Type I* : Le gradateur (13) permet de sélectionner une des sept prises au secondaire du transformateur principal (7). Le transformateur auxiliaire (17) fournit une tension supplémentaire. Les contacteurs (13, J à N) permettent à chaque cran du gradateur d'ajouter ou retrancher la tension supplémentaire, ou de laisser telle quelle celle du secondaire. On obtient 21 crans.

*Type II* : Les 20 contacteurs électropneumatiques (13) permettent de fixer aux deux groupes moteurs (deux en parallèle) 21 crans à partir des sept prises au secondaire du transformateur principal (7). Les self (15) garantissent la répartition des courants et fixent les valeurs de tension. On distingue deux groupes de contacteurs :

- entre le secondaire et la première paire de selfs
- entre les deux paires de selfs.

Sur le premier cran, seul un moteur par groupe est alimenté.

*Type III* : Les 28 contacteurs électropneumatiques (13) permettent de fixer aux quatre moteurs en parallèle 26 crans à partir des sept prises au secondaire du transformateur principal (7). Ils sont tous placés entre le secondaire et la première paire de selfs de répartition.

**B** En freinage à récupération, c'est le montage Behn-Eschenburg qui est appliqué : 3 transformateurs auxiliaires (18) alimentent en série les 4 enroulement d'excitation. Comme en traction, les crans de freinage sont réglés par la disposition des contacteurs (13). Les induits des moteurs sont branchés au secondaire du transformateur à travers une résistance de stabilisation (30).

**C** Il ne faut pas solliciter une locomotive sur le Gothard au-delà de sa puissance unihoraire pour le maintien de la vitesse, sous peine d'échauffement excessif avant Göschenen. Pour l'Ae 4/7, on a 127,5 kN à disposition. La locomotive nécessite 32,5 kN sur 27 ‰, auxquels il faut ajouter les frottements de 65 N/t à 60 km/h, soit 8 kN. Il reste donc 87 kN disponibles pour le train. Un train de voiture légères à 60 km/h a des frottements de 30 N/t, la déclivité de 27 ‰ peut être traduite par 265 N/t. Avec des résistances à l'avancement s'élevant à 295 N/t, on déduit une charge de train de 328 t, ce qui correspond à 10 voitures complètement occupées.

En freinage, on a besoin de  $32,5 - 8 = 24,5$  kN pour maintenir la locomotive. Là encore, on ne peut pas calculer la charge du train sur la base de l'effort de freinage électrique maximal, on se limitera à l'effort qui correspond à un courant pouvant être maintenu pendant 45' : 25,2 kN à 60 km/h. On comptera pour le train 235 N/t, les frottements aidant au freinage. L'effort de freinage restant – 0,7 kN – ne permet pas de retenir une charge notable (seulement 3 t). Le reste du train doit donc être retenu au frein pneumatique.

<b>42 A</b>	Calcul des résistances à l'avancement à 80 km/h	
	train de voitures climatisées: fig. 3.4, caract. 2	8,6 kN
	Re 4/4 II: fig. 3.3 courbe 7	5,6 kN
	déclivité 27 ‰, locomotive. 80 t, train 430 t, 400 voyageurs: 32 t	143,6 kN
	tronçon Bodio - Travi	<b>157,8 kN</b>
	supplément dû aux courbes de 300 m de rayon	15,3 kN
	supplément pour un tunnel à double voie : locomotive	2,6 kN
	train	4,4 kN
	tronçon Travi - tunnel de la Lume	<b>180 kN</b>
<b>B</b>	En descente, les frottements sont <i>soustraits</i> à la déclivité	
	la Lume - Travi	<b>107,1 kN</b>
	Travi - Bodio	<b>129,4 kN</b>

**C** lecture sur les caractéristiques de la locomotive à 80 km/h

157,8 kN => **cran 26**

180 kN => **cran 27**

au freinage, on se limite au **cran 20** en raison des courants maximaux autorisés domaine de freinage 45minutes est raisonnable pour la descente totale du Gotthard => **17 kN** au frein pneumatique à répartir sur le train, respectivement => **40 kN** pour le second tronçon.

**D** cran 27 =>  $I = 2700$  A dans un moteur =>  $I = 10,8$  kA au secondaire du transformateur

lecture sur caractéristique => tension moteur  $U = 433$  V => tension secondaire  $U = 433$  V

tension primaire  $U = 15$  kV => courant primaire de traction  $I = 312$  A

Il faut encore ajouter l'énergie nécessaire à la climatisation du train

courant de climatisation  $I = 10 \cdot \text{puissance de climatisation d'une voiture [kW]} / 15$  [kV]

Il faut encore ajouter la puissance des auxiliaires (ventilation, compresseur d'air, charge des batteries) 5 à 10 % de l'énergie de traction.

On n'a pas encore tenu compte du rendement du transformateur, mais on aura un courant de l'ordre de 350 A.

**43**

**A** Efforts de frottement loco: lecture sur la fig. 3.3, courbe 1:  $80 \text{ [N/t]} \times 120 \text{ [t]}$ : 9,6 kN  
 train: lecture sur la fig. 3.5, courbe 3:  $47 \text{ [N/t]} \times 650 \text{ [t]}$ : 30,4 kN

Total des frottements **40 kN** à 80 km/h

Au démarrage, après disparition de l'effort d'arrachement, on trouve 20 kN.

Effort dû à la déclivité:  $(650+120) \text{ [t]} \times 9,81 \times 27 / 1000 = \mathbf{204 \text{ kN}}$

Effort en courbe:  $30 \text{ [N/t]} \times (650+120) \text{ [t]} = \mathbf{23 \text{ kN}}$

L'effort total de maintien de la vitesse s'élève à **267 kN**

**B** Sur la fiche technique, on annonce un effort maximal de 40t, soit 392 kN.

L'effort maximal à la jante est toutefois limité par le coefficient d'adhérence  $\mu_t$  et la masse du véhicule (équation (3.24)). On n'escompte pas fonctionner au sommet de la courbe d'adhérence (fig.3.17), mais garder une certaine marge en restant dans la zone de micro-glissement ou en tout cas tout proche de celle-ci: retenons un  $\mu_t$  de 0,35 au démarrage et 0,32 à 20 km/h. Cela nous donne 410 kN au démarrage et 380 kN à 20 km/h, à cette vitesse déjà, on risque de ne pas pouvoir exploiter toutes les possibilités de la locomotive en raison de l'apparition possible de patinage.

**C** L'effort effectivement disponible est la différence  $Z_{acc}$  entre les limites d'effort  $Z_{max}(V)$  I, IV (et 27) d'une part et les résistances à l'avancements  $F_f(V)$  (interpolées ici entre 0 et 80 km/h pour s'épargner des calculs) sur 26‰ calculées en A.

V [km/h]	0	20	40	45	60	65	80
$Z_{max}$ [kN]	392	392	392	380	300	285	250
$F_f$ [kN]	247	250	254	255	260	262	267
$Z_{acc}$ [kN]	145	142	138	125	40	23	---
a [m/s <sup>2</sup> ]	0,017	0,017	0,016	0,015	0,005	0,003	---

Calculons la masse corrigée:  $m^* = 1,1 \times m = 847 \text{ [t]}$

On calcule l'accélération  $a = Z_{acc}/m^* = 0,17 \text{ m/s}^2$  se réduisant progressivement à 0,15 avant de chuter par la limitation du courant primaire au transformateur.

Prenons une accélération moyenne de  $0,15 \text{ m/s}^2$  pour faciliter les calculs, 65 km/h ou 18 m/s, seront atteints en 2 minutes! On aura alors parcouru 1,1 km. Tout ce calcul sous-entend que l'effort maximal peut effectivement être transmis à la jante, ce qui n'est pas certain (voir B).

**D** L'effort unihoraire  $Z_{1h}$  indiqué pour cette machine est de 220 kN, la valeur nécessaire au maintien de la vitesse est de 20% au-dessus, ce qui risque de poser des problèmes d'échauffement; par ailleurs en lisant attentivement la caractéristique de traction, on constate qu'on ne dispose que de 250 kN à 80 km/h sur le dernier cran, la vitesse ne pourrait être maintenue en courbe, finalement les accélérations obtenues en cas de démarrage sont trop lentes et gêneraient l'exploitation. Cette locomotive n'est pas adaptée à ce train.

Pour le maintien du 80 km/h, il faudrait se maintenir à l'effort unihoraire pour ne pas trop échauffer les moteurs pendant le passage du Gothard. Pour la locomotive seule, l'effort nécessaire est d'environ 45 kN (voir A), il reste donc 175 kN pour le train.

frottements:  $47 \text{ N/t}$  }  
 déclivité:  $265 \text{ N/t}$  } = 0,342 kN/t  
 courbes  $30 \text{ N/t}$  }

**Masse du train** :  $175 / 0,342 = \mathbf{510 \text{ [t]}}$  qu' on arrondit à 500 t.

**44 A** Calcul de l'effort de freinage avant l'avarie

masse  $m = 60,6 \text{ t} \Rightarrow F_d = 148 \text{ kN}$

frottements: (fig. 3.3, courbe 9 et fig 3.4, courbe 3 + 4 N/t)

$$F_f = 30,6 \times 90 \times 10^{-3} + 11,4 \times 24 \times 10^{-3} = 3 \text{ kN}$$

$$B = F_d - F_f = 145 \text{ kN}$$

Accélération dès avarie

masse corrigée (fig 3.13, choix pour automotrice: 2 et pour voiture: 1,1)  $\Rightarrow m^* = 92 \text{ t}$

$$F_d - F_f = m^* a \Rightarrow a = 1,6 \text{ m/s}^2 \Rightarrow \Delta V = 5,8 \text{ km/ après une seconde} \Rightarrow V = 20 \text{ km/h}$$

Effort mécanique nécessaire au freinage

$$B = F_d - F_f + m^* a = 145 + 1,5 \times 92 = 283 \text{ kN répartis sur 6 roues dentées}$$

$$B_{\text{roue}} = 47 \text{ kN}$$

**B** Le rail à crémaillère doit absorber l'effort total: **F = 283 kN**

**C** Décélération constante à  $1,5 \text{ m/s}^2$

$$\Delta V = a \Delta t \Rightarrow \Delta t = \Delta V / a = (20/3,6) / 1,5 = 3,7 \text{ s}$$

$$\text{Energie à évacuer} \quad E = \int_0^{3,7} F(t)V(t)dt \cong F \Delta V \Delta t / 2 = 3 \text{ MJ}$$

**45**

A  $V = \omega_e r_e \Rightarrow \omega_e = 140/3,6 \cdot 2/1,235 = 63 \text{ [s}^{-1}\text{]}$   
 $\omega_e = k_G \omega_m \Rightarrow \omega_m = 168 \text{ [s}^{-1}\text{]} = 1600 \text{ [t/min]}$

B  $V = V_{\max} r_e(\text{neuf})/r_e(\text{moyen}) = 143 \text{ km/h}$

C A 110 km/h, la locomotive circule en réalité à 112 km/h, on lit sur la caractéristique 230 kN, au lieu de 237 kN attendus.

D L'affichage du courant moteur n'indique que 2350 A au lieu des 2400 A attendus. La différence est toutefois trop faible pour que le mécanicien la détecte par une lecture rapide du cadran (analogique à aiguille!).

$$46 \quad \omega_m = k_G^{-1} V r_e^{-1}$$

$$\text{Re 460} \quad \omega_m = 3,667 \, 230 / (3,6 \, 0,533) = 440 \, [\text{s}^{-1}]$$

$$\text{Re 4/4 II} \quad \omega_m = 2,636 \, 140 / (3,6 \, 0,618) = 166 \, [\text{s}^{-1}]$$

Le moteur d'une Re 460 tourne 2,65 fois plus vite! Il s'agit d'un moteur asynchrone dont le rotor peut subir des vitesses périphériques plus élevées qu'un moteur direct dont le collecteur est l'élément limitatif: les forces centrifuges sur les attaches des lames ne doivent pas les déformer. Notons encore que le diamètre d'un moteur à collecteur est plus élevé que celui d'un moteur asynchrone, ce qui accentue encore la limitation.



**47** Les thyristors GTO ne nécessitent pas, par élément, un circuit thyristor-diode-inductance-capacité pour forcer l'extinction; on gagne ainsi sur le nombre d'éléments commandés. Il suffit d'une impulsion négative sur la gâchette pour bloquer le GTO, toutefois l'énergie de l'impulsion doit être nettement plus élevée que celle d'une impulsion d'allumage de thyristor classique. Par ailleurs, les GTO sont aptes à conduire des courants plus élevés ( $> 1$  kA) et bloquer des tensions plus grandes ( $> 3$  kV) que les thyristors classiques; on échappe ainsi à la nécessité de mise en parallèle ou en série qui est liée au thyristors classiques. On gagne ainsi en poids et simplicité de l'équipement de puissance, et en volume et simplicité du dispositif de commande, qui devra toutefois être plus largement dimensionné en puissance.

On peut commander le convertisseur de réseau comme régulateur de tension pour stabiliser la tension du circuit intermédiaire. L'onduleur est alors commandé de manière à obtenir un système triphasé de tensions dont la fondamentale est réglée en fréquence et en amplitude (VVVF inverter).

L'autre méthode consiste à piloter l'onduleur seulement en fréquence; on peut par exemple lui appliquer une loi prédéterminant le glissement selon la vitesse réelle du moteur. L'amplitude du système triphasé est alors déterminée par la valeur de tension du circuit intermédiaire à tension variable réglée par le convertisseur d'entrée.

**48****GTO**

- + - schéma de puissance simple:  
2 GTO et 2 diodes par branche
- possibilité de valeur de tension élevée à l'entrée de l'onduleur
- - commande de gâchette complexe et puissante

Applic. Locomotives ou automotrices transports

puissantes pour lignes de contact à tension continue élevée (> 1 kV) ou tension monophasée. Moteurs de puissance unitaire élevée.

**IGBT**

- commande électronique simple
- faible tension de blocage des transistors
- schéma de puissance complexe: circuit intermédiaire à 3 points

Automotrices de

publics à basse tension continue (< 750 V). Moteurs nombreux et peu puissants.

**49 A** Effort maximal en traction 73 kN. Masse 43 t.

Masses tournantes (annexe II, exemple TSOL:  $\xi = 1,08$ )  $\Rightarrow$  masse corrigée  $m^* = 46,5$  t.

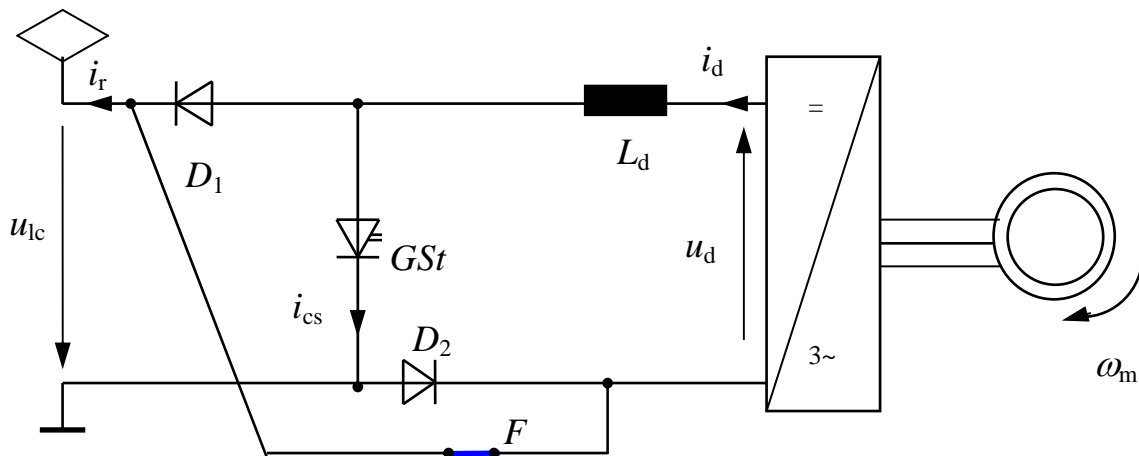
Voyageurs  $90 \times 75 \times 10^{-3} = 6,75$  t  $\Rightarrow$  masse à accélérer 53,25 t

Efforts de frottements de 1 à 2 kN entre 0 et 30 km/h  $\Rightarrow$  reste 71,5 kN pour accélérer

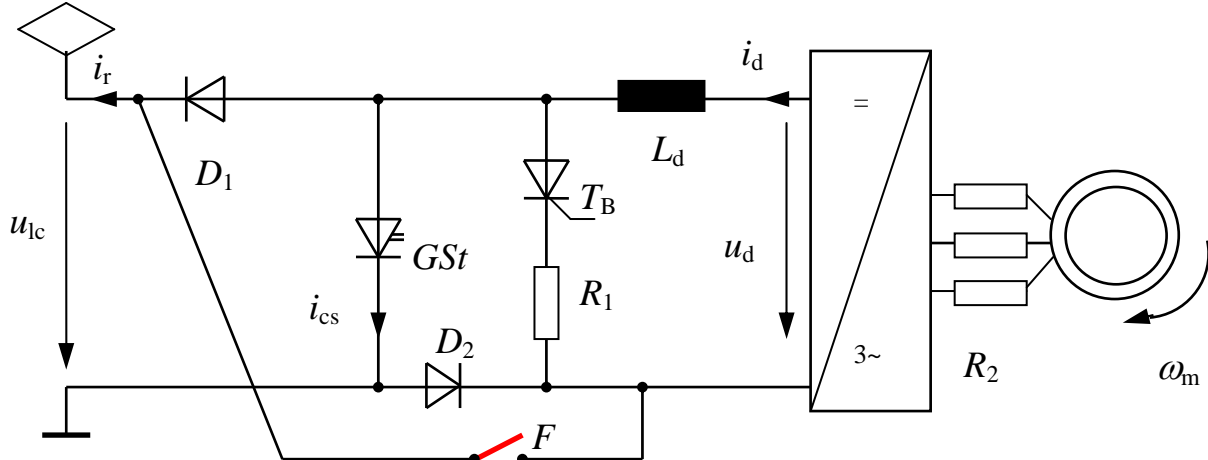
$$a_{\max} = 1,35 \text{ m/s}^2$$

**B** Pour changer le sens de la puissance, on modifie par le contacteur « F » le sens de la tension à l'entrée de l'onduleur sans changer celui de son courant  $i_d$  ni les courants dans ses branches. Les courants dans les phases du moteur – eux – changent de signe en freinage, le convertisseur triphasé ayant une autre consigne de glissement en mode freinage qu'en mode traction. Le contacteur F est fermé en traction et ouvert en freinage. On est ici dans une phase intermédiaire pour laquelle le passage de traction à freinage se fait sans contacteur au niveau du moteur et du convertisseur, mais nécessite encore un contacteur en amont pour modifier la topologie du hacheur.

En traction, l'onduleur fonctionne en commutateur de courant, la fréquence est pilotée par la vitesse du moteur selon une loi prédéfinie de glissement accepté. L'extinction des thyristors ne requiert pas de commutation forcée. Le hacheur GST permet d'imposer une valeur de tension aux bornes du système onduleur-moteur comme cela se fait pour un moteur à collecteur.



En freinage, l'ouverture du contacteur permet de disposer le hacheur pour le mode frein à récupération, le thyristor  $T_B$  n'intervenant que pour dissiper dans  $R_1$  l'énergie de freinage non utilisée sur le réseau. L'onduleur est piloté avec une autre consigne de glissement (signe opposé au régime de traction).



**C** L'onduleur à GTO de Genève-La Plaine peut être branché directement à la ligne aérienne, ce qui simplifie notablement la conception du véhicule. Un seul onduleur (8 semiconducteurs

commandés) suffit pour le véhicule total. Les impulsions de commande de gâchette sont plus puissantes que celles requises par les thyristors classiques. L'électronique de commande pilote l'onduleur en mode tension-fréquence avec une fréquence de hachage au moins 20 fois celle fondamentale du réseau triphasé correspondant à la vitesse maximale du moteur.

L'onduleur à IGBT de Rostock requiert moins de puissance et de complexité de la part de l'électronique de commande (niveaux de tension pour blocage ou saturation plutôt que des impulsions), en revanche, sa faible puissance impose d'en installer un par moteur, et d'installer plus de moteurs moins puissants.

**50** Compte tenu des efforts requis pour la circulation à grande vitesse (voir fig. 3.2), les ponts se trouvent souvent à pleine ouverture pour les accélérations et le maintien de la vitesse en faible rampe. En forte rampe (30‰), même à pleine ouverture, les ponts ne permettent pas de maintenir la vitesse, dans les fortes pentes la traction est coupée et le train peut de nouveau accélérer par sa seule masse. Les ponts ne se trouvent donc dans une zone de fonctionnement avec fortes harmoniques et mauvais facteur de puissance que pendant des temps transitoires brefs d'augmentation ou diminution de courant. Cela ne justifiait pas une augmentation de la complexité du circuit de puissance et de sa commande.

**51**

A L'excitation séparée en commande *image série* permet de réunir les avantages de l'excitation série avec celui d'un affaiblissement du champ commandable facilement. Sur une ligne fortement sollicitée, la voie n'est pas toujours parfaitement plane et la charge des essieux non homogène, comme par conséquent l'effort maximal transmissible à la jante. L'excitation individuelle permet de réagir de manière *sélective* au patinage par brusque augmentation de l'excitation du moteur correspondant, sans perte d'effort sur les autres essieux.

B Les trains remorqués sont lourds et le trajet est long. La température ambiante ne permettrait pas de circuler longtemps à un courant supérieur à celui du régime continu. Les vitesses de circulation sont par ailleurs assez faibles.

**52**

A Le réglage d'effort de traction se fait par le pont principal ajustant la tension d'induit et par la commande du courant d'excitation par le pont auxiliaire. L'étude du seul schéma de puissance ne permet pas de déterminer le type de commande d'excitation:

- excitation à courant constant jusqu'à pleine ouverture du pont principal
- excitation proportionnelle au courant d'induit jusqu'à pleine ouverture du pont principal (image série).

B L'effort de freinage est réglé par le courant d'excitation, l'énergie de freinage étant dissipée dans un rhéostat de valeur fixe.

C Pour les 90, le montage est très simple, l'angle d'allumage déterminant le niveau d'excitation. En l'absence de tension à la ligne de contact, on n'a pas de frein électrique.

Pour les 91, on a une commande individuelle des essieux par les hacheurs, ce qui permet d'avoir un dispositif antienrayeur sélectif par essieu (ou antipatinage en traction). Par ailleurs, en cas de disparition de la tension à la ligne de contact, l'énergie d'excitation peut être fournie par la batterie. ce qui très utile pour des circulations à vitesse élevée.

**53**

1 Traction: la tension aux bornes du moteur est réglée par le pont, l'excitation série pouvant être affaiblie par les thyristors  $T_s$ .

Freinage: un pont complet est nécessaire pour pouvoir ajuster une tension  $u_b$  de valeur négative permettant le changement du sens de transit de puissance à travers le pont. La résistance additionnelle sert à stabiliser le circuit en augmentant sa constante de temps. A basse vitesse, la tension induite devient insuffisante pour garantir la circulation du courant, même pour l'angle maximal de retard d'allumage du pont.

2 Traction: le pont I règle l'amplitude de la tension d'induit et le pont II règle le courant d'excitation. On peut commander le pont II pour faire un moteur à image série: le courant d'excitation est réglé proportionnellement au courant d'induit jusqu'à pleine ouverture du pont I, puis est diminué pour fonctionnement dans la zone shuntée.

Freinage: on peut agir sur deux paramètres: l'intensité du courant d'excitation et l'amplitude de la tension de sortie du pont I. A basse vitesse, l'excitation doit être renforcée pour garantir une tension induite suffisante pour maintenir un effort de freinage jusqu'à l'arrêt.

3 Traction: le fonctionnement correspond à celui du schéma 2, mais le réglage de l'excitation peut aller jusqu'au blocage du pont II, l'excitation étant alors uniquement série.

Freinage: le schéma est identique à 2.



**54 A** Avec un seul rhéostat pour deux groupes en parallèle de deux moteurs en série, on a la relation:

$$U_{lc} = R_{rh} 2 I_a + 2 R_m I_a + 2 U_i$$

$$0,5 U_{lc} = U_i + (R_m + R_{rh}) I_a$$

Avec  $V = 0 \Rightarrow U_i = 0$ : on peut déterminer les droites correspondant aux crans 1 à 13.

**B** Sur ces droites on peut reporter les points pour les vitesses demandées, en prolongeant la courbe à 2,5 km/h jusqu'à 700 A, on obtient le cran 14.

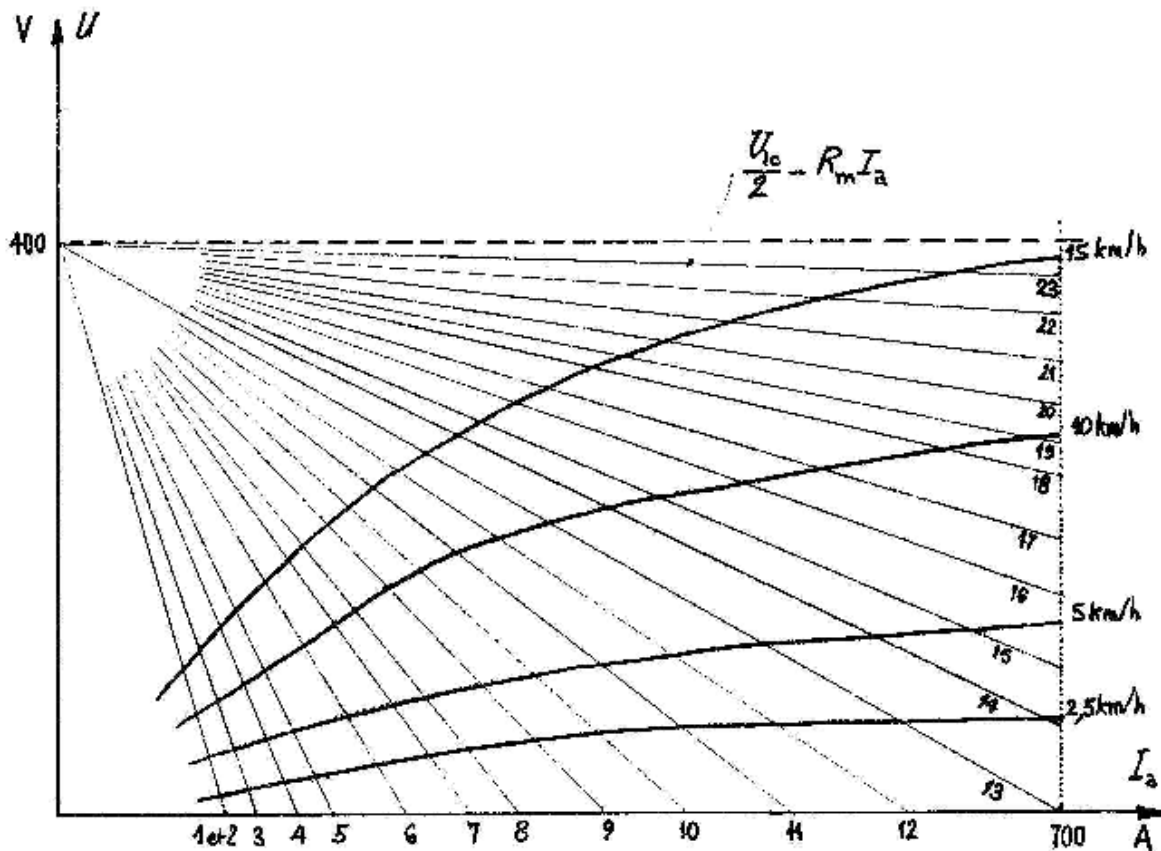
**C** A 5 km/h, la tension induite est double de celle à 2,5 km/h. à 10 km/h le quadruple et à 15 km/h le sextuple, ce qui permet de compléter les courbes de solévation. Les intersections avec la verticale à 650 A permettent de déterminer les droites des crans 15, 17 et 23. Les crans restants sont déterminés pour d'autres valeurs de courant. Pour les courbes 14 à 23, on peut aussi procéder comme suit : on relève sur les courbes  $Z(V)$  les valeurs de courant à l'intersection de l'horizontale à 2,5 km/h pour le cran 14, à 5 km/h pour le cran 15, à 10 km/h pour les crans 16 à 19, etc., et on les reporte sur les courbes de solévation correspondantes.

**D** Le cran 23 est à rhéostat éliminé, on tire de la chute de tension de 22,5 V à 700 A une valeur ohmique de 33 mΩ.

**E** Pour les crans 1 et 2, on calcule 3,333 Ω, la valeur du rhéostat est donc 3,3 Ω. Dans les documents du constructeur, on trouve l'indication de 3,27 Ω pour ces crans.

Pour le cran 13, on a une chute de tension de 400 V à 700 A  $\Rightarrow R_{rh} + R_m = 0,571 \Rightarrow R_{rh} = 0,538 \Omega$ . Dans les documents du constructeur, 0,515 Ω pour ce cran.

Ce calcul n'est pas très réaliste : en général, on trace les courbes  $Z(V)$  d'après les valeurs ohmiques et non l'inverse : calcul d'école ! Cette procédure peut être utile pour reconstituer des données techniques d'un véhicule ancien.



**55** Masse à vide 24.5 t => masse corrigée  $m^*=30,5$  t  
 pour  $\Delta a = 0,4$  m/s<sup>2</sup> =>  $\Delta Z = 12$  kN . Les valeurs seront différentes pour le train avec voyageurs, mais les à-coups d'accélération ("jerk") sont le plus sensibles pour l'automotrice seule à vide.

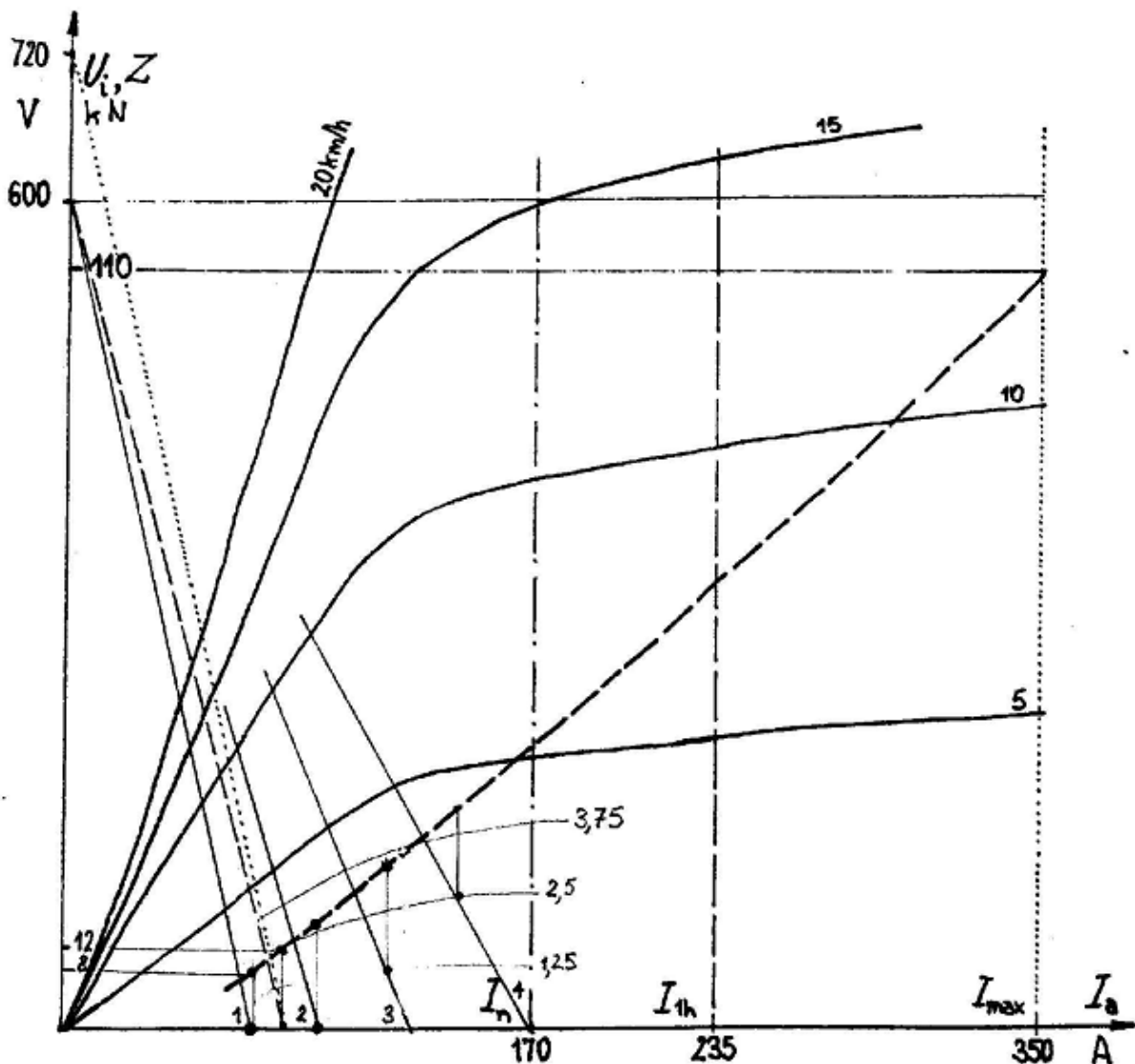
Calcul du premier cran:  $Z = 12$  kN =>  $I_a = 80$  A =>  $R = 1200/80 = 15 \Omega$  -----

Il faut tenir compte que la tension à la ligne de contact peut être 20% plus élevée que la tension nominale =>  $R = 1440/80 = 18 \Omega$ ..... Le rhéostat seul vaut 17,77  $\Omega$ .

A tension nominale on n'a plus que  $I_a = 70$  A et  $\Delta Z = 8$  kN pour le premier cran, dont 7,5 kN effectivement utiles pour accélérer l'automotrice à 0,25 m/s<sup>2</sup>, le reste ne servant qu'à compenser les frottements.

Essayons de maintenir les mêmes variations d'effort pour les 3 crans suivants, en admettant que la rapidité de changement de crans est limitée à 2 crans par seconde; après une demi-seconde, on a atteint 0,4 km/h. On calcule pour chaque cran la vitesse atteinte après 0,5 seconde. Dans le calcul de la résistance, on soustrait celle de deux moteurs pour obtenir celle du rhéostat seul.

cran	2	3	4	
courant	92	116	143	A
effort accélérant	15,5	23,5	31,5	kN
accélération	0,5	0,77	1,03	m/s <sup>2</sup>
vitesse	1,3	2,6	4,6	km/h
résistance	12,8	9,77	8,29	$\Omega$

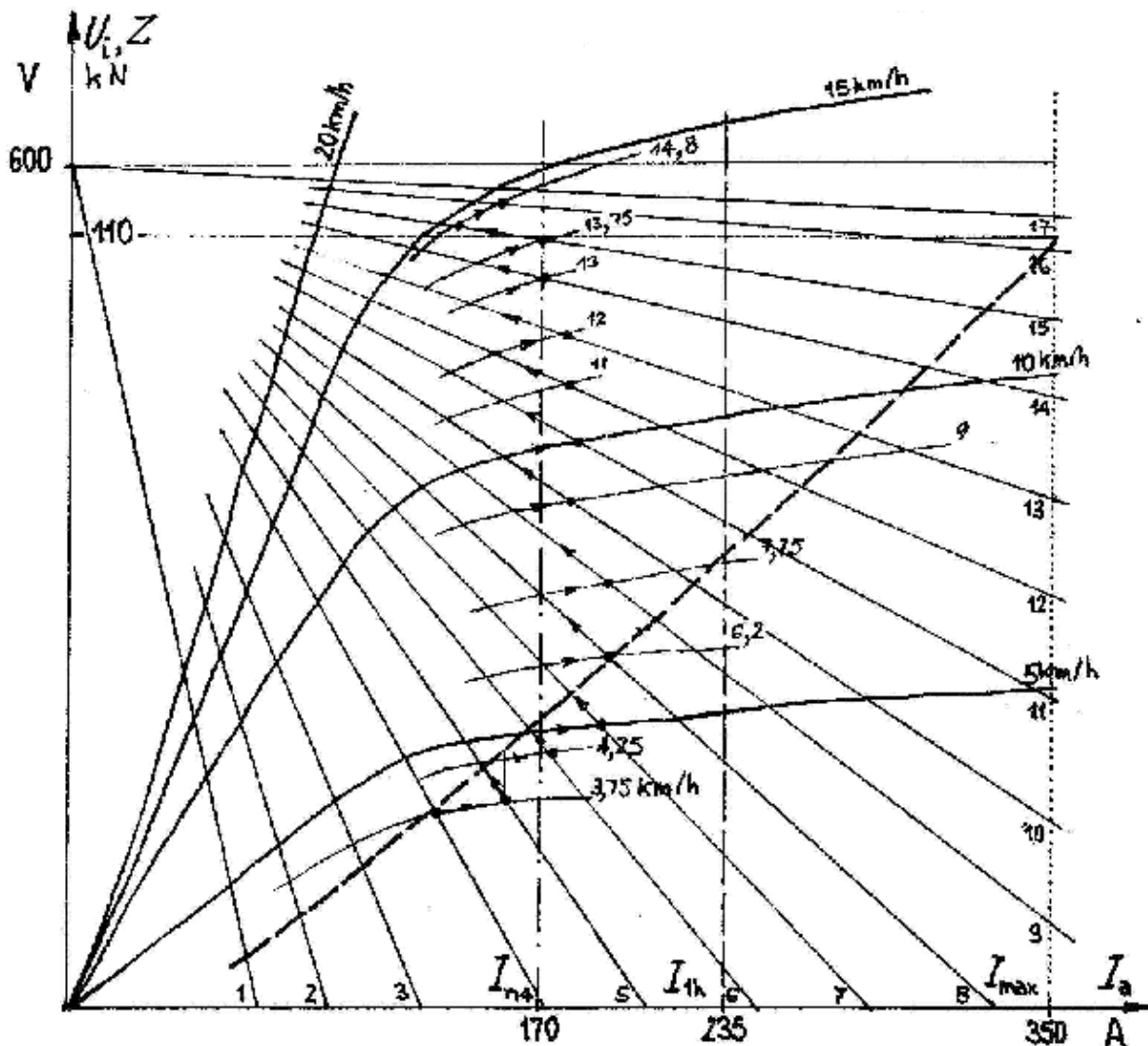


**55 (suite)** On ne peut pas laisser l'accélération croître plus, on admettra pour le calcul que le palier est terminé et qu'on aborde une rampe de 100%. On reste ainsi à basse vitesse, là où les caractéristiques sont les plus raides et où les variations d'effort entre crans risquent d'être les plus fortes. Sur le cran 4, la vitesse se stabilise à 3,8 km/h. Dans le calcul, on admet que l'accélération est constante pendant 0,5 seconde, ce qui n'est pas le cas lorsqu'on observe qu'à cran constant, l'effort a baissé lorsque la nouvelle vitesse est atteinte. En revanche on part de cette nouvelle valeur d'effort pour additionner  $\Delta Z$  la variation d'effort acceptée.

cran	4	5	6	7	8	9	10	
effort (frottement déduit)	27	34	41	47	48	50	44	kN
accélération	0	0,25	0,46	0,67	0,7	0,75	0,55	m/s <sup>2</sup>
vitesse	3,75	4,25	5,0	6,2	7,75	9	10	km/h
résistance	6,77	5,57	4,57	3,97	3,37	2,77	2,17	$\Omega$

cran	11	12	13	14	15	16	17	
effort	44	43	43	41	42	36	<41	kN
accélération	0,55	0,5	0,5	0,46	0,5	0,3	<0,45	m/s <sup>2</sup>
vitesse	11	12	13	13,8	14,8	15,2	>15	km/h
résistance	1,93	1,52	1,13	0,72	0,4	0,12	0	$\Omega$

Le calcul peut être ensuite affiné si on trouve le nombre de crans trop grand.



**56** Masse à vide 38 t => masse corrigée  $m^*=47,5$  t  
 pour  $\Delta a = 0,4 \text{ m/s}^2 \Rightarrow \Delta Z = 20 \text{ kN}$ . Les valeurs seront différentes pour le train avec voyageurs, mais les à-coups d'accélération ("jerk") sont le plus sensibles pour l'automotrice seule à vide.

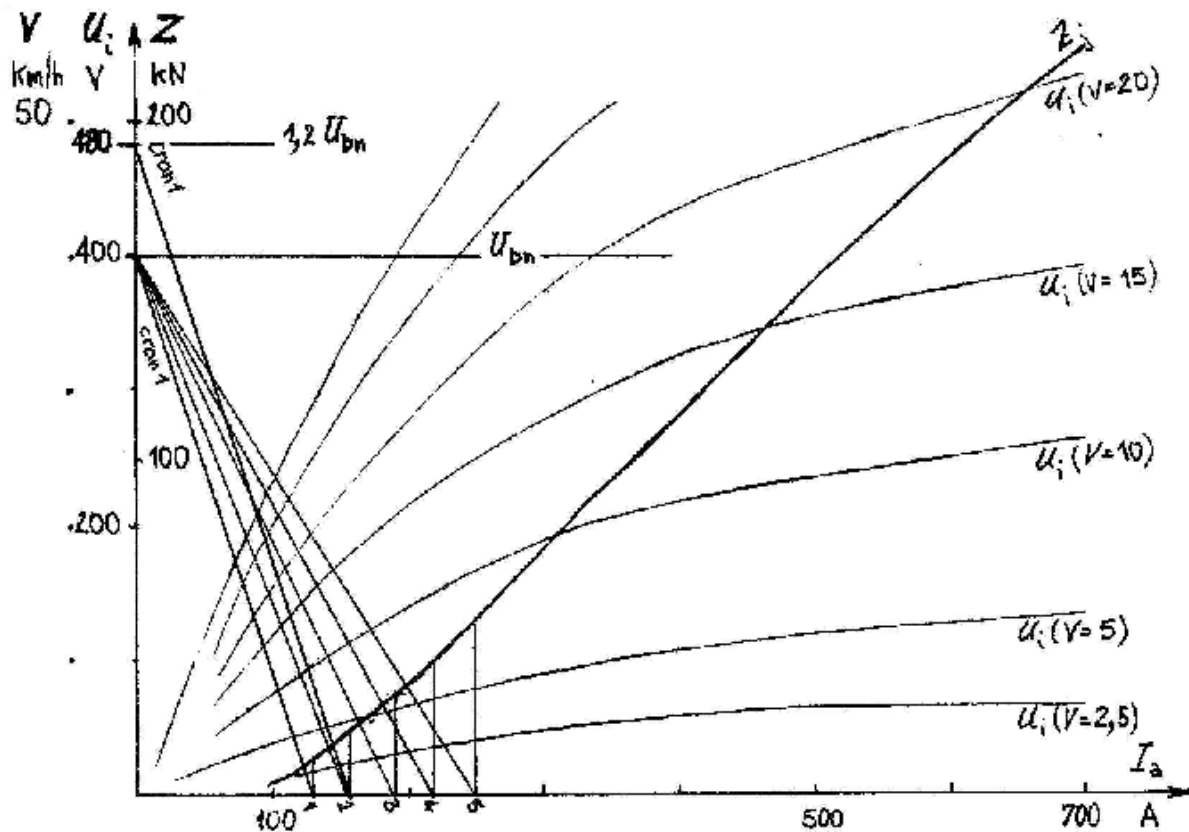
Calcul du premier cran:  $Z = 20 \text{ kN} \Rightarrow I_a = 150 \text{ A} \Rightarrow R = 400/150 = 2,7 \Omega$

Il faut tenir compte que la tension à la ligne de contact peut être 20% plus élevée que la tension nominale =>  $R = 480/150 = 3,3 \Omega$ .

A tension nominale on n'a plus que  $I_a = 125 \text{ A}$  et  $\Delta Z = 10 \text{ kN}$  pour le premier cran, dont 9 kN effectivement utiles pour accélérer l'automotrice à  $0,18 \text{ m/s}^2$ , le reste ne servant qu'à compenser les frottements.

Essayons de maintenir les mêmes variations d'effort pour les 4 crans suivants, en admettant que la rapidité de changement de crans est limitée à 5 crans par seconde.

cran	2	3	4	5	
courant	150	185	215	240	A
effort accélérant	19	29	39	49	kN
accélération				1,03	$\text{m/s}^2$
vitesse				2,2	km/h
résistance	2,7	2,16	1,86	1,76	$\Omega$



Il n'est alors plus judicieux de lire le courant sur l'axe (à 0 km/h), mais pour les crans suivants, on lira le courant sur la courbe de solévation à 2,5 km/h (approximation). Par ailleurs on ne peut pas laisser l'accélération croître plus, on admettra pour le calcul que le palier est terminé et qu'on aborde une rampe, on limite la variation à 1 cran/s. chaque fois qu'on aura atteint  $\sim 1 \text{ m/s}^2$ , on admettra une augmentation de rampe qui ramène l'accélération à 0. Ces différentes variation de déclivité ne servent qu'à conserver pour les calculs des vitesses inférieures à 10 km/h, là où les courbes  $Z(V)$  sont les plus raides et le risque que les «  $\Delta V$  » intercrans soient trop grands est le plus grand.

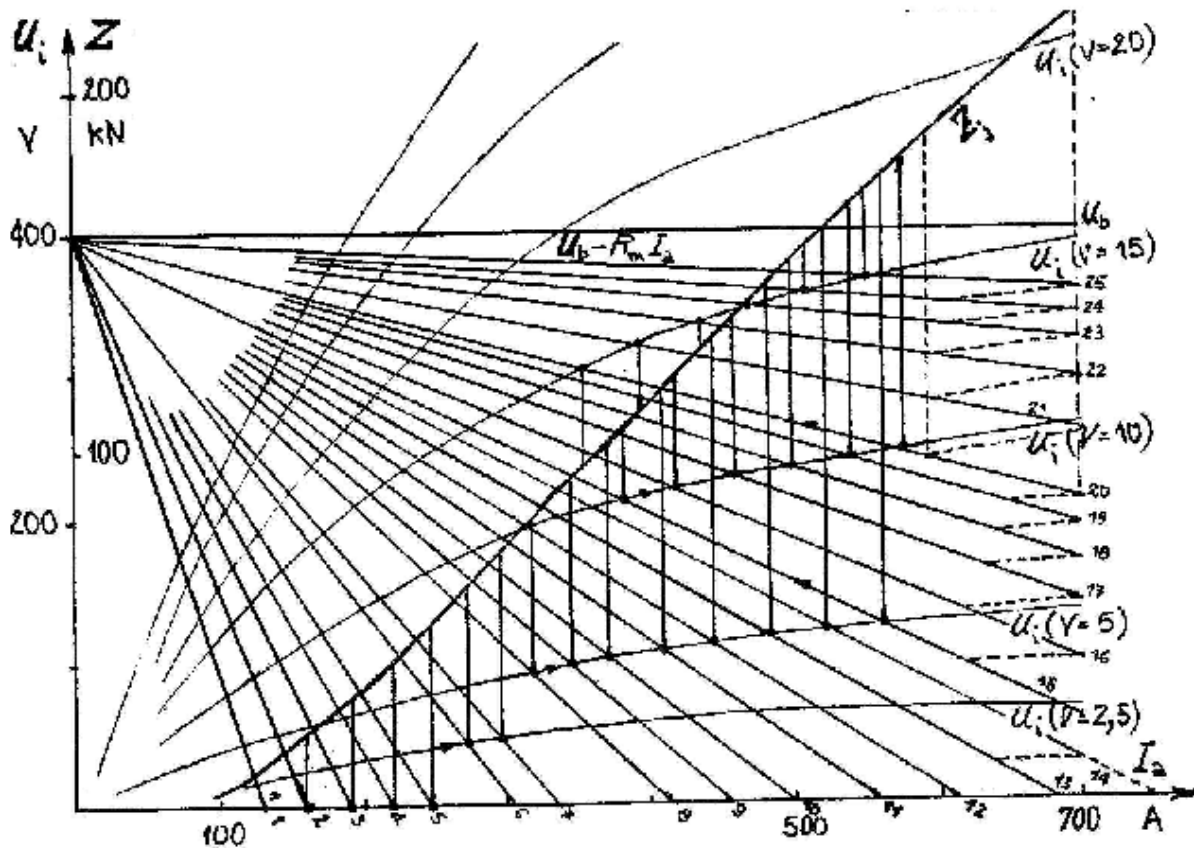
**56 (suite)**

cran	6	7	8	9	10	
effort (frottement déduit)	59	69	79	89	99	kN
déclivité admise	120	120	200	200	200	‰
accélération	0,2	0,4	0,2	0,4	0,6	m/s <sup>2</sup>
vitesse	3,3	4,8	5,8	7	9	km/h
résistance	1,37	1,23	1	0,91	0,80	Ω

On reprend pour la suite du problème un train (automotrice + voiture pilote avec 123 voyageurs:  $m = 62$  t,  $m^* = 72,5$  t) en crémaillère sur une rampe corrigée de 165 ‰ à vitesse stabilisée de 5 km/h sur le cran 10, puis une augmentation du cran à chaque accroissement de la déclivité pour maintenir la vitesse et blocage de cran jusqu'à stabilisation de vitesse lors de diminution de rampe. Avec cette masse, on admet  $\Delta Z = 15$  kN.

cran	11	12	13	14	15	15	16	17	18	19	20	
effort	115	130	145	160	175	105	120	135	150	165	180	kN
décliv.	190	215	240	260	260	170	200	222	245	270	270	‰
vit.	5	5	5	5	>5	10	10	10	10	10	>10	km/h
résist.	0,71	0,64	0,58	0,53	0,49	0,49	0,43	0,37	0,33	0,29	0,26	Ω

On procède de la même manière sur 150 ‰ à 15 km/h pour les derniers crans  
 21: 0,2 Ω    22: 0,15 Ω    23: 0,11 Ω    24: 0,085 Ω    25: 0,055 Ω



Reste encore à vérifier les  $\Delta a$  au voisinage de 700 A, en extrapolant les courbes de solévation ---- d'où on déduit le  $\Delta Z$  maximal (entre les crans 20 et 21) de 34 kN  $\Rightarrow \sim 0,43$  m/s<sup>2</sup> pour la composition à pleine charge  $\Rightarrow$  on accepte!  $R_{rh} = R - R_m$

cran	25	22	23	22	21	20	19	18	17	16	...	1
$R_{rh}$	0	0,03	0,054	0,094	0,15	0,20	0,23	0,27	0,31	0,37	...	3,3
												Ω

Au niveau de la réalisation, on ajustera encore légèrement les valeurs.

**57** Les caractéristiques - rappelons-le - correspondent au régime établi sur un cran, pour des variations lentes de vitesse et de courant. Hypothèse:  $I_a = \text{cte}$  et  $V = \text{cte}$

Equations en adhérence:  $U = R_{rh} 2 I_a = 2 U_i - 2 R_m I_a$  et  $U_i = C_m \omega \phi_e = k(I_a) V I_a$

d'où, pour chaque valeur de cran:  $R_{rh} = k(I_a) V_{adh} - R_m$

Equations en crémaillère:  $U = R_{rh} I_a = 4 U_i - 4 R_m I_a$

d'où, pour chaque cran:  $R_{rh} = 4 k(I_a) V_{cré} - 4 R_m$

Pour chaque cran on tire la vitesse en crémaillère en fonction de la vitesse en adhérence

$$V_{cré} = V_{adh} \frac{R_{rh} + 4 R_m}{4(R_{rh} + R_m)}$$

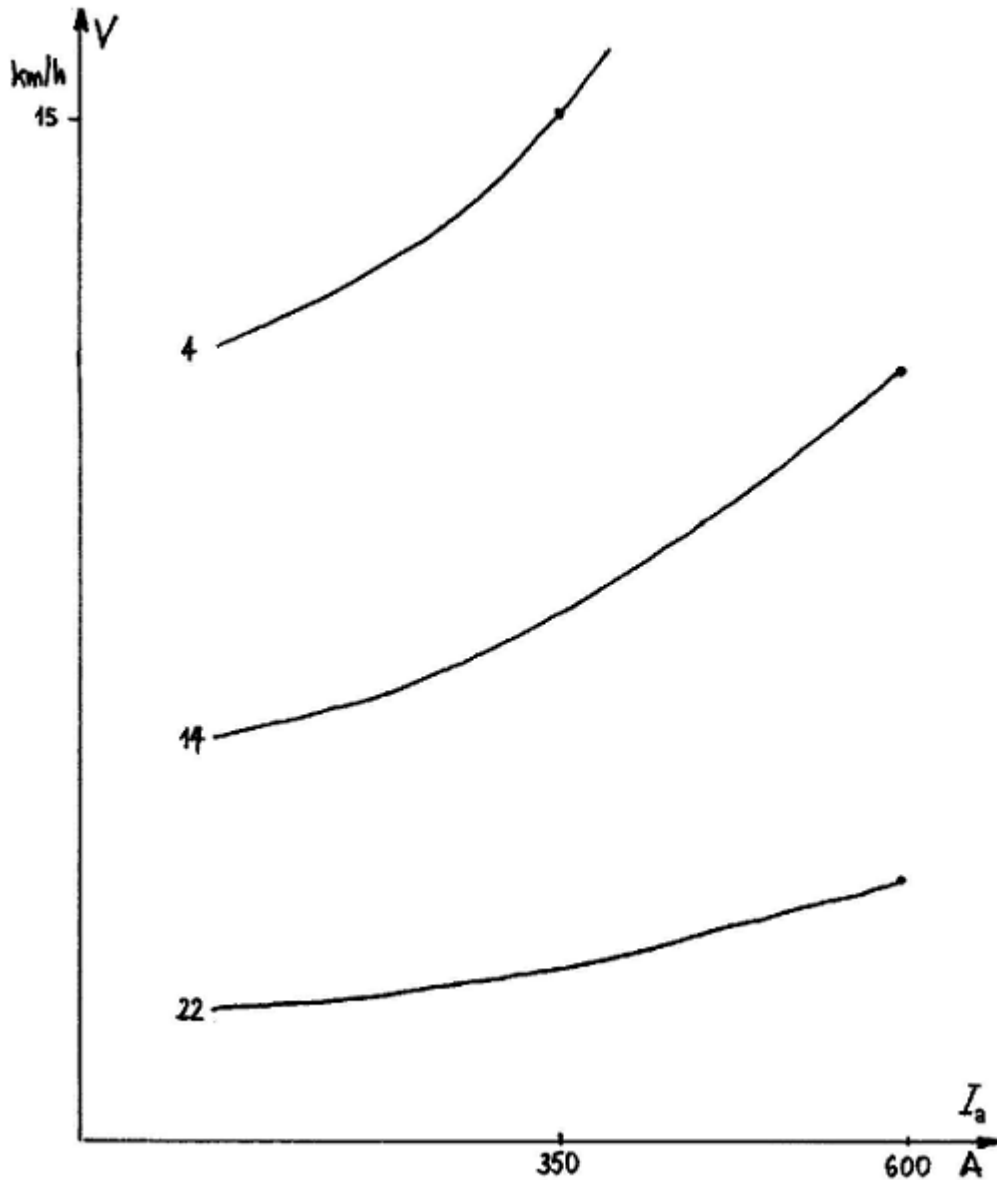
Pour chaque valeur de courant, on tire la "constante"  $k$  des courbes en adhérence:

$$k(I_a) = \frac{R_{rh} + R_m}{V_{adh}}$$

Calculs à 600 A: cran 22:  $V_{cré} = 3,7 \text{ km/h}$     cran 14:  $V_{cré} = 11,5 \text{ km/h}$

Calcul à 250 A    cran 4:  $V_{cré} = 13,1 \text{ km/h}$

On répète l'opération pour d'autres courants et on reporte les points dans le plan  $V(I_a)$ .



**58** Le problème est d'abord décrit par une équation de Newton : l'automotrice est entraînée par la gravité :

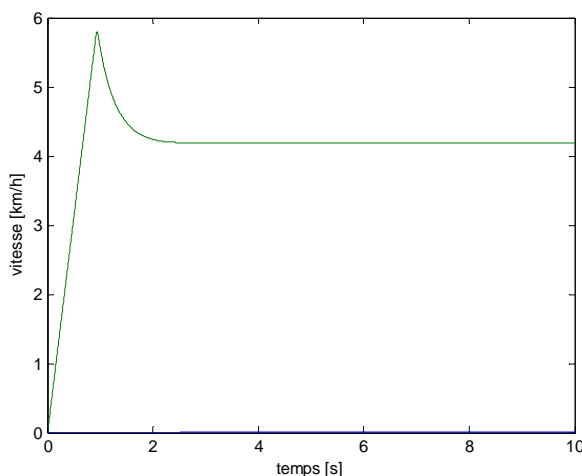
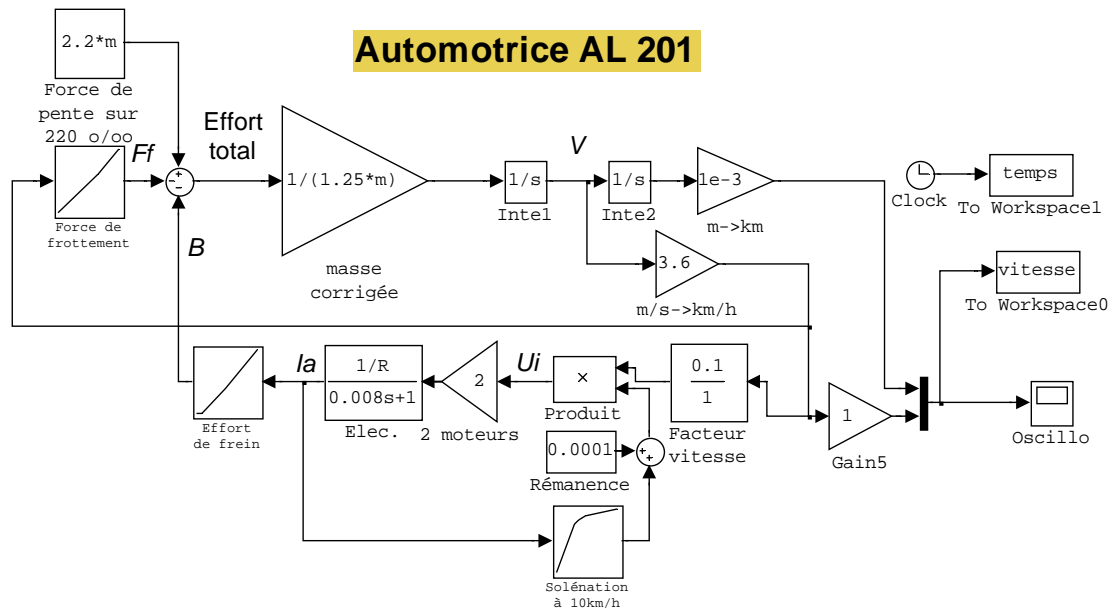
$$m \cdot a(t) = \sum F(t) = m g i - F_f(t) - B(t)$$

On a admis la déclivité comme une constante sur le début du parcours. Pour la force de frottement, on peut prendre la courbe 9 de la figure 3.3, seule valeur en crémaillère disponible. Le document fourni pour l'exercice permet de déterminer, pour un moteur, l'effort de retenue en fonction du courant traversé. D'après la fiche 8.6.97, c'est le même courant ; on peut donc doubler l'effort pour les deux moteurs de traction. Pour déterminer l'évolution de la vitesse, il faut donc intégrer l'accélération. Faute de donnée, on a admis pour cette automotrice très légère à fort rapport de réduction un facteur des masses tournantes de 1,4.

$$v(t) = \int a(t) = \frac{1}{1,4 m} \int (m g i - F_f(t) - B(t))$$

Il faut encore déterminer le courant qui circule dans la boucle selon le schéma de la fiche 8.6.97. La source dans la boucle est la tension induite  $U_i$  dans chaque moteur, soit deux sources de même valeur qui débitent dans une résistance de  $2,3 \Omega + 2 \times 0,1126 \Omega = 2,5252 \Omega$ . Faute d'information, on estime une inductance de 10 mH. Les courbes de solénation sont indiquées par le document fourni.

Plutôt qu'une démarche manuelle, on simule les équations sous *Matlab/Simulink* :



On observe bien l'accélération rapide sur 220 ‰ et l'amorce du frein électrique après environ 1 seconde, le ralentissement puis la stabilisation vers 4 km/h. Ce comportement correspond au témoignage des collaborateurs du chemin de fer qui ont connu l'incident.

Il est à noter que sans la rémanence, le frein électrique ne s'amorce pas !

**59**

A Effort maximal en traction 73 kN. Masse 43 t.

Masses tournantes (annexe II, exemple TSOL:  $\xi = 1,08$ )  $\Rightarrow$  masse corrigée  $m^* = 46,5$  t.

voyageurs  $90 \cdot 75 \cdot 10^{-3} = 6,75$  t  $\Rightarrow$  masse à accélérer 53,25 t

Effort nécessaire pour une accélération de  $1 \text{ m/s}^2$  : 53,25 kN

Efforts de frottements de 1 à 2 kN entre 0 et 30 km/h:  $\sim 1,75$  kN.  $\Rightarrow Z = 55$  kN

Cet effort peut être maintenu jusqu'à 37 km/h. La puissance de traction variera de 0 à 550 kW. Admettons un rendement de 0,97 pour les réducteurs et 0,93 pour les moteurs pour déduire la puissance électrique fournie aux moteurs:

$$550/0,93/0,97 = 610 \text{ kW}$$

Calculons encore l'énergie absorbée par les moteurs pendant l'accélération, admise comme quasi-constante (le temps d'accélération jusqu'à 37 km/h (10 m/s) dure 10 s):

$$E = \int_0^{10} P dt = 3050 \text{ kW s} = 3,05 \text{ MJ}$$

**B Historique:**

- Les premières applications de Stadtbahn B (1973), utilisent encore une commande rhéostatique. La transition série-parallèle se fait à l'aide d'une diode de blocage remplaçant le contacteur de couplage série. En freinage à excitation série, les deux moteurs débitent sur le même rhéostat, mais leurs excitations sont croisées pour garantir l'équilibrage des courants sur les deux moteurs.
- A Essen (1981) on a simplement remplacé les rhéostats par deux hacheurs V0 à affaiblissement automatique du champ. En freinage, le thyristor V1 qui sert de diode de roue libre en traction est utilisé comme thyristor de frein rhéostatique lorsque la récupération ne peut pas avoir lieu.
- A Düsseldorf (1981), on applique pour la première fois un moteur asynchrone à fréquence variable, alimenté par onduleur à commutation naturelle. L'onduleur prélève l'énergie à un circuit intermédiaire à courant continu alimenté par hacheur (contacteur statique GSt et diode de roue libre D1). Le contacteur F est ouvert en mode freinage, D1 fait alors office de diode de récupération.
- A Bonn (1992) on a procédé comme ci-dessus, mais en profitant de l'avance technologique des semi-conducteurs. 1 seul GTO - HT - remplace 2 thyristors à conduction inverse, une diode une self et une capacité. Le contacteur K4 définit le mode traction ou freinage. Le GTO FT permet de travailler à champ affaibli. Le thyristor BT permet de dissiper dans RD la part de la puissance de freinage qui ne peut momentanément pas être récupérée.
- Au TSOL (1991) les moteurs sont un peu plus faibles, mais l'emploi d'un GTO différent pour la traction (50) ou le freinage (51) permet de ne pas avoir de contacteur de choix traction-freinage: élément d'usure.
- A Köln (1987) et Bochum (1988), on reprend les grandes lignes de la chaîne de traction à moteurs asynchrones du Rheinbahn (1981), mais les progrès de fabrication des semi-conducteurs permettent de n'avoir qu'un seul hacheur et un seul onduleur pour le véhicule entier. C'est un contacteur qui détermine le mode traction-freinage (KFB à Köln et 1K2 à Bochum). Les bogies sont à essieux à commande individuelle par opposition aux bogies monomoteurs du Rheinbahn ou des réalisations à moteurs à collecteur.
- A Genève, les GTO permettent une simplification de l'électronique de puissance et de commande: il n'y a plus de hacheur, mais un onduleur directement branché à la ligne de contact. L'onduleur est piloté en commutateurs de tension et non plus de courant.



**60 A** On reporte sur la caractéristique d'effort la caractéristique des résistances à l'avancement en rampe:

frottement: train Corail: fig. 3.4, (courbe 2) x 5 x 43t  
 locomotive BB: fig. 3.3, (courbe 2) x 83t

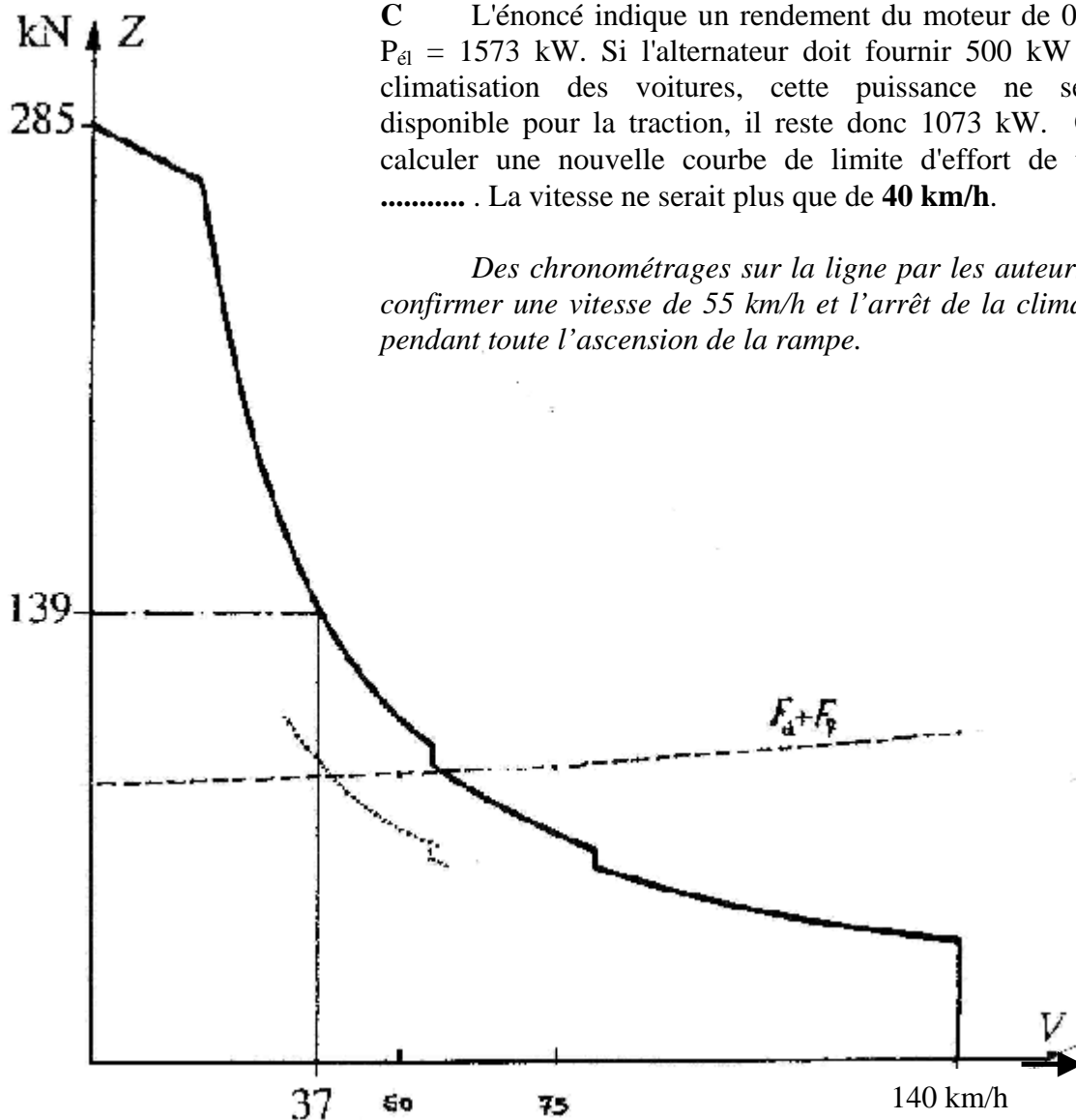
déclivité:  $(83 + 5 \times 43 + 250 \times 75 \cdot 10^{-3}) \times 9,81 \times 26 \text{ ‰} = 81,1 \text{ kN}$

vitesse	0	50	75	140	km/h
(train	2,7	3,9	5,1	10,0	kN
résistances { locomotive	1	1,85	2,9	7,7	kN
(total	84,8	86,8	89,1	98,8	kN

L'intersection de cette courbe avec la valeur limite d'effort de traction donne **56,5 km/h**.

**B**  $P_j = 88 \text{ kN} \cdot 56,5 \text{ km/h} / 3,6 = 1380 \text{ kW}$

Les données de la fiche technique permettent de calculer le rendement mécanique  $\eta_G = 0,944$ , d'où  $P_{\text{mot}} = 1463 \text{ kW}$  (à l'arbre).



**C** L'énoncé indique un rendement du moteur de 0.93 d'où  $P_{\text{el}} = 1573 \text{ kW}$ . Si l'alternateur doit fournir 500 kW pour la climatisation des voitures, cette puissance ne sera pas disponible pour la traction, il reste donc 1073 kW. On peut calculer une nouvelle courbe de limite d'effort de traction: ..... La vitesse ne serait plus que de **40 km/h**.

*Des chronométrages sur la ligne par les auteurs ont pu confirmer une vitesse de 55 km/h et l'arrêt de la climatisation pendant toute l'ascension de la rampe.*

**61**

A Les moteurs des BB 67000 ont une puissance nominale de 720 kW, ceux des 67400 763 kW. L'alternateur redressé des BB 67400 permet de mieux transmettre la puissance du moteur diesel que la génératrice à courant continu des BB 67000. L'entretien d'un alternateur est considérablement réduit par rapport à celui d'une génératrice à collecteur!

Par ailleurs, l'augmentation de puissance des moteurs permet de simplifier la transmission en n'ayant qu'un seul rapport de réduction plutôt que deux rapports à choix, sélectionnables à l'arrêt seulement.

B Masse à prendre en compte pour l'accélération:  $250 \text{ t} \times 1,02 + 83 \text{ t} \times 1,25 = 360 \text{ t}$

frottements:	0 à 25 km/h	train: fig. 3.4 courbe 2	3,75
		loc: fig. 3.3 courbe 2	1,66
			5,4 kN

	25 à 50 km/h		3,8
			2
			5,8 kN

efforts de traction moyens	0 à 25 km/h	67000	180 kN
		67400	240 kN
	25 à 50 km/h	67000	130 kN
		67400	140 kN

accélération moyenne 0 à 25 km/h	67000	$a_m = (180 - 5,4)/360 = 0,49 \text{ m/s}^2$
	67400	$a_m = (240 - 5,4)/360 = 0,65$

25 à 50 km/h	67000	0,37
		0,35

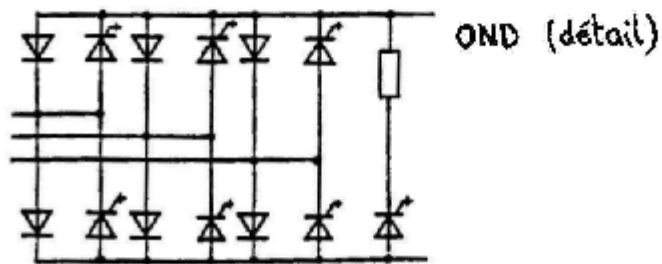
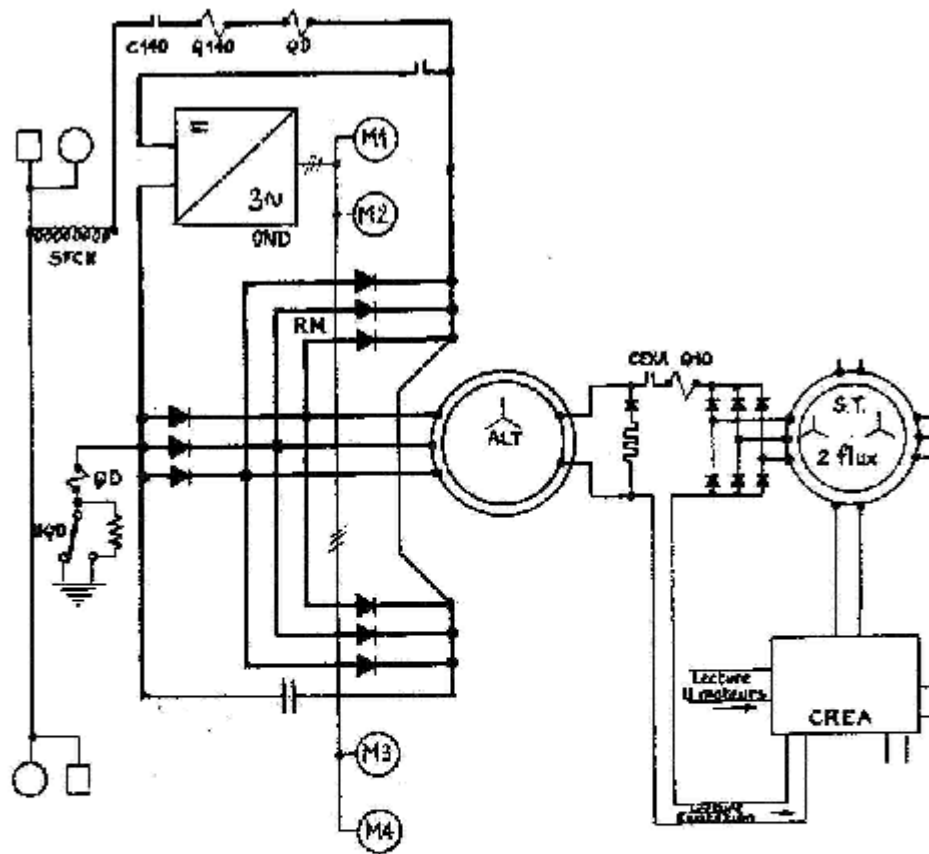
temps $v = a_m t$	67000	$14,3 + 20,1 = \mathbf{34,5 \text{ s}}$
	67400	$10,7 + 18,6 = \mathbf{29,3 \text{ s}}$

67400: temps d'accélération réduit de 15% par rapport à une 67000.

**62** En remplaçant les deux moteurs à collecteur par onduleur(s) et moteurs asynchrones, on allège les bogies, mais il faut trouver de la place en caisse pour l'onduleur (ou les onduleurs). Seule l'extrémité du compartiment machines opposée au bloc de refroidissement est susceptible d'offrir cette place.

Plutôt que de simplement remplacer les moteurs, on peut imaginer la réalisation de bogies bimoteurs utilisant des "petits" moteurs asynchrones d'environ 380 kW tournant vite et prenant place entièrement à l'intérieur du bogie sans empiéter sur le compartiment machine dont on peut alors abaisser le plancher par rapport à celui des 67400. Deux réducteurs indépendants seront probablement plus légers qu'un seul réducteur pour deux essieux avec ses pignons intermédiaires.

Pour l'onduleur, on optera pour un onduleur à GTO (6 GTO et 6 diodes). Un onduleur semblable à celui des 465 du BLS devrait suffire (~1700 kW). L'adoption de deux onduleurs (~800 kW) ne se justifie pas forcément pour des raisons de fiabilité: de toute manière, on n'a qu'un seul moteur diesel, un seul alternateur et un seul redresseur! Les branches du bas du redresseur sont en parallèle avec celles du haut, pour pouvoir conduire suffisamment de courant. Cela n'a de sens que dans la perspective d'une transformation des 67400. En cas de construction neuve intégrale, on choisira simplement pour les branches du haut des diodes capables de conduire un courant plus élevé et la partie du bas n'existera pas. **Schéma possible d'une BB 67700 :**



**63**

A 80 km/h la locomotive peut développer  $Z = 130$  kN

Part d'effort utilisée pour la locomotive elle-même:

déclivité:  $83,2 \cdot 8\% + 9,81 = 13$  kN

frottements:  $A + BV: (13 + 0,180) \cdot 166 = 3,5$  kN

$CV^2: 83,375 (8)^2 + 83,0225 (8)^2 = 3,2$  kN

L'effort subsistant au crochet est de  $Z = 110$  kN

effort requis pour le train sur 8‰:  $F_{ex} = F_f + F_d$

selon fig. 3.4 :  $F_{ex} = 12,5 + (80)^2/630 + 9,81 \cdot 8 = 0,101$  kN/t

la masse du train admissible:  $m_{tr} = 110/0,101 = \mathbf{1000 \text{ à } 1100 \text{ t}}$

**64**

A 139 kN à 37,3 km/h :  $P_j = 1440 \text{ kW}$ : c'est la valeur de puissance nominale des données techniques, la puissance nominale aux arbres des moteurs est alors de  $P_{\text{mot}} = 1525 \text{ kW}$ . Le rendement de la transmission mécanique :  $\eta_G = 0,944$

B  $P_{\text{ét}} = 1525/0,93 = 1640 \text{ kW}$ .

C  $\eta_g = 1640/1765 = 0,93$

pertes dans l'alternateur et puissance requises par l'excitation et les auxiliaires internes à la locomotive:  $125 \text{ kW} = 7\%$

D Sur la figure 4.205, on lit un rendement thermique de 0,40

$\eta_{\text{tot}} = 0,4 \cdot 0,93 \cdot 0,93 \cdot 0,944 = 0,32$

Avec une consommation de fuel de 0,27 (kg/h)/kW, on a 396 kg/h à une puissance de 1440kW.

**65**

A En traction à 50 km/h =>  $Z < 77$  kN

frottements locomotive 2,7 kN

déclivité locomotive 4,3 kN

il reste environ 70 kN pour remorquer le train

train marchandises : courbe 3 sur figure 3.5: à 50 km/h 30 N/t

sur 5 ‰ 49 N/t

On a une résistance à l'avancement de  $79 \cdot 10^{-3}$  kN/t

masse du train:  $m = 70/79 \cdot 10^{-3}$  **m= 885 t**

En freinage B = 88 kN

=> il reste pour le train 86 kN compte tenu des frottements de la locomotive

retenue nécessaire pour le train:  $19 \cdot 10^{-3}$  kN/t

masse du train:  $86/19$  =>  $m = 4550$  t: si on peut remorquer le train, il n'y a pas de souci pour le retenir!

B Le moteur diesel doit fournir la puissance pour l'onduleur de traction, mais aussi pour les auxiliaires, y compris l'excitatrice de l'alternateur, et pour les pertes de l'alternateur.

L'onduleur fournit un système triphasé de tensions, selon le principe de l'alimentation à découpage. L'ajustage de la fréquence fondamentale du système triphasé permet d'ajuster la vitesse de synchronisme des moteurs de traction, l'amplitude de la fondamentale permet d'ajuster le glissement des moteurs de traction, donc le couple qu'ils peuvent développer. La fréquence de découpage doit être au moins 20 fois la fréquence maximale de la fondamentale. L'allumage du module P permet de générer la demi-onde positive, le module M la demi-onde négative, le module K permet de garantir l'extinction forcée des modules de phase P ou M.

**66** Pour la même valeur de point nominal du moteur, on aura environ 100 kN à 40 km/h.

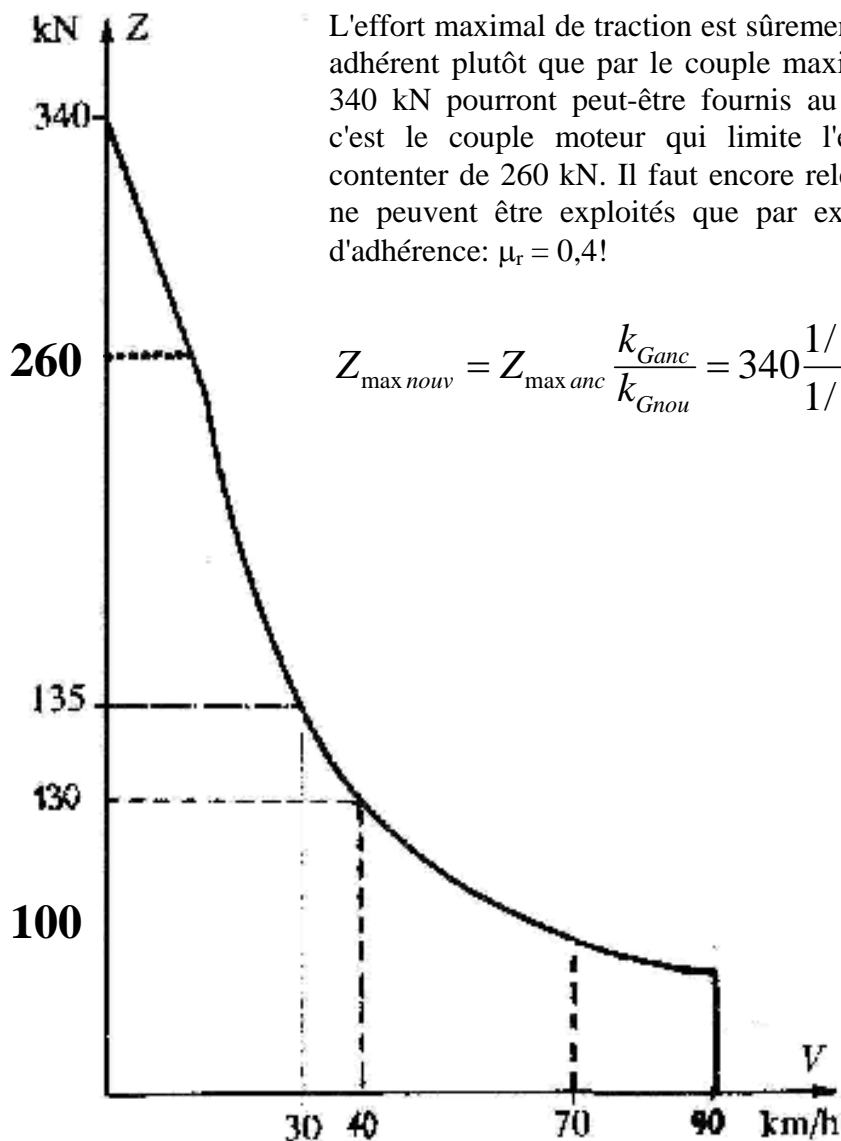
La vitesse d'une locomotive peut être limitée par :

1. La vitesse angulaire maximale que peut supporter le moteur (vitesse périphérique du collecteur ou des barres rotoriques)
2. La vitesse de circulation prescrite par l'entreprise de chemin de fer.

Si la vitesse maximale est limitée, non par la vitesse possible sur le réseau KBE, mais par la vitesse de rotation maximale du moteur de traction, la machine avec le nouveau réducteur pourra atteindre 90 km/h.

Pour toute caractéristique, l'effort à la jante peut être limité par :

1. Le courant maximal qu'on peut appliquer au moteur
2. Le couple maximal supporté par les axes ou les engrenages
3. La limite d'adhérence moyenne estimée





**67**

A Au Gotthard sur 26‰ avec 588 t 150 kN  
 frottements sans tenir compte de tunnels: loc 25 N/t: 2,2 kN train 18 N/t: 9 kN total: 11 kN  
 efforts nécessaire pour maintenir la vitesse: traction 161 kN  
 freinage 137 kN

Si la cahier des charges peut tout juste être respecté en traction, en freinage, l'effort de freinage électrique devra être complété par ~20 kN de frein pneumatique.

Au triage sur 5‰ avec 2088 t 102 kN  
 frottements du train: 15 N/t => 31 kN  
 effort de traction (pousse) 133 kN

Le cahier des charges est tenu sans problème.

A vitesse maximale de 70 km/h on lit les frottements sur les caractéristiques:  
 200 t à 25 N/t => 5 kN 88 t à 55 N/t => 5 kN  
 Comme on peut disposer de 55 kN à vitesse maximale, il ne reste que 45 kN pour les accélérations et la compensation des déclivités.

On pourra donc respecter le cahier des charges sur des lignes de déclivité inférieure à 16 ‰!

B Avec deux locomotives, on peut disposer d'environ 270 kN à 30 km/h et de 200 kN à 40 km/h, les frottements sont d'environ 11 kN et les efforts de déclivité de 200 kN.  
 On pourra maintenir une vitesse de 37 km/h ou 10 m/s.

C Si on veut conduire avec un seul pilote. un train remorqué par deux locomotives, il faut équiper les machines de dispositif pour conduite multiple (les DE 1002 ne sont pas équipées de manière standard, mais prévues pour cette option).

Un train voyageurs nécessite de l'énergie pour le chauffage ou la climatisation, et pour l'éclairage. On devra fournir une puissance d'environ 50 kW par voiture pour cet usage. Cette puissance ne peut être prélevée que sur le moteur diesel, au détriment de la puissance de traction, on ne peut pas dire qu'on renonce à chauffer pendant la montée, la durée du trajet est trop longue! Il faudra donc revoir les charges de trains voyageurs en conséquence, et équiper les locomotives du câble d'alimentation du train, non compris dans la version standard.

**68 A** Pour les éléments semiconducteurs, la surcharge possible est quasi-nulle par rapport à la puissance nominale, leur constante de temps thermique étant extrêmement courte. Dans le cas de véhicule, la puissance des onduleurs à la même valeur que la puissance continue des moteurs de traction. Avec un tel dimensionnement, cet engin peut fonctionner à son régime maximal pendant très longtemps, ce qui est judicieux pour un engin de manœuvre destiné à remorquer des charges lourdes à basse vitesse, le type de service est très différent d'un service de ligne où les engins de traction ne sont sollicités à leur puissance maximale qu'au démarrage ou pour le franchissement de rampes, le reste du parcours pouvant être garanti par un appel de puissance beaucoup plus faible que le régime continu, ce qui permet d'abaisser la température des moteurs après un échauffement.

**B** En remontant la chaîne de traction depuis la jante, on a d'abord le rendement du réducteur  $\eta_G = 0,99$ . On trouve ensuite le rendement des moteurs de traction,  $\eta_{\text{mot}} = 0,93$ , puis celui de l'onduleur,  $\eta_{\text{ond}} = 0,98$  et enfin la génératrice. Entre la puissance disponible à l'arbre du moteur diesel et la puissance fournie aux bornes de la génératrice, il ne faut pas seulement tenir compte du rendement de la génératrice, mais le moteur diesel doit encore fournir la puissance pour l'excitation de la génératrice et celle nécessaire aux auxiliaires, réduisant d'autant le rendement de la conversion mécanique-électrique. Avec les données disponibles, on trouve un rendement de 0,86, excitation incluse, ce qui indique une utilisation de 1205 kW à l'arbre, ce qui laisse 15 kW en moyenne pour les auxiliaires, ce qui semble un peu faible.

**69 A** A 1200 kW, ce moteur diesel consomme 204 g/h de combustible par kW produit à l'arbre ==> 0,204 kg/kWh. L'énergie spécifique du carburant (pouvoir calorifique) permet de calculer le rendement (énergie mécanique)/(énergie thermique):  $\eta_{MD} = 1/(11,7 \times 0,204) = 0,42$

**B** Le rendement de la chaîne de traction peut être défini comme le rapport de puissance à la jante sur puissance à l'arbre du diesel.  $\eta_{tot} = 0,85$ . Si on tient encore compte du rendement de la conversion thermique-mécanique calculée en A, on trouve le rendement global:  $\eta_{global} = 0,357$ .

**C** Pour la chaîne de traction, on sait que les rendements sont assez constants au voisinage de la puissance nominale. Calculons la nouvelle puissance à la jante correspondant aux présentes conditions d'exploitation:  $P_j = 70 \times 20/3,6 = 388 \text{ kW}$  ==>  $P_{MD} = P_j/\eta_{tot} = 388/0,85 = 457 \text{ kW}$ . Pour cette puissance développée à 1500 t/min, on lit une consommation de 0,215 kg/kWh ==>  $\eta_{MD} = 0,4$  ==>  $\eta_{global} = 0,338$

**70** Les courbes données sur les diagrammes  $Z(V)$  se rapportent au régime permanent du point de vue du circuit électrique. On peut écrire les équations d'un moteur pour les valeurs efficaces en "oubliant" que courants et tensions sont alternatifs:

$$u_b = R_{tot} i_a + L_{tot} \frac{di_a}{dt} + C_m' \phi_m V + R_e i_a + \frac{d\psi_e}{dt}$$

$$\underbrace{\hspace{10em}}_{=0} \qquad \underbrace{\hspace{10em}}_{=0}$$

Pour de petites variations autour d'une valeur de courant, le flux peut être linéarisé et considéré comme presque constant, à cause de la saturation:

Cas 1 : courants très élevés avec flux quasi constant (saturation):

$$u_b \cong R_{tot} i_a + C_m'' V + R_e i_a = i_a (R_{tot} + R_e) + C_m'' V$$

$$Z = C_m' \phi_m i_a \cong C_m'' i_a$$

$$Z \cong C_m'' \frac{u_b - C_m'' V}{R_{tot} + R_e} : \qquad \text{Droite qui chute avec l'augmentation de } V$$

Cas 2 : courants moyens ou faibles : flux proportionnel à  $i_e$  donc à  $i_a$ .

$$u_i = C_m' \phi_m V = C_m''' i_a V$$

$$Z \cong C_m''' \frac{u_b^2}{(R_{tot} + R_e + C_m''' V)^2} : \text{Hyperbole de degré 2 (1/V}^2\text{)}$$

En réalité, la transition de la droite à l'hyperbole est progressive.

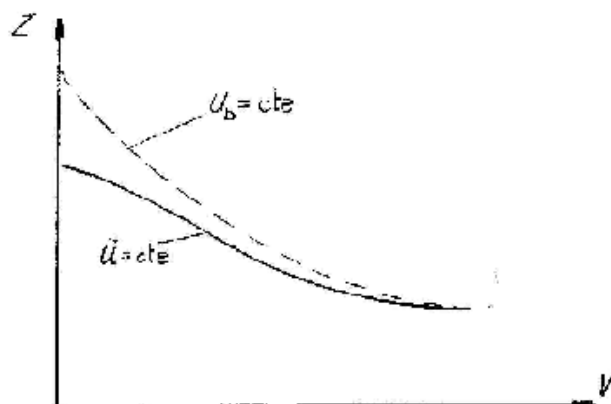
A tension aux bornes  $u_b = \text{constante}$ , l'effort de traction évolue comme  $Z_0 - k \cdot V$ .

A cran constant, c'est le rapport de transformation  $\ddot{u}$  et non la tension au secondaire du transformateur qui est constante, il faut tenir compte de l'impédance interne du transformateur:

$$u_b = U_{lc} \ddot{u} - (R_t + j X_t) i_a$$

Les chutes de tension dans le secondaire du transformateur sont donc plus grandes pour des valeurs de courant élevées. La courbe à vitesse faible et effort élevé de traction (courant élevé) sera plus raide pour une tension constante que pour un rapport de transformation constant.

Par ailleurs, le facteur de puissance d'un moteur de traction série au démarrage est très médiocre (fig. 4.41 de *Traction Electrique*), le courant est très réactif, ce qui entraîne une chute de tension élevée au secondaire, la réactance du secondaire étant plus grande que sa résistance.



**71 A** Dans le diagramme vectoriel, on veut faire apparaître la tension induite  $u_i$ :

$$u_i = C_m \phi_m \omega_m \quad [\text{V}] \quad (71.1)$$

Les caractéristiques nous donnent  $n(I_a) = \omega_m(I_a) * 30 / \pi$  [rad/s] et  $\phi(I_a)$  [cWb], mais pas  $C_m$ . On utilise le couple moteur pour déterminer cette constante:

$$M_m = C_m \phi_m I_a \quad [\text{N}] \quad (71.2)$$

La courbe  $M_d(I_a)$  [m kp] nous permet de mettre en évidence la constante.

$$C_m = 9,81 \frac{M_d}{I_a \phi_m} \quad \left[ \frac{\text{V s}}{\text{rad cWb}} \right] \quad (71.3)$$

On peut faire le calcul pour les 3 valeurs de courant indiquées et pour le courant unihoraire: c'est bien une constante (à 1% près):  $C_m = 0,478$ . Dans ce calcul, on a assimilé le couple moteur effectif à l'arbre (selon la mesure dans le document) au couple électromagnétique (donnée par l'équation 71.2) en négligeant les pertes fer et les pertes par frottement. Ces pertes ne constituent qu'une partie des pertes dans le moteur, révélées par la courbe de rendement. On peut donc estimer que la valeur de  $C_m$  et donc de  $u_i$  par (71.1) est de 1 à 2 % inférieure à la réalité.

Pour chaque diagramme vectoriel (voir page suivante), on pratiquera de la même manière:

- tracé du vecteur *courant* avec le module demandé
- tracé de la direction du vecteur *tension aux bornes* en lisant sur les caractéristiques la valeur du facteur de puissance, duquel on calcule l'angle.
- report du module de 524 V sur cette direction.
- tracé des composantes du vecteur *tension aux bornes* dans les directions parallèle et perpendiculaire au vecteur *courant*.
- lecture sur les caractéristiques du flux et de la vitesse pour ces valeurs de courant et tension, calcul de la tension induite.
- report du vecteur *tension induite* depuis le sommet du vecteur *tension aux bornes* sur la composante parallèle au courant; le solde de la composante correspond à la chute de tension ohmique dans le moteur.

$I_a$ [A]	$\lambda$	$\phi$ [°]	$n$ [t/min]	$\omega_m$ [s <sup>-1</sup> ]	$u_i$ [V]	V[km/h]
2300	0,985	10	1170	123	469	105
3400	0,970	14	930	97	440	82
1500	0,990	8	1600	167,6	476	140

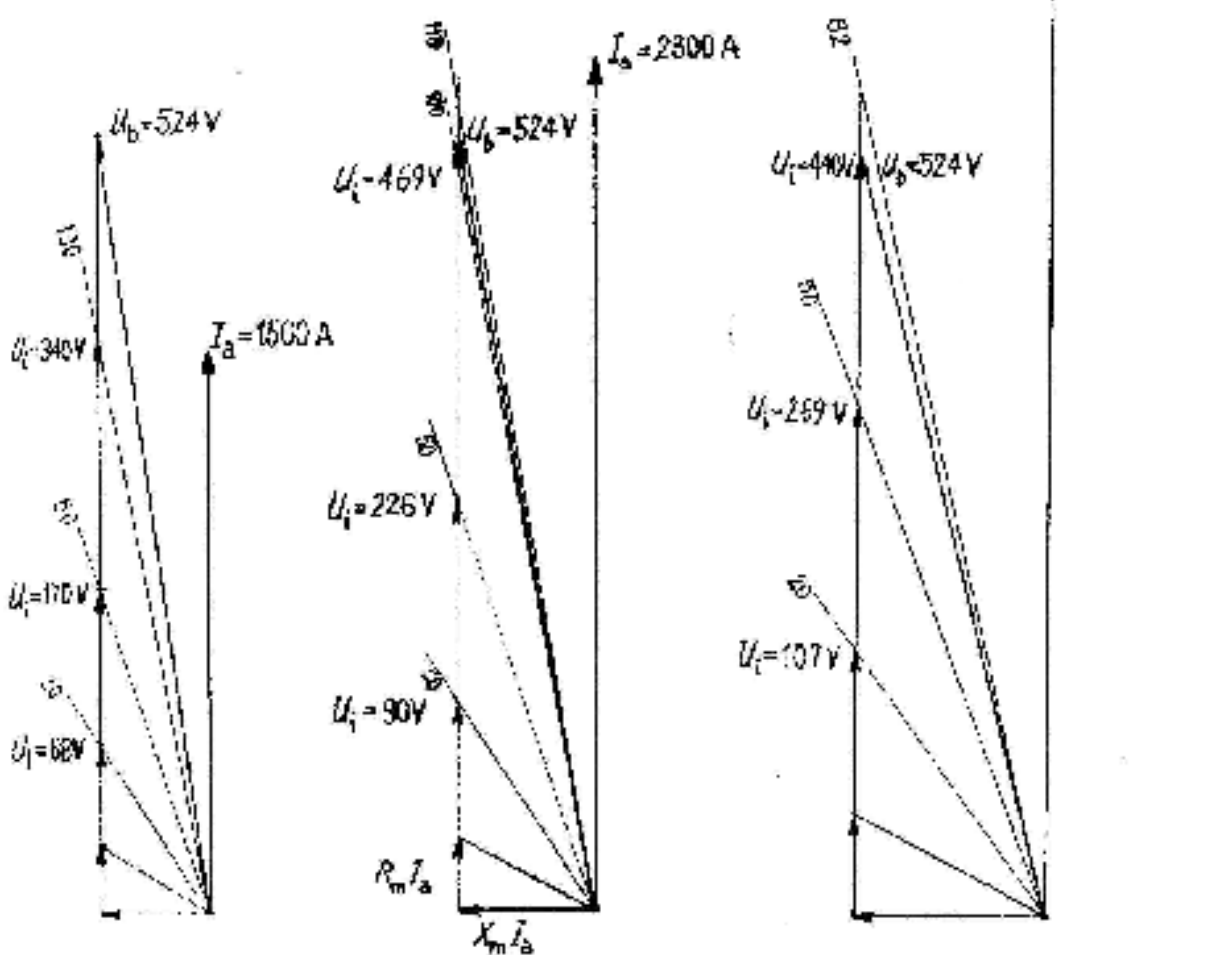
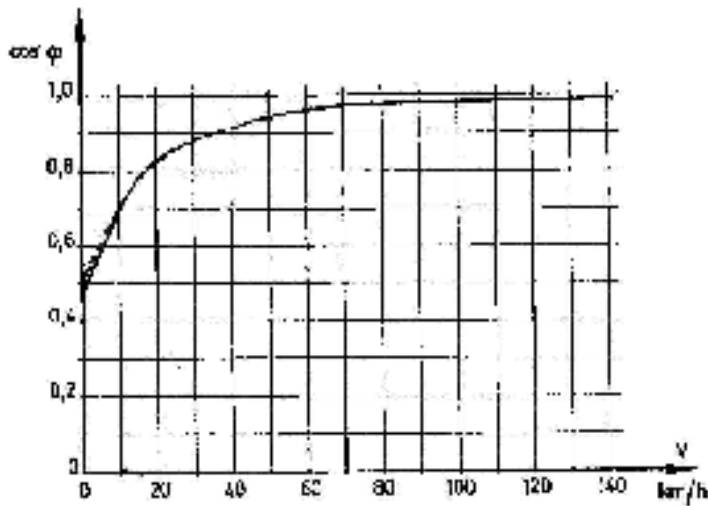
**B** La composante du vecteur *tension aux bornes* perpendiculaire au courant est la chute de tension inductive. En divisant par le courant les chutes de tension ohmique et inductive, on obtient la résistance et la réactance:

$$R_m \cong 20,7 \text{ m}\Omega \quad X_m \cong 40,2 \text{ m}\Omega$$

Si on tient compte de l'erreur de 2 % mentionnée en A, la tension induite peut atteindre 478 V à 105 km/h, et la résistance du moteur n'est plus que de 16 mΩ.

**C** Pour une valeur donnée de courant, les chutes de tension ohmique et inductive (vecteur des *pertes*) sont déterminées, et sont égales à la tension aux bornes au démarrage, car à vitesse nulle, la tension induite est nulle. Pour les autres vitesses, on reporte, parallèlement au courant depuis le sommet du vecteur des *pertes*, le vecteur *tension induite* calculé pour ces vitesses. On peut alors lire les valeurs de tension aux bornes et les angles déterminant les facteurs de puissance.

71\* (suite)



**D** On reporte en fonction de la vitesse les valeurs calculées sous C (graphique ci-dessus). Il faut relever qu'à l'exception de l'intervalle de 0 à 20 km/h (facteur de puissance légèrement meilleur pour 1500 A), les courbes pour les 3 valeurs de courant sont quasiment superposées.

**72\***

<b>A</b>	Résistances à l'avancement du convoi remorqué	5,16	kN
	Résistances à l'avancement de la Re 4/4 II	5,6	kN
	Effet de la déclivité	-95,51	kN
	Courbes de 600 m	6,25	kN
	<b>TOTAL</b>	-78,5	kN

Cela correspond sur le diagramme à 8 t: à 80 km/h on se trouve sur le cran 10, la puissance développée à la jante est de 1744 kW, environ 50% de la valeur du régime continu.

**B** Les données disponibles permettent de calculer les rendements au régime continu, on admettra qu'ils sont environ identiques jusqu'à la moitié de cette puissance et qu'ils ne sont plus faibles que pour les petites valeurs de courant:

$$\eta_G = 0,98 \quad \eta_{\text{mot}} = 0,92 \quad \eta_r = 0,96$$

Puissance restituée à la ligne:  $P_{lc} \cong 1530$  kW.

**C** A 80 km/h, le diagramme indique un facteur de puissance de 0,85, d'où on déduit la puissance réactive:

$$R = P_{lc} \sin[\arccos(\lambda)]/\lambda = 950 \text{ kVar (restitués !!)}$$

**73** +En comparant les deux diagrammes du facteur de puissance, on constate que celui-ci est le même pour les vitesses pratiquées au Gothard: 80 km/h, en revanche, tant pour les vitesses supérieures que pour les vitesses inférieures, le montage à circuit résonnant a un facteur de puissance moins mauvais, voire meilleur.

+Le poids spécifique de l'équipement à circuit résonnant est plus faible de 15%.

+Dans le montage à circuit résonnant, l'effort de freinage est réparti uniformément entre les moteurs.

-Au voisinage de 80 km/h, à cran constant, l'effort de freinage dans le cas du montage à circuit résonnant décroît si la vitesse augmente alors qu'il reste environ constant pour le montage à machine d'excitation, ce qui est moins favorable pour la stabilité du mouvement et nécessite plus de manoeuvres du gradateur. Il est à relever que ces manoeuvres sont moins sensibles pour le montage le plus récent, cette information n'étant pas disponible dans les documents accompagnant l'énoncé.



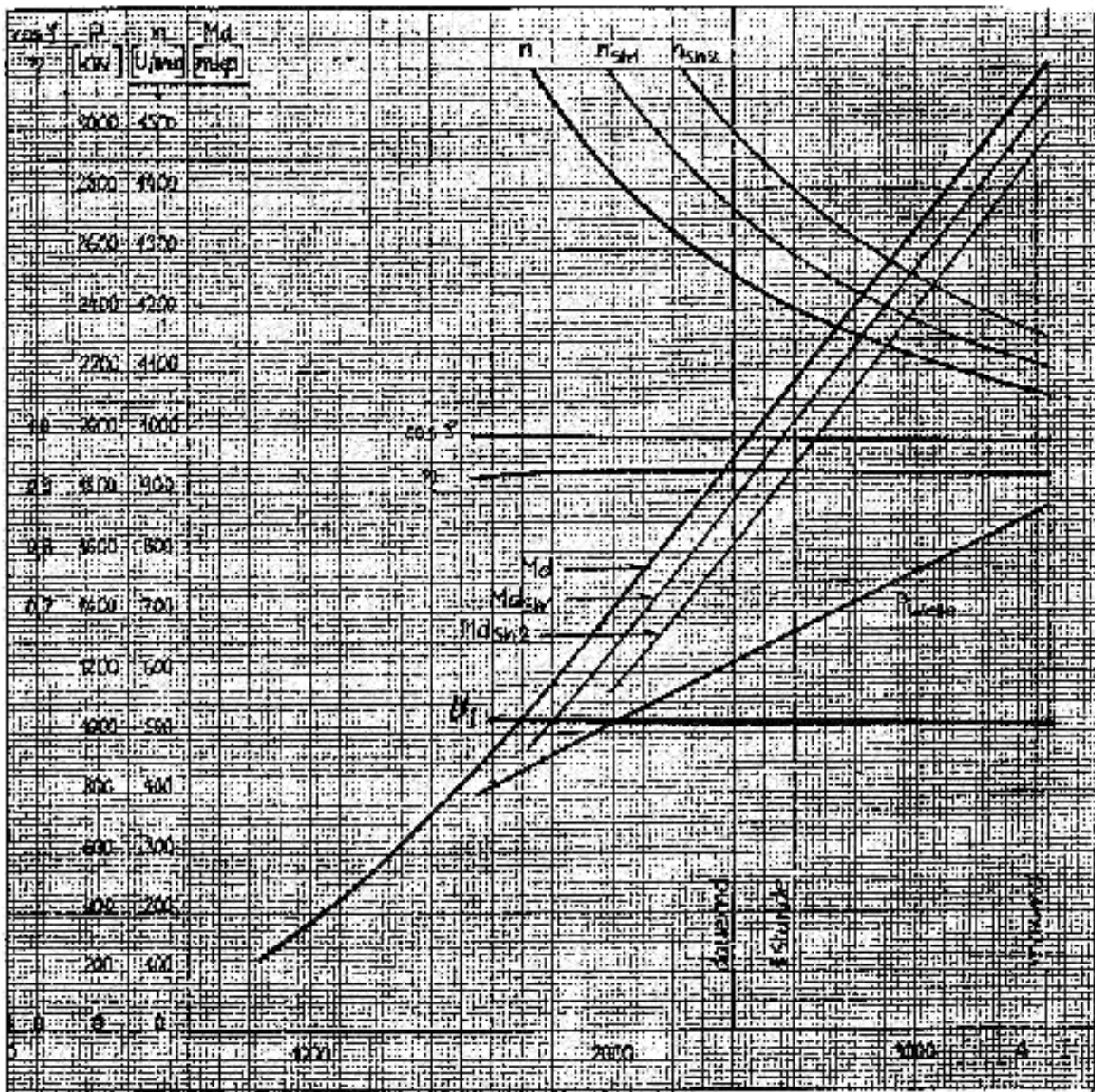
**74 A** On veut faire apparaître la tension induite  $u_i$  en fonction du courant:

$$u_i = C_m \phi_m \omega_m \quad \text{et} \quad M_m = C_m \phi_m I_a$$

On utilise le couple moteur et la vitesse pour déterminer la tension induite:

$$u_i = \frac{M_m}{I_a} \omega_m = 9,81 \frac{M_d}{I_a \phi_m} \frac{\pi n}{30}$$

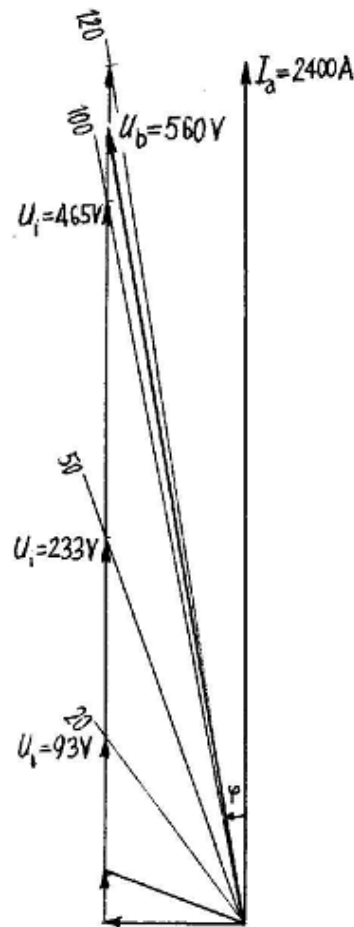
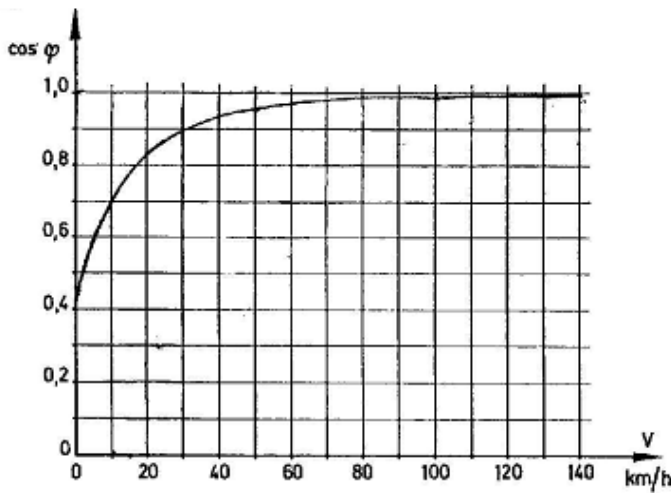
Entre 1800 et 3440 A, la tension induite varie de 517,5 à 509 V, lorsque la tension aux bornes est constante à 560 V ==> la tension induite  $U_i$  est presque constante.



**B** On reporte  $I_a = 2400$  A et  $u_b = 560$  V comme deux vecteurs séparés par l'angle défini par le facteur de puissance. On soustrait à la tension aux bornes la tension induite de 515 V parallèlement au courant, on obtient ainsi le vecteur pertes (chutes de tension ohmique et inductive dans le moteur). On calcule la tension induite pour les valeurs de vitesse indiquées dans l'énoncé. On note qu'avec ce courant, on ne peut pas dépasser 120 km/h sous peine de dépasser la tension maximale aux bornes fixée à 605 V.

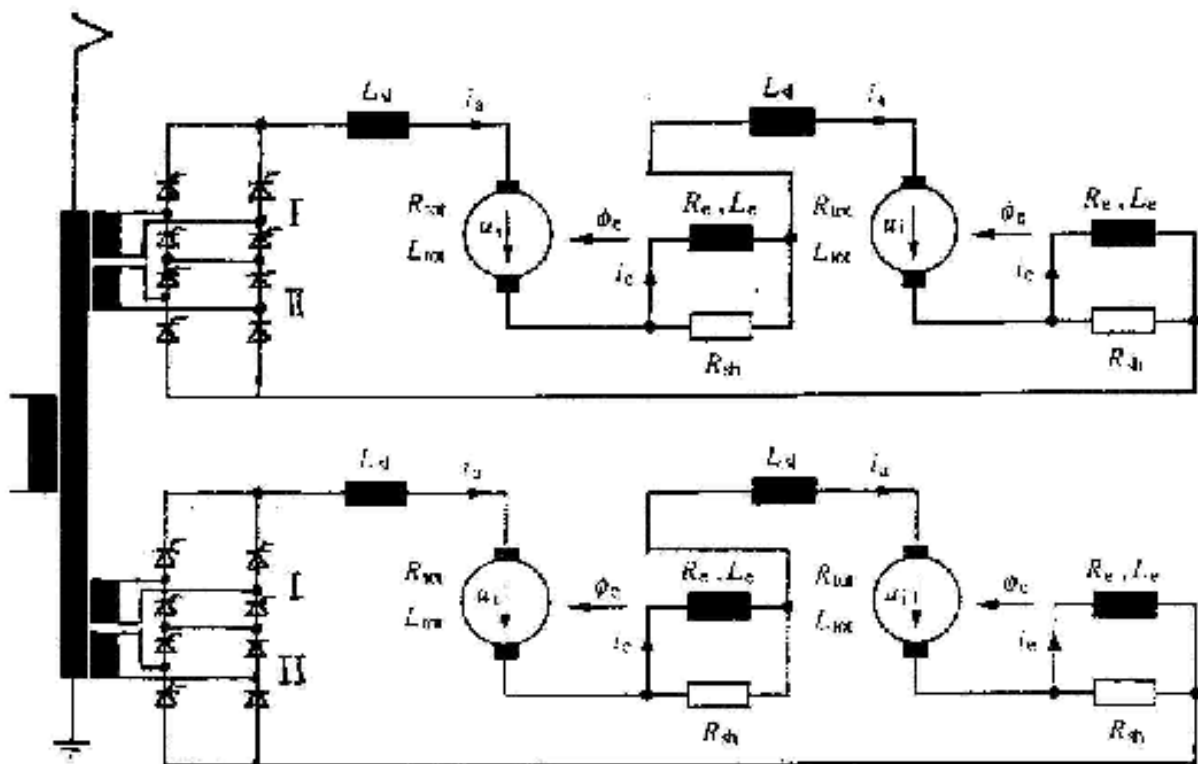
C	V[km/h]	$U_i$ [V]	$\lambda$
	120	560	0,9936
	100	465	0,9839
	50	233	0,9537
	20	93	0,8387
	0	0	0,4067

**D** On reporte les valeurs calculées sous C; pour 140 km/h, on calcule  $\lambda$  pour 1800 A.

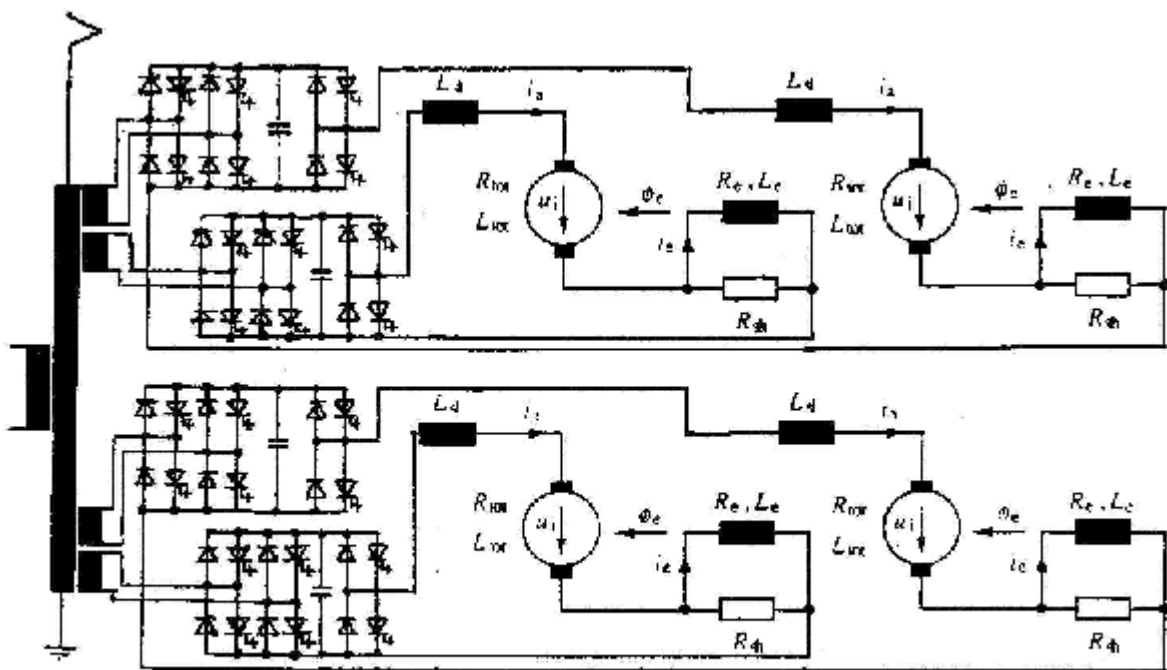


**75** Avec le montage actuel, on peut ajuster la tension aux bornes du moteur entre 0 et la moitié de la tension au secondaire du transformateur, chaque partie de l'enroulement secondaire travaillant sur une demi-période de la tension d'alimentation.

On peut imaginer de remplacer le redresseur push-pull par un montage à deux niveaux avec pont commandé (I) et pont commuté (II); un tel pont fournit une tension variable entre 0 et la tension au secondaire redressée. Une telle réalisation imposerait une tension aux bornes des moteurs valant le double de celle pour laquelle ils ont été dimensionnés. On peut alors modifier le câblage et les brancher en série, pour autant que leur isolation supporte le double de la tension normale aux bornes. Avec une telle solution, une avarie sur un moteur impose de mettre hors service ce moteur et celui avec lequel il est branché en série, à moins de prévoir une logique de commande spéciale du pont lorsqu'il doit débiter sur un seul moteur. Par rapport à la situation actuelle, les harmoniques et la puissance réactive seront réduits environ de moitié. La puissance des redresseurs sera la même que celle des actuels.



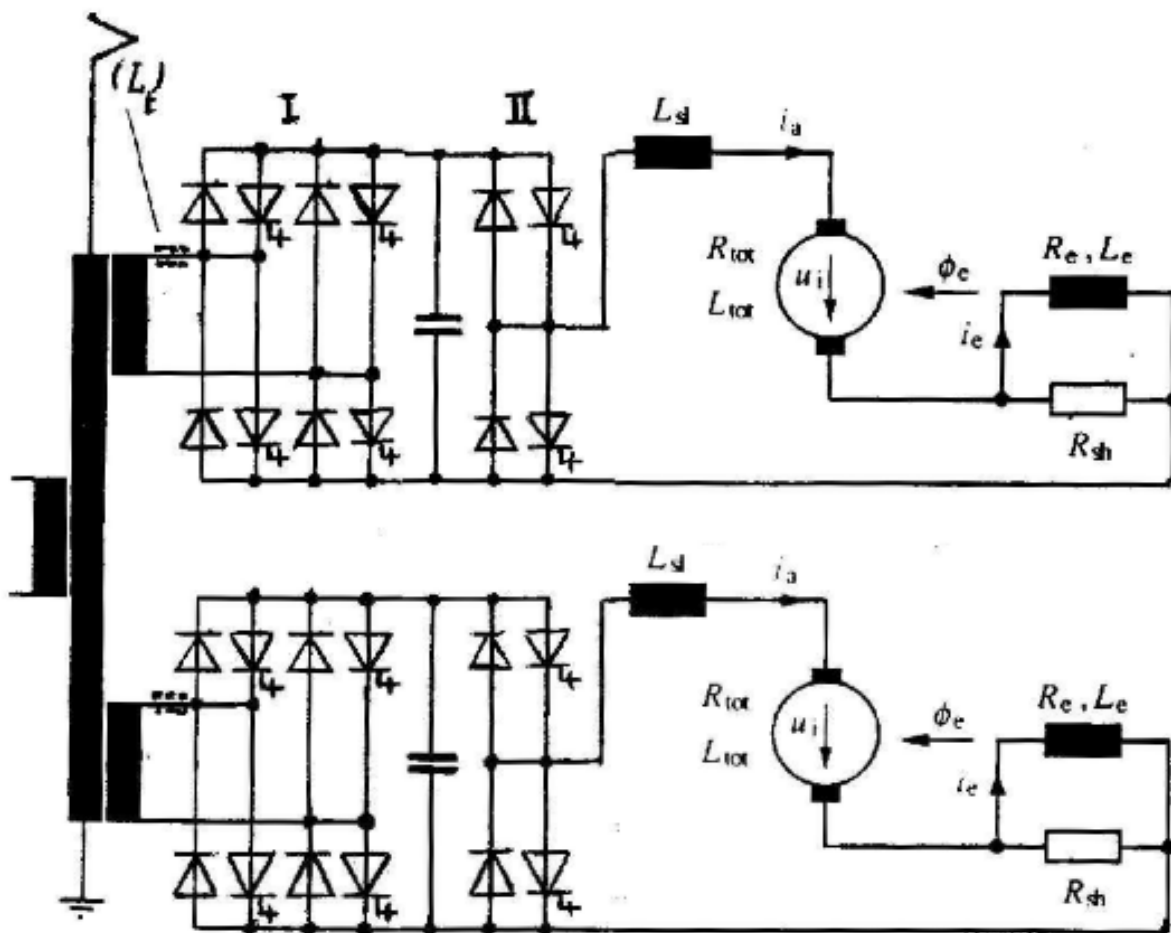
**75(suite)** Une autre solution consiste à brancher à chaque secondaire un pont quatre quadrants à GTO pour alimenter chacun un moteur. Un défaut sur un pont ou sur un moteur n'entraîne la perte que d'un quart de la puissance; par ailleurs, la commande individuelle permet une utilisation optimale de l'adhérence. Par ailleurs, cette solution permet d'inverser le flux de puissance pour passer en régime de freinage à récupération, possibilité d'utilisation du véhicule qui n'est pas disponible avec le redresseur actuel. La puissance réactive, par un réglage adéquat du pont, est pratiquement réduite à zéro. Quant aux harmoniques, ils sont au moins de fréquence 20 fois plus élevée que celle du réseau (fréquence de hachage des GTO) et sont fortement atténués par la réactance du secondaire du transformateur, le cas échéant, on montera une inductance supplémentaire propre à les lisser. La puissance d'un redresseur, n'alimentant qu'un seul moteur, sera la moitié de celle d'un redresseur actuel. Comme la tension de sortie du convertisseur quatre-quadrants (4QS) doit être supérieure à l'amplitude de l'onde sinusoïdale d'entrée, sous peine de passer en mode redresseur simple à diodes. Il faut donc intercaler un hacheur abaisseur de tension entre le 4QS et le moteur, on le choisira bidirectionnel. On conserve les contacteurs d'inversion du sens de marche.



**76** Avec un pont complet, on peut varier la tension aux bornes du moteur entre 0 et la valeur redressée de la tension au secondaire. On peut aussi freiner en récupération.

Comme le secondaire n'a pas de prise intermédiaire, on ne peut pas imaginer l'installation d'un pont à 2 ou 4 niveaux, sauf une modification importante (rebobinage du secondaire) au transformateur.

On peut en revanche imaginer le remplacement des ponts à thyristors par des ponts quatre-quadrants à GTO (I), pulsant au moins 20 fois plus vite que la fréquence du réseau. Ceux-ci peuvent être commandés de manière à maintenir un facteur de puissance unité dans toute la gamme de puissance transmise. Ce montage peut nécessiter l'installation d'une self entre le secondaire et le pont, pour filtrer les harmoniques de courant dûs à la pulsation. Le fonctionnement d'un pont quatre quadrants pulsant est garanti pour autant que l'amplitude de la tension sinusoïdale d'entrée soit inférieure à la tension de sortie, sinon le pont passe en mode redresseur à diodes! Cela oblige à intercaler un hacheur bidirectionnel pour réduire la tension aux bornes du moteur. Le dispositif d'inversion du sens de marche à contacteurs peut être conservé tel quel.



**77** On peut décomposer le problème en plusieurs parties :

Energie fournie : A accroissement d'énergie potentielle de 90 à 270  
 B résistances à l'avancement  $A+BV+CV^2$   
 C pertes électriques et mécaniques pour A et B  
 D accélération de 0 à 270 km/h + pertes dans la chaîne de traction  
 Energie récupérée : E freinage de 270 à 0 km/h - pertes dans la chaîne de traction.

Hypothèse simplificatrice :

La ligne nouvelle de 350 km est parcourue à une moyenne de 250 km/h

Les accès sur ligne classique (80 km) sont parcourus à une moyenne de 115 km/h

$$\mathbf{A} E_{\text{pot}} = m g h = 385 \cdot 9,81 \cdot 180 = 680 \cdot 10^3 \text{ kJ} \approx \mathbf{189 \text{ kWh}}$$

**B** Le parcours sur ligne nouvelle dure environ  $t = 350 \text{ [km]} / 250 \text{ [km/h]} = 1,4 \text{ h}$

Le parcours sur ligne classique dure environ  $t = 80 \text{ [km]} / 115 \text{ [km/h]} = 0,7 \text{ h}$

Sur la figure 3.2, courbe 2, on lit 45 kN à 250 km/h  $\Rightarrow P = 3125 \text{ kW} \Rightarrow E = 1,4 \cdot 3125 = 4375 \text{ kWh}$  et 15 kN à 115 km/h  $\Rightarrow P = 480 \text{ kW} \Rightarrow E = 0,7 \cdot 480 = 334 \text{ kWh}$ .

$$\mathbf{E} = \mathbf{4709 \text{ kWh.}}$$

**C** Hypothèse simplificatrice : compte tenu du profil en dent de scie et des décélérations acceptées en rampe, on admet que les rampes sont franchies à puissance maximale et que les pentes sont franchies en roue libre, la gravitation se chargeant de l'accélération. On admet alors que les 2/3 de l'énergie sont dépensés à puissance maximale ( $\eta_{\text{mot}} = 0,9 \Rightarrow \eta_{\text{tot}} = 0,81$ ), le tiers restant étant dépensé en moyenne à mi-puissance ( $\eta_{\text{mot}} = 0,8 \Rightarrow \eta_{\text{tot}} = 0,71$ ).

$$E_{(A+B)} = 4898 \text{ kWh.}$$

$$\mathbf{E}_{\text{pertes(A+B)}} = 4898 \cdot 0,67 \cdot 0,81 + 4898 \cdot 0,33 \cdot 0,71 = \mathbf{1383 \text{ kWh.}}$$

**D** On suppose que l'accélération se fait à effort nominal en moyenne ( $\eta_{\text{mot}} = 0,8$ ) Le rendement total doit encore tenir compte du rendement  $\eta_G$  de la transmission et de celui  $\eta_r$  du hacheur ou convertisseur de courant :  $\eta_{\text{tot}} = \eta_{\text{mot}} \eta_G \eta_r = 0,8 \cdot 0,95 \cdot 0,95 = 0,71$

$$a = Z/m^* = 95/(1,1 \cdot 385) = 0,224 \text{ m/s}^2 \quad t = V/a = 334 \text{ s}$$

$$E_{\text{acc}} = 0,5 t Z_n V_{\text{max}} = 0,5 \cdot 334 \cdot 95 \cdot 270/3,6 = 1,2 \text{ MJ} \approx 331 \text{ kWh}$$

$$\text{Energie fournie } \mathbf{E_D} = E_{\text{acc}}/\eta_{\text{tot}} = \mathbf{458 \text{ kWh}}$$

$$\mathbf{E} \text{ Comme } \mathbf{D}, \text{ mais rendement dans l'autre sens : } \mathbf{E_E} = E_{\text{acc}} \eta_{\text{tot}} = \mathbf{-239 \text{ kWh}}$$

**Total E = 6500 kWh**

**Consommation : 0,04 kWh/t km**

**78\*** On analyse d'abord les solutions en traction.

Les TGV sont équipés d'un redresseur en pont simple par bogie pour des moteurs à excitation série. La limite d'effort correspond à la pleine ouverture des ponts, qui règlent le point de fonctionnement. On peut penser que le programme d'exploitation implique que les ponts sont le plus souvent à pleine ouverture ou bloqués (marche sur l'erre). Dans ce cas la puissance réactive et les harmoniques induits dans la ligne de contact sont suffisamment rares pour n'être pas trop gênants.

Les 9E sont équipés d'un redresseur en pont à deux niveaux par bogie pour des moteurs à excitation composite. Un pont par moteur fournit le courant d'excitation. Les ponts principaux règlent la tension d'induit jusqu'à environ 35 km/h (limite en pointillé), à courant d'excitation constant. Au-delà, le courant d'excitation est réglé par les ponts secondaires et la tension d'induit est constante. La limite supérieure est définie par le courant d'induit maximal qui est réglé par les ponts principaux. Dans la troisième zone (au-delà de 60 km/h environ), l'excitation séparée est nulle, on a la limite naturelle d'un moteur à excitation série à tension constante à ses bornes. Cette limite supérieure est toutefois obtenue pour une ouverture des ponts d'environ 50 % lorsque la locomotive reçoit à la ligne de contact la tension nominale de 50 kV. La même courbe enveloppe peut être conservée sous 25 kV entre deux sous-stations: les ponts sont alors à pleine ouverture.

En freinage, on a la même solution pour les deux véhicules : frein rhéostatique à excitation séparée individuelle par moteur ou paire de moteurs. On a 3 limites pour la courbe enveloppe :

A basse vitesse : le courant d'excitation maximal

A haute vitesse : le courant d'induit maximal

A vitesse moyenne : l'effort maximal de freinage limité par l'électronique selon la prescription de l'exploitant.

La différence réside dans le mode de fourniture du courant d'excitation :

Les 9E le reçoivent de la ligne de contact via le transformateur et les ponts redresseurs.

Les TGV le reçoivent des batteries – préalablement chargées à travers un hacheur depuis la ligne aérienne – via un hacheur. Ce frein est donc indépendant de la ligne de contact, au moins pour un freinage complet.

**79**

Moteurs directs:

- construction difficile avec enroulement supplémentaire de compensation et shunt ohmique sur l'enroulement de commutation, il est donc coûteux.
- commutation médiocre au démarrage et pas très bonne à vitesse élevée
- fortes pertes dans le transformateur à basses vitesses en régime de démarrage

Moteurs alimentés par redresseur:

- caractéristiques  $Z(V)$  raides à effort élevé, ce qui induit un comportement dynamique favorable à une reprise d'adhérence après patinage
- construction similaire à celle de moteurs alimentés par hacheur

On peut ajouter qu'on a du mal à trouver quelqu'un en activité, capable de calculer un moteur direct pour un engin de traction.



**80** On distingue d'emblée trois structures tant en traction:

- affaiblissement commandé du champ à 2 crans par contacteurs sur résistance (Siemens).
- affaiblissement commandé du champ à variation continue par thyristor TYR (Alsthom).
- affaiblissement automatique du champ (BBC).

qu'en freinage:

- rhéostatique pur à excitation séparée (Alsthom)
- combiné à excitation série (Siemens)
- combiné à excitation série renforcée (BBC).

### **Siemens**

En traction, le courant capté par le pantographe 1E1 traverse les contacteurs 2K2 et 2K4, l'induit du moteur 2M2 (les contacteurs 2K6/8 ou 2K10/12 déterminant le sens de marche) et l'excitation FE (avec shunt permanent 2R4 et affaiblissement du champ par shunt 2R6 et contacteurs 2K20 et 2K18) et enfin le hacheur 2A2, par le thyristor principal V1. Lorsque le thyristor V1 est bloqué, le courant moteur se referme par la diode de roue libre V5.

En freinage (contacteur 2K4 ouvert), après préexcitation par 2R8, le courant s'établit à travers le moteur par V1 et V6 et la résistance 2R12; lorsque V1 est bloqué, le courant moteur est injecté dans le réseau par V5 et 2K2. Si les conditions de récupération ne sont pas remplies, on passe en rhéostatique par conduction commandée de V7.

### **Alsthom**

En traction, le courant traverse le contacteur statique CVS1, la self de lissage SFL1M, le contacteur CL3, le moteur et la diode VS(SH)1. Lorsque CVS1 est bloqué, le courant moteur se referme par la diode de roue libre VS(DC)1. Lorsque CVS1 conduit, un enclenchement de TYR permet de dévier le courant en évitant l'enroulement d'excitation jusqu'à la prochaine extinction de CVS1.

En freinage, le contacteur statique CVS1 alimente l'excitation par le contacteur C1(F), CL3 reste ouvert, et la résistance RF7. Le courant d'induit s'établit par C3(F) et les résistances RF1 à RF7.

### **BBC**

En traction, le courant traverse le contacteur statique 15, l'induit du moteur 20 et la self de lissage 9.1. Lorsque 15 est bloqué, le courant moteur se referme par la diode de roue libre 20.5 et l'enroulement d'excitation 20.a. Dès que 15 conduit à nouveau, on retrouve le circuit d'induit comme ci-dessus; en plus le courant d'excitation se referme désormais par la diode de roue libre d'excitation 21.5.

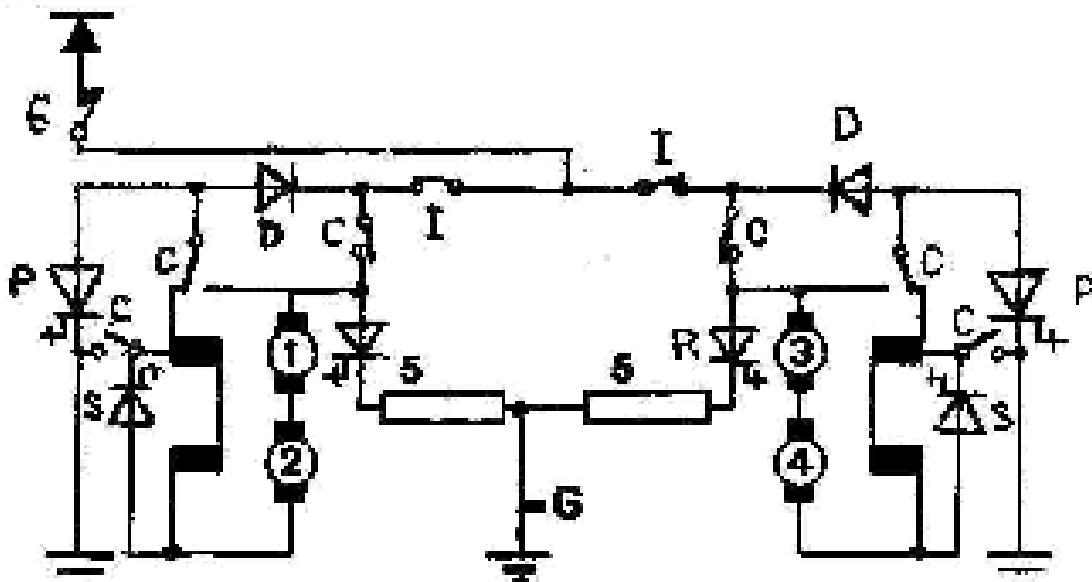
En freinage, le courant traverse le hacheur 15, l'excitation 20.a, l'induit 20 et se referme par la diode 25.5. Dès que 15 est bloqué, le courant d'induit circule par le réseau, la diode 20.5 et la résistance de stabilisation 14. pendant ce temps, l'excitation se maintient par les diodes 26.5 et 21.5. En cas de récupération impossible, le thyristor 15.7 permet de conduire le courant moteur à travers la résistance 25 pour y dissiper sur place l'énergie de freinage.

**81 A** Avec l'augmentation des points d'arrêt, l'automotrice se trouve, pendant la majeure partie de son parcours, en accélération ou en décélération : au démarrage, le rendement est médiocre par les pertes dans le rhéostat et on ne récupère rien au freinage. Le rhéostat est très sollicité thermiquement, plus que les calculs l'avaient prévu. Un hacheur permettra un rendement supérieur à 90% en phase de démarrage et permettra d'introduire la récupération en combinaison avec le frein rhéostatique.

**B** Actuellement, chaque bogie est équipé de deux moteurs branchés en série pouvant recevoir au maximum – lorsque les bogies sont couplés en parallèle – la pleine tension à la ligne de contact. Il faudra donc prévoir un hacheur permettant de varier la tension « aux bornes des bogies » entre 0 et la tension de ligne. Il faudra conserver l'affaiblissement du champ entre 98% et 48%.

On peut donc démonter l'installation de changement de couplage série-parallèle et les contacteurs de rhéostat. La structure actuelle du véhicule et la recherche de disponibilité maximale pour l'exploitation conduit à adopter un hacheur par bogie plutôt qu'un hacheur global. On conserve les contacteurs de sens de marche sur les induits (non représentés sur les schémas) et les shunts permanents à 98% (non représentés). On peut concevoir plusieurs variantes :

**I** On peut adopter un hacheur simple avec un GTO et une diode. Pour régler l'excitation entre 98% et 48%, on place en parallèle sur le shunt permanent un GTO dont le rapport cyclique sera varié de 0% à 50%. Ce montage nécessite des contacteurs pour passer de régime traction à régime freinage à récupération. Le dispositif actuel de préexcitation doit être conservé. Lorsque le réseau n'est pas apte à recevoir l'énergie de freinage ou que la vitesse est trop faible pour que la somme des tensions induites soit suffisante, il faut pouvoir passer en freinage rhéostatique : pour cela, il faut conserver une partie du rhéostat actuel en disposant un GTO spécifique pour le mettre en service. En freinage, le GTO de shuntage doit pouvoir être réglé jusqu'à un rapport cyclique de 65% pour éviter l'à-coup lors de l'enclenchement du frein à vitesse élevée.



Montage à excitation série en traction comme en freinage, avec contacteurs de couplage traction/freinage.

1...4 moteurs de traction

5 rhéostat (partie de l'actuel)

6 disjoncteur

C contacteurs traction/freinage (dessin en pos. traction)

D diode de roue libre/diode de récupération

I contacteur d'isolement d'un bogie défectueux

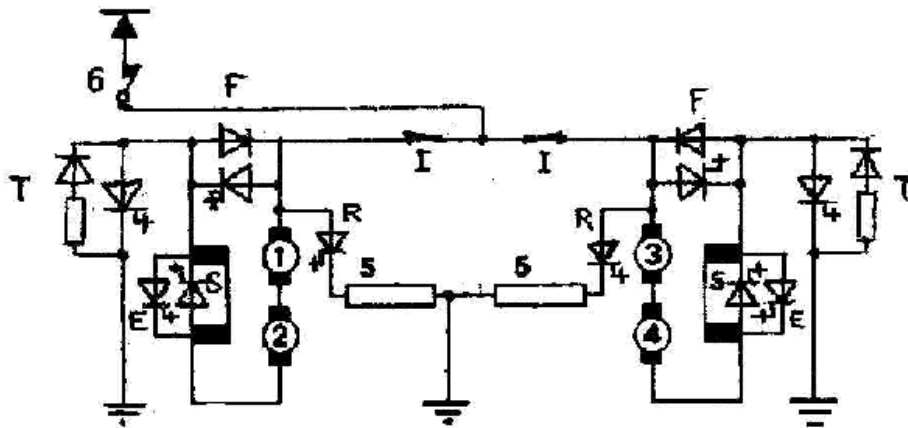
P GTO du hacheur principal

R GTO de freinage rhéostatique

S GTO d'affaiblissement du champ

**81 B II** En gardant le même concept, deux GTO et une diode par bogie permettent de se passer des contacteurs traction/freinage.

$$u_b = \frac{M_m}{I_a} \omega_m = \frac{M_m}{I_a} \frac{V}{3,6} \frac{2}{D_m} \frac{1}{k_G} = \frac{Z}{4 I_a} \frac{V}{3,6} \cong 370V$$

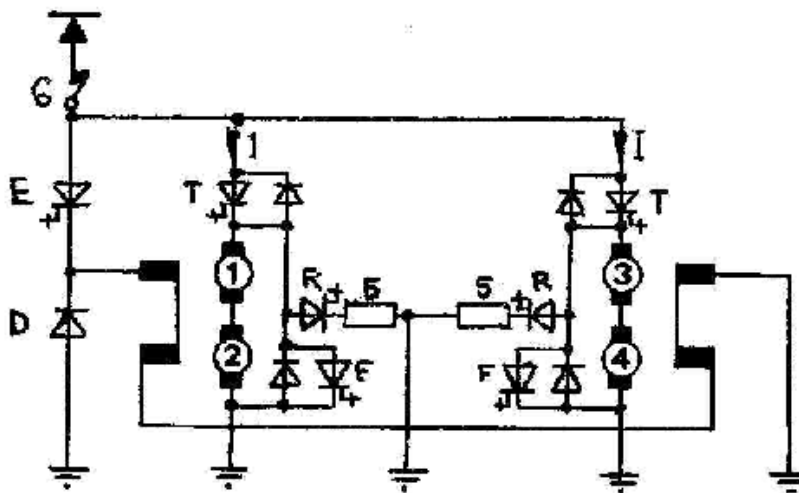


Montage à excitation série sans contacteurs de couplage.

E GTO d'affaiblissement du champ en freinage  
 F GTO de freinage et diode de roue libre en traction  
 I contacteurs d'isolement d'un bogie

R GTO de frein rhéostatique  
 S GTO d'affaiblissement du champ en traction  
 T GTO de traction et diode de roue récupération avec résistance de stabilisation

III Enfin, on peut adopter un montage à « image série » nécessitant un hacheur spécifique pour l'excitation. En freinage, on a donc un montage à excitation séparée combiné à récupération et rhéostatique.



Montage à image série.

D diode de roue libre d'excitation  
 E GTO d'excitation séparée  
 F GTO de freinage et diode de roue libre en traction

I contacteurs d'isolement d'un bogie  
 R GTO de frein rhéostatique  
 T GTO de traction et diode de roue récupération

Dans les trois cas l'enveloppe effort-vitesse est conservée. En traction, on a une variation sans cran entre 0 et la courbe 46 du véhicule actuel (hacheur principal) et également sans cran entre la courbe 46 et la courbe 54 (shuntage). Les autres courbes ne sont plus à dessiner : elles correspondent très approximativement à des valeurs particulières de rapport cyclique. En freinage, l'enveloppe est conservée ainsi que les courbes 1, 6 et 27.

**81 C** Les hacheurs principaux doivent être dimensionnés pour la puissance maximale et non pour la puissance nominale des moteurs ; contrairement aux moteurs (et aux transformateurs), les semi-conducteurs ne peuvent pas être surchargés pendant un temps prolongé (maximum quelques millisecondes). En lisant les caractéristiques, on constate qu'on a au plus 720 A à travers la moteur, pour une tension de 850 V à la ligne de contact. Chaque hacheur principal devra être dimensionné pour 640 kW, alors que la puissance de régime continu a été définie à 600 kW (donc 300 kW par bogie) et la puissance maximale à la jante vaut 1070 kW. Il faut relever que les hacheurs doivent pouvoir supporter une tension d'entrée de 850 V + 20%, auquel cas le rapport cyclique devra être limité pour ne pas dépasser le courant admissible dans les semi-conducteurs.

Le hacheur d'excitation n'a pas besoin d'être aussi puissant : dans les montages I et II, le GTO de shuntage doit conduire au maximum la moitié du courant d'induit (360 A sur la courbe 54). Calculons la tension aux bornes : c'est à 32,5 km/h que la tension induite dans les moteurs est la plus faible :

$$u_i = \frac{M_m}{I_a} \omega_m = \frac{M_m}{I_a} \frac{V}{3,6} \frac{2}{D_m} \frac{1}{k_G} = \frac{Z}{4 I_a} \frac{V}{3,6} \cong 370[\text{V}]$$

S'il n'y avait aucune perte ohmique dans le moteur, il resterait 110 V aux bornes du GTO de shuntage : son dimensionnement sera donc inférieur à 40 kW.

Pour le montage III, le hacheur d'excitation doit fournir au maximum 720 A ( traction image série à plein champ). Pour calculer la puissance maximale à fournir, il faut connaître l'impédance du circuit d'excitation. Actuellement on a 720 A au démarrage sur cran 14 (démarrage =>  $u_i = 0$ ) On veut évaluer la tension aux bornes des moteurs au cran 14 (parmi 21 crans série en tout). Ne connaissant ni les valeurs ohmiques du rhéostat ni celle du moteur, on admet (par un raccourci un peu abusif) qu'on a aux bornes des moteurs les 14/21 de la tension nominale à la ligne de contact (850V) sachant qu'au cran 21  $u_b = u_{1c}$ . On peut calculer la tension aux bornes des 4 moteurs en série :

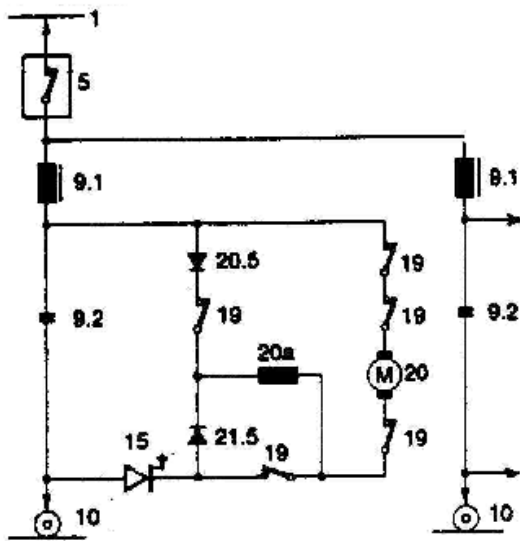
$$u_b \cong \frac{14}{21} u_{1c} \cong 560[\text{V}] \Rightarrow R_m \cong 0,190[\Omega]$$

Admettons que cette résistance se répartisse à raison de 80% pour l'induit  $R_a$  et de 20% pour l'excitation  $R_e$ .

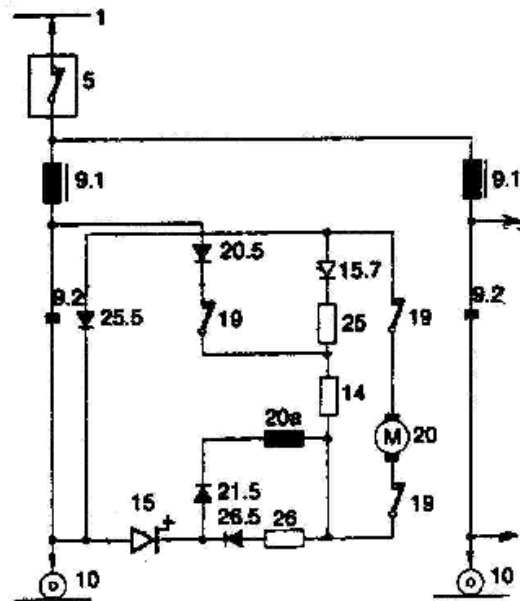
$$P = 4R_e I_a^2 \cong 80[\text{kW}]$$

On aurait aussi pu choisir un hacheur d'excitation de 40 kW pour chaque bogie.

**82 A** On peut remplacer le hacheur 15 par un seul GTO, sans modifier le reste du schéma. Cela nécessite un nouveau dispositif de commande de gâchette, mais l'électronique de commande actuelle peut être reproduite tel quel.

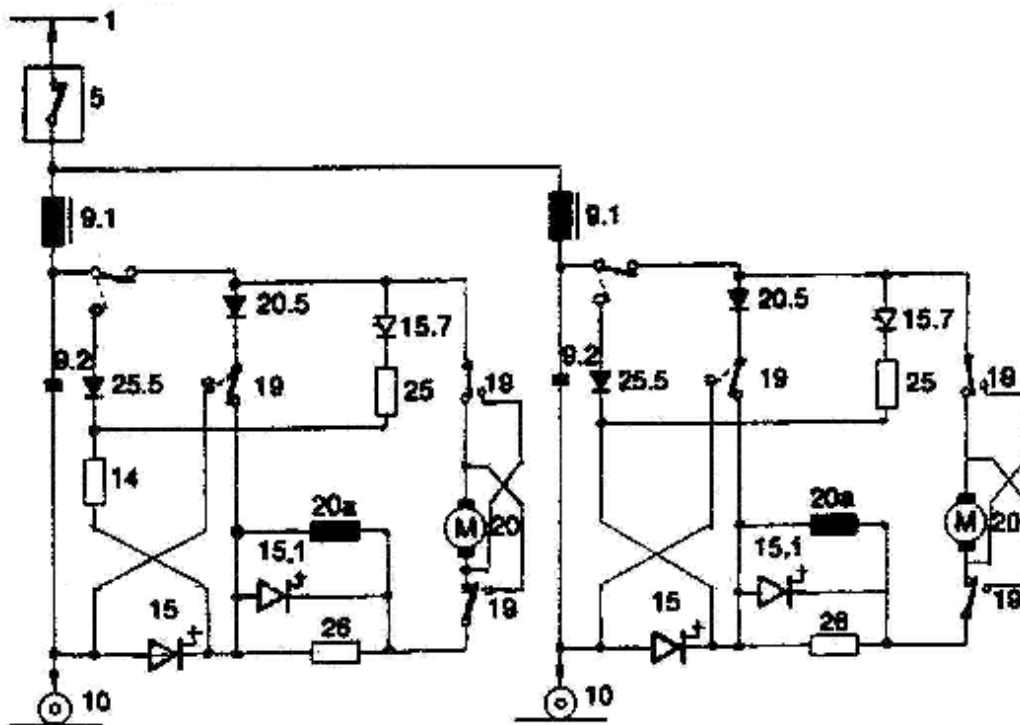


Traction



Frein combiné

**B** On peut aussi modifier le schéma pour une excitation commandée, le GTO 15.1 restant bloqué jusqu'à pleine ouverture du GTO principal 15, il intervient pour affaiblir le champ. Les contacteurs 19 permettent de passer du régime traction ( ) au régime freinage ( ). En freinage, le GTO 15 permet de court-circuiter le moteur ; lorsqu'il est bloqué, le courant circule à travers les diodes 20.5 et 25.5. On a encore représenté les contacteurs 18 d'inversion du sens de marche.



**83 A** En traction, à l'enclenchement du contacteur statique 15, le courant circule depuis les contacts de rail à travers le contacteur statique 15, l'induit du moteur 20 et la self de lissage 9.1 vers la ligne de contact 1. Lorsque le contacteur statique 15 est bloqué le courant d'induit (inductif!) circule à travers la diode de roue libre 20.5 et l'enroulement d'excitation 20.a du moteur. Lorsque le contacteur 15 conduit à nouveau, le courant d'induit circule comme lors du premier enclenchement alors que le courant d'induit se maintient par la diode de roue libre 21.5.

En freinage, le courant s'établit dans le circuit fermé suivant: -induit du moteur 20 - diode 25.5 - contacteur 15 - diode 21.5 et enroulement d'excitation 20.a. Lorsque le contacteur 15 est bloqué, le courant d'induit circule via la diode 25.5 et le rail vers les consommateurs sur la ligne et se referme via la ligne de contact 1, la self 9.1, la diode de récupération 20.5 et la résistance de stabilisation 14. Le courant d'excitation s'atténue plus lentement que le courant d'induit par un circuit moins résistif: -résistance 26 et diodes 26.5 et 21.5.

**B** La disposition des équipements montre que le pôle positif est au rail et le négatif à la ligne aérienne.

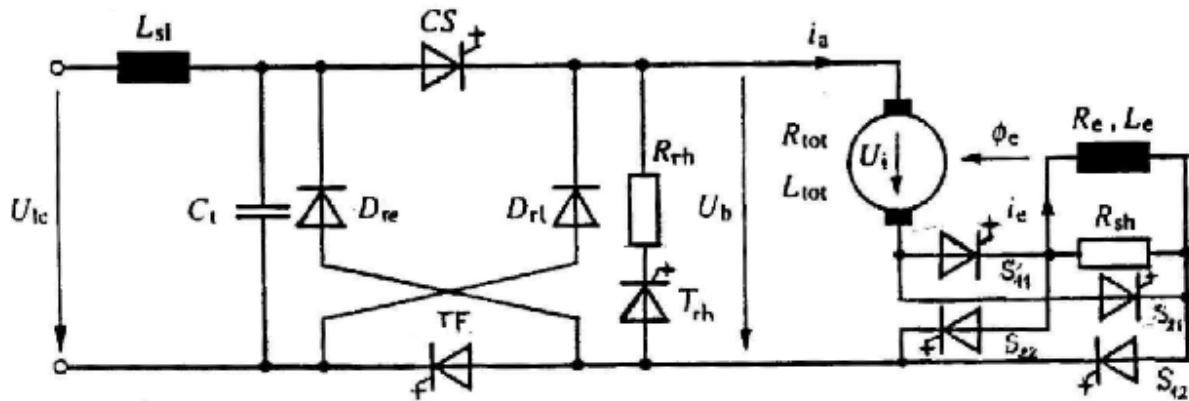
**C** La puissance maximale à la jante est définie pour 50 kN à 36 km/h = 500 kW. Selon la fiche technique, on peut calculer le rendement mécanique à puissance nominale:

$$\eta_G = \frac{P_j}{32,6 \cdot 32 / 3,6} = 0,966 \quad \text{D'après la figure 5.35, le rendement de transmission est}$$

presque constant jusqu'au couple nominal  $\implies \eta_G = 0,95$ . D'après la figure 4.28, le rendement d'un moteur à  $1,6 P_n$  vaut  $\eta_{\text{mot}} = 0,865$ . On en déduit la puissance électrique absorbée par le moteur:  $P_{\text{el}} = 610$  kW. Cette puissance étant répartie sur deux moteurs, chacun est traversé par environ 510 A pour une tension nominale à la ligne de contact.

**D** Chaque hacheur alimente un seul moteur, il doit pouvoir délivrer 305 kW. Comme les semi-conducteurs ne peuvent pas être surchargés thermiquement (sauf pendant quelques milli-secondes), 305 kW est la puissance de dimensionnement de chaque hacheur. En tenant compte du rendement des hacheurs (~93%), il faut encore dire qu'ils absorberont environ 330 kW.

**84** Avec les GTO on peut réaliser de manière simple les convertisseurs statiques. Pour l'inversion du sens de marche d'un moteur à collecteur, il suffit d'inverser le sens du courant d'induit **ou** du courant d'excitation. Pour passer de traction à freinage, on inverse le sens du courant d'induit **ou** de la tension aux bornes. Le schéma proposé prévoit l'inversion sur l'excitation et la tension aux bornes.



En traction, le TF est enclenché en permanence et CS permet de régler la tension aux bornes,  $D_{rl}$  fonctionne comme diode de roue libre. Les contacteurs  $S_{11}$  et  $S_{12}$  permettent la marche avant, le champ pouvant être affaibli par  $S_{22}$  ;  $S_{21}$  et  $S_{22}$  la marche arrière,  $S_{12}$  permettant le shuntage.

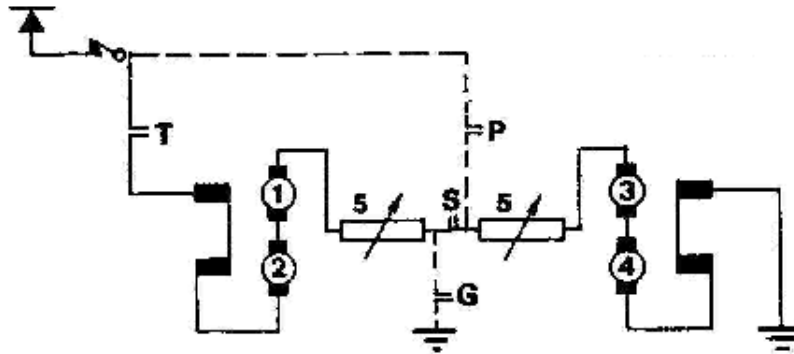
En freinage, TF reste bloqué, le courant se ferme par  $D_{re}$  et CS,  $D_{re}$  fonctionne comme diode de récupération lorsque CS est bloqué, le courant se referme alors par le réseau et  $D_{rl}$ . Les contacteurs  $S_{21}$  et  $S_{22}$  permettent la marche avant, le champ pouvant être affaibli par  $S_{12}$  ;  $S_{11}$  et  $S_{12}$  la marche arrière,  $S_{22}$  permettant le shuntage.

**85** L'ondulation du courant de ligne provient de l'appel de courant vers le moteur lorsque le hacheur conduit et de l'absence de courant lorsque le hacheur est bloqué. Le filtre self - condensateur absorbe une partie de ces variations. Si on voulait que le filtre absorbe la totalité des variations, son poids serait trop élevé.

Si les 4 hacheurs sont synchronisés de manière à ce que leurs périodes d'échantillonnage aient leurs zéros décalés d'un quart de période, l'ondulation sera réduite d'un facteur 64 (selon la relation (4.57)) comme s'il s'agissait de hacheurs entrelacés sur un seul moteur. Sur les courants moteurs, cette solution n'apporte en revanche aucune amélioration.



**86 A** Dans un premier temps il s'agit de poser les équations du véhicule.



On exprime la tension aux bornes pour un moteur en couplage série et sa tension induite, puis on modifie l'expression en tenant compte que le flux  $\phi_m$  est une fonction du courant et que  $V$  est proportionnel à  $\omega_m$  :

$$u_b = u_{lc} / 4 = (R_m + R_{rh}) i_a + u_i \quad (1)$$

$$u_i = C_m \phi_m \omega_m = C'_m (i_a) i_a V \quad (2)$$

Comme la relation entre flux et courant n'est pas linéaire, la « constante »  $C'_m$  dépend du courant. En combinant les équations (1) et (2), on peut établir la relation entre la vitesse et le courant :

$$V = \frac{0,25 u_{lc} - (R_m + R_{rh}) i_a}{C'_m (i_a) i_a} \quad (3)$$

Les documents fournis ne donnant pas  $R_m$  ni  $R_{rh}$  ni  $C'_m$ , il faut les reconstituer. L'intersection des crans avec l'horizontale à 0 km/h permet de calculer les résistances, sachant que dans l'équation (1) la tension induite est nulle à l'arrêt et connaissant la valeur nominale de la tension à la ligne de contact.

Cran	1	3	7	9	11	14
$R_m + R_{rh}$	6,540	5,101	3,036	2.360	1,770	1,133

On peut appliquer la relation (3) à un cran, par exemple 14, pour déterminer  $C'_m$  à différents niveaux de courant :

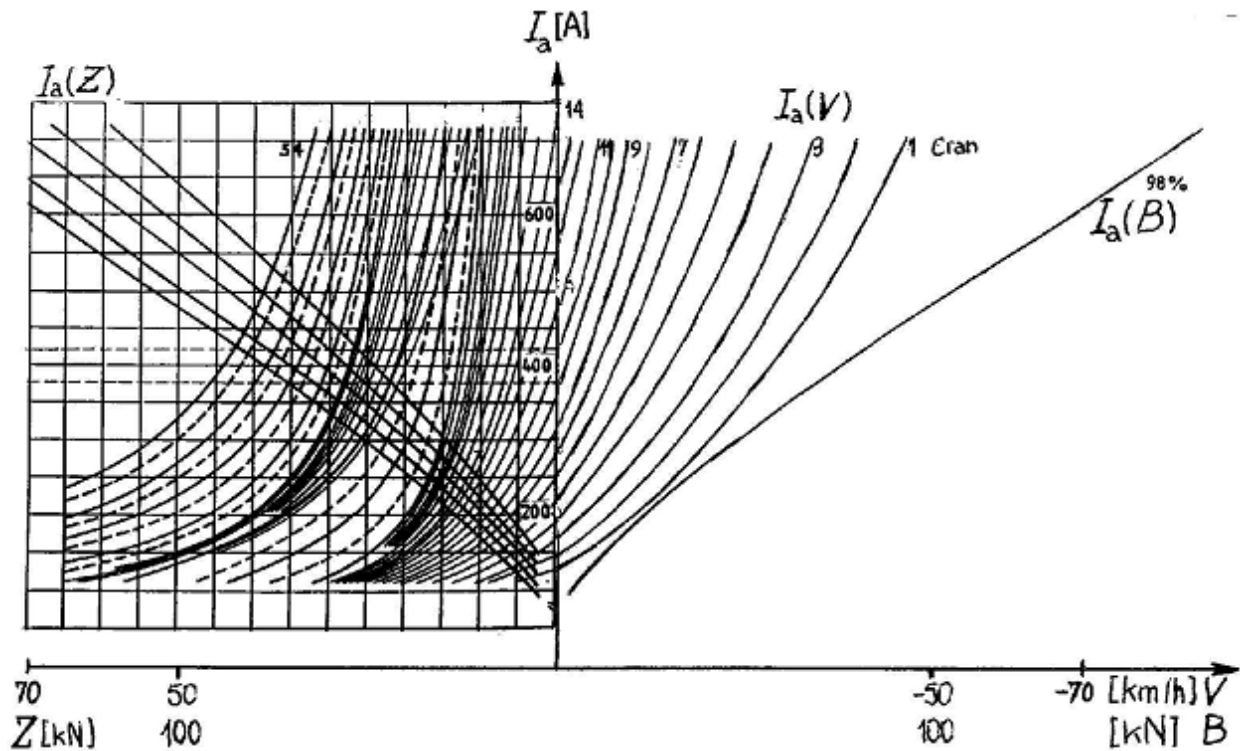
$$C'_m (i_a) = \frac{0,25 u_{lc} - (R_m + R_{rh}) i_a}{V i_a} \quad (4)$$

$V$	0,7	2,25	4,2	5	6,5	9,5	10	15	20	27	[km/h]
$i_a$	700	600	500	460	400	300	290	200	150	111,3	[A]
$C'_m$	0,116	0,126	0,135	0,143	0,153	0,179	0,18	0,208	0,227	0,241	[Ω/km/h]

On peut calculer la vitesse en fonction du courant en appliquant (3), ci-dessous on détaille les chiffres pour le cran 1 :

$i_a$	200	300	400	460	500	600	700	[A]
$V$	-11	-20,7	-28,8	-32,2	-35,8	-40,7	-45,9	[km/h]

**86 (suite)** On applique le même calcul pour les crans 3, 7, 9 et 11 dont on a déterminé les valeurs ohmiques et on extrapole pour les autres :



**B** D'emblée on constate qu'il n'y a pas de frein électrique au-delà de 45 km/h. L'enclenchement du frein au-dessus de 10 km/h est assorti d'un à-coup important, même sur le premier cran. Pour terminer, ce mode de freinage prélève de la puissance au réseau pour contrer l'énergie potentielle ou cinétique acquise par le train, ce qui n'est pas raisonnable économiquement ni écologiquement. Toutefois, la forme des caractéristiques pourrait être satisfaisante, l'effort sur un cran donné augmentant avec la vitesse. La proposition ne peut donc pas être retenue.

**87 A** En traction, le rétrofit n'a remplacé que l'électronique de commande, le fonctionnement reste inchangé : Les bogies sont équipés de deux moteurs en parallèle. Pour chaque demi-automotrice, les bogies peuvent être couplés en série ou en parallèle, chaque couplage est étendu de 4 crans à champ affaibli. Le frein rhéostatique de secours est également conservé : à excitation série croisée, il permet de garantir une descente, par exemple du tunnel de Jor jusqu'à Montreux, indépendamment de la ligne de contact.

Seul le frein à récupération à excitation séparée a fait l'objet d'une intervention au niveau du schéma de puissance :

- A l'origine, les 8 enroulements d'excitation en série sont alimentés depuis la ligne de contact à travers une résistance variable RRE. Les moteurs de chaque bogie sont couplés en série. Chaque bogie débite sur la ligne de contact à travers une résistance additionnelle RA et un rhéostat Rh commun pour deux bogies. L'effort de freinage ne peut être obtenu qu'au dessus de 22 km/h.
- Après rétrofit, l'excitation est fournie par un convertisseur qui permet de régler le courant sans discontinuité de 0 à 220 A. Le couplage des moteurs, résistances additionnelles et bogies reste inchangé, mais sans rhéostat; celui-ci est déplacé en parallèle aux moteurs. Lorsque la tension induite trop faible ou le manque de consommateurs empêche la récupération, les rhéostats sont enclenchés, les diodes Dr empêchant la circulation d'un courant de la ligne de contact à travers les rhéostats. Le frein électrique peut fournir un effort de freinage jusqu'à l'arrêt.

**B** Avantages de la modification :

- Un avantage manifeste a déjà été cité en A : l'effort maximal de freinage maximal est aussi disponible de 5 à 25 km/h, entre 5 km/h et l'arrêt, l'effort décroît linéairement. On rappelle qu'avant rétrofit, l'effort de freinage était nul au-dessous de 22 km/h.
- Autre avantage : le courant d'excitation étant ajustable sans discontinuité, tous les points de fonctionnement peuvent être atteints sans à-coups, sauf pour les vitesses inférieures à 25 km/h pour lesquelles l'enclenchement ou le déclenchement d'un cran de rhéostat ne sera pas immédiatement compensé par une variation d'excitation.
- Dernier avantage : à vitesse élevée, on peut enclencher le frein à très faible excitation pour éviter les à-coups.

**88**

<b>A</b>	Pente automotrice	$130 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 36,2 =$	46 kN
	voiture	$130 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 13,8 =$	17,5 kN
	voyageurs	$130 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 60 \cdot 75 \cdot 10^{-3} =$	5,5 kN
	total		69 kN
	résistances: automotrice (fig 3.3, courbe 9)		3,2 kN
	voiture (fig 3.4, courbe 3 + 40 N/t)		0,8 kN
	total		<b>65 kN</b>

Lecture sur caractéristique du véhicule: 65 kN  $\Rightarrow I = 325$  A  $\Rightarrow$  **cran 15 à 21** km/h

Comme  $I < I_{dd}$  (courant de régime continu)  $\Rightarrow$  on peut maintenir cet effort aussi longtemps que nécessaire, notamment pour une pente de 20 km.

**B** Effort du à la déclivité  $69 \cdot 110/130 = 58$  kN  $\Rightarrow$  effort de retenue = 54 kN

Lecture sur caractéristique du cran 15  $\Rightarrow I = 270$  A  $\Rightarrow V \cong$  **19** km/h

Le cran 14 permet de retrouver la vitesse de 21 km/h

**C** Au-delà de 45 km/h, l'enclenchement du frein – même avec la valeur maximale du rhéostat – entraînerait des courants trop élevés pour le moteur et des à-coups de couple inacceptables.

**89**

**A** Effort maximal en traction 72 kN. Masse 42 t.

Masses tournantes (annexe II, exemple TSOL:  $\xi = 1,08$ ) => masse corrigée  $m^* = 45,25$  t.

voyageurs  $90 \cdot 75 \cdot 10^{-3} = 6,75$  t => masse à accélérer 52 t

Effort nécessaire pour une accélération de  $0,8 \text{ m/s}^2$  : 41,7 kN

Efforts de frottements (fig. 3.3 courbe 11): 1,0 kN à 1 km/h. => Z = 42,7 kN

1,2 kN à 10 km/h: => Z = 42,9 kN

1,4 kN à 20 km/h: => Z = 43,1 kN

**B** Cet effort peut être maintenu jusqu'à 57 km/h: courbe limite d'effort.

**C** A environ 43 kN, la transition série-parallèle interviendra vers 21 km/h et le passage en mode shuntage vers 44 km/h.

**D** En couplage série, les 2 contacteurs P sont ouverts et les courants parcourent successivement les deux groupes de rhéostats, un moteur, la diode et l'autre moteur. Pour passer en couplage parallèle, après préselection de la valeur ohmique des rhéostats, les 2 contacteurs P sont fermés, la diode empêche l'établissement d'un court circuit par la connexion de mise en série. Pour repasser en série, il suffit d'ouvrir les contacteurs P et le courant s'établira à nouveau à travers la diode.

**90**

<b>A</b>	Pente	automotrice	$70 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 37,7 =$	25,9 kN
		voiture	$70 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 15 =$	10,3 kN
		voyageurs	$70 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 115 \cdot 75 \cdot 10^{-3} =$	5,9 kN
		total		42,1 kN

résistances: automotrice (fig 3.3, courbe 10)	1,3 kN
voiture (fig 3.4, courbe 3)	0,3 kN
total	<b>40,5 kN</b>

Lecture sur caractéristique du véhicule (fiche 8.6.96):

40,5 kN => I = 175 A => **entre crans 12 et 13 à 25 km/h**

<b>B</b>	Pente	automotrice	$200 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 37,7 =$	73,9 kN
		voiture	$200 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 15 =$	29,4 kN
		voyageurs	$200 \cdot 10^{-3} \cdot 9,81 \cdot 115 \cdot 75 \cdot 10^{-3} =$	16,9 kN
		total		120,2 kN

résistances: automotrice (fig 3.3, courbe 9)	3,4 kN
voiture (fig 3.4, courbe 3 + 40 N/t)	0,9 kN
total	<b>115,9 kN</b>

Lecture sur caractéristique du véhicule (document joint):

115,9 kN => I = 350 A => **cran 19 à 14 km/h**

**91** Le problème peut être découpé en 4 :

1. l'énergie nécessaire pour élever le train et ses passagers
2. l'énergie nécessaire pour vaincre les résistances à l'avancement dues aux véhicules
3. l'énergie nécessaire pour vaincre les résistances à l'avancement dues aux courbes.
4. les courants et échauffements

**A** ABDeh 4/4 + Bt

**2** résistances en crémaillère: automotrice (fig 3.3, courbe 9) 3,4 kN  
voiture (fig 3.4, courbe 3 + 40 N/t) 0,9 kN  
4,3 kN pendant 3,45 km à 20 km/h : 23,9 kW pendant 0,17 h = 4 kWh = 14,6 MJ

résistances en adhérence: automotrice (fig 3.3, courbe 10) 1,3 kN  
voiture (fig 3.4, courbe 3) 0,3 kN

2,6 kN pendant 1,41 km à 25 km/h : 18 kW pendant 0,06 h = 1 kWh = 3,8 MJ  
on a donc besoin de 4 kWh pour compenser les frottements des véhicules.

**3** Dans les courbes de 70 m, on a besoin de 5,3 kN pendant 20% de 0,23 h = 1,35 kWh

**I** Il faut élever le train et ses passagers de 573 m

$$E = m g h = (37,7 + 15 + 80 \cdot 75 \cdot 10^{-3}) \cdot 9,81 \cdot (1030 - 457) = 330 \text{ MJ} = 91 \text{ kWh}$$

On peut aussi calculer l'effort sur chaque tronçon pour déduire la puissance nécessaire et la multiplier par le temps de parcours pour connaître l'énergie. Attention, entre Vernayaz et Salvan, on a jusqu'à 200 ‰ de rampe, mais si on calcule la rampe moyenne on ne trouve que 138 ‰. Par ce moyen, on trouve 92,5 kWh.

**Total : 97,5 kWh**

**4** Sur 200 ‰, on a besoin de 115 kN, plus les frottements: total 124,5 kN, ce qui donne 485 A sur le dernier cran (II) qui permet tant bien que mal de maintenir le 20 km/h (plutôt 18). On est donc au-dessus du régime unihoraire (390 A). Si on tient compte de la rampe moyenne, on n'a besoin que de 90 kN, ce qui nous amène pile sur le régime unihoraire à environ 22 km/h. L'échauffement des moteurs ne sera donc pas trop élevé, étant de l'ordre de grandeur du quart d'heure entre Vernayaz et Les Marécottes, (le dernier tronçon amenant moins d'échauffement car à 70 ‰ seulement. Les moteurs étant disposés en deux groupes en parallèle, le courant appelé à la ligne peut donc atteindre 970 A sur une courbe en crémaillère de 200 ‰, et même près de 1400 A au démarrage de Vernayaz.

**B** BDeh 4/8

**I** Il faut élever le train et ses passagers de 573 m

$$E = m g h = (72 + 80 \cdot 75 \cdot 10^{-3}) \cdot 9,81 \cdot (1030 - 457) = 438 \text{ MJ} = 121 \text{ kWh}$$

**2** Pour calculer les résistances à l'avancement, on doit tenir compte de deux bogies moteurs et deux porteurs. Si on admet une répartition homogène des masses, on peut calculer la moitié du véhicule comme une voiture et l'autre comme automotrice : 5 kN en crémaillère, 3 kN en adhérence.

5 kN pendant 3,45 km à 23 km/h : 23,9 kW pendant 0,15 h = 4,8 kWh = 17,3 MJ

3 kN pendant 1,41 km à 27 km/h : 22,5 kW pendant 0,05 h = 1,1 kWh = 4,05 MJ

**3** Dans les courbes de 70 m, on a besoin de 7,3 kN pendant 20% de 0,23 h = 1,85 kWh

**Total : 128,7 kWh**

**4** Sur 200 ‰, on a besoin de 153 kN, plus les frottements: total 165 kN. Pour tenir le 23 km/h, il faut 977 kW à la jante, 1023 kW à l'arbre, 1050 kW aux bornes des moteurs et 1070 kW à l'entrée de l'onduleur. On prélève donc 1260 A à la ligne de contact. Au démarrage, on peut atteindre 1,3 MW à 20 km/h, d'où 1720 A. La puissance demandée sous 200‰ est de peu supérieure à celle du régime continu, l'échauffement sera donc limité car en moyenne la puissance sera inférieure, la chaleur pourra être évacuée en permanence.

**92\* A** Dans les 4 cas, on est en présence de convertisseurs de fréquence à circuit intermédiaire à tension continue. Les gabarits des caractéristiques effort vitesse des 4 types de machines sont très voisins.

Les convertisseurs côté moteurs sont chargés de fournir le réseau triphasé à fréquence variable depuis le circuit intermédiaire: ils fonctionnent en onduleur (régime moteur des machines asynchrones) si leur fréquence est plus élevée que la vitesse des moteurs ou en redresseur (régime freinage) si elle est plus faible. Les éléments des ponts pulsent à une fréquence au moins 20 fois plus élevée que la fréquence maximale du système triphasé, pour éviter un taux d'harmoniques trop élevé des courants moteurs.

Les convertisseurs côté réseau sont chargés de stabiliser la tension intermédiaire, les éléments des ponts pulsent à une fréquence au moins 333 Hz pour limiter les harmoniques répercutés sur le réseau d'alimentation. La commande des ponts et la conception des transformateurs permettent de ne soutirer du réseau qu'une puissance active pour pratiquement toute la plage de fonctionnement possible de la locomotive. En traction, ces ponts fonctionnent en redresseurs et en freinage à récupération en onduleurs.

La *Re 460* a un circuit intermédiaire à 3 niveaux, les convertisseurs de courant ont une structure et une commande complexes. Le convertisseur côté moteurs alimente les 2 moteurs de traction d'un bogie, il doit pouvoir conduire 3,05 MW, ce qui a conduit au choix d'une valeur élevée de tension intermédiaire – 3,5 kV – nécessitant la mise en série de 2 GTO et une structure à point milieu.

La *Re 465* admet un convertisseur triphasé par moteur, apte à conduire 1,75 MW. Pour cette puissance, on a pu se limiter à une tension plus faible au circuit intermédiaire et n'avoir qu'un seul GTO par côté de branche. On garde ici un circuit intermédiaire par bogie.

La *101* a la même structure de ponts que la *Re 465*, mais chaque moteur a son circuit indépendant depuis le secondaire du transformateur, celui-ci compris. Un pont est apte à conduire 1,65 MW.

La *12X* a le même concept que la *101*, mais les éléments de commutation des ponts sont ici des IGBT, placés par paire en parallèle pour garantir le passage du courant requis.

**B** Au fil des années, tant la tension de blocage, le courant de conduction que la fiabilité des composants a augmenté. Entre 1991 et 1994, L'augmentation de la puissance des GTO a permis de réduire une branche de pont à sa plus simple expression 2 GTO et 2 diodes principales. A ce moment, tant le courant de conduction que la tension de blocage des IGBT ne permettent pas de les envisager pour un tel niveau de puissance, ce qui devient possible en 1997 en admettant la mise en parallèle de 2 IGBT, moins délicate que le serait celle de deux GTO. Avec des IGBT, on a gagné des électroniques de commandes moins puissantes, mais on doit accepter des pertes par conduction un peu plus élevées. L'équipement de traction total à IGBT, y compris les circuits auxiliaires et de refroidissement, est un peu plus léger que sont équivalent à GTO.

**C** L'évolution va dans le sens d'une augmentation dans la disponibilité des véhicules: un incident au niveau d'un des ponts d'une *Re 460* conduit à la perte de moitié de la puissance car on doit isoler un bogie.

Sur la *Re 465*, un incident sur un convertisseur côté moteur ne conduit à la perte que de 25 % de puissance. Au niveau du circuit intermédiaire ou des ponts côté réseau, on doit isoler un bogie et on perd 50 %.

Tant la *101* que la *12X* ont une fiabilité encore augmentée, même en remontant jusqu'au secondaire du transformateur, un incident ne conduit à la perte que de 25 % de la puissance. Même plus, si l'incident survient sur un pont côté réseau, l'autre peut assurer l'alimentation de deux moteurs d'un bogie à puissance réduite mais en utilisant au mieux l'adhérence.



**93\***

**A** Le fonctionnement est plus simple à décrire qu'à mettre en œuvre : le convertisseur continu – triphasé (5) est branché à la ligne de contact (caténaire ou rail latéral) via un filtre LC. Une électronique de commande le pilote en fréquence et en tension d'après le régime de fonctionnement (traction ou freinage) et l'effort demandés par le mécanicien. Fréquence de glissement et amplitude du réseau triphasé sont calculées de manière à optimiser le courant dans les moteurs tout en respectant la consigne d'effort. En régime de traction, la fréquence du système triphasé sera supérieure à la vitesse du moteur ; en régime de freinage, elle sera inférieure.

**B** On a décrit ci-dessus qu'il suffit d'imposer une fréquence inférieure à la vitesse du moteur pour passer en freinage à récupération. Pour le frein combiné, il faut encore placer en parallèle sur le convertisseur, coté continu, une résistance en série avec un GTO (non représentés sur le schéma). Le GTO sera enclenché lorsque la ligne de contact n'est pas apte à recevoir l'énergie de freinage, qui sera alors dissipée dans la résistance.

**C** Dans une forte pente, l'OFT impose – avec raison – une haute fiabilité d'un frein électrique indépendant de la ligne aérienne.

Avec une machine à collecteur en frein rhéostatique à excitation série, cette condition est remplie sans difficulté. Le circuit est sûr et stable de manière intrinsèque. La fiabilité est aussi élevée que celle des moteurs et des contacteurs.

Avec une machine asynchrone ( elle-même très fiable), le circuit de puissance passe par le convertisseur continu – triphasé fonctionnant en redresseur qui doit être piloté par une électronique de commande sophistiquée. Ces deux équipements ont dû faire preuve d'un haut degré de fiabilité dans des applications ferroviaires avant d'être également homologués en crémaillère.

**94**

**A** Les ponts des convertisseurs de courant sont conçus de telle manière que, sous tension nominale, les moteurs fournissent déjà le plein effort avec une ouverture 50 % ( $\alpha = 90^\circ$ ) A demi-tension, le plein effort n'est obtenu qu'à pleine ouverture ( $\alpha \cong 0^\circ$ ).

Par conséquent, on ne lie pas l'ouverture à l'effort souhaité, mais on implante un circuit de réglage d'effort (ou de courant).

**B** Sur une voie posée sommairement, on observe de fréquentes décharges d'essieux conduisant au patinage. Par la commande individuelle des moteurs, on peut augmenter rapidement l'excitation pour contrer le patinage seulement sur le moteur où il a été détecté.

**95\*** On connaît les efforts maximaux (traction et freinage) que peuvent développer une automotrice. Compte tenu de la taille habituelle des trains, on connaît les variations de vitesse qu'on peut espérer. On connaît aussi la ligne et les variations de déclivité.

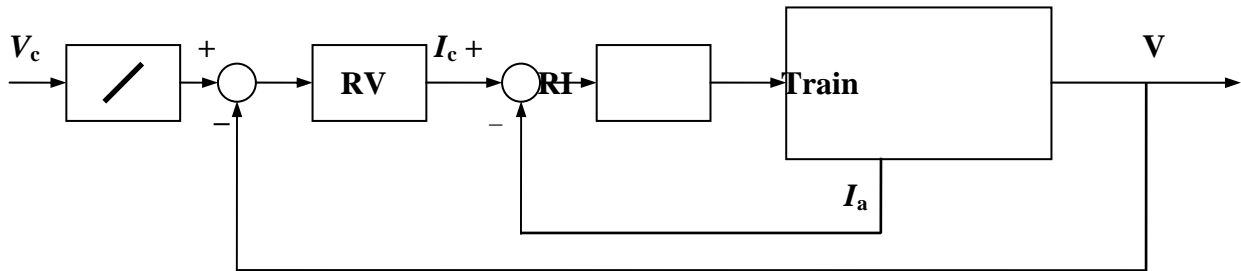
On dimensionnera le régulateur de vitesse pour que la vitesse varie peu lors d'une variation de déclivité, en veillant toutefois à qu'il ne soit pas trop nerveux et provoque des commutations traction/freinage intempestives.

Pour les variations de vitesse, on intercalera entre la consigne prescrite par le pilote et celle entrant dans le comparateur un générateur de rampe limitant l'accélération à des valeurs qu'on peut atteindre avec une automotrice et une voiture pilote sans incommoder les voyageurs.

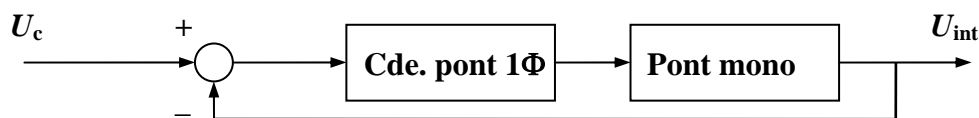
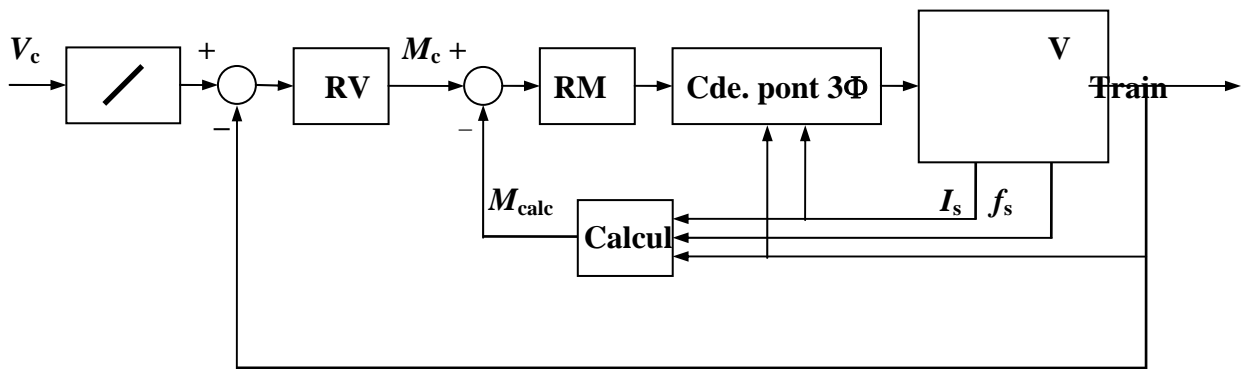
De toute manière, le régulateur de vitesse devra être limité en sortie aux valeurs de consigne de courant acceptables par les moteurs et hacheurs. Pour le réglage de courant, on pourra garder le régulateur actuel qui est vraisemblablement optimisé en fonction de l'expérience acquise.

**96\*** Dans les deux cas, il faut prévoir une boucle avec régulateur de vitesse fournissant la consigne pour une boucle de réglage plus interne. On évitera de fournir directement au comparateur de vitesse la consigne de vitesse prescrite par le pilote, mais on intercalera un dispositif d'accélération contrôlée: cela permet de maintenir l'accélération dans des valeurs acceptables par les voyageurs et d'éviter un trop grand écart de réglage de nature à saturer le régulateur de vitesse.

**A** Le régulateur interne est un régulateur de courant, le courant étant environ proportionnel à l'effort développé.



**B** Pour des machines asynchrones, on doit prévoir un réglage de couple, lequel doit être calculé en fonction du courant statorique et du glissement. Le pont côté moteur doit être réglé en tension et fréquence par action sur la loi de variation du rapport cyclique des branches. Le pont côté réseau doit être réglé pour maintenir la tension au circuit intermédiaire.



<b>97* A</b>	$Z = F_f + F_c + F_d + F_{acc}$	( $F_{acc}$ : force restant pour accélérer le train)
Frottements du train de (matériel hétérogène: fig. 3.7 (d))		0,070 kN/t
Déclivité de 26 ‰		<u>0,255 kN/t</u>
		0,325 kN/t

Une Re 460 développe au maximum 273 [kN] à 80 [km/h].

Une Re 460 développe en régime continu 245 [kN] à 80 [km/h].

Calculons encore les forces pour maintenir la vitesse de la locomotive (fig. 3.3 (2), à défaut d'une courbe spécifique).

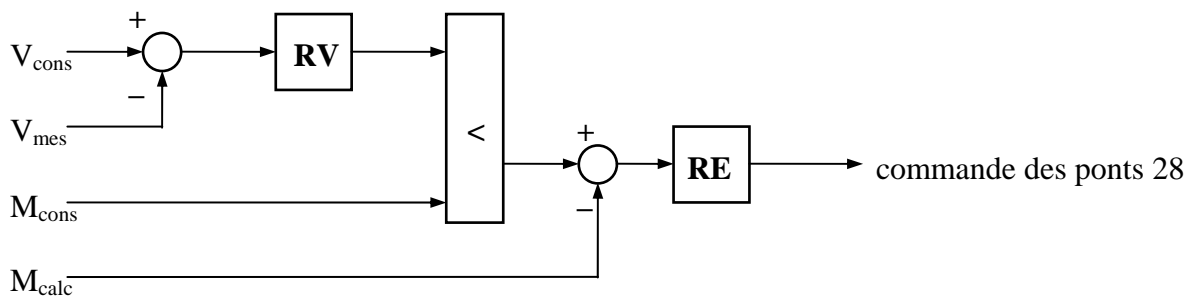
Frottements pour 84 [t]	3,3 kN
Déclivité de 26 ‰ pour 84 [t]	<u>21,3 kN</u>
	24,6 kN

Il reste  $245 - 24,6 = 220$  kN pour maintenir le train à 80 km/h sur déclivité de 26 ‰, à savoir  $m = 220/0.325 = \mathbf{680\ t}$

Une accélération de 0 à 80 km/h en 3 min. correspond à une valeur moyenne de  $0,123\ \text{m/s}^2$ . Jusqu'à 74 km/h, on dispose de 300 kN, qui s'abaisse à 273 kN jusqu'à 80 km/h. Pour simplifier à l'extrême, prenons une valeur moyenne de 297 kN et considérons les frottements comme constants. pour accélérer la locomotive, on peut estimer l'effet des masses tournantes pour la Re460:  $\xi = 1,15$ , donc  $m^* = 97\ \text{t} \Rightarrow 12\ \text{kN} \Rightarrow$  il reste **260,5 kN** pour le train. On peut estimer l'effet des masses tournantes pour le train:  $\xi = 1,02$ , donc  $a = 0,123 \Rightarrow 0,125\ \text{kN/t}$ . Ce qui nous donne un total pour le train de 0,45 kN/t dont on tire la masse  $m = 580\ \text{t}$ .

Comme on a surestimé les frottements à basse vitesse, on peut admettre un train de 600 t.

**B** Il faut prévoir au niveau supérieur deux boucles: réglage vitesse RV et effort RE qui permettent un fonctionnement limité par l'effort maximal autorisé par le pilote en commande de vitesse ou limité par la vitesse maximale affichée lorsque le pilote commande en consigne d'effort. Cela nécessite une mesure de vitesse et un calcul d'effort basé sur les courants statoriques et le glissement des moteurs. On doit en outre prévoir par moteur une boucle de réglage de patinage nécessitant une mesure de vitesse de rotation et une évaluation de la vitesse de translation.



Les ponts monophasés 17 doivent régler la tension au circuit intermédiaire, qui doit être mesurée. Le circuit de réglage commandera les ponts en redresseur (traction) lorsque la tension a tendance à baisser et en onduleur (freinage à récupération) lorsqu'elle a tendance à augmenter.

Les ponts triphasés 28 doivent être réglés en fréquence et tension du système triphasé en fonction de deux paramètres: la consigne issue du régulateur d'effort et l'optimisation des courants dans les moteurs par action sur le glissement.

**98\* A** Le convertisseur à IGBT côté réseau (*Netzstromrichter*) transforme le monophasé 500 V en tension continue stabilisée à 900 V au circuit intermédiaire. La loi commande de ce convertisseur à fréquence élevée permet de limiter les harmoniques de courant sur le réseau et de faire appel au réseau presque exclusivement en puissance active (facteur de puissance voisin de 1 dans toute la plage de fonctionnement).

Chaque convertisseur de traction à IGBT (*Motorstromrichter*) alimente deux moteurs de traction en parallèle. En traction, la fréquence du convertisseur est ajustée un peu au-dessus de la vitesse du moteur (mode onduleur) alors qu'en freinage elle est un peu au-dessous (mode redresseur): pas besoin de modifier le couplage du circuit de puissance!

En cas de saut de pantographe en freinage, le convertisseur de tension côté réseau ne rencontre plus de contre-tension de 500V, le fonctionnement en onduleur ne peut plus stabiliser la tension du circuit intermédiaire. Intervient alors le 4<sup>e</sup> bloc du convertisseur qui conduit momentanément la puissance de freinage vers la résistance  $R_{MUB}$ , pour limiter la surtension du circuit intermédiaire. Le dimensionnement des composants du limiteur momentané de surtension ne permet pas un véritable freinage rhéostatique.

**B** Un service de banlieue sous-entend que les trains sont le plus souvent en démarrage ou en freinage, exceptionnellement à vitesse stabilisée: c'est donc dans ces modes de fonctionnement qu'il faut faire la comparaison.

Déjà, les moteurs asynchrones sont plus robustes que ceux à collecteur et ne nécessitent qu'un entretien minime. Comme on l'a écrit en A, on parvient avec un convertisseur de fréquence à garantir un facteur de puissance voisin de 1 dans toute la plage de fonctionnement et un transformateur bien dimensionné permet une bonne absorption des harmoniques de courant sans qu'elles se répercutent trop sur le réseau. Malgré la commande séquentielle à 4 niveaux, les RBDe 565 en traction ont un facteur de puissance peu favorable, particulièrement au démarrage le réseau doit fournir, outre la puissance active, une importante puissance réactive, avec harmoniques gênants en sus. En freinage, le réseau doit fournir la puissance d'excitation, mais ne reçoit pas la puissance de freinage, dissipée dans les résistances  $R_B$ . On peut ajouter qu'une rame avec RBDe 565, voiture pilote ABt et voiture intermédiaire B a une tare de 0,71 tonne par place assise alors qu'une RABe 525 n'a que 0,49 tonne par place assise. La consommation d'énergie est donc moindre pour les 525, et de meilleure qualité.

**C** Le type de service a été décrit en B. Il n'est pas opportun d'offrir au pilote un dispositif de vitesse affichée, mais plutôt une manette de consigne d'effort avec boucle de réglage d'effort correspondante, qui se traduit en réglage d'accélération avec l'appréciation du pilote.

A l'intérieur de cette boucle de réglage "visible" par le pilote prennent place d'autres boucles:

réglage de tension aux circuits intermédiaires à travers les convertisseurs côté réseau.

réglage de tension et fréquence pour les convertisseurs de traction, en mesurant la vitesse du rotor et les courants statoriques: il s'agit d'optimiser le glissement pour obtenir l'effort désiré sans que les courants qui circulent dans le moteur soient trop élevés.

**99**

**A** L'onduleur commute le courant d'un enroulement au suivant afin que l'axe magnétique statorique soit toujours en avance sur l'axe magnétique rotorique en régime de traction (et en retard en freinage). Le couple moteur dépend de l'amplitude des vecteurs champ et de l'angle qu'ils forment. Ce système de commande exige une connaissance de la position du rotor (et de son axe magnétique) qui est mesurée par l'effet de déformation de la tension induite par le rotor sur le système triphasé de tension statorique. Le hacheur situé en amont de l'onduleur permet d'ajuster l'amplitude de tension du système triphasé, donc l'amplitude du champ tournant statorique, donc la valeur du couple moteur. L'onduleur fonctionnant en commutateur de courant, le circuit intermédiaire est donc à *courant continu* (convertisseur I). Lorsque la locomotive circule sous ligne monophasée, le transformateur et le redresseur alimentent un circuit intermédiaire à *tension continue* d'où le convertisseur I puise son énergie. En freinage, outre la modification de l'angle magnétique, il suffit de bloquer le hacheur et d'ouvrir le contacteur  $S_{fr}$  pour que le courant s'établisse à travers la résistance de freinage.

**B** Le frein à récupération aurait rendu plus complexe la réalisation du hacheur et aurait nécessité un convertisseur de courant bidirectionnel pour la marche sous monophasé. On a jugé suffisante la complexité introduite par la nécessité de pouvoir circuler à performances égales sous deux systèmes d'alimentation sans y ajouter la récupération. Qui dit augmentation de complexité du circuit de puissance dit aussi augmentation de masse, ce qui aurait peut-être conduit à un dépassement des charges maximales admises par essieu.

**C** Le premier hacheur se charge d'alimenter la batterie et le deuxième hacheur fournit le courant rotorique. En cas de perte de la tension à la ligne de contact, l'énergie d'alimentation peut être fournie par la batterie en tout cas pour un freinage.

**D** avantages

- + thyristors classiques à commutation naturelle
- + nombre de thyristors peu élevé

inconvénients

- bagues collectrices pour l'alimentation rotorique
- moteur plus coûteux

**100** Comparaison, en commençant par les points ne variant pas de 1980 à 1995*Synchrone*

- rotor bobiné (coûteux)
- bague collectrices et charbons
- « gros » moteur
- + électronique de commande simple

*Asynchrone*

- + rotor à cage
- + pas de pièces d'usure
- + moteur de faible diamètre

**A** Technologie 1980

- + thyristors à commutation naturelle
- + thyristors en petit nombre

- thyristors à commutation forcée
- thyristors en grand nombre avec circuit d'extinction diode, self et condo.
- électronique de commande complexe (allumage et extinction pour chaque « interrupteur »)

**B** Technologie 1995

- variateur de courant nécessaire pour l'alimentation rotorique
- schéma complexe pour frein à récup.
- schéma complexe pour ligne de contact à tension continue

- + schéma de puissance simple
- + faible nombre d'éléments (2 GTO et 2 diodes par branche)
- + onduleur direct pour ligne de contact à tension continue
- commande de gâchettes simple, mais de puissance élevée

On constate que la mise sur le marché des thyristors GTO a rendu possible une simplification considérable pour l'alimentation des moteurs asynchrones, mais pas pour les moteurs synchrones. Ainsi la complexité et les coûts plus élevés du moteur synchrone ne sont plus compensés par un gain au niveau de l'électronique de commande et de l'électronique de puissance. L'intérêt d'un entraînement à machines synchrones n'est plus actuel !



**101\*** Deux machines synchrones sont excitées en courant continu par un hacheur HE depuis une tension intermédiaire des auxiliaires, elle-même créée par un hacheur HA depuis une tension de 1500V, prélevée directement à la ligne de contact continue ou à travers transformateur TFP et redresseur RA depuis la ligne de contact monophasée.

Mécaniquement, ces machines sont fixées par silentblocs sous le plancher des têtes motrices. Un réducteur à double étage, chaque étage avec pignon intermédiaire, permet de transmettre le couple aux essieux. Entre les deux étages de réducteur prend place un arbre extensible à cardans qui permet d'absorber les mouvements relatifs entre l'arbre moteur et l'arbre d'essieu: mouvement du bogie sous la caisse et double étage de suspension.

**A** Hors du régime de démarrage, chaque stator est alimenté en système polyphasé symétrique par une source de courant, le convertisseur CT. La déformation des sinusoides du système de tensions, déformation due à la tension induite par le rotor, permet de déterminer la position angulaire exacte de celui-ci. Grâce à cette mesure de position, l'électronique de commande pilote l'allumage successif des phases du stator, de manière à maintenir le décalage angulaire des champs qui est nécessaire à l'obtention d'un couple moteur. Si le champ statorique est en avance sur le rotorique, la machine fonctionne en moteur et le convertisseur en onduleur (ou plutôt commutateur, voir plus loin) et s'il est en retard, la machine fonctionne en génératrice et le convertisseur en redresseur. L'extinction de la branche qui doit cesser de conduire le courant est garantie par la tension induite, ce qui évite de recourir à l'extinction forcée. Ainsi, le convertisseur ne se charge pas de régler l'amplitude du courant, mais seulement de l'orienter vers les bonnes phases du moteur, déterminées par la position du rotor.

Le courant d'alimentation pour deux convertisseurs CT est réglé en amont par un redresseur commandé RT (sous ligne de contact monophasée) ou un hacheur HT (sous ligne de contact continue). La valeur du courant détermine le module du vecteur tournant "champ statorique", ce qui définit la valeur du couple. Le redresseur RT et le hacheur HT utilise les mêmes composants, mais configurés différemment.

**B** Au démarrage, la tension induite n'est pas suffisante pour garantir l'extinction naturelle de la branche abandonnée, ce qui nécessite deux thyristors et une capacité supplémentaire par moteur, dessinés sur le schéma juste au-dessus de chaque moteur.

**C** Les machines synchrones nécessitent un rotor bobiné plus complexe et sont plus lourdes et plus volumineuses que leurs équivalentes asynchrones. Elles nécessitent un circuit d'alimentation rotorique avec bague collectrices et des charbons qui s'usent et doivent être remplacés régulièrement (moins souvent toutefois que ceux des machines à collecteurs). Par ailleurs, l'avantage de ponts utilisant un faible nombre de thyristors à commutation naturelle à disparu avec les GTO et IGBT qui permettent de réaliser des ponts à commutation forcée très simples.

**102\*** On mesure bien l'évolution technologique des moteurs, des semi-conducteurs (surtout) et des entraînements mécaniques, qui ont permis une évolution dans la conception des véhicules:

Les thyristors permettent de régler de manière continue la tension aux bornes des moteurs de traction à collecteur (VAL 206, 1<sup>ère</sup> série) mais des contacteurs mécaniques sont nécessaires pour changer de sens de marche ou passer du régime traction au régime freinage (changement de couplage).

Les GTO (VAL 206, 2<sup>e</sup> série) ont permis d'augmenter le nombre de hacheurs sans augmentation notable de poids: les circuits de puissance et de commande sont plus simples, on évite les contacteurs électromécaniques et les pertes de commutations sont moindres, d'où un système de refroidissement moins puissant. La puissance des moteurs a même pu être augmentée, le diagramme Z(V) a donc été agrandi, améliorant les performances du véhicule.

Les nouvelles technologies de moteurs (synchrones) alimentés par onduleurs (VAL 208) ne nécessitent plus qu'un seul couplage pour tous les régimes de fonctionnement. Alliées aux nouvelles technologies de transmission et d'orientation des roues, elles ont permis en gardant une tare voisine du VAL 206, 1<sup>ère</sup> série, d'augmenter puissance, diagramme Z(V) et capacité de la rame. Avec une commande adéquate, on peut adapter la vitesse des roues pour que celle qui est située à l'extérieur d'une courbe serrée – qui doit donc parcourir un chemin plus long – tourne légèrement plus vite que celle située à l'intérieur: l'usure des pneumatiques est ainsi réduite, de même que les forces exercées sur les rails de guidage. Les frais d'entretien courant sont beaucoup plus faibles qu'avec des moteurs à collecteur.

L'adoption de moteurs asynchrones permettrait d'utiliser des onduleurs de structure voisine avec une commande quasi identique. Leur taille et leur masse à puissance égale auraient été 50 % supérieures; on peut se poser la question du système de transmission: aurait-on pu placer les moteurs dans le moyeu? Sachant que pour le VAL 208, les moteurs sont surdimensionnés par rapport aux onduleurs, la réponse est vraisemblablement positive. Malgré les progrès des aimants en matériaux frittés, le moteur asynchrone reste meilleur marché et plus robuste que le synchrone à aimant permanent. En revanche, en choisissant un onduleur à GTO, on aurait une commande plus complexe et un circuit de refroidissement plus important, car leur rendement est moins bon (pertes doublées). Un onduleur à thyristors classiques n'est plus d'actualité; sa réalisation aurait été beaucoup plus complexe.

L'adoption de moteurs synchrones à rotor bobiné permettrait d'utiliser des onduleurs et leur commande identiques, mais avec en plus un hacheur pour le courant rotorique. Leur taille et leur masse à puissance égale seraient encore supérieures à celle des moteurs asynchrones; on n'aurait pas pu placer les moteurs dans le moyeu! Une autre solution mécanique aurait dû être trouvée, par exemple un moteur longitudinal et des biellettes et cardans de transmission inspirées des automobiles "traction".

**103\*** La machine synchrone à aimant permanent est plus petite – à puissance égale – qu'une machine à rotor bobiné. Les matériaux magnétiques nécessaires aux rotors aimantés sont certes plus coûteux que l'acier et le cuivre nécessaires aux rotors bobinés. Ces derniers ont des coûts de fabrication non négligeables. Le rotor aimanté ne nécessite pas de bagues collectrices, donc son arbre moteur est plus court et les frais de maintenance sont plus faibles: pas de charbons à changer.

Sur le plan de l'électronique, on épargne la source d'excitation rotorique et son circuit de réglage - commande. Le pont triphasé qui alimente le stator du TGV-A est à commutation naturelle (commande à séquences de phases) qui nécessite un hacheur en amont pour régler le courant de pont. Les progrès des semi-conducteurs ont fait perdre l'avantage de la commutation naturelle et ont permis de réaliser un pont triphasé à pulsation (commande fréquence-tension) directement raccordé au filtre d'entrée: la conception est très voisine de celle des ponts alimentant les moteurs asynchrones. Tant l'électronique de puissance que ses circuits de commande sont moins complexes pour le VAL 208 que pour le TGV-A conçu 10 ans plus tôt, même si on fait abstraction de la partie monophasée du TGV-A.

En 10 ans, le volume et le poids total de l'équipement électrique, référé à une puissance donnée, ont considérablement diminué.

**104\*** On constate une différence évidente de construction:

Pour le VAL 208, le rotor est central et est soumis à des forces centrifuges plus faibles que le rotor cloche du GCT 01. Les problèmes de résistance mécanique semblent à priori plus faciles à maîtriser pour des rotors compacts (VAL 208) que pour des rotors cloche (GCT 01).

En première analyse, on peut déduire qu'en l'absence de réducteur, il a fallu concevoir pour le GCT 01 un moteur "lent", donc à grand nombre de pôles. En calculant, on constate que le moteur du VAL 208 tourne à  $\sim 230$  [rad/s] pour la vitesse maximale de translation tandis que le moteur du GCT 01 tourne à la même vitesse que l'essieu, soit au maximum 202 [rad/s] : la gamme de vitesse est donc à peu près la même.

Non seulement la gamme de vitesse, mais aussi celle de puissance des deux types de moteurs sont du même ordre de grandeur: leur poids doit être voisin. Pour le GCT 01, on épargne toutefois le poids – et la complexité – d'un réducteur. On relève que les inégalités de la voie (chocs sur les appareils de voie) sont transmises aux moteurs de GCT 01 puisqu'il n'existe pas d'amortisseurs entre roues et rotor des moteurs. Les résultats des essais – pas encore publiés en 2002 – révéleront également l'influence des masses non suspendues sur la longévité de la voie.

Pour la partie électronique, la plus grande complexité du pont triphasé du GCT 01 est essentiellement due au niveau de tension continue de la ligne de contact: 1,5 kV, contre 0,75 kV pour le VAL 208.

**105\*A** On peut bien se rendre à l'évidence que les différences ne portent pas seulement sur l'écartement de la voie, mais également sur sa géométrie (courbes plus serrées) et sur le gabarit de circulation. Ces contraintes impliquent de faire circuler sur la voie large des véhicules aux caisses plus courtes et plus étroites, aptes à la voie étroite: cela impose des emmarchements rétractables spéciaux pour combler en voie large la lacune entre les quais et le seuil des portes. Dans la partie inférieure du gabarit, une attention particulière devra être portée à la conception des bogies: les paliers d'essieux et le dispositif de changement d'écartement doivent laisser place aux roues en position "voie large" sans empiéter sur le gabarit de voie étroite.

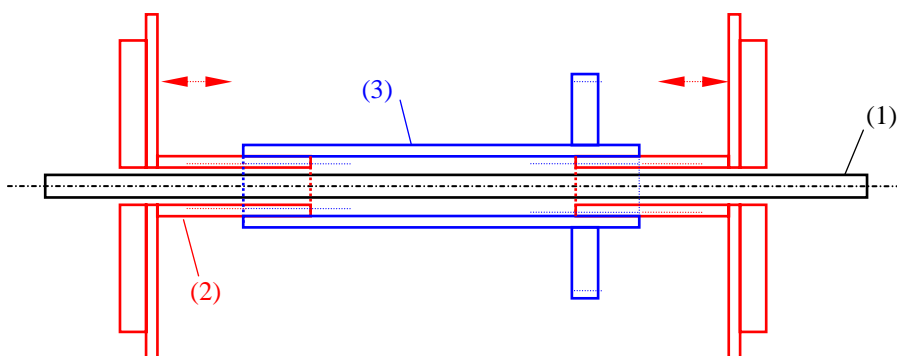
**B** A priori, une solution à moteurs suspendus est favorable:

- moins de masses non suspendues => moins de sollicitations de joints et appareils de voie.
- élément élastique dans la transmission => moins de chocs transmis aux moteurs.
- si moteurs sous caisse, inertie plus faible du bogie => meilleure inscription en courbe.

L'application de réducteur avec accouplement élastique permet de réaliser des moteurs tournant plus vite, donc plus compacts, qu'il faudra pourtant loger quelque part: sous caisse ou dans le châssis du bogie. La transmission sera forcément complexe à cause de l'écartement variable.

Si on garde la solution d'un moteur par roue, il faudra les loger le long de la traverse du bogie et imaginer un réducteur à deux étages: un à la sortie du moteur, entièrement suspendu, et un autre lié à la roue et donc verrouillable en deux positions sur un axe fixe comme le GCT 01. Les deux réducteurs seraient reliés par arbre à cardans de longueur variable, parallèles aux moteurs, comme sur les TGV. Aura-t-on la place de loger les deux moteurs et leurs réducteurs dans l'espace de moins d'un mètre entre les roues en position "voie étroite"?

On peut aussi imaginer un seul moteur par essieu. On garde la solution d'arbre fixe (1) du GCT 01 mais les roues sont prolongées vers l'intérieur par un arbre tubulaire (2), taillé en engrenage à l'extérieur; roues et tubes cannelés sont verrouillables en deux positions. Un troisième axe (3) concentrique, taillé en engrenage à l'intérieur, peut coulisser sur le deuxième et porte la grande roue dentée du réducteur. Cette grande roue dentée peut être reliée au tube par éléments élastiques, elle est alors entièrement suspendue et le pignon du moteur fixé à la traverse du bogie, s'y appuie directement. On peut aussi imaginer un moteur fixé sous le plancher, avec la solution de l'arbre coulissant à cardans "à la TGV" pour absorber les différences de position.



**106\*A** On a pris les données des fiches pour calculer les valeurs spécifiques:

<b>SÉRIE</b>	<b>0</b>	<b>E1</b>	<b>E4</b>
<b>tare [t/place assise]</b>	0,730	0,561	0,524
<b>résistance [kN/place assise]</b>	0,096	0,068	0,062
<b>puissance installée [kW/place assise]</b>	8,997	7,968	8,225
<b>longueur [m/place assise]</b>	0,304	0,245	0,247

A trois ans d'écart, on constate que la tare (-7 %) et les résistances à l'avancement (-9 %) – rapportées aux voyageurs transportés – ont diminué: l'énergie nécessaire pour transporter un voyageur est donc plus faible. Comme la puissance spécifique de plus a légèrement augmenté, (+3 %), les performances sont améliorées: le temps pour atteindre la vitesse maximale autorisée est nettement plus faible. 35 ans plus tôt, on avait dû implanter une puissance par passager 10 % plus grande à causes des masses et résistances plus élevées. L'occupation des quais et des sillons a aussi été optimisée.

**B** Dans les deux cas, on a des unités motrices composées de 4 voitures équipées de 8 moteurs. En passant des GTO aux IGBT, on a amélioré le rendement, ce qui a pour conséquence des circuits de refroidissement plus petits, d'où gain de poids. Autre gain de poids: le circuit de commande des IGBT est plus simple et moins puissant.

Pour les E1, l'équipement compte un convertisseur pour deux bogies alors que pour les E4 on en compte un par bogie. Une indisponibilité éventuelle d'un convertisseur de E4 produit ainsi une perte de puissance plus faibles que pour celui d'un E1, les performances en cas d'avarie sont donc moins dégradées.

**107\*** On calcule l'effort pour accélérer à partir de l'arrêt:

$$Z_{\text{acc0}} = Z_{\text{max}} - F_{f0}$$

On divise l'effort disponible par l'accélération maximale donnée par le constructeur:

$$m^* = \frac{Z_{\text{acc0}}}{a_{\text{max}}}$$

Il suffit de diviser par la masse à vide pour trouver le coefficient des masses tournantes.

$$\xi = \frac{m^*}{m}$$

On calcule l'effort disponible à 110 km/h  $Z_{110}$ , et l'accélération.

$$Z_{\text{acc110}} = Z_{\text{max110}} - F_{f110} \quad a_{110} = \frac{Z_{\text{acc110}}}{m^*}$$

La puissance est le produit de la vitesse et de l'effort. La puissance maximale se calcule aux "angles" de la caractéristique, soit pour l'effort maximal, soit pour la vitesse élevée.

$$\text{E1:} \quad P = \frac{214 * 195}{3,6} = 11,59$$

$$\text{E4:} \quad P = \frac{126 * 210}{3,6} = 7,35$$

	$Z_{\text{acc0}}$ [kN]	$m^*$ [t]	$\xi$	$Z_{\text{acc110}}$ [kN]	$a_{110}$ [m/s <sup>2</sup> ]	$P_{110}$ [MW]	$P_{\text{max}}$ [MW]
<b>E1</b>	357	804	1,047	347	0,430	11,46	11,59
<b>E4</b>	225	491	1,024	219	0,446	7,18	7,35

**108\*** On observe en traction une commande assez classique avec transition série - parallèle des deux bogies. Les deux rhéostats de démarrage permettent 19 crans série et 18 parallèle. La résistance Vernier permet 3 intercrans par cran principal, ce qui donne une graduation très fine. Les intercrans ne peuvent vraisemblablement pas être utilisés en longue durée. L'affaiblissement du champ permet de disposer d'un effort de traction encore appréciable à haute vitesse. Il offre aussi une large plage de fonctionnement  $Z(V)$  où le rendement est voisin de 100 %. Ces moteurs sont construits de manière particulière: dimensionnés pour une tension maximale de 1,5 [kV] à leurs bornes, ils sont isolés contre terre pour 3 [kV].

En freinage à récupération, l'excitation est fournie par une excitatrice tournante. Les enroulements d'excitation restent toutefois branchés en série, ainsi qu'on peut le lire sur le schéma (contacteurs DS'B'). Ces enroulements sont donc parcourus par une superposition du courant d'induit avec celui fourni par l'excitatrice, ce qui explique la forte incurvation des caractéristiques de crans.



**109\*** On constate d'abord, sur le plan électrique, une forte similitude entre un onduleur qui alimente un moteur linéaire et celui qui alimente un moteur asynchrone rotatif. A puissance égale, cette partie du circuit de puissance a donc un rendement comparable quel que soit le type de moteur auquel il est raccordé.

L'entrefer – distance entre la partie mobile liée au bogie et la partie fixe posée entre les files de rail – est de l'ordre du centimètre. Dans une machine tournante, l'entrefer est inférieur au millimètre. Cela explique en partie que le rendement d'un moteur linéaire soit considérablement plus faible que celui d'un moteur rotatif et de sa transmission mécanique. Une autre partie de l'explication est liée aux extrémités du moteur linéaire, avec des lignes de champ qui se referment dans l'air alors que le circuit magnétique d'un moteur rotatif est fermé. Pour un même service, les frais d'énergie seront plus élevés (10 à 15 %) pour un moteur linéaire.

Sur le plan de l'exploitation, les performances restent stables même en cas d'adhérence dégradée (neige, dépôt des suies des chauffages des maisons voisines, ...). Ce n'est pas le cas pour les entraînements à roues motrices.

Sur le plan de l'entretien, les frais sont moindres pour un moteur linéaire: il n'y a pas de paliers ni d'engrenages à lubrifier et à contrôler. Les roues ne patinent pas puisqu'elles ne sont pas motrices, donc elles ne s'usent pas. Elles s'usent même moins que celles des voitures remorquées puisque leur freinage mécanique est très peu sollicité. Les économies sur la maintenance (terrain plus petit pour les ateliers, pièces de rechange, énergie pour les machines d'entretien et salaires du personnel) compensent les surcoûts énergétiques

**110\*** On se base sur la figure 3.2, courbe 4, pour le TGV-A.

$$F_f = 3000 + 37V + 0,61V^2 \quad [N], \quad \text{avec } V \text{ [km/h]}$$

Le TGV-A est monté sur 8 bogies moteurs et 11 porteurs, le TGV-Réseau sur 8 bogies moteurs et 9 porteurs. On peut estimer la partie  $A + B V$  du TGV-Réseau qui sera la même que celle du TGV-Duplex de même architecture.

$$F_{f\text{TGV R}} = F_{f\text{TGV A}} \frac{17}{19}$$

On a donc une partie de la réponse pour le TGV-Duplex.

$$F_f = 2700 + 33V + C V^2 \quad [N], \quad \text{avec } V \text{ [km/h]}$$

Le terme  $C$  est composé de la section du train et du fameux  $C_x$  qui exprime la qualité de pénétration dans l'air. On peut espérer que les carénages sous caisse, les joints intercaisses et le passage mieux profilé de la ligne de toiture auront amélioré l'écoulement de l'air, les têtes-motrices ont aussi été reprofilées : espérons une réduction de 10%. Par rapport au TGV-A, la réduction de deux caisses réduit aussi la valeur  $C$  : espérons 5%. L'augmentation de la section de caisses est de l'ordre de 8%, ce qui accroît  $C$  du même ordre de grandeur. On peut donc espérer une réduction de 7% de la traînée.

$$C = 0,567$$

$$F_f = 2700 + 33V + 0,567V^2 \quad [N], \quad \text{avec } V \text{ [km/h]}$$

On a pu obtenir les données mesurées par le constructeur :

$$F_f = 2700 + 32V + 0,535V^2 \quad [N], \quad \text{avec } V \text{ [km/h]}$$

Nos estimations « à la louche » ont été un peu pessimistes : à 300 km/h, les résistances à l'avancement sont en réalité voisines de 58 kN, soit environ 2 kN inférieures à nos prévisions.

**111\*** Les ponts principaux sont des ponts mixtes à quatre niveaux en montage économique, ils ne peuvent fonctionner qu'en redresseur. Pour un fonctionnement en récupération, il faudrait remplacer les diodes par des thyristors, avec leur dispositif de commande de gâchette, et concevoir l'électronique de commande de l'angle d'allumage pour permettre le fonctionnement des ponts en onduleur. Pour que le système soit stable en cas de saut de pantographe, il faut encore insérer une petite partie des rhéostats entre les moteurs et le pont: une prise intermédiaire doit être insérée sur le rhéostat, reliée à un contacteur supplémentaire. Cela représenterait donc une modification importante du câblage, tant pour les circuits de commande que pour ceux de puissance. Le frein rhéostatique peut être conservé si le freinage doit être assuré même si le réseau n'est pas apte à la récupération.

Le frein des 8K est à récupération, avec un pont complet en onduleur. Une résistance est insérée entre les induits des moteurs et l'onduleur. L'excitation est fournie via le pont mixte depuis le transformateur. Si la tension à la ligne de contact n'est pas présente, on ne peut pas exciter les moteurs et on n'a pas de freinage électrique. Même si on avait une source locale d'excitation, on ne pourrait pas renvoyer de la puissance sur un réseau électrique défectueux.

L'excitation du frein rhéostatique des SS4 est aussi fournie via un pont mixte depuis le transformateur, si la tension à la ligne de contact n'est pas présente, on n'a pas non plus de freinage électrique.

**112\*** Les puissances des deux locomotives sont sensiblement identiques, tout comme la courbe enveloppe effort–vitesse. Leurs performances sont donc très voisines.

Les 8K sont équipées d'un pont à deux niveaux par bogie et les SS4 d'un pont à quatre niveaux en montage économique. On peut raisonnablement penser que les 8K, dans la zone à plein champ, demande plus de puissance réactive au réseau d'alimentation que les SS4 lorsque le pont n'est pas à pleine ouverture. Il en va de même pour les harmoniques de courant dans la ligne aérienne.

Dans la zone à champ affaibli, le pont d'excitation n'est pas à pleine ouverture pour les SS4, d'où une sollicitation de puissance réactive et d'harmoniques – en rapport avec la puissance d'excitation qui est beaucoup plus faible que celle d'induit – à la ligne de contact. Pour les 8K, une partie du courant d'induit est dévié de l'excitation sans que cela se remarque vraiment au niveau de l'alimentation.

Dans l'ensemble, les SS4 sont donc moins perturbantes en traction pour le réseau d'alimentation.

Les moteurs d'un bogie de 8K sont branchés en série alors que ceux d'un SS4 sont en parallèle sur la sortie du pont. En cas d'avarie, on peut isoler un moteur de SS4 alors que pour une 8K, il faut aussi isoler le deuxième moteur du même bogie.

**113\* A** Les efforts d'accélération sont assez semblables puisque les trains sont de même construction et ont sensiblement la même masse : les locomotives à écartement variable ont une partie mécanique plus complexe et plus lourde qui compense une partie électrique plus légère due à une puissance installée plus faible.

Les formes des têtes motorisées sont aussi très semblables, avec aérodynamique en bec de canard. La formule des frottements est la même :  $F_f = A + BV + CV^2$ . Supposons dans un premier temps que A, B et C sont identiques pour les deux trains. Si une rame encadrée par S130 a besoin de 4,8 MW à 250 km/h et que le 80 % est dû au «  $CV^2$  » (voir fig. 3.2 pour les ordres de grandeur), la puissance nécessaire pour cela vaut  $4 \text{ MW} = CV^2 * V = CV^3$ . La puissance pour vaincre la résistance aérodynamique croît donc avec le cube de la vitesse. Si on veut circuler à 330 km/h avec des S102, la puissance nécessaire sera donc de

$$P_{330} = 4 \left( \frac{330}{250} \right)^3 = 9 \text{ [MW]}$$

Si on suppose que la partie  $A + BV$  varie peu (voir fig. 3.2) : 1 MW à 330 km/h, on arrive à une puissance idéale de 10 MW, soit plus que celle installée de 8 MW. On peut penser que les S102 sont un peu mieux profilées que les S130, donc le C est plus faible, et probablement aussi le B car le système de transmission est plus simple ; cela atténue un peu le manque de puissance. Donc, la rame S130 qui paraît à première vue sous-motorisée est en fait plus largement pourvue.

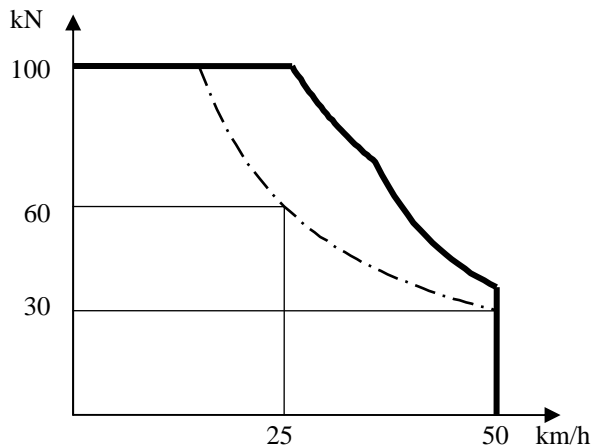
**B** La puissance installée des S130 permet une accélération plus faible que les S102, surtout que la masse est légèrement supérieure, en tout cas pour les vitesses moyennes où la puissance est le facteur limitatif. A basse vitesse, il faudrait connaître les efforts de traction maximaux, qui devraient être très voisins car la charge par essieu est de 17 t pour les S102 et 18t pour les S130. Pour une rame avec S130, l'effort résiduel lu sur la caractéristique est de 70 [kN]. Pour une rame avec S102, on la calcule :

$$Z_{\text{rés}} = \frac{P_{\text{max}}}{V_{\text{max}}} = \frac{8000}{330/3,6} = 87 \text{ [kN]}$$

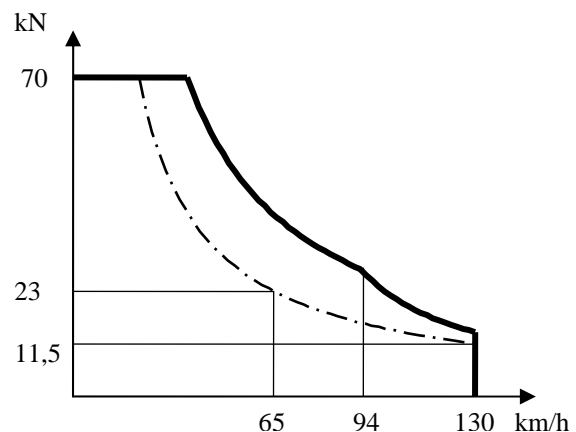
Pour garder les mêmes capacités d'accélération, l'effort devrait évoluer comme le carré de la vitesse et on devrait avoir environ 120 [kN].

**114\*** Les efforts nécessaires doivent d'abord être évalués : déclivité, frottements, accélération résiduelle. L'automotrice RABe 2/6 pèse 72 t à pleine charge et le pousseur He 2/2 28 t, donc 100 t en tout. Sur 90 ‰ il faut donc un effort de 88 kN. Il faut encore ajouter les frottements : A 30 km/h on lit les valeurs de 2,3 kN et 1,4 kN, soit 3,7 kN. Pour maintenir la vitesse de 30 km/h, il faudrait donc disposer de 91,7 kN.

D'après la fiche, en comparant la puissance nominale aux arbres moteurs aux valeurs du régime continu, on déduit le rendement de la transmission :  $\eta_G = (23 \cdot 65 / 3,6) = 426 = 0,977$ . On en tire la puissance maximale à la jante :  $P_{jmax} = 760 \cdot 0,977 = 742$  kW. L'effort maximal qu'on peut développer à 30 km/h est  $Z_{max30} = 742,5 / (30 / 3,6) = 89$  kN. Avec un autre réducteur, il faut toutefois limiter l'effort à 100 kN en raison de la limite par roue dentée. Cet effort maximal sera disponible jusqu'à 26,7 km/h.



Caractéristique He 2/2



Caractéristique RABe 2/6

L'effort disponible est donc insuffisant, et il manque encore une accélération résiduelle pour atteindre la vitesse cible. On ne pourrait en fait atteindre 29 km/h à pleine charge.

Même si les calculs sont un peu défavorables et qu'en réalité, on arrive juste à maintenir la vitesse, il faudrait encore vérifier que le fonctionnement à puissance maximale pendant environ 12 minutes (le trajet total) ne provoque pas d'échauffements excessifs sur les équipements électriques.

**B** Pour déterminer l'effort que peut développer l'automotrice en adhérence, on considère son poids adhérent, soit son poids propre, plus l'appui de la moitié du poids des caisses, soit 36 t. Si on tient compte d'un coefficient d'adhérence de 0,3, on peut compter au maximum sur un effort de 105,7 kN en palier, ou 105 kN en déclivité de 90 ‰. On se situe bien en dessous des valeurs prévues pour le véhicule, il n'y a donc pas lieu d'imposer des limites plus sévères. A 30 km/h, on peut donc utiliser une partie des 70 kN de l'entraînement à adhérence pour compléter les 89 kN de la crémaillère. En utilisant les deux véhicules à leur puissance nominale, on peut développer 100 kN à 30 km/h. On pourrait par exemple programmer le système de commande pour que le pousseur soit utilisé seul jusqu'à sa puissance nominale et que la partie adhérence ne soit combinée que lorsque la puissance est supérieure ou l'effort requis dépasse 100 kN.

Remarque, en régime de freinage, il faudrait encore vérifier qu'avec 100 kN (maximum d'effort électrique et mécanique sur la crémaillère), on peut garantir la décélération minimale prescrite par l'OFT.

**C** La voiture pilote nécessite à 30 km/h 33 kN supplémentaires (déclivité et frottements). Le total nécessaire s'élève alors à 138 kN. Il faudrait demander 49 kN à la partie adhérence, qui ne peut développer que 70 kN au maximum. Il ne reste que 21 kN pour l'accélération et on est largement au-delà du régime nominal. En choisissant l'équipement électrique des RABe 2/6 plus récentes, on disposerait de 800 kW en régime continu, ce qui résoudrait les problèmes limites.

**115\* A VERSION BETA** Les (rares) lignes électrifiées des Etats-Unis, sur la côte est, l'ont été en 25 Hz (11 à 13 kV) certaines ont été converties en 60Hz. On va garder cette fréquence, qui correspond à celle du réseau général. Cela permet une ligne de contact plus légère que la tension continue et évite les complexités de la fréquence spéciale qui n'a plus de raison d'être en 2008 ; l'alimentation peut être assurée par simples transformateurs depuis le réseau de distribution à haute tension. Pour diminuer les pertes et augmenter les intervalles entre points d'injection, on choisit une alimentation à double tension avec feeder : 2x25kV. On peut se contenter d'électrifier les lignes principales, mais pas les dessertes de clients embranchés.

**B** On distingue trois lignes longues en antenne, et un réseau à l'est et au sud de Los Angeles. On peut aussi considérer la zone nord-ouest de San José comme un miniréseau.

Pour les longues lignes, on peut prévoir des stations de 30 MVA espacées de 60 km, car le trafic identifié n'est pas intense :

8 à 10 sous-stations entre Stockton et Lancaster

3 à 5 sous-stations entre Obispo et LA

1 sous-station à Oceanside et 1 à San Diego

1 sous-station à proximité de Reno

Pour les « réseaux » on peut prévoir des sous-stations de 60 MVA :

San Jose – Sacramento – Stockton

Long-Beach – Anaheim – Riverside

**C** Les trains sont actuellement remorqués par des locomotives monocabines. On peut proposer de garder cette philosophie : locomotives monocabines à bogies  $B_0$  à moteurs suspendus par le nez pour 140 km/h, avec une puissance maximale de 4 à 5 MW, soit le double des locomotives utilisées sur les trains réversibles « commuter ». Cette puissance permettra d'améliorer les accélérations et freinages, donc d'augmenter la capacité de transport sans nouvelles infrastructures.

Pour les trains marchandises, on peut imaginer les mêmes machines couplées dos à dos.

Pour éviter d'électrifier les dépôts, on peut installer à l'extrémité opposée à la cabine deux groupes électrogènes de 200 kW qui encadrent le couloir central. Cela rend la machine autonome pour des manœuvres à vitesse réduite. En renonçant à électrifier les dépôts, on ne fait pas seulement une économie, mais on veille aussi à la sécurité du personnel, peu habitué au danger de l'électricité.

Les locomotives marchandises correspondent assez aux locomotives doubles livrées à la Chine par Alstom (HXD2) et Siemens (HXD1) et leurs partenaires chinois (dès 2007). Il suffirait d'y ajouter les groupes électrogènes. Pour les trains « commuter » une moitié de ces locomotives conviendrait. Une Traxx F140AC de Bombardier conviendrait également, en n'y montant qu'une seule cabine. Le gabarit chinois est assez voisin de l'américain, plus généreux que l'européen. Les différences entre le 50 Hz (Chine) et le 60 Hz (USA) ne nécessiteront que des adaptations mineures.

**D** Pour les longues lignes, la rentabilité économique actuelle est discutable, mais peut être influencée par l'évolution des prix pétroliers, ou de taxes sur les carburants destinées à mieux prendre en compte l'impact écologique.

Pour les services de grande banlieue et les transports lourds au départ de Long-Beach, la rentabilité semble plus claire. Le service voyageurs est plus efficace (voir C), ce qui diminue le coût par voyageurs\*kilomètres. Comme le service sera plus rapide, on peut aussi attendre une augmentation des usagers qui pourront renoncer aux embouteillages sur les autoroutes.

**116\*A** Pour un effort de traction de 300 kN à 40 km/h, la puissance à la jante est le produit de l'effort et de la vitesse:  $P_j = 3,33$  MW. Pour avoir la puissance électrique, on doit tenir compte des rendements  $\eta_G$  de la transmission,  $\eta_{\text{mot}}$  des moteurs,  $\eta_r$  et de l'équipement transformateur-convertisseurs. On calcule avec des rendements estimés.

$$P_{lc} = P_j / \eta_G / \eta_{\text{mot}} / \eta_r = 3,33 / 0,99 / 0,96 / 0,95 = 4,9 \text{ MW.}$$

La puissance électrique a une expression connue, avec l'information que la puissance réactive est nulle.

$$P_{lc} = U_{lc} * I_{\text{train}}$$

On connaît la chute de tension

$$U_{lc} = U_{ss} - Z * I_{\text{train}}$$

Pour le calcul de  $Z$ , il faut additionner les impédances linéiques de la ligne de contact et de la voie.

$$Z = 0.484 + 0.572 i \text{ } [\Omega]$$

On peut alors résoudre par *MATLAB* le système de deux équations à deux inconnues ci-dessus. Comme il y a deux solutions mathématiques, il faut rejeter celle qui est techniquement absurde.

$$I_{\text{train}} = 292 + 2.91 i \text{ } [A]$$

$$\Delta U = 139.6 + 168.4 i \text{ } [V]$$

$$U_{lc} = 16860 - 168.4 i \text{ } [V]$$

La chute de tension est assez faible et le déphasage de tension est très faible. Au niveau de la sous-station  $I_{ss} = I_{\text{train}}$ , on a  $\lambda = 0,99995 \cong 1$ .

**B** La limite de la caractéristique pour l'effort maximal est de 54 km/h. Pour connaître l'effort disponible pour accélérer le train, on calcule les frottements moyens entre 40 et 54 km/h. On obtient une accélération de 1,25 [m/s<sup>2</sup>]. La vitesse de 54 km/h est atteinte en environ 3 secondes, 6 mètres plus loin. La variation d'impédance est négligeable et on atteint  $P_j = 6$  MW. On peut refaire les calculs comme A pour cette nouvelle puissance.

$$I_{\text{train}2} = 395 + 5.38 i \text{ } [A]$$

$$\Delta U2 = 188 + 228 i \text{ } [V]$$

$$U_{lc2} = 16812 - 228 i \text{ } [V]$$

**C** Au droit de la sous-station, la puissance ne sert qu'à compenser les frottements.

$$Z_j = F_f = 8,05 \text{ kN.}$$

La puissance à la jante est modeste

$$P_j = 313 \text{ kW.}$$

La puissance soutirée à la ligne de contact

$$P_{lc} = 347 \text{ kW}$$

Il n'y a pas de chute de tension puisqu'on est devant la sous-station

$$I_{\text{train}} = 20 \text{ A.}$$

Ici, il n'est peut-être pas pertinent de négliger la puissance des auxiliaires (refroidissement des équipements) et surtout la puissance de climatisation et d'éclairage qui peut atteindre ~50 kW par voiture, soit environ la même puissance que pour maintenir la vitesse. L'approximation conduit ici à une erreur qui pourrait atteindre 100 %, voire plus! En phase d'accélération, l'erreur ne dépassait probablement pas beaucoup 5%.



**117\*A.** On va déterminer les puissances électriques des deux trains en fonction des puissances mécaniques nécessaires au service. On attribue l'indice « 1 » au train descendant et « 2 » au montant. Les deux trains circulant à vitesse constante, l'effort de traction à la jante doit équilibrer les frottements et l'effet de la déclivité. Pour les frottements, on utilise la courbe 10 sur la figure 3.3 (automotrice) et la courbe 3 sur la figure 3.4 (voiture). La correction de déclivité pour tenir compte de la courbe s'additionne en rampe et se soustrait en pente : ce sont des frottements localisés

$$Z_{j2} = (m_{\text{aut}} + m_{\text{voi}} + m_{\text{voy}}) \cdot i_2 \cdot g + F_f = 32 \quad [\text{kN}] \quad (117-1)$$

$$B_{j1} = (m_{\text{aut}} + m_{\text{voi}} + m_{\text{voy}}) \cdot i_1 \cdot g - F_f = 23 \quad [\text{kN}] \quad (117-2)$$

Comme ils circulent à 40 km/h, on en déduit les puissances mécaniques requises. Selon la fiche, on calcule le rendement de la transmission mécanique  $\eta_G = 0,9545$ . Pour les moteurs et les hacheurs, on estime les rendements  $\eta_{\text{mot}} = 0,96$  et  $\eta_h = 0,97$ . Quel que soit le sens du transit de puissance, le rendement est toujours inférieur à 1 !

On trouve les puissances électriques  $P_1 = 225 \text{ kW}$  et  $P_2 = 398 \text{ kW}$ .

**B.** On peut déterminer les équations maintenant que les puissances électriques sont connues. On désigne par  $I_1$  le courant injecté par le train descendant et par  $I_2$  celui absorbé par le train montant. Le même indice désigne les tensions et puissances au même endroit. A l'emplacement du train descendant.

$$P_1 = U_1 \cdot I_1 \quad (117-3)$$

$$U_1 = U_{ss} - R_1 \cdot (I_2 - I_1) \quad (117-4)$$

A l'emplacement du train montant.

$$P_2 = U_2 \cdot I_2 \quad (117-5)$$

$$U_2 = U_1 - R_2 \cdot I_2 \quad (117-6)$$

On doit donc résoudre un système de 4 équations à 4 inconnues. On élimine d'abord la tension des deux paires d'équations.

$$P_1 - U_{ss} \cdot I_1 + R_1 \cdot I_1 \cdot I_2 - R_1 \cdot I_1^2 = 0 \quad (117-7)$$

$$P_2 \cdot I_1 - P_1 \cdot I_2 + R_2 \cdot I_1 \cdot I_2^2 = 0 \quad (117-8)$$

En injectant dans l'équation (8)  $I_2$  extrait de l'équation (7), on obtient une équation de degré 4 pour le courant  $I_1$ .

Il ne reste plus qu'à la résoudre par *MATLAB*. On rejette les 2 solutions complexes. On a calculé une puissance de freinage de 225 kW, ce qui donnerait 150 A à tension nominale : cela donne l'ordre de grandeur de la solution mathématique à conserver.

$$I_1 = 134 \text{ [A]}$$

L'équation (3) nous permet d'identifier la tension à la ligne de contact pour le train descendant.

$$U_1 = 1673 \text{ [V]}$$

Les équations (5) et (6) nous permettent de calculer le courant absorbé et la tension à la ligne de contact pour le train montant.

$$I_2 = 242 \text{ [A]}$$

$$U_2 = 1644 \text{ [V]}$$

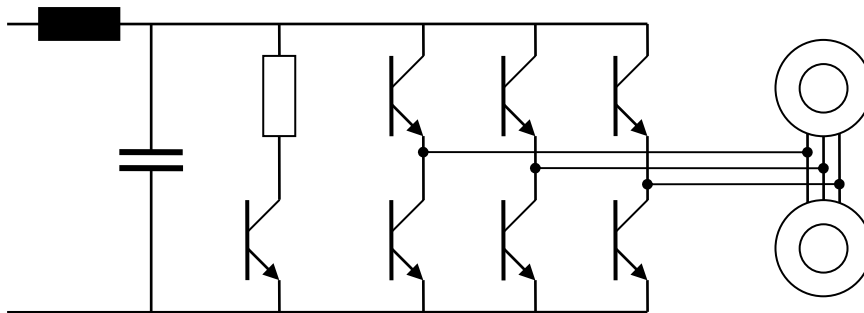
A Arzier, la tension vaut la moyenne des deux tensions aux trains, soit  $U_{lc} = 1658 \text{ [V]}$ . La sous-station doit donc fournir 107 A.

Dans ce cas très favorable de deux trains proches, le train descendant assure un peu plus de la moitié de la puissance nécessaire au train montant. On a négligé la consommation des auxiliaires et celle du chauffage des compartiments, ce qui fait croire à un rendement de récupération meilleur qu'il ne l'est en réalité.

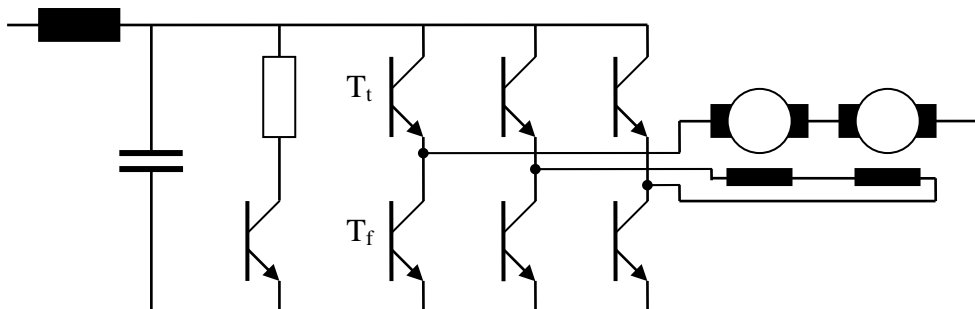
**118\*** La durée de vie résiduelle des véhicules et le coût de la transformation vont être les critères majeurs du choix : est-ce qu'on peut amortir les frais de transformation avant la mise hors service des véhicules ?

**A** On peut distinguer deux solutions avec variantes éventuelles. Quelle que soit la solution retenue, l'électronique de commande du véhicule devra aussi être remplacée. Les interfaces ne seront plus compatibles avec les nouveaux équipements de puissance et leur reprogrammation avec des outils obsolète serait peu rationnelle. De plus, les cartes ne font plus partie de l'assortiment du fabricant.

**A1** Reprise des équipements triphasés identiques aux nouvelles automotrices et remplacement des moteurs à collecteurs par des moteurs asynchrones de même puissance. Il faudra réfléchir aux réducteurs : va-t-on conserver les réducteurs et choisir des moteurs asynchrones compatibles sur le plan des vitesses de rotation ou va-t-on prendre les mêmes moteurs que les nouvelles automotrices, et changer aussi les transmissions ? Le changement de réducteur augmenterait considérablement le coût de transformation. Schéma pour un bogie. Chaque transistor est combiné avec une diode (non dessinée) en antiparallèle dans le même boîtier.

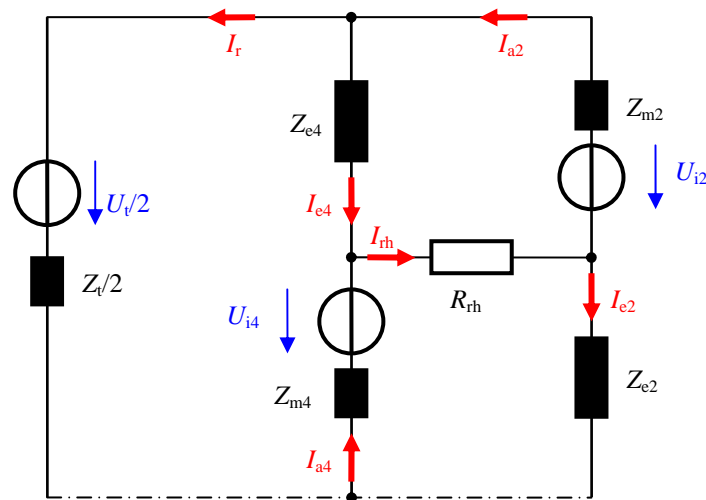


**A2** On conserve les bogies moteurs sans modification et on ne remplace que l'électronique de puissance. On peut choisir une configuration semblable à un onduleur triphasé : une branche fournit le hacheur de traction et le hacheur de freinage, les deux autres branches fournissent le pont en H pour l'excitation. Le hacheur de traction est formé du transistor  $T_t$  et de la diode  $T_f$  et le hacheur de freinage du transistor  $T_f$  et de la diode  $T_t$ . Les moteurs sont donnés pour un courant nominal de 265 A et un courant maximal de 470 A ( $P = 660$  kW par bogie). Les transistors doivent pouvoir bloquer la tension maximale de  $1800$  V = ( $1500$  V = + 20 %) et conduire le courant maximal de 470 A. L'idéal serait de pouvoir prendre les mêmes équipements que pour les automotrices livrées récemment, afin d'optimiser la maintenance et les pièces de rechange. Il faut connaître les spécifications exactes des modules IGBT des nouvelles automotrices pour savoir si c'est possible. Les équipements des nouvelles et des anciennes automotrices ne se distingueraient alors que par leur programme de commande. Comme on peut obtenir avec ces semi-conducteurs modernes des temps de commutation très courts, la fréquence de hachage sera beaucoup plus élevée (~2 kHz au lieu de 400 Hz) et l'ondulation de courant sera plus faible, et donc celle du couple aussi.



**B** On ne peut pas prévoir de grands travaux de retrofit avant 2015 et la livraison complète du nouveau matériel, permettant de retirer une ancienne automotrice sur plusieurs semaines pour une transformation profonde. Le matériel aura alors 30 ans : une modernisation devra donc pouvoir être amortie en 15 ans pour qu'elle en vaille la peine. La variante A1 a une perspective d'amortissement plus faible à cause de son coût supérieur. Dans la réflexion, il faut ajouter le paramètre de la loi sur l'accès des handicapés : pour être conforme, il faudrait aussi remplacer les voitures-pilotes par des voitures à plancher bas et accès au niveau des quais. Idéalement, il faut choisir les mêmes voitures pilotes que les nouvelles automotrice, avec quelques différences concentrées au niveau du pupitre de conduite et des câblots de télécommande. Pour prendre une décision de mise à jour, il faudrait que l'amortissement annuel des transformations sur 15 ans soit nettement meilleur marché que celui d'un matériel neuf sur 30 ans. Sinon, il est préférable d'essayer de prolonger le matériel tel quel encore quelques années jusqu'à la mise en application de la loi sur l'accessibilité, en espérant qu'il n'y aura pas trop de pannes du transistor de freinage. Dans ce cas, il faut s'assurer que les options de commande supplémentaires du nouveau matériel puissent être activées rapidement.

**119\*** On peut dessiner un schéma simplifié d'une demi-locomotive, en remplaçant les moteurs et le secondaire du transformateur par des sources de tension avec leur impédance propre.



On a un équilibre entre tension de transformateur et tensions induites

$$U_t / 2 + I_r \cdot Z_t / 2 = -I_{a2} \cdot Z_{m2} + U_{i2} - I_{rh} \cdot R_{rh} - I_{a4} \cdot Z_{m4} + U_{i4}$$

On a aussi équilibre entre excitation d'un moteur et l'induit de l'autre

$$I_{e4} \cdot Z_{e4} + I_{rh} \cdot R_{rh} = U_{i2} - I_{a2} \cdot Z_{m2}$$

Dans la résistance circule un courant qui est la somme des courants d'induit et d'excitation d'un moteur.

$$I_{e4} + I_{a4} = I_{rh}$$

Pour un cran du transformateur donné et une valeur de vitesse particulière, le courant de récupération est nul et le courant d'induit d'un moteur assure l'excitation de l'autre. On a dans la résistance  $R_{rh}$  un courant double du courant d'induit d'un seul moteur. La tension aux bornes de la résistance, celle aux bornes de l'enroulement d'excitation et les chutes de tension dans l'induit compensent la tension d'induit. Le freinage est purement rhéostatique, à excitation série, ou autoexcité.

Si la vitesse augmente, la tension induite croît, et donc le courant d'induit. Comme la chute de tension dans la résistance croît, la tension à l'enroulement d'excitation diminue, comme son courant traversant. La différence entre courant d'induit et courant d'excitation permet d'obtenir un courant de récupération  $I_r$  positif. Une partie de la puissance de freinage est récupérée et une autre partie est dissipée dans la résistance.

Si la vitesse diminue par rapport à la vitesse d'équilibre, la tension induite diminue et donc le courant d'induit. Pour maintenir l'excitation, le transformateur doit alors fournir un courant  $I_r$  négatif ; c'est un freinage rhéostatique à excitation mixte, par une source externe qui est le transformateur et par le moteur voisin. Si la vitesse diminue trop, il n'est alors plus possible que la somme des tensions induites dépasse la tension du transformateur, et le courant d'induit s'annule, et donc l'effort de freinage disparaît.

Dans le circuit induit-excitation-rhéostat, le croisement entre deux moteurs permet d'équilibrer les efforts même s'il existe de légères différences de caractéristiques à la construction.

**120\* A** Pour un effort de traction de 96 kN à 5 km/h, la puissance à la jante est le produit de l'effort et de la vitesse:  $P_j = 133$  kW. Pour avoir la puissance électrique, on doit tenir compte des rendements  $\eta_G$  de la transmission,  $\eta_{\text{mot}}$  des moteurs,  $\eta_r$  et de l'équipement transformateur-convertisseurs. On calcule avec des rendements estimés. Le rendement  $\eta_G$  de la transmission a été calculés d'après les données de la fiche en régime continu.

$$P_{lc} = P_j / \eta_G / \eta_{\text{mot}} / \eta_r = 133 / 0,99 / 0,96 / 0,95 = 151 \text{ kW.}$$

La puissance électrique a une expression connue.

$$P_{lc} = U_{lc} * I_{\text{tram}}$$

On connaît la chute de tension

$$U_{lc} = U_{ss} - R * I_{\text{tram}}$$

Pour le calcul de  $R$ , il faut multiplier les impédances linéiques de la ligne par la distance.

$$Z_1 = 0.019 \text{ } [\Omega]$$

On peut alors résoudre par *MATLAB* le système de deux équations à deux inconnues ci-dessus. Comme il y a deux solutions mathématiques, il faut rejeter celle qui est techniquement absurde.

$$I_{\text{tram}} = 241.6478 \text{ [A]}$$

$$\Delta U = 4.5526 \text{ [V]}$$

$$U_{lc} = 625.4474 \text{ [V]}$$

La chute de tension est assez faible. Au niveau de la sous-station  $I_{ss} = I_{\text{tram}}$ .

**B** La limite de la caractéristique pour l'effort maximal est de 24 km/h. Pour connaître l'effort disponible pour accélérer le train, on calcule les frottements moyens entre 5 et 24 km/h. On obtient une accélération de 1,57 [m/s<sup>2</sup>]. La vitesse de 24 km/h est atteinte 9,5 mètres plus loin. La variation d'impédance est faible et on atteint  $P_j = 650$  kW. On peut refaire les calculs comme A pour cette nouvelle puissance et cette nouvelle impédance.

$$I_{\text{tram}2} = 1.2122e+03 \text{ [A]}$$

$$\Delta U_2 = 22.1930 \text{ [V]}$$

$$U_{lc2} = 607.8070 \text{ [V]}$$

**C** On continue à puissance maximale jusqu'à 60 km/h. Pour connaître l'effort disponible pour accélérer le train, on calcule les frottements moyens et l'effort de traction moyen entre 24 et 60 km/h. Le tram a parcouru 64 m. On peut refaire les calculs comme A pour cette nouvelle puissance et cette nouvelle impédance.

$$I_{\text{tram}3} = 1.2040e+03 \text{ [A]}$$

$$\Delta U_3 = 18.0375 \text{ [V]}$$

$$U_{lc3} = 611.9625 \text{ [V]}$$

Il reste environ 250 m jusqu'au prochain arrêt, 180 m à parcourir en marche sur l'erre ou à vitesse maintenue, avant le freinage. Selon la position du tram par rapport à l'horaire prévu, il n'est peut-être pas nécessaire de solliciter une pareille accélération.

Si on tient compte de la déclivité, on aura une distance d'accélération un peu plus courte.

En principe, en service commercial, on limite l'accélération à 1,5 m/s<sup>2</sup>, pour les tramways et métros.

**121\*** A Pour débiter, on rappelle les équations fondamentales adaptées de *Traction Electrique* pour notre cas :

$$U_i = C_m \cdot \varphi_m \cdot \omega_m \quad [\text{V}] \quad (4.4)$$

$$V = 3,6 \cdot k_G \cdot r_e \cdot \omega_m \quad [\text{km/h}] \quad (3.23)$$

$$M_m = C_m \cdot \varphi_m \cdot I \quad [\text{N.m}] \quad (4.5)$$

$$Z = \frac{10^{-3} \cdot M_m}{k_G \cdot r_e} \quad [\text{kN}] \quad (3.23)$$

$$Z = \frac{M_m}{k_G \cdot r_e} \quad [\text{kN}] \quad \text{on a deux moteurs}$$

$$U_{lc} = R_{rh} \cdot I + 2 \cdot R_m \cdot I + 2 \cdot U_i \quad [\text{V}] \quad (4.1) \quad \text{traction série, crans 1 à 6}$$

$$U_{lc} = R_{rh} \cdot 2 \cdot I + R_m \cdot I + U_i \quad [\text{V}] \quad (4.1) \quad \text{traction parallèle, crans 7 à 10}$$

$$0 = R_{rh} \cdot 2 \cdot I + R_m \cdot I + U_i \quad [\text{V}] \quad (4.1) \quad \text{freinage, crans 1 à 7}$$

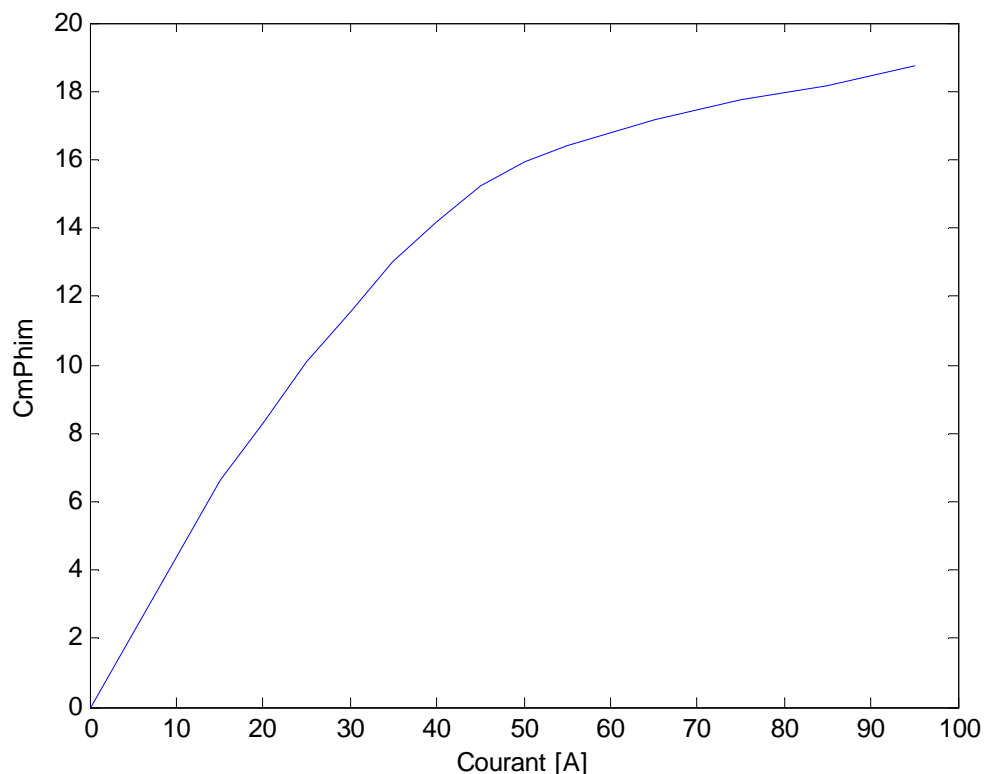
Pour le moteur seul, on a au banc d'essai

$$U_{lc} = R_m \cdot I + U_i \quad [\text{V}] \quad (4.1)$$

Avec (4.4), on peut extraire la courbe de solévation.

$$C_m \cdot \varphi_m = 3,6 \cdot k_G \cdot r_e \cdot \frac{U_{lc} - R_m \cdot I}{V}$$

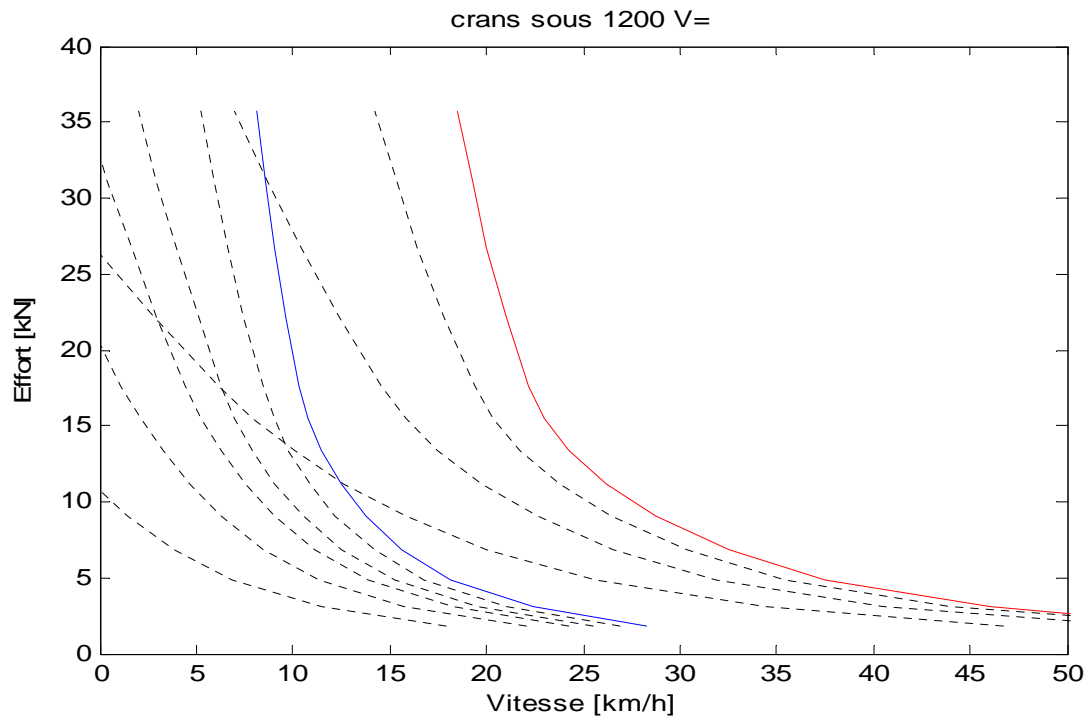
On relève sur la caractéristique BBC vitesse et effort pour un certain nombre de valeur de courant, et on saisit ces valeurs dans des vecteurs *MATLAB*. Le flux est défini à la constante  $C_m$  près, non connue.



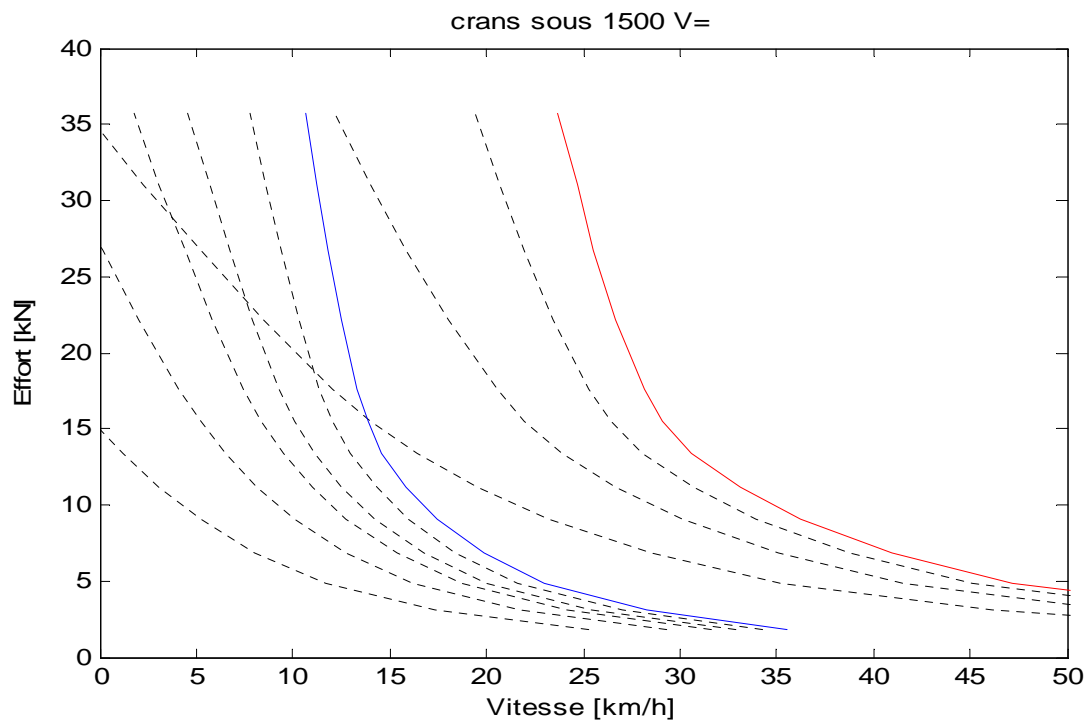
**B** On calcule les courbes pour les divers crans. On détermine la vitesse pour différentes valeurs de courant déterminées.

$$V = 3,6 \cdot k_G \cdot r_e \cdot \frac{U_{lc} - R_{rh} \cdot I - 2 \cdot R_m \cdot I}{2 \cdot C_m \cdot \varphi_m} \text{ [km/h]} \quad \text{crans 1 à 6, avec différents } R_{rh}.$$

$$V = 3,6 \cdot k_G \cdot r_e \cdot \frac{U_{lc} - R_{rh} \cdot 2 \cdot I - R_m \cdot I}{C_m \cdot \varphi_m} \text{ [km/h]} \quad \text{crans 7 à 10, avec différents } R_{rh}.$$



**C** Mêmes équations que **B**, seule  $U_{lc}$  change.



**D** En freinage, on a à peu près la même équation qu'en traction parallèle.

$$V = 3,6 \cdot k_G \cdot r_e \cdot \frac{R_{rh} \cdot 2 \cdot I + R_m \cdot I}{C_m \cdot \varphi_m} \quad [\text{km/h}] \quad \text{crans 1 à 7.}$$

