

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ, МОЛОДІ ТА СПОРТУ УКРАЇНИ

ХАРКІВСЬКА НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ  
МІСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА

# ОСНОВИ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ТЯГИ

*Рекомендовано  
Міністерством освіти і науки, молоді та спорту України,  
як навчальний посібник для студентів  
напрямку підготовки «Електромеханіка»  
вищих навчальних закладів*

ХАРКІВ  
ХНАМГ  
2012

075

**Автори:**

**Юлія Віталіївна Мінієва**, кандидат технічних наук, доцент.

**Рецензенти:**

«Харківський політехнічних інститут»;

тяги» Української державної академії залізничного транспорту;

**А. Г. Сосков**, доктор технічних наук, професор, завідувач кафедри «Теоретичної та загальної електротехніки» Харківської національної академії міського господарства.

## Рекомендовано

Міністерством освіти і науки, молоді та спорту України,  
як навчальний посібник для студентів напряму підготовки  
«Електромеханіка» вищих навчальних закладів.

лист № 1/11 – 2660 від 28. 02. 2012 р.

**О75 Основи електричної тяги:** навч. посібник / В. Х. Далека, П. М. Пушков, В. П. Андрійченко, Ю. В. Мінеєва; Харк. нац. акад. міськ. госп-ва. – Х. : ХНАМГ, 2012. – 312с.

ISBN 978-966-695-246-5

Навчальний посібник написаний відповідно до програми підготовки бакалаврів спеціальностей "Електричний транспорт" та «Електричні системи і комплекси транспортних засобів». У посібнику розглянуто процеси реалізації сил тяги і гальмування, сили опору руху, характеристики тягового і гальмівного режимів руху поїзду, а також розрахунок і побудова кривих руху поїзда, витрат енергії, розрахунок нагрівання електротягового обладнання, частотно – регульований асинхронний тяговий привод.

Призначений для студентів вищих навчальних закладів, що навчаються за напрямом підготовки «Електромеханіка»

УДК 621.337(075)  
ББК 39.15я73-6+39.16я73-6

ISBN 978-966-695-246-5 © В. Х. Далека, П. М. Пушков,  
В. П. Андрійченко, Ю. В. Мінеєва, 2012  
© ХНАМГ, 2012

## ВСТУП

Міський електричний транспорт (трамвай, тролейбус, метрополітен, фунікулер, ескалатор), а також електромобіль використовує для тяги електричну енергію та не має шкідливого впливу на навколишнє середовище.

Головне завдання міського електричного транспорту полягає в повному і своєчасному задоволенні потреб населення в перевезеннях. Знання теорії електричної тяги дозволяє вирішувати питання підвищення ефективності, надійності й безпеки роботи рухомого складу міського електричного транспорту. Ефективність електричної тяги повинна зростати не тільки внаслідок створення нових типів електрорухомого складу (ЕРС), але й в результаті поліпшення тягових, гальмівних і техніко-економічних характеристик ЕРС, підвищення його надійності.

Перехід міського електричного транспорту на ринкові відносини вимагає підвищення ефективності його роботи, перегляду економічних показників, чіткої організації руху, розвитку й повного використання електрорухомого складу (ЕРС).

У цих умовах перспективними напрямками підвищення ефективності електричної тяги являються прискорення науково-технічного прогресу в області ЕРС і систем тягового електропостачання, розробка й впровадження нових технологій, що сприяють продовженню терміну служби експлуатованого ЕРС, забезпечення надійності ЕРС, високої якості виготовлення й ремонту, скорочення експлуатаційних витрат.

Швидкий ріст цін на електроенергію призводить до того, що основною складовою експлуатаційних витрат стає плата за електроенергію, що витрачається на рух ЕРС. Тому дуже важливо знижувати витрати електроенергії.

Для вирішення цих актуальних завдань потрібні висококваліфіковані інженерні кадри, здатні не тільки вдосконалювати експлуатацію існуючих технічних пристроїв електричної тяги, але й створювати нові, більше економічні та надійні її системи. Тому майбутні фахівці повинні вивчити

закони руху ЕРС, процеси реалізації сил тяги й гальмування, властивості й особливості пристроїв електричної тяги й, що дуже важливо, навчитися аналізувати взаємні зв'язки, що відбуваються у цих пристроях механічних, електричних і електромагнітних процесів.

Положення теорії електричної тяги широко використовують в організації руху ЕРС, створенні й експлуатації ЕРС і систем тягового електропостачання.

Цей навчальний посібник складений відповідно до програми дисципліни "Основи електричної тяги", що виклається на кафедрі електричного транспорту Харківської національної академії міського господарства.

70-ті роки 19 ст. знаменували собою найважливіший етап у розвитку засобів пересування - час практичного застосування електричного транспорту.

Перші спроби використання електроенергії для транспортних цілей були відомі й раніше.

Перший електродвигун для приводу різних механізмів був створений академіком Петербурзької академії наук Б. С. Якобі в 1834 р. Побудований ним багатополюсний електродвигун у 1838 р. був встановлений разом з гальванічною батареєю на катері, який з 14-ма пасажирами рухався по р. Неві проти течії без весел і вітрил. Це стало початком практичного застосування на транспорті електричної тяги.

Інженер Ф. А. Піроцький у 1876 р. в Петербурзі провів перші дослідження електрифікації візка міського рейкового транспорту. У 1880 р. він випробував на залізничній колії в Сестрорецьку двовісний вагон конки з приводом від електродвигуна. Електродвигун, який обертав колісну пару, був підвішений до підлоги вагона, підводка струму була виконана контактним проводом, а як зворотний провід використовувалися рейки.

Міський трамвай був першим видом електрифікованого транспорту. Потім розпочалася електрифікація приміських залізниць, залізниць у гірських районах і ділянок залізниць з довгими тунелями.

У Києві пасажирський рух електричного трамвая відкрився 2 травня 1892 р. , у Нижньому Новгороді - у 1896 р. , у Москві - у 1899 р.

У 1905 р. почалося будівництво харківського трамвая. До середини 1906 р. тут була побудована міська електрична залізна дорога. Відало нею Харківське управління електротрамвая. У Німеччині (м. Нюрнберг) були закуплені 12 двовісних трамвайних вагонів з дерев'яним кузовом місткістю 18 чоловік. Вагон приводився в рух двома електродвигунами потужністю 12 кВт кожний. За один вагон було заплачено 7333 карбованця золотом.

3 липня (старий стиль) 1906 р. у Харкові почалася експлуатація електричного трамвая. Довжина першого маршруту складала 3,2 км. До кінця 1906 р. трамвай перевіз понад 1 млн. , а в наступному році - більше двох мільйонів пасажирів. У 1932 р. харківський трамвай став одним із кращих в країні.

1 травня 1939 р. в Харкові був пущений перший тролейбусний маршрут по 7-кілометровій трасі від центру міста до парку ім. Горького.

У 1975 р. в Харкові була здана в експлуатацію перша ділянка метрополітену.

В останні роки Харківське комунальне підприємство "Міськелектротранс" - велике сучасне багатогалузеве господарство, що займає одне з провідних місць в Україні. Довжина трамвайних ліній у місті складає більше 260 км, тролейбусних - більше 270 км. Експлуатуються 58 тягових підстанцій. Щорічне споживання електроенергії трамваями і тролейбусами становить близько 140 млн. кВт·год.

Електричним називають такий вид транспорту, рух якого здійснюється за допомогою тягових електродвигунів. Тяговими електричними двигунами (машинами, перетворювачами) називають двигуни, призначені для роботи на електрорухомому складі усіх видів.

За призначенням і характером роботи електричний транспорт підрозділяють на магістральний, приміський, промисловий і міський.

Магістральний - це в основному залізничний транспорт, що здійснює перевезення вантажів і пасажирів на далекі відстані. Приміський електротранспорт використовують для пасажироперевезень по залізницях на невеликі відстані.

На залізницях застосовують електровози, тобто локомотиви, на яких встановлені електричні двигуни, що одержують електричну енергію від контактної мережі і передають обертаючий момент на тягові вісі. За допомогою електровозів приводяться в рух пасажирські й вантажні поїзди. На залізницях також застосовуються тепловози, на яких як джерело електричної енергії використовуються дизель-генератори.

Для приміського руху застосовують електропоїзди і дизель-поїзди, в яких тягові електричні двигуни (ТЕД) і інше електроустаткування встановлені безпосередньо на пасажирських вагонах. Електропоїзди одержують енергію безпосередньо від контактної мережі, а дизель-поїзди – від дизель-генераторів, встановлених на вагонах.

Промисловий електричний транспорт здійснює перевезення різноманітних вантажів по території виробничих підприємств. Цей транспорт дуже різноманітний, його особливості залежать від виду виробництва, де він застосовується. Якщо це відкритий видобуток корисних копалин, то такий транспорт близький до залізничного (промислові електровози, самохідні думпкари); якщо ж, наприклад, це машинобудівний завод, де застосовується безрейковий транспорт (електрокари, електронавантажувачі), то він близький до міського електричного транспорту.

Міський електричний транспорт (МЕТ) служить для перевезення пасажирів у містах на відносно невеликі відстані. Він повинний забезпечувати: високу надійність і безпеку руху; надання максимуму зручностей для пасажирів при мінімальній вартості перевезень; необхідну частоту і регулярність руху на лінії; високу швидкість перевезень і достатню провізну спроможність; мінімальний шум, створюваний електрорухомим складом.

Основними видами МЕТ є трамвай, тролейбус і метрополітен. В окремих випадках знаходять застосування також й інші види транспорту: монорейкові дороги, теплоелектричний і електромобільний транспорт.

За способом передачі енергії до ТЕД види тяги можна підрозділити на три групи: 1 - електрична тяга з передачею енергії від зовнішнього джерела енергії - електростанції; 2 - автономна електрична тяга - джерело енергії, встановлене на самому рухомому складі; 3 - комбінована електрична тяга - сполучення двох перших груп.

Перша група, у свою чергу, підрозділяється на три види: контактний, безконтактний і кабельний. Основним видом є рухомий склад з контактним струмоприймачем. Безконтактне (індукційне) живлення знаходиться в стадії досліджень, а живлення ТЕД безпосередньо через кабель знайшло обмежене застосування у промисловому транспорті.

Другу групу можна підрозділити за ознакою первинного джерела енергії (наприклад, тепловий двигун, хімічна акумуляторна батарея, механічний акумулятор, атомний генератор). У теплоелектричному рухомому складі ТЕД одержує енергію від електричного генератора, що приводиться в дію тепловим двигуном (наприклад, дизелем). Це дизельний електробус. Екіпаж, в якому джерелом енергії для живлення ТЕД служить електрична акумуляторна батарея, одержав назву електромобіля.

Можливе застосування екіпажа з двома джерелами енергії - тепловим двигуном і акумуляторною батареєю. Прикладом комбінованого виду електричної тяги є тролейний електромобіль-екіпаж, що працює як тролейбус на трасі з контактною мережею, але обладнаний акумуляторною батареєю для руху на ділянці шляху, що не має контактної мережі. Більш складний екіпаж - тролейний автобус, що приводиться в рух на ділянках з контактною мережею тяговим електричним двигуном, а на необладнаних контактною мережею ділянках - двигуном внутрішнього згорання.

За типом шляху електричний транспорт можна підрозділити на рейковий, монорейковий (з однією рейкою) і безрейковий, а за розташуванням шляху - на наземний, надземний і підземний.

Рухомим складом рейкового транспорту є електровози і електровагони - моторні й причіпні, а безрейкового - тролейбуси, електробуси, електромобілі.

Електрична тяга з передачею енергії від електростанцій може здійснюватися при різних системах струму і різних напругах. Залежно від роду струму, який підводиться до рухомого складу, розрізняють системи електричної тяги постійного, трифазного і однофазного струмів зниженої чи нормальної частоти.

В умовах міста з міркувань електробезпеки застосування напруги понад 1000 В у повітряній контактній мережі не дозволяється. А при такому рівні напруги застосування змінного струму неефективне через високу індуктивність контактної мережі.

У країнах СНД на МЕТ (трамвай, тролейбус) застосовується тільки постійний струм напругою на шинах тягової підстанції (номінальна) 600 В, на струмоприймачі: номінальна – 550 В, максимальна – 700 В (720 при рекуперації). На метрополітені використовується напруга на шинах тягової підстанції (номінальна) – 825 В, на струмоприймачі рухомого складу: номінальна - 750 В, максимальна - 975 В.

За кордоном використовується в основному постійний струм напругою 550-750 В для трамваїв і 750-1050 В - для метрополітену.

На електрорухомому складі можуть застосовуватися тягові електричні двигуни як постійного струму, так і безколекторні двигуни змінного струму (асинхронні чи синхронні). При використанні безколекторних двигунів на рухомому складі встановлюються статичні перетворювачі постійного струму і регулятори частоти. Останнім часом така система знаходить широке використання в електромобілях. Вона також доцільна при застосуванні приводу у вигляді мотор-колеса, тобто пристрою, коли електричний двигун з редуктором виконані як єдине ціле з колесом.



Для електричної тяги на МЕТ використовуються ТЕД постійного струму послідовного і змішаного збудження. ТЕД паралельного збудження в якості тягових не застосовуються. Найбільш повно умовам роботи на ЕРС задовольняють ТЕД послідовного збудження, що мають відповідні природні тягові характеристики  $F(V)$ . Вони краще працюють у перехідних режимах внаслідок великої комутаційної стійкості до появи колового вогню на колекторі, при однаковій потужності мають менші вагу і габарити за рахунок зменшення обсягу ізоляції обмотки послідовного збудження.

## 1. ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ РУХУ ПОЇЗДА

**Рівняння руху поїзда.** Рух поїзда по рейковому шляху або дорозі складається з корисного переміщення уздовж осі шляху, супроводжуваного обертанням коліс, осей, якорів тягових двигунів (ТД), елементів рушійних механізмів, і різних коливальних рухів. Ці коливання з'являються від сил, які діють з боку шляху і навколишнього середовища, а також унаслідок взаємодії між окремими частинами поїзда.

При складанні рівняння руху поїзда розглядають тільки його корисне (поступальне) переміщення. При цьому поїзд представляють як тверде тіло з масою  $m$ , зосередженою в його центрі мас.

Прикладені до поїзда сили визначають характер його руху. Ці сили розділяють на керовані машиністом (сили тяги  $F$  і гальмування  $B$ ) і некеровані (сили опору рухові  $W$ ). Основними режимами руху поїзда є: режим тяги, або рух під струмом; режим вибігу, або рух без споживання струму; і гальмування.

При тязі поїзд переміщується під дією сил, створених тяговими двигунами і реалізованих унаслідок наявності зчеплення рушійних коліс з рейками або дорогою. При відсутності струму двигуни відключені і рух поїзда визначають сили опору рухові, в тому числі викликані силою ваги. У гальмівному режимі штучно створюють силу, спрямовану проти руху поїзда.

За час руху під струмом тягові двигуни перетворюють підведену до них електричну енергію в механічну, що йде на подолання сил опору руху і на створення кінетичної енергії поїзда. Після відключення тягових двигунів рух поїзда продовжується за рахунок накопиченої кінетичної енергії. Ця енергія витрачається на подолання опору руху на шляху вибігу і гальмування, а частина, що залишилася, при відсутності рекуперації гаситься в гальмах перед зупинкою поїзда. У випадку якщо застосовується рекуперативне гальмування, частина кінетичної енергії знову перетворюється в електричну і повертається в тягову мережу.

Величинами, що характеризують рух поїзда, є швидкість  $V$ , час руху  $t$  і пройдений шлях  $\ell$ . Дві з трьох залежностей - швидкості поїзда від пройденого шляху  $V(\ell)$ , швидкості від часу  $V(t)$  і шляху від часу  $V(t)$  - характеризують рух поїзда. Третю залежність одержують з інших двох, виключивши загальну незалежну змінну. Графічні зображення цих функцій називають кривими руху поїзда. Розрахунок їх проводять за допомогою рівняння руху поїзда, що зв'язує між собою змінні  $V$ ,  $\ell$ ,  $t$  у диференціальній формі. Рівняння руху поїзда можна вивести на підставі другого закону Ньютона з класичної механіки, застосувавши його до умов руху поїзда. Другий закон Ньютона говорить, що прискорення матеріальної точки прямо пропорційне діючій на неї силі, зворотно пропорційне масі точки і збігається за напрямком із силою

$$\vec{a} = \vec{F} / m \quad \text{або} \quad \vec{F} = m\vec{a} = m \frac{d\vec{V}}{dt}. \quad (1.1)$$

Масою  $m$  називається скалярна величина, що є мірою інертності тіл у поступальному русі.

Маса  $m$  матеріальної точки дорівнює відношенню модулів векторів її ваги  $\vec{G}$  і прискорення вільного падіння  $\vec{g}$ :

$$m = G/g \quad (1.2)$$

Вагою тіла називається сила  $\vec{G}$ , з якою нерухоме щодо Землі тіло давить на опору внаслідок тяжіння його до Землі

Вільним падінням називається рух тіла під дією єдиної сили, яка дорівнює його вазі.

У більшості технічних розрахунків зневажають залежністю  $g$  від географічної широти і приймають  $g = 9,81 \text{ м/с}^2$ . Якщо в процесі руху поїзд змінює свою поступальну швидкість  $V$ , то одночасно змінюється і кутова швидкість обертання  $\omega$  колісних пар, зубчастих коліс редуктора і якорів тягових двигунів. Тому необхідно моменти інерції  $J$  обертючих частин поїзда привести до поступальної швидкості  $V$  його руху. Приведення моментів інерції обертючих частин (добуток мас обертючих частин на квадрат їхніх радіусів інерції) до поступальної швидкості руху здійснюють на підставі балансу (рівності) запасу кінетичної енергії і-ї обертючої частини в обертальному і поступальному рухах:

$$J_i \frac{\omega_i^2}{2} = m_{zi} \frac{V^2}{2}, \quad (1.3)$$

звідки

$$m_{zi} = J_i \frac{\omega_i^2}{V^2}. \quad (1.4)$$

де  $m_{zi}$  - еквівалентна маса і-ї обертючої частини.

Виразимо кутові швидкості обертючих частин через поступальну швидкість руху поїзда, тобто швидкість на ободі коліс. При радіусах рушійних і підтримуючих коліс відповідно  $R_d$  і  $R_n$  і передаточному числі рушійного механізму  $\mu = \omega_n / \omega_d$ , де  $\omega_n$  і  $\omega_d$  - кутові швидкості відповідно якоря двигуна і рушійної колісної пари (колес), кутові швидкості рушійних і підтримуючих коліс, а також якорів тягових двигунів, нехтуючи прослизанням коліс, приймають

$$\omega_d = V / R_d; \omega_n = V / R_n; \omega_n = \mu \omega_d = \mu V / R_d. \quad (1.5)$$

З урахуванням співвідношень (1.5) еквівалентна маса всіх обертючих частин поїзда представляється виразом

$$m_{\Sigma} = \sum \frac{J_d}{R_d^2} + \sum \frac{J_n}{R_n^2} + \sum \frac{J_a \mu^2}{R_d^2}, \quad (1.6)$$

де  $J_d$  - момент інерції рушійної колісної пари або коліс з півосями при застосуванні диференціальної передачі зі зв'язаними з ними елементами рушійного механізму;  $J_{\Pi}$  - момент інерції підтримуючої колісної пари або коліс;  $J_{\text{Я}}$  - момент інерції якоря двигуна, включаючи частини передачі, укріплені на його валу.

Суму маси поїзда  $m$  і еквівалентної маси всіх обертових частин поїзда  $m_{\text{об}}$  називають приведеною масою поїзда  $m_{\text{пр}}$ :

$$m_{\text{пр}} = m + m_{\text{об}} \quad (1.7)$$

або

$$m_{\text{пр}} = m \left( 1 + \frac{m_{\text{об}}}{m} \right) = m (1 + \gamma) = m K_{\text{и}}. \quad (1.8)$$

де коефіцієнт  $K_{\text{и}} = 1 + \gamma$  називають коефіцієнтом інерції обертових частин поїзда, величину  $\gamma = m_{\text{об}} / m$  - коефіцієнтом приведення.

Таким чином, поїзд з масою  $m$ , що має поступальний рух з одночасним обертанням деяких його частин, еквівалентний тілу з приведеною масою  $m_{\text{пр}}$ , що робить тільки поступальний рух.

Позначимо через  $F_d$  рівнодіючу сил, що діють на поїзд, тоді відповідно до другого закону Ньютона (1.1) рівняння руху поїзда матиме вигляд

$$(1 + \gamma)m \frac{dV}{dt} = F_d. \quad (1.9)$$

Рівняння (1.9) називають першою формою рівняння руху поїзда, що зв'язує в диференціальній формі змінні  $V$  і  $t$ .

Другу форму рівняння руху поїзда, що зв'язує в диференціальній формі змінні  $V$  і  $l$ , одержимо з рівності зміни кінетичної енергії поїзда при роботі прикладених до нього сил:

$$dA_k = d \frac{(1 + \gamma)mV^2}{2} = F_d dl,$$

звідки

$$(1 + \gamma)mV \frac{dV}{dl} = F_d. \quad (1.10)$$

Рівняння (1.9) можна одержати з рівняння (1.10), якщо підставити в нього співвідношення  $V = dl/dt$ .

У рівняння (1.9) і (1.10) необхідно ввести, наприклад, у праві їхні частини, перевідні коефіцієнти  $\zeta$  і  $\zeta'$ , тому що незалежно можуть бути обрані одиниці виміру тільки для трьох з чотирьох вхідних величин:

$$(1 + \gamma)m \frac{dV}{dt} = \zeta \cdot F_d; \quad (1.11)$$

$$(1 + \gamma)mV \frac{dV}{dl} = \zeta' F_d. \quad (1.12)$$

Якщо одиницями виміру величин, що входять у рівняння (1. 11) і (1. 12), є одиниці Міжнародної системи одиниць (кг, м, с, Н), то  $\zeta = \zeta' = 1$ . При вимірі швидкості  $V$  у км/год коефіцієнти  $\zeta = 3.6 = 3,6$  і  $\zeta' = 3,6^2 = 12,96$ ,  $1/\zeta' = 0,278$  і  $1/\zeta = 0,07716$ .

Тягові розрахунки зручніше виконувати, користуючись питомими значеннями рівнодіючої сили і її складових, для чого рівняння (1. 11) і (1. 12) поділяють на вагу поїзда  $G$ , кН. Виразимо масу поїзда  $m$ , кг, через його вагу  $G$ , кН:  $m = 10^3 \cdot G/g = 10^3 G/9,81 = 102G$  тоді рівняння руху поїзда в так названій питомій формі набуває вигляд

$$102(1 + \gamma) \frac{dV}{dt} = \zeta \cdot f_d; \quad (1. 13)$$

$$102(1 + \gamma)V \frac{dV}{dl} = \zeta' \cdot f_d, \quad (1. 14)$$

де  $f_d = F_d / G$  питома рівнодіюча сила, Н/кН.

При вимірі швидкості  $V$  у км/год рівняння (1. 13) і (1. 14) мають вигляд

$$28,3(1 + \gamma) \frac{dV}{dt} = f_d; \quad (1. 15)$$

$$7,87(1 + \gamma)V \frac{dV}{dl} = f_d, \quad (1. 16)$$

де коефіцієнти  $28,3 = 102/\zeta = 102/3,6$ ;  $7,87 = 102/\zeta' = 102/3,6^2$ .

### **ВИЗНАЧЕННЯ КОЕФІЦІЄНТА ІНЕРЦІЇ ОБЕРТОВИХ ЧАСТИН**

Значення  $K_{и} = 1 + \gamma = 1 + m_{\gamma}/m$  можна визначити розрахунковим і експериментальним шляхом. Розрахунок  $K_{и}$  зводиться до розрахунку еквівалентної маси обертових частин  $m_{\gamma}$  за формулою (1. 6), що зручно перетворити, замінивши моменти інерції частин поїзда  $J$  добутками:

$$J = m_B \rho_B^2, \quad (1. 17)$$

де  $m$  - маса обертової частини;  $\rho_B$  - її радіус інерції. Перетворена формула приймає вигляд

$$m_{\gamma} = m\gamma = \sum m_d \frac{\rho_d^2}{R_d^2} + \sum m_{\Pi} \frac{\rho_{\Pi}^2}{R_{\Pi}^2} + \sum m_{я} \frac{\rho_{я}^2 \mu}{R_d^2}. \quad (1. 18)$$

При обчисленні  $m_{\gamma}$  можна виходити із середніх значень відносин радіусів інерції  $\rho$  до радіусів  $R$  зовнішніх кіл обертових частин. Для рушійних і підтримуючих колісних пар і коліс  $\rho/R = 0,75 \dots 0,80$ , для зубчастих коліс - приблизно 0,8, для якорів тягових двигунів 0,65.  $\dots 0,75$ .

При розрахунках достатню точність дають наступні значення коефіцієнта  $K_{\text{и}}$  для рухомого складу різного типу: моторні вагони електропоїздів - 1,08. . . 1,12, моторні вагони трамвая - 1,09. . . 1,15, причіпні вагони трамвая - 1,05. . . 1,08, тролейбуси - 1,15. . . 1,20.

Значення  $K_{\text{и}} = 1 + \gamma$  для поїзда, який має рухомий склад різного типу, визначають як середньозважене значення

$$K_{\text{и}} = 1 + \gamma = 1 + \frac{\sum_{i=1}^k m_i \gamma_i}{\sum_{i=1}^k m_i} \quad (1.19)$$

де  $m_i$  - маса частини поїзда з однотипного рухомого складу, що має відношення  $m_{\text{эi}}/m_i$  рівне  $\gamma_i$ ;  $k$  - число типів рухомого складу.

Коефіцієнт інерції обертових частин тим більший, чим менше маса рухомого складу і більше число обертових частин, їхні розміри і маса. Коефіцієнт інерції для будь-якого рухомого складу з пасажирями менший, ніж без пасажирів. У рухомого складу з тяговими двигунами підвищеної частоти обертання значення коефіцієнта  $K_{\text{и}}$  більше.

Експериментальне визначення коефіцієнта  $K_{\text{и}}$  виконують, як правило, методом вибігу на горизонтальній ділянці шляху за умови, що відомо опір  $w$  і маса рухомого складу  $m$ .

Для режиму вибігу рівняння руху запишемо у вигляді

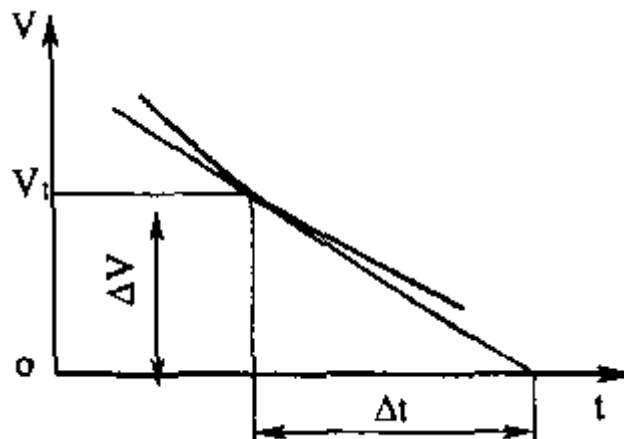


Рис. 1.1 – До визначення коефіцієнта  $K_{\text{и}}$

$$(1 + \gamma)m \frac{dV}{dt} = -\zeta W.$$

звідки

$$K_{\text{и}} = (1 + \gamma) = \frac{-\zeta W}{m \frac{dV}{dt}}.$$

За допомогою самописця записують частину кривої вибігу  $V(t)$  (рис. 1.1). Провівши дотичну до кривої в точці з ординатою  $V_1$ , визначають значення уповільнення  $dV/dt \approx \Delta V / \Delta t$ .

**Загальний аналіз основних режимів руху поїзда.** За позитивний напрямок сил, прикладених до поїзда, приймається напрямок його руху. Тоді сила тяги  $F$  позитивна, а гальмівна сила  $B$ , що завжди діє протилежно рухові, - негативна. Рівнодіюча сил опору рухові поїзда  $W$ , називана повним опором рухові, у більшості випадків спрямована проти руху поїзда, але на крутих спусках  $W$  може діяти в позитивну сторону. Тому її варто розглядати як алгебраїчну величину, причому будемо вважати  $W$  позитивною, якщо вона спрямована проти руху поїзда. Під  $B$  умовимося розуміти абсолютне значення гальмівної сили. Тоді для  $F_d$  і  $f_d$ , у загальному випадку справедливі вирази

$$F_d = F - W - B; \quad (1.20)$$

$$f_d = f - w - b,$$

де  $f$ ,  $w$ ,  $b$  - відповідно питомі значення сили тяги, повного опору рухові, гальмівної сили, віднесені до ваги поїзда.

Для подальшого аналізу в рівняння руху (1.11) вводимо  $F_d$  за формулою (1.20):

$$(1 + \gamma)m \frac{dV}{dt} = \zeta(F - W - B) \quad (1.21)$$

З рівності (1.21) випливає, що при русі в режимі тяги, коли  $B=0$ , рівнодіюча сила  $F_d = F - W$ . Якщо  $F - W > 0$ , то і  $\frac{dV}{dt} > 0$ , і швидкість поїзда  $V$  зростає. Якщо ж  $F - W < 0$ , то швидкість  $V$  буде знижуватися, тому що  $\frac{dV}{dt} < 0$ . При  $F - W = 0$ , тобто коли  $F = W$ ,  $\frac{dV}{dt} = 0$ , рух поїзда буде рівномірним зі сталою (постійною) швидкістю  $V_v$ .

При русі без струму сили  $F$  і  $B$  дорівнюють нулю,  $F_d = -W$ . На підйомах, площадках і некрутих спусках  $W$  позитивна і швидкість  $V$  зменшується, тому що  $\frac{dV}{dt} < 0$ . На крутих спусках  $W$  може бути спрямована убік руху,  $\frac{dV}{dt} > 0$  і швидкість  $V$  зростає. Можливі також випадки руху поїзда зі сталою швидкістю, коли на спуску  $W$  прагне до нуля.

У режимі гальмування  $F=0$  і  $F_d = -(B + W)$ . Звичайно  $W$  спрямована проти руху, тоді  $\frac{dV}{dt} < 0$ , тобто швидкість  $V$  зменшується. Якщо на крутих спусках гальмова сила незначна, то  $F_d = -(B + W)$  може стати більше нуля й уповільнення поїзда не відбудеться.

На практиці гальмування часто застосовують для підтримки на крутих спусках постійної швидкості поїзда, яка не повинна перевищувати найбільш припустиму  $V_{\max}$  для спуску даної крутості. Такий режим руху, коли  $B + W = 0$  і  $\frac{dV}{dt} = 0$ , називають підгальмуванням, або регульовальним гальмуванням.

Таким чином, у будь-якому режимі при рівнодіючій силі  $F_d$ , рівної нулю, поїзд рухається зі сталою швидкістю ( $v = \text{const}$ ). Якщо ж  $F_d \neq 0$ , процес руху буде відбуватися зі збільшенням швидкості поїзда при  $F_d > 0$  і зменшенням її при  $F_d < 0$ .

## ПОНЯТТЯ ПРО ТЯГОВІ Й ГАЛЬМІВНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ

**Тягові характеристики.** Процес руху поїзда в режимі тяги істотно залежить від значення сили тяги  $F$ , як це впливає з рівняння (1. 21). При числі  $n_d$  тягових двигунів у потязі і силі тяги  $F_k$  кожного маємо

$$F = n_d F_d. \quad (1. 22)$$

Силу тяги  $F$ , а отже, прискорення і швидкість поїзда регулюють за допомогою зміни напруги на тягових двигунах і впливу на їхнє збудження. На будь-якій позиції перемикаючих пристроїв сила  $F$  змінюється зі швидкістю руху поїзда  $V$ ; залежність  $F(V)$  називають тяговою характеристикою поїзда (локомотива), а  $F_k(V)$  - тяговою характеристикою двигуна. Ці характеристики для всіх ступенів регулювання визначають за знятими експериментально на заводі - виготовнику електромеханічними характеристиками (ЕМХ) двигуна, віднесеними до його вала, якими є наступні залежності від струму  $I$  якоря колекторних двигунів або струму фази статора трифазних двигунів: частоти обертання  $n(I)$  або кутової швидкості  $\omega(I)$ , обертаючого моменту  $M(I)$ , корисної потужності  $P_2(I)$ , коефіцієнта корисної дії  $\eta_d(I)$ , коефіцієнта потужності  $\cos \varphi(I)$  - за умови сталості підведеної до двигуна напруги, опору обмоток і частоти струму.

Електромеханічними характеристиками, віднесеними до обода рушійних коліс, або *електротяговими*, називають залежності  $V(I), F_k(I), \eta(I), P(I)$ , які одержують перерахуванням електромеханічних характеристик, віднесених до вала двигуна, формулами

$$V = 1,8 \frac{D}{\mu} \omega = 0,1884 \frac{D}{\mu} n; \quad (1. 23)$$

$$F_k = \frac{2\mu}{D} M \eta_3; \quad (1. 24)$$

$$P = \omega M \eta_3; \quad (1. 25)$$

$$P = 0,278 V F_k; \quad (1. 26)$$

$$\eta = \eta_d \eta_3, \quad (1. 27)$$

де  $D$  - діаметр рушійних коліс, м;  $n$  - частота обертання, об/хв;  $\omega = \frac{\pi n}{30}$  - кутова швидкість, рад/с;  $M$  - обертаючий момент, кН·м;  $\eta_3$  - ККД рушійного механізму;  $V$  - швидкість, км/год;  $F_k$  - сила тяги, створювана одним двигуном, кН;  $P$  - потужність на ободі рушійних коліс, кВт.

Підведена до двигуна активна потужність

$$P_1 = C_p U I \cos \varphi. \quad (1. 28)$$

Для двигунів постійного і пульсуючого струму  $C_p = 1$  і  $\cos \varphi = 1$ , для трифазних  $C_p = 3$ , і  $U$  - напруга на фазі статора.

Виражаючи потужність  $P$  через підведену  $P_1$ , одержують

$$P = P_1 \eta_d \eta_3 = P_1 \eta.$$



Для визначення  $\eta_3$  користуються відношенням втрат  $\Delta P$ , у рушійному механізмі до потужності  $P_1$ , вираженим у відсотках:

$$\Delta P_{3\%} = 100 \frac{\Delta P_3}{P_1}. \quad (1.29)$$

Оскільки що ККД рушійного механізму

$$\eta_3 = 1 - \frac{\Delta P_3}{P_2},$$

то, підставивши сюди величину  $\Delta P_3$ , виражену за рівнянням (1.29) через  $\Delta P_{3\%}$ , і з огляду на те, що  $P_2 = P_1 \eta_d$ , знаходять

$$\eta_3 = 1 - \frac{\Delta P_{3\%}}{100 \cdot \eta_d}; \quad (1.30)$$

і далі маємо

$$\eta = \eta_d - \frac{\Delta P_{3\%}}{100}. \quad (1.31)$$

Значення  $\Delta P_{3\%}$  для рушійних механізмів різних типів залежно від процентного відношення підведеної потужності  $P$ , до номінального  $P_{\text{ном}}$  наведені в таблиці 1.1.

Таблиця 1.1 – Відносні втрати потужності в рушійних механізмах

Тип рухомого механізму	Втрати $\Delta P_{3\%}$ в рушійному механізмі залежно від величини $100 P_1 / P_{\text{ном}}$									
	200	150	125	100	75	60	50	40	30	25
Трамвайний одноступінчата зубчаста передача з моторно-осьовими підшипниками	3,5	3,0	2,7	2,5	2,5	2,7	3,2	4,4	6,7	8,5
Осьова одноступінчата зубчаста передача з карданною муфтою або валом	4,2	3,6	3,25	3,0	3,0	3,25	3,8	5,3	8,0	10,2
З двоступінчастою зубчастою передачею і карданною муфтою або валом	6,6	6,3	6,1	6,0	6,1	6,4	6,9	7,6	10	11,6
З простою черв'ячною передачею, карданним валом і диференціалом	18,5	15,4	14,0	12,4	11,4	12,5	14,9	20,2	30	37,0
З гіпоїдною передачею, карданним валом і диференціалом	17,9	14,9	13,5	12,0	10,9	12,0	14,4	19,5	29	35,5

*Примітка.* За номінальну  $P_{\text{ном}}$  приймають годинну потужність  $P_{1ч}$  тягового двигуна.

Тягові характеристики  $F(v)$  поїзда будують відповідно за залежностями  $F_K(I)$  і  $V(I)$  шляхом виключення струму  $I$ .

За умовами надійності й безпеки на режим роботи тягового двигуна, а отже, і на роботу ЕРС у цілому накладають ряд обмежень, що відзначають на тягових характеристиках.

При розрахунку кривих руху використовують рівняння руху (1.13) і (1.14) і характеристики питомих залишкових сил  $f_0(V)$ . Величина  $f_0 = f - w_0$ , тобто  $f_0$  дорівнює різниці питомої сили тяги і питомого так званого основного опору рухові поїзда  $w_0$ , що має поїзд у режимі тяги на прямій і горизонтальній ділянках шляху при відсутності вітру. Як приклад на рис. 1.2 показані залежності  $f(V)$ ,  $w_0(V)$ ,  $f_0(V)$ .

За кривою  $f_0(V)$  знаходять питому рівнодіючу силу  $f_d$  для будь-якого ухилу і кривої шляху. Для цього потрібно із сили  $f$ , відняти питомий опір, обумовлений ухилом  $w_i$  або кривою  $w_{kp}$  або суму цих опорів. Графічно вирахування (див. рис. 1.2) виконують рівнобіжним переносом осі абсцис на відстань, що відповідає значенням  $w_i, w_{kp}$  або  $w_i + w_{kp}$ . На рис. 1.2 проведені прямі, паралельні осі абсцис:  $0_1 0_1'$  - для підйому  $+i_1$  і  $0_2 0_2'$  - для спуску  $-i_2$ . Крива  $f_0(V)$  дозволяє також визначити сталі швидкості руху поїзда  $V_y$  на будь-якому ухилі. Для цього знаходять абсциси точок перетинання кривої  $f_0(V)$  з прямими, проведеними паралельно осі абсцис на відстанях, що відповідають значенням ухилів  $i$ , тому що в цих точках рівнодіючі сили  $f_d = 0$ . Наприклад, точка  $a$  (див. рис. 1.2) відповідає сталій швидкості  $V_{y1}$  на підйомі  $+i_1$ , точка  $d$  - швидкості  $V_{y2}$  на спуску  $-i_2$ , точка  $b$  - рівноважній швидкості руху поїзда на площадці ( $i=0$ ). Хоча швидкість поїзда на даному ухилі може досягти значення  $V_y$ , теоретично лише через час  $t = \infty$  унаслідок поступового убування сили  $f_d$ , практично вона може наблизитися до значення  $V_y$ , якщо достатня довжина ділянки шляху з незмінним ухилом.

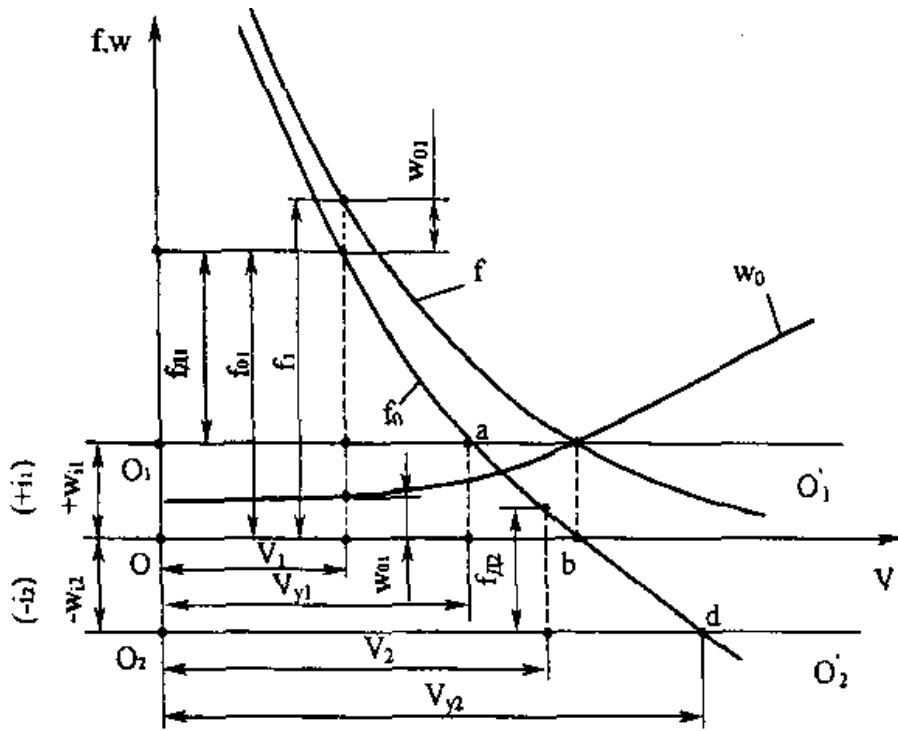


Рис. 1.2 – Залежності питомих сил  $f(V), w_0(V), f_0(V)$

**Гальмівні характеристики.** Гальмівною характеристикою поїзда називають залежність  $B(V)$  на певній позиції керування гальмами. Питома гальмівну силу  $b$ , віднесену до ваги поїзда, для різних систем гальм відзначають відповідними індексами. При розрахунках кривих гальмування поїзда застосовують питому гальмівну силу при русі на площадці

$$b_0 = b + w_0,$$

де  $w_0$  - основний питомий опір рухові поїзда при режимі тяги або вибігу залежно від виду гальмування (електричного або механічного).

Питома сила при гальмуванні на ділянці шляху з ухилом дорівнює сумі  $b_0$  і алгебраїчному значенні питомого опору рухові від  $w_i$  ухилу.

**Жорсткість тягових і гальмівних характеристик.** Форма тягової характеристики визначається ступенем взаємної зміни сили тяги і швидкості поїзда, що оцінюється коефіцієнтом

$$X_{жс} = -\frac{dF}{dV}. \quad (1.32)$$

Значення  $X_{жс}$  залежить від швидкості, а отже, і від сили тяги. Характеристику  $F(V)$  вважають м'якою, якщо  $X_{жс}$  зі збільшенням швидкості зменшується. Така характеристика  $F(V)$  і розрахована за нею залежність  $X_{жс}(V)$  зображені на рис. 1.3 (криві 1 і 2). Якщо ж  $X_{жс}$  різко зростає зі швидкістю  $V$ , тягову характеристику відносять до жорстких [на рис. 1.3 крива 4 -  $F(V)$ , а лінія 5 -  $X_{жс}(V)$ ].

Наведені на рис. 1.3 тягові характеристики двох двигунів мають негативні похідні  $\frac{dF}{dV}$ , тому для них відповідно до формули (1.32)  $X_{жс}$  має

позитивне значення. Величина  $X_{ж}$  стає негативною при формі тягової характеристики, яку має, наприклад, крива 7 (див. рис. 1.3). Такі характеристики з  $\frac{dF}{dV} > 0$  для цілей тяги непридатні, тому що будь-яке збільшення швидкості поїзда викликає зростання сили тяги, а отже, і подальший ріст швидкості. Навпаки, зменшення швидкості приведе до зниження сили тяги, що в результаті викличе зупинку поїзда. Щоб зв'язати  $X_{ж}$  зі значеннями  $F$  і  $V$ , користуються коефіцієнтом

$$\chi_{жс} = \frac{X_{жс}}{F/V} = -\frac{V}{F} \cdot \frac{dF}{dV}. \quad (1.33)$$

На рис. 1.3 наведені: крива 3 -  $\chi_{жс}(V)$  для м'якої характеристики  $F(V)$ , крива 6 -  $\chi_{жс}(V)$  для жорсткої характеристики  $F(V)$ .

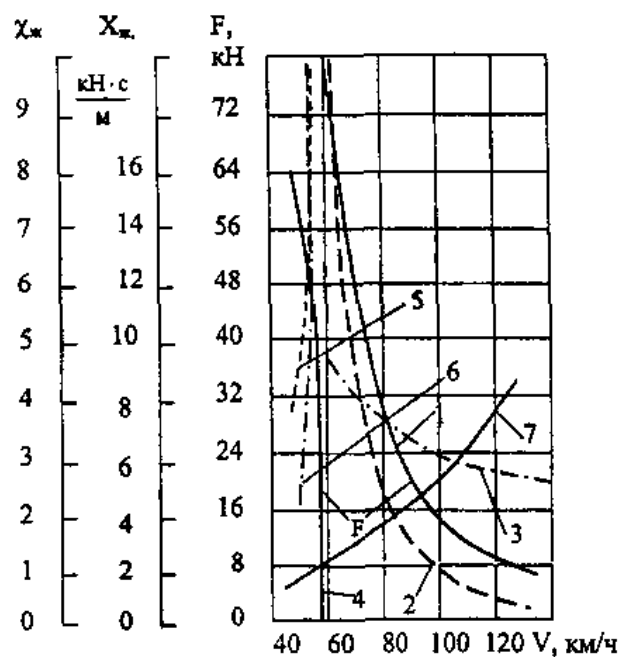


Рис. 1.3 – Криві залежностей  $F(V)$ ,  $X_{жс}(V)$ ,  $\chi_{жс}(V)$

За коефіцієнтом  $\chi_{жс}$  можна знайти аналітичне вираження тягової характеристики або її частини, якщо вважати  $\chi_{жс} = \text{const}$  у розглянутому діапазоні швидкості. Для цього розділяють змінні в рівнянні (1.33)  $\chi_{жс} \frac{dV}{V} = -\frac{dF}{F}$ . Загальний інтеграл цього виразу

$$\chi_{жс} \ln V = -\ln F + \ln C,$$

звідки

$$FV^{\chi_{жс}} = C. \quad (1.34)$$

Постійну інтегрування  $C$  знаходять по відомих координатах однієї точки тягової характеристики. Вираз (1.34) являє собою рівняння політропи. При  $\chi_{жс} = 1$  політропа перетворюється в гіперболу

$$FV = C.$$

Таку залежність називають характеристикою постійної потужності.

Як і для тягових характеристик, ступінь зміни сили гальмування  $B$  від швидкості  $V$  оцінюють коефіцієнтами

$$X_{жс} = -\frac{dB}{dV}; \quad (1.35)$$

відносним

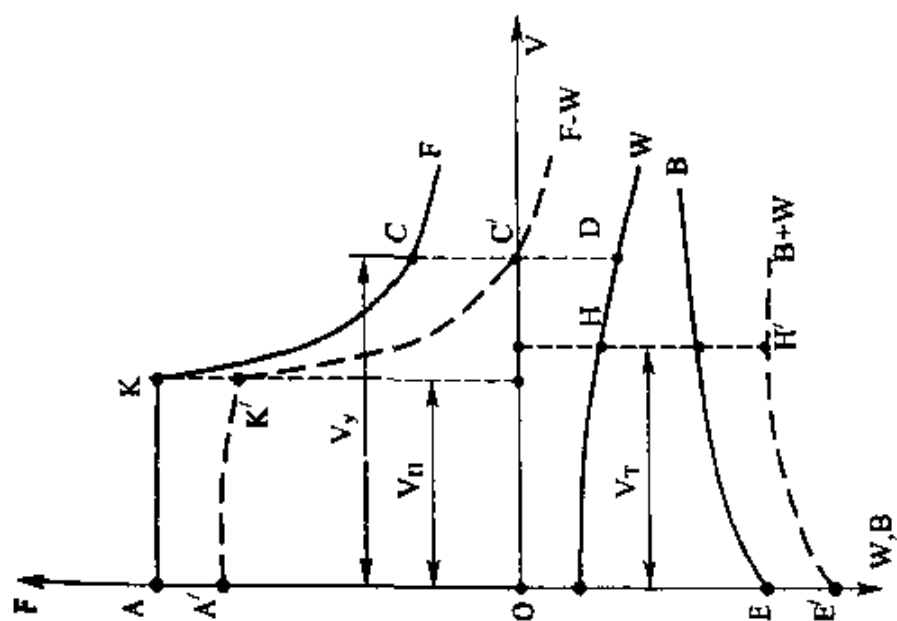
$$\chi_{жс} = -\frac{V}{B} \cdot \frac{dB}{dV}. \quad (1.36)$$

Якщо гальмівні характеристики мають  $dB/dV < 0$ , то наведені коефіцієнти позитивні; при  $dB/dV > 0$  вони негативні.

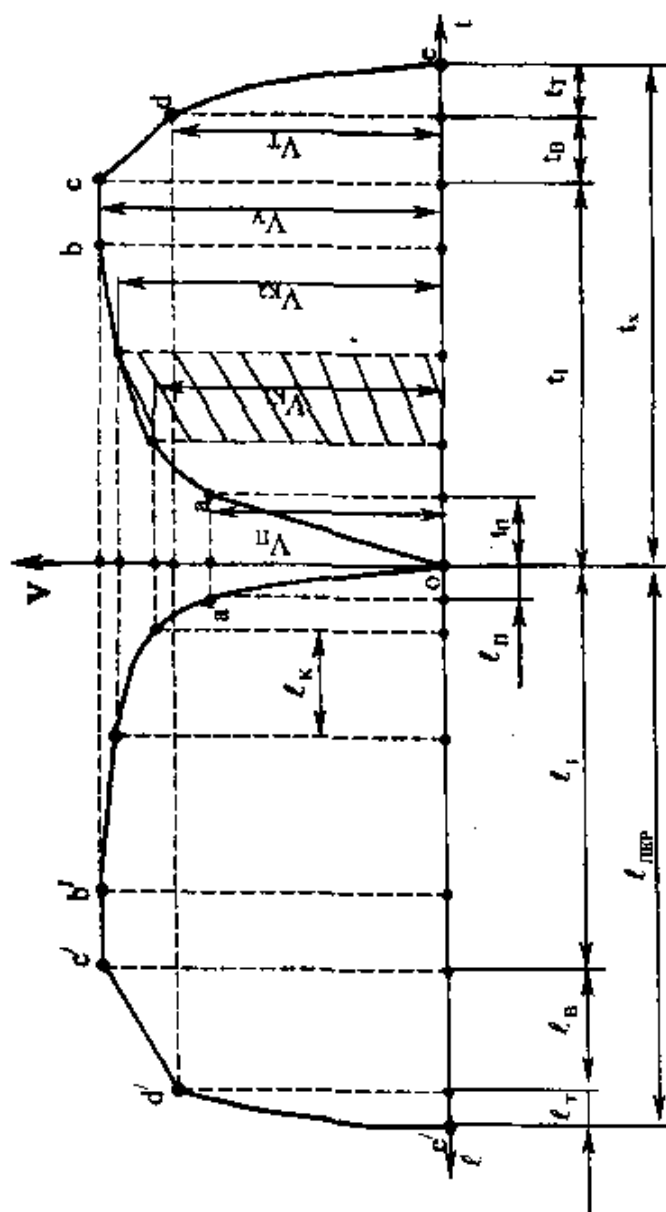
**Криві руху поїзда і задачі тягових розрахунків.** На рис. 1.4 наведені криві прикладених до поїзда сил  $F(V)$ ,  $W(V)$ ,  $B(V)$ ,  $(F-W)(V)$ , і  $(B+W)(V)$  і криві руху поїзда  $V(t)$  і  $V(\ell)$  по перегону довжиною  $\ell_{пер}$  з незмінним ухилом шляху.

У період розгону поїзда сила тяги  $F$  підтримується машиністом або автоматично приблизно постійною (ділянка  $AK$  на рис. 1.4,а). Період пуску закінчується при пусковій швидкості  $v_n$  у момент припинення дії пускових регуляторів, наприклад, при закінченні підвищення напруги на двигунах. Далі сила тяги  $F$  міняється за характеристиками двигуна на даній ступені регулювання (ділянка  $KC$ ). Коли сила тяги  $F$ , зменшуючись, стане рівною повному опору руху  $W$  ( $C'C = C'$  і  $F-W = 0$ ), швидкість поїзда зросте до сталої  $V_y$ .

За час пуску рівнодіюча сила  $F-W$  мало змінюється зі збільшенням швидкості  $V$  (ділянка  $A'K'$  на рис. 1.4,а) і, отже, прискорення поїзда  $dV/dt$  практично постійне, а рух прискорений. Тому початкова частина  $Oa$  кривої руху  $V(t)$  зображується прямою лінією (див. рис. 1.4,б). Від точки, що відповідає пусковій швидкості  $V_n$ , унаслідок зменшення рівнодіючої сили  $(F-W)$  спочатку різкого (поблизу точки  $K'$ , рис. 1.4,а), а потім більш плавного (при підході до точки  $C'$ ), ділянка  $ab$  кривої руху  $V(t)$  (див. рис. 1.4,б) має меншу кривизну в міру збільшення швидкості.



а



б

Рис. 1.4 – Криві прикладених до поїзду сил (а) і криві руху поїзда (б)

Ділянка  $bc$  кривої  $V(t)$  зображує рух з рівномірною, сталою швидкістю  $V_y$ . Теоретично швидкість поїзда на даному ухилі може встановитися тільки через нескінченно великий час (і, отже, на нескінченно довгій ділянці) унаслідок поступового убуття рівнодіючої сили, що прагне до нуля (при швидкості  $V_y$ ). У випадку великої довжини ділянки з незмінним ухилом швидкість поїзда може досягти значень, близьких до  $V_y$ , і з цього моменту (наприклад, від точки  $b$ , рис. 1.4,б) швидкість вважають практично рівномірною і рівною  $V_y$ .

Від точки  $c$  починається вибіг при незначно зменшуваному уповільненні, тому що рівнодіюча сила, рівна  $W$ , - негативна (див. рис 1.4,а) і за абсолютним значенням зменшується при зниженні швидкості  $V$ -ділянка  $cd$  на кривій  $V(t)$  (див. рис. 1.4,б).

Період гальмування починається від точки  $d$  при швидкості  $V_T$ . Форма кривої гальмування ( $de$ , рис. 1.4,б) визначається залежністю гальмівної сили  $(B + W)$  від швидкості  $V$  (між точками  $H'$  і  $E'$  на рис. 1.4, а).

Відповідно до розглянутих частин кривої руху  $V(t)$  розрізняють часи, або періоди (див. рис. 1.4,б): пуску  $t_n$ , руху під струмом  $t_i$ , вибігу  $t$ , гальмування  $t$ . Час руху поїзда по перегоні  $t_x$ , називається "ходовим". Ліворуч від кривої  $V(t)$  зображена крива руху поїзда  $V(\ell)$ . Пройдений поїздом перегін довжиною  $\ell_{пер}$  підрозділяється на шлях руху під струмом  $\ell_I$ , що включає пусковий шлях  $\ell_{II}$ , шлях вибігу  $\ell_B$  і гальмівний шлях  $\ell_T$ . Точкам  $a, b, c, d$  на кривій  $V(t)$  відповідають точки  $a', b', c', d'$  на кривій  $v(t)$ .

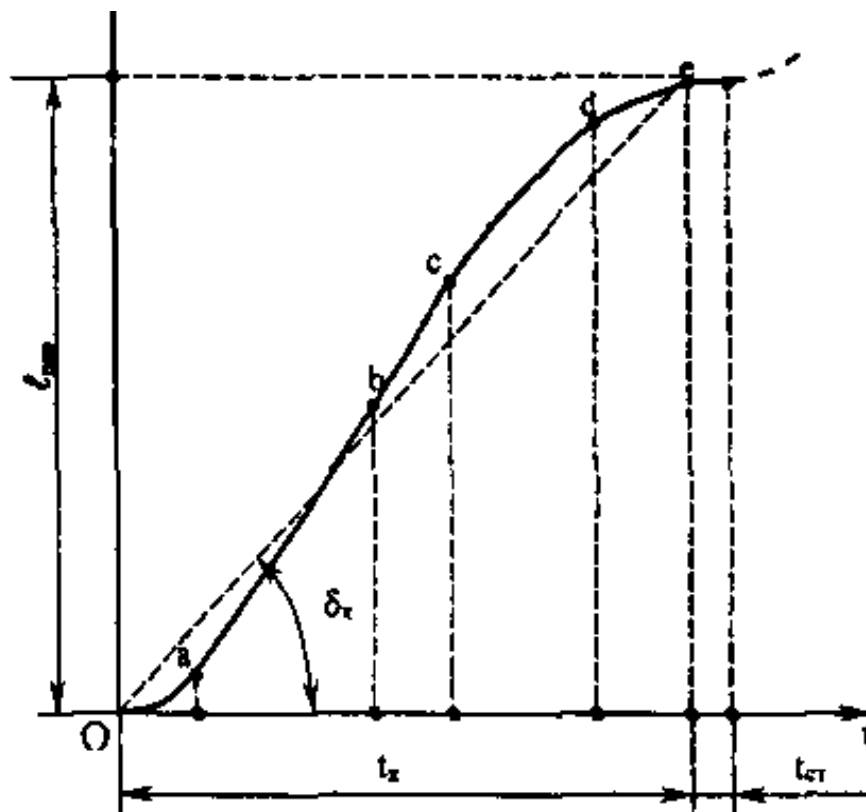


Рис. 1.5 – Крива руху  $l(t)$

Залежність  $\ell(t)$  є основою для складання графіка руху поїздів. Її можна побудувати за кривими  $V(t)$  і  $V(\ell)$ , тому що для будь-якої точки перегону відомі час і пройдений шлях від початку руху. На рис. 1.5 приведена крива  $\ell(t)$ , побудована за кривими руху рис. 1.4,б. На ній позначені граничні точки періодів руху тими ж буквами, що і на кривій  $V(t)$ .

Пройдений поїздом шлях  $\ell_K$  у межах зміни швидкості від  $V_{K1}$  до  $V_{K2}$  дорівнює інтегралові  $\ell_K = \int_{V_{K1}}^{V_{K2}} V dt$ , що являє собою площу під кривою  $V(t)$  у прийнятих межах зміни швидкості; на рис. 1.4,б ця площа заштрихована.

Визначаючи площу кривої  $V(t)$  від точки  $O$  для ряду послідовних значень швидкості  $V$  аж до точки  $e$ , можна побудувати криву руху  $V(\ell)$ . Вся площа кривої  $V(t)$  відповідає довжині перегону  $\ell_{nep, M}$ ;  $\ell_{nep} = S_t / (m_v m_t)$ , де  $S_t$  - площа, обмежена кривою  $V(t)$ , мм<sup>2</sup>;  $m_v$  - масштаб швидкості, мм/(м/с);  $m_t$  - масштаб часу, мм/с.

Шлях, пройдений поїздом при постійному прискоренні або уповільненні  $a = dV/dt = \text{const}$ , у межах зміни швидкості від  $V_1$  до  $V_2$

$$\ell_{12} = (V_2^2 - V_1^2) / (2a). \quad (1.37)$$

Залежність  $V(\ell)$  у цьому випадку зображується параболою, а  $V(t)$  - прямою лінією.

Швидкості руху поїзда оцінюють наступними показниками: ходовою (середньою) швидкістю на перегоні

$$V_x = \ell_{nep} / t_x; \quad (1.38)$$

технічною швидкістю на ділянці

$$V_{TH} = L / t_{TH}, \quad (1.39)$$

де  $L = \sum_{i=1}^n \ell_{nepi}$  - довжина ділянки, що складається з  $n$  перегонів;

$t_{TH} = \sum_{i=1}^n t_{xi}$  - сума ходових часів по всіх перегонах ділянки;

дільничною швидкістю (швидкістю повідомлення на ділянці)

$$V_{yc} = L / (t_{TH} + \sum t_{CT}) = L / t_{yc} \quad (1.40)$$

де  $\sum t_{CT}$  - сумарний час стоянок на проміжних станціях (зупинках).



З формул (1.39) і (1.40) одержують співвідношення між  $V_{TH}$  і  $V_{yc}$  :

$$V_{TH} = V_{yc} \left(1 + \frac{\sum t_{CT}}{t_{TH}}\right). \quad (1.41)$$

Тангенс кута  $\delta_x$ , нахилу прямої, що з'єднує початок координат О с точкою е кривої  $\ell(t)$  (див. рис. 1.5), пропорційний  $\ell_{nep} / t_x$ , визначає ходову швидкість  $V_x$ , відповідно до формули (1.38):

$$V_x = \ell_{nep} / t_x = \frac{m_t}{m_\ell} tg \delta_x, \quad (1.42)$$

де  $m_\ell$  і  $m_t$  - масштаби шляху і часу.

**Задачі тягових розрахунків.** Головним призначенням тягових розрахунків є встановлення залежностей між величинами, що характеризують рух поїздів, і визначення експлуатаційних і енергетичних показників роботи електрорухомого складу. В систему розрахунків входять: попередній вибір маси і типу поїздів; розрахунок часів ходу, і швидкостей руху по перегонах; визначення залежностей споживання поїздами струму або потужності від шляху або часу і витрати енергії на їхній рух; розрахунок нагрівання тягових двигунів та іншого електротягового устаткування; остаточне уточнення параметрів електрорухомого складу, мас поїздів, режимів і експлуатаційних показників їхньої роботи.

Для вирішення цих задач потрібна побудова кривих і графіків руху поїздів і кривих споживаних струмів. Криві споживання поїздами струму й енергії необхідні також для розрахунку системи електропостачання дороги.

## 2. РЕАЛІЗАЦІЯ СИЛ ТЯГИ І ГАЛЬМУВАННЯ

**Утворення сили тяги і гальмування.** Сила тяги реалізується рушійними колесними парами моторного вагона трамвая і метро чи рушійними колесами тролейбуса. Рушійними називають колесні пари чи колеса, що приводяться в обертання тяговими електродвигунами.

Відомо, що вивести тіло зі стану спокою або змінити швидкість руху його центру ваги може тільки вплив зовнішньої сили. Обертаючі моменти тягових двигунів ЕРС, передані на колесні пари(колеса), створюють внутрішні сили і тому не можуть змінити положення його центру ваги, тобто не можуть викликати переміщення поїзда. Якби колеса не спиралися на рейки, то під дією моменту двигуна вони тільки б оберталися щодо своєї вісі без поступального руху. Електрорухомий склад пересувається по рейках під дією зовнішньої сили - сили тяги, що виникає при зчепленні колес з рейками, а різновид ЕРС – тролейбуси – при зчепленні колес з дорожнім покриттям.

Розглянемо виникнення сили зчеплення окремого колеса (рис. 2.1). Прийmemo, що точка А є опорою колеса на рейці(на шляху). До колеса прикладений момент, рівний збільшеному В  $\mu$  раз моменту М тягового двигуна за винятком моменту  $M_{тр}$  сил тертя в підшипниках і передачі моменту  $M_j$ , обумовленого інерцією колесної пари(колес) і зв'язаних з нею обертових частин(якоря ТЕД і частин механічної передачі):

$$M_k = \mu M - M_{тр} - M_j = \mu M - W_\delta R_d - J \frac{d\omega_k}{dt}, \text{ Н} \cdot \text{м}, \quad (2.1)$$

де  $W_\delta$  – сила опору руху від тертя в підшипниках і передачі, Н;  $R_d$  - радіус рушійного колеса, м;  $J$ - момент інерції колесної пари приведений до кутової швидкості  $\omega_k$ , рад/с, колесної пари маси якоря тягового двигуна і передачі,  $\text{кг} \cdot \text{м}^2$ .

Представимо момент  $M_k$  у вигляді пари сил ( $F_k, F_k$ ) з плечем  $R_d$ . Одна з цих сил прикладена в точці А від колеса до рейки(шляху) і спрямована проти руху. Вона прагне створити ковзання опорної точки колеса щодо рейки у бік, протилежний руху. Цьому перешкоджає виникаюча під дією натискання колеса на рейку в опорній точці сила зчеплення  $F_{цп}$ . Ця сила є реактивною, зовнішньою стосовно колеса і відповідно до третього закону Ньютона дорівнює протилежній силі  $F_k$ , тобто  $F_{цп} = F_k$ .

Якщо сила  $F_k$  не перевершує граничного значення сили зчеплення, опорна точка колеса є миттєвим центром його обертання. Розподіл поступальних швидкостей точок колеса при його повороті навколо миттєвого центра і траєкторія точки колеса, що є в момент, зображений на рисунку, миттєвим центром обертання, показані на рис. 2. 1.

Швидкість точки А дорівнює нулю, центра колеса-швидкості руху  $V$  поїзда, а точки кола, протилежній точці А-швидкості  $2V$ . У наступні моменти

зіткнення з рейкою(шляхом) приходять усе нові точки кола колеса, що виявляються миттєвим центром його обертання.

Таким чином, внаслідок виникнення в опорній точці колеса на шляху зовнішньої сили  $F_{\text{СЦ}}$ , спрямованої по дотичній до кола колеса, миттєвий центр його обертання безупинно переміщується уздовж шляху, а геометричний центр одержує поступальну швидкість  $V$ . Отже, зовнішня стосовно колеса сила зчеплення  $F_{\text{СЦ}}$  є тією силою, завдяки якій обертаючий момент тягового двигуна реалізується у вигляді сили тяги  $F_k$ , що надає поступальний рух центру колеса, а разом з ним і всьому поїзду. Силою зчеплення  $F_{\text{СЦ}}$  називають дотичну силу тяги на ободі рушійного колеса.

Якби вісь якоря і вісь колеса знаходилися на одному рівні стосовно шляху, то сила тяги  $F_k$  передавалася б на раму візка і на кузов тільки через підшипники колес, як показано на рис. 2.1. При розбіжності цих осей, як це звичайно має місце на ЕРС, на раму візка і кузов діє різниця сил, що виникають у підшипниках колес і в місцях кріплення тягових двигунів. У всіх випадках рівнодіюча цих сил спрямована паралельно шляху по руху поїзда і дорівнює  $F_k$ . За відсутності тертя в підшипниках і передачі й обертанні колесної пари з постійною кутовою швидкістю ( $\omega_k = \text{const}$ )  $F_k = F_d$ , де  $F_d = \frac{\mu M}{R_d}$ .

Іншими словами, сила тяги  $F_k$  дорівнювала б силі  $F_d$ , яка обумовлена моментом тягового двигуна. У загальному ж випадку при нерівномірному русі колесної пари і наявності тертя в підшипниках і передачі одержимо, розділивши рівняння (2.1) на  $R_d$ , силу тяги  $F_k$ , рівну, Н:

$$F_k = F_d - \frac{J}{R_d} \cdot \frac{d\omega_k}{dt} - W_\delta. \quad (2.2)$$

На підставі виразу (2.2) представимо силу  $F_d$  у вигляді

$$F_d = F_k + \frac{J}{R_d} \cdot \frac{d\omega_k}{dt} + W_\delta \quad (2.3)$$

Розглянемо аналогічно рух колеса при дії на нього гальмівного моменту  $M_B$  (рис. 2.2). На відміну від рівняння (2.1) при гальмуванні

$$M_B = M_T + M_{\text{ТР}} + M_J \quad (2.4)$$

де  $M_T = B_T R_d$  - момент, що розвивається гальмівною системою.

Представимо момент  $M_B$  у вигляді пари сил ( $B_k$ ,  $B_k$ ) із плечем  $R_d$ , одна з яких прикладена в опорній точці А від колеса до шляху, інша - у точці О до рами візка. Сила  $B_k$ , прикладена в точці А, прагне переміщувати точку опори уздовж шляху. Однак під дією сили натискання  $G_k$  колеса в опорній точці А виникає зовнішня стосовно колеса сила-сила зчеплення  $B_{\text{СЦ}}$ , яка направлена

протилежно силі  $B_K$  і перешкоджа переміщенню опорної точки колеса уздовж рейки. Тому опорна точка виявляється нерухомою що до рейки. Вона є миттєвим центром обертання колеса. Спрямована проти руху гальмівна сила  $B_K$  прикладена в точці О до центру колеса.

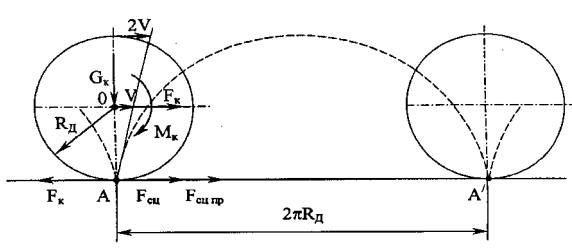
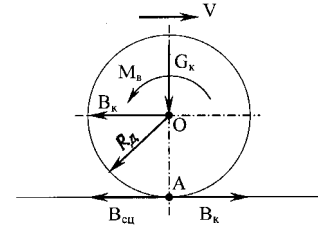
У більшості випадків залежно від конструкції гальмівної системи рухомого складу ця гальмівна сила передається на раму візка кузова через кріплення гальмівних колодок, а при електричному гальмуванні - через кріплення тягових двигунів. Розділивши вираз (2.4) на  $R_d$ , одержимо гальмівну силу.

$$B_K = B_T + \frac{J}{R_d} \cdot \frac{d\omega_K}{dt} + W_\delta. \quad (2.5)$$

**Обмеження сили тяги і гальмування за умов зчеплення.** Сила зчеплення, маючи природу сил тертя, обмежена відомою межею. Якщо ця межа буде перевищена, тобто сила тяги  $F_K$  виявиться більше сили зчеплення, відбудеться зрив зчеплення і почнеться буксування колеса. При цьому кутова швидкість його  $\omega'_K$  буде більше кутової швидкості  $\omega_K$ , що відповідає поступальній швидкості  $V$ , на величину кутової швидкості ковзання  $\omega_{K.СК}$  колес по рейках  $\omega'_K = \omega_K + \omega_{K.СК}$ :

$$F_K - F_{сц} = \frac{J}{R_d} \cdot \frac{d\omega_{K.СК}}{dt} \quad (2.6)$$

Різниця сил визначає кутове прискорення ковзання колесної пари що до шляху. При збільшенні швидкості ковзання сила зчеплення колеса зі шляхом різко зменшується, через що росте надлишковий обертаючий момент двигуна. Як наслідок, відбувається подальший ріст швидкості ковзання і відповідне йому зниження сили зчеплення. Нормальне котіння колеса стає неможливим, і, якщо не вжити відповідних заходів, процес ковзання буде розвиватися-наступить розносне буксування. Відновити зчеплення колеса з рейкою можна, або змінивши режим роботи тягового двигуна і зменшивши його момент, або збільшивши силу зчеплення, наприклад, шляхом підсипання піску.

	
<p>Рис. 2.1 – Виникнення сили зчеплення колеса в режимі тяги</p>	<p>Рис. 2.2 – Виникнення сили зчеплення колеса в режимі гальмування</p>

Якщо в режимі гальмування сила  $B_k$  перевищить максимально можливу силу зчеплення, почнеться прослизання колеса по рейці, що може призвести до ковзання коліс і навіть їх заклинювання (юз). У результаті коефіцієнт зчеплення різко зменшиться до значення коефіцієнта ковзання і, як наслідок, зменшиться гальмівна сила. На поверхні катання бандажів і рейок виникнуть вибої-так звані повзуни. Нормальне гальмування поїзда забезпечується тільки за умови, що непереврене максимально можливе значення сили зчеплення.

Оскільки сила зчеплення має природу сили тертя, то вона дорівнює в першому наближенні добутку сили натискання  $G_k$  колеса на рейку і коефіцієнта  $\psi_k$  зчеплення колеса з рейкою:

$$F_{\text{сц}} = G_k \psi_k. \quad (2.7)$$

Вимірюючи  $G_k$  в кілоньютонах, одержимо силу зчеплення, Н:

$$F_{\text{сц}} = 10^3 G_k \psi_k. \quad (2.8)$$

Щоб уникнути буксування, сила тяги не повинна перевищувати силу зчеплення:

$$F_k \leq F_{\text{сц}} = 10^3 G_k \psi_k. \quad (2.9)$$

Підставляючи в рівняння (2.3) значення  $F_k$  з виразу (2.9), знайдемо умову нормального котіння колеса в режимі тяги:

$$F_d \leq 10^3 G_k \psi_k + \frac{J}{R_d} \cdot \frac{d\omega_k}{dt} + W_\delta. \quad (2.10)$$

Оскільки доданок  $\frac{J}{R_d} \cdot \frac{d\omega_k}{dt}$  і  $W_\delta$  у правій частині (2.10) малі в порівнянні із силою зчеплення  $10^3 G_k \psi_k$ , то ними звичайно нехтують і представляють умову нормальної реалізації сили тяги у вигляді

$$F_d \leq 10^3 G_k \psi_k. \quad (2.11)$$

Зневажаючи у виразі (2.10) додатками  $\frac{J}{R_d} \cdot \frac{d\omega_k}{dt}$  і  $W_\delta$ , одержимо на підставі рівняння (2.3)  $F_d = F_k$ . Тоді можна прийняти, що умова нормального котіння колеса в режимі тяги

$$F_k \leq 10^3 G_k \psi_k. \quad (2.12)$$

Аналогічно знайдемо на підставі рівняння (2.5) умову нормального котіння колеса при гальмуванні:

$$B_k \leq 10^3 G_k \psi_k. \quad (2.13)$$

При силі тяги, що не перевершує максимального значення, обумовленого виразом (2.12), буксування коліс не виникає. Аналогічно, якщо гальмівна сила не перевищує максимально можливу, обумовлену виразом (2.13), прослизання колес не відбувається. Подібно до розглянутого вважають, що умова нормальної реалізації сили тяги поїзда має вигляд

$$F \leq 10^3 G_{\text{сц}} \psi. \quad (2.14)$$

і сили гальмування

$$B \leq 10^3 G_T \psi, \quad (2.15)$$

де  $F$ -сила тяги поїзда(електровозів у потязі, моторних вагонів у потязі), реалізована без буксування колес, Н;  $G_{\text{сц}}$  - сума сил натискання на рейки всіх рушійних осей у потязі(зчіпна вага поїзда), кН;  $\psi$  - коефіцієнт зчеплення;  $B$  - найбільша гальмівна сила поїзда, реалізована без юзу, Н;  $G_T$  - сума натискання всіх гальмівних колес поїзда на шлях(гальмівна вага поїзда), кН.

Коефіцієнт зчеплення  $\psi_k$  колеса визначають як відношення найбільшої сили тяги, що приходить на нього(точніше найбільшої сили  $F_k$ ) в момент початку буксування(найбільшої гальмівної сили в момент початку юзу), до натискання колеса на шлях.

Коефіцієнт зчеплення  $\psi$  поїзда трохи менше  $\psi_k$ , тому що не можна допускати буксування чи юзу жодної колесної пари поїзда.

**Фізичні процеси утворення сили зчеплення.** Розглянемо фізичні процеси виникнення сили зчеплення стосовно рейкового транспорту. Аналогічно їм відбувається взаємодія колес з дорожнім покриттям. Під дією сили натискання колеса в місці його опори на рейці виникають контактні напруги. При русі в контакт весь час вступають нові частки матеріалу бандажа і рейки, внаслідок чого напруги їхні змінюються в часі. Процеси, що відбуваються при цьому, дуже складні. В основному вони визначаються силою натискання, швидкістю руху, пружністю і фізико-хімічними властивостями матеріалу бандажа і рейки, а також їхньою формою. Сила, що діє від колеса на рейку, викликає деформацію бандажа і рейки, обумовлену пружністю матеріалу. Тому колесо спирається на рейку не в одній точці, а по деякій поверхні, яку називають контактною чи опорною. При нерухомому колесі, силі  $G_k = \text{const}$  і представленні колеса і рейки у вигляді двох нескінченних циліндрів і з взаємно перпендикулярними осями (поверхня головки рейки обкреслена в поперечнику по деякому радіусі) контактна поверхня утвориться у

формі еліпса, а поверхня розподілу тисків по ній має форму еліпсоїда (рис. 2.3).

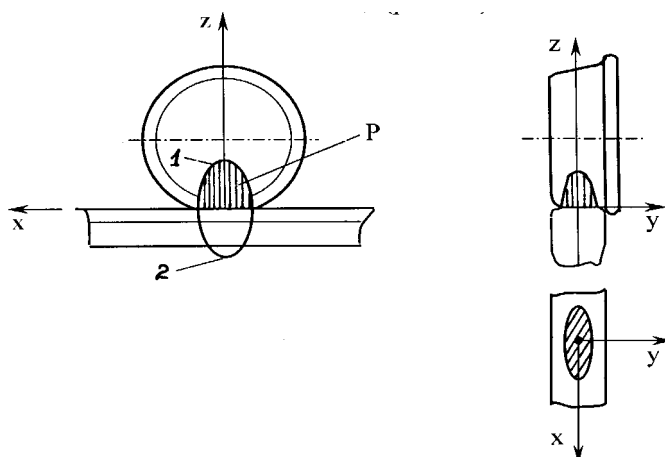


Рис. 2.3 – Розподіл тисків по опорній поверхні бандажа(лінія 1) і рейки(лінія 2)

При котінні колеса під дією обертаючого моменту  $M_k$  симетрія розподілу тисків по опорній поверхні порушується, тому що вступаючі в контактну площадку волокна матеріалу бандажа в тій частині, що набігає, виявляються стиснутими, а в тій, що збігає- розтягнутими внаслідок прояву сил молекулярного зчеплення. Одночасно під дією обертаючого моменту виникає по опорній поверхні дотична сила  $\tau$ , рівна добутку коефіцієнта тертя  $K_{TP}$  в даній точці цієї поверхні на нормальний тиск  $p$ . Значення  $K_{TP}$  різне по опорній поверхні і залежить від зони, в якій знаходиться дана точка. На опорній поверхні розрізняють дві зони: зону котіння I, в якій коефіцієнт тертя  $K_{TP} = 0$  і дотичні сили тому не виникають, і зону зчеплення II, в якій  $K_{TP} \neq 0$  і виникають сили тертя (рис. 2.4).

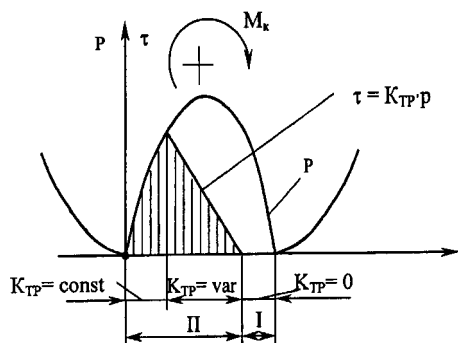


Рис. 2.4 – Розподіл тисків і дотичних сил по опорній поверхні

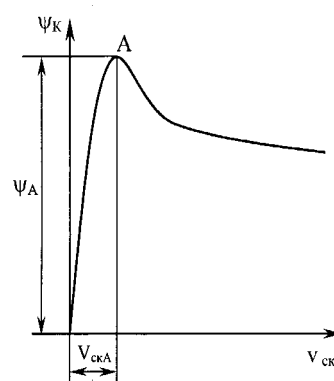


Рис. 2.5 – Залежність коефіцієнта зчеплення від швидкості ковзання

Процес зчеплення складається з двох послідовних фаз. Протягом першої фази  $K_{тр}$  зростає від нуля до значення, що відповідає тертю спокою; у другій фазі він залишається незмінним доти, поки волокна нових часток бандажа, що набігають, не вступають у контактну площадку. Відповідно зміні добутку  $K_{тр}$  на нормальний тиск  $p$  змінюється і дотична сила. Тому епюра розподілу дотичних сил по опорній поверхні виявляється відмінною від епюри розподілу нормальних тисків. У зоні зчеплення, коли  $K_{тр}$  росте від нуля до максимального значення, рівного коефіцієнту тертя спокою, а нормальний тиск змінюється по еліпсу, визначити закон зміни дотичної сили важко. У першому наближенні його можна прийняти лінійним уздовж передбачуваної зони опорної поверхні. Коли ж  $K_{тр}$  досягає максимального значення, дотична сила змінюється за еліптичним законом, що відповідає зміні нормального тиску по опорній поверхні (див. рис. 2.3). Ця дотична сила викликає деформації матеріалу бандажа в тій частині, що збігає з його опорної поверхні, і вони є деформаціями розтягання.

У міру подальшого обертання колеса і виходу матеріалу бандажа з опорної поверхні зіткнення волокна його прагнуть під дією сил пружності повернутися в недеформований стан. Унаслідок цього волокна переміщуються в бік, протилежний поступальному руху колеса. Таким чином, у зоні опорної поверхні бандажа, що збігає, відбувається прослизання щодо поверхні рейки волокон бандажа, які розтискаються, у напрямку, протилежному поступальному руху поїзда. У вигляді реакції рейки на ці відносні переміщення волокон бандажа виникає рівнодіюча сил тертя по опорній поверхні, спрямована в зворотний їм бік, тобто по напрямку руху колеса. Вона і являє собою зовнішню для колеса силу-силу зчеплення (сила  $F_{сц}$  на рис. 2.1).

З боку колеса на рейку буде діяти така ж за величиною рівнодіюча сил тертя, але спрямована у бік, зворотний поступальному руху колеса. Деформації волокон матеріалу рейки при котінні колеса розподіляються дзеркально стосовно розподілу деформації матеріалу бандажа. Волокна матеріалу рейки, стиснуті в частині, що збігає, її опорної поверхні, при переміщенні колеса також прагнуть повернутися у вихідний недеформований стан, унаслідок чого вони переміщуються по напрямку руху колеса. Виникаюча під впливом цих переміщень сила тертя спрямована в зворотний їм бік, тобто проти руху колеса, і являє собою дію колеса на рейку.

У режимі гальмування напрямки сил міняється на зворотний. Згущення волокон матеріалу бандажа відбувається під краєм контактної площадки, що збігає, а розрядження їх – під краєм, що набігає. У рейках, навпаки, згущення волокон матеріалу виникає під краєм, що набігає, а розрядження – під краєм, що збігає.

Унаслідок відносних переміщень волокон бандажа і рейки, обумовлених пружністю їхнього матеріалу, при русі колеса шлях, проходить його геометричний центр, не дорівнює шляху, підрахованому за кутовою швидкістю колес за той же час, виходячи з його номінального радіуса. Це явище називають *пружним ковзанням*. В іноземній літературі воно має назву *крипу*



(повзучості). При тязі дійсний шлях, пройдений колесом, менше шляху, підрахованого за кутовою швидкістю і геометричному радіусі, при гальмуванні-навпаки.

При пружному ковзанні сила зчеплення колеса і рейки пропорційна пружним деформаціям і, отже, відношенню швидкості пружного ковзання волокон по опорній поверхні до швидкості поступального переміщення центра колеса:

$$F_{\text{ц}} = \frac{kV_{\text{СК}}}{V} . \quad (2.16)$$

Якщо швидкість пружного ковзання  $V_{\text{СК}}$  перевищить максимальну, залежну за інших рівних умов від властивості матеріалу бандажа і рейки, порушиться пропорційність між силами і деформаціями. На пружне ковзання накладеться дійсне ковзання колеса по рейці і наступить буксування. Найбільші значення відносної швидкості  $\frac{V_{\text{СК}}}{V}$ , що визначають коефіцієнт зчеплення в момент початку буксування, не перевищують 0,25. . . 0,5%. Отже, навіть при високих швидкостях руху (приблизно 50 км/год) гранична швидкість пружного ковзання матеріалу бандажа по опорній поверхні рейки незначна і не перевищує 0,1. . . 0,2 м/с. На рис. 2.5 показана залежність коефіцієнта зчеплення  $\psi_{\text{К}}$  від швидкості ковзання  $V_{\text{СК}}$ . При швидкостях ковзання менших за критичну, тобто при  $V_{\text{СК}} < V_{\text{СКА}}$ , існує тільки пружне ковзання. В області швидкостей ковзання  $V_{\text{СК}} > V_{\text{СКА}}$  деформації більше пружних, пропорційність між силами і деформаціями порушується, внаслідок чого відбувається зрив зчеплення і виникає буксування. Для цієї області залежність коефіцієнта зчеплення колес  $\psi_{\text{СК}}$  від швидкості ковзання може бути прийнята нелінійною:

$$\psi_{\text{СК}} = \psi_{\text{А}} \frac{1 + aV_{\text{СК}}}{1 + bV_{\text{СК}}} \quad (2.17)$$

При розрахунку процесів буксування звичайно нехтують незначною швидкістю ковзання  $V_{\text{СКА}}$  і використовують усереднену лінійну залежність коефіцієнта зчеплення від швидкості ковзання.

**Коефіцієнт зчеплення.** У попередньому параграфі аналіз процесів зчеплення був виконаний без урахування впливу механічної частини й електричного устаткування рухомого складу, динаміки його руху і стану бандажів і рейок (для безрейкового транспорту-колес і шляху) на умови реалізації сили зчеплення. Визначений у такий спосіб коефіцієнт зчеплення назовемо максимально можливим, чи *потенційним коефіцієнтом зчеплення*. Оскільки поки немає узаконених стандартом понять коефіцієнта зчеплення, які враховують вплив зазначених вище факторів чи їхніх сполучень на зміну умов утворення і реалізації сили зчеплення, умовимося називати його просто

коефіцієнтом зчеплення в режимі тяги його значення, реалізовані в експлуатації на грані буксування колес, тобто за умови  $V_{CK} = V_{CKA}$ . Коефіцієнт зчеплення варто відрізнити від *коефіцієнта тяги*, обумовленого як відношення реалізованої при даному режимі сили тяги без буксування коліс до статичної сили натискання коліс на рейки. Коефіцієнт тяги відповідає реалізації сили зчеплення в області пружного ковзання  $V_{CK} < V_{CKA}$ . Коефіцієнт зчеплення в області ковзання  $V_{CK} > V_{CKA}$ , тобто при буксуванні будемо називати коефіцієнтом зчеплення при ковзанні колес.

Коефіцієнтом зчеплення в режимі гальмування називають його значення, реалізовані без надлишкового ( $V_{CK} < V_{CKA}$ ) прослизання на грані юза колес. Максимальним коефіцієнтом зчеплення назвемо найбільше його значення, отримане в результаті статистичної обробки досвідів по визначенню коефіцієнта зчеплення в даних умовах; мінімальним коефіцієнтом зчеплення - мінімальне значення за результатами обробки цих же дослідів. Розрахунковим коефіцієнтом зчеплення будемо називати його значення, регламентовані нормативами Правил тягових розрахунків.

Відомо, що від будови механічної частини рухомого складу залежать статичні й динамічні зміни сил натискання коліс на шлях, прослизання коліс, тертя в ходових частинах. Ці фактори, що безпосередньо впливають на процес утворення сили зчеплення, не дозволяють реалізувати в умовах експлуатації потенційні коефіцієнти зчеплення.

Система струму й електричне устаткування рухомого складу визначають обертаючий момент тягових двигунів, його зміну, розподіл сил тяги між окремими колесними парами і тим самим впливають на умови реалізації сили зчеплення. Схеми з'єднання тягових двигунів і їхні характеристики також впливають на використання максимальної сили зчеплення.

На процеси зчеплення і максимальне значення сили зчеплення істотно впливають також властивості і стан опорних поверхонь колес і шляху. На рейковому транспорті залежно від співвідношення твердості матеріалу бандажа і рейки міняється потенційний коефіцієнт зчеплення. При одночасному підвищенні їхньої твердості коефіцієнт зчеплення росте, при збільшенні твердості тільки рейки чи бандажа він знижується. Наявність забруднюючих речовин у місці контакту колеса і рейки (колеса і дороги) істотно знижує найбільшу силу зчеплення. Великий вплив на силу зчеплення мають метеорологічні умови. При наявності на рейках вологи зчеплення помітно знижується. Воно також зменшується при негативних температурах навколишнього повітря. Коефіцієнт зчеплення безрейкового транспорту різко знижується при ожеледі.

Внаслідок перерахованих вище причин коефіцієнт зчеплення  $\psi$  у поїзда менше коефіцієнта зчеплення  $\psi_K$  окремого колеса, тому що не можна допускати буксування чи юзу жодної колесної пари поїзда:

$$\psi = K_{\text{СТАТ}} K_{\text{ДИН}} \psi_K,$$

де  $K_{\text{СТАТ}}$  і  $K_{\text{ДИН}}$  - відповідно статичний і динамічний коефіцієнти зменшення зчеплення.

Коефіцієнтом  $K_{\text{СТАТ}}$  враховується різне навантаження по осях, розбіжність в електромеханічних характеристиках двигунів, вид характеристик і схема з'єднання двигунів, розходження в діаметрах бандажів окремих колес, тип приводу, неспіввісність сили тяги (гальмування) і сили опору руху. Так, неспіввісність сили тяги і сили опору руху приводить до того, що одна колісна пара буде мати велику силу натискання на шлях і реалізовувати велику силу тяги, а інша-менше натискання на шлях і реалізовувати меншу силу тяги. При гальмуванні також відбувається перерозподіл сил натискання колісних пар і відповідне цьому перерозподіл гальмівних сил. Розбіжність характеристик тягових двигунів призводить до нерівномірності сил тяги і гальмування колісних пар. Нерівномірний розподіл навантаження позначається особливо сильно на тягових якостях вагона при рівнобіжному з'єднанні двигунів. Жорсткість тягових і гальмівних характеристик тягового двигуна істотною мірою визначає процес розвитку буксування і юзу. При випадковому зниженні сили зчеплення колісної пари почнеться процес її буксування, тому що сила тяги виявляється більше сили зчеплення. З ростом швидкості ковзання колісної пари, що має двигун із жорсткою характеристикою, сила тяги різко знижується і при деякому значенні швидкості виявиться рівній силі зчеплення. Ковзання колісної пари припиниться і наступить нове положення рівноваги, щодо якого можливі незначні пробуксовки. Якщо сила зчеплення відновиться до вихідного значення, то сила тяги виявиться менше сили зчеплення. Швидкість ковзання колісної пари зменшиться і відновиться вихідний режим реалізації сили зчеплення.

На відміну від цього випадку буксування колісної пари, що має двигун з м'якою характеристикою, буде розвиватися і прагнути перейти в розносне буксування, тому що з ростом ковзання сила тяги зменшується незначно і різниця між силою тяги і силою зчеплення зростатиме. Для припинення буксування необхідно підвищити силу зчеплення, наприклад, шляхом застосування піску, чи зменшити силу тяги. Тому при м'якій характеристиці двигуна важко відновити зчеплення. Тому що зчеплення колісної пари, що має двигун із жорсткою характеристикою, відновлюється відносно швидко, то зниження швидкості руху при буксуванні виходить порівняно невеликим і середнє значення сили тяги зменшується незначно. Завдяки цьому забезпечується більш високе використання сили зчеплення, чим із двигуном, що має м'яку характеристику.

При гальмуванні значно легше відновлюється зчеплення при гальмівній характеристиці з позитивною твердістю, тому що при юзі швидкість колісної пари зменшується, гальмівна сила також зменшується і при деякій швидкості сила зчеплення стане рівній гальмівній силі, подальше зниження швидкості припиниться. При відновленні зчеплення до колишнього значення сила зчеплення виявиться більше гальмівної сили. Під впливом різниці цих сил швидкість ковзання колісної пари зменшиться і юз автоматично припиниться. При негативній жорсткості гальмівної характеристики, що відповідає механічному гальмуванню, в міру збільшення ковзання і зниження

швидкості колісної пари гальмівна сила росте, а сила зчеплення зменшується і, отже, юз, що почався вже не припиниться.

Позитивну жорсткість мають гальмівні характеристики електричного гальмування. Тому при електричному гальмуванні розвиток юза до заклинювання колес менш імовірний, чим при механічному гальмуванні.

На характер процесу юзу при електричному гальмуванні впливає з'єднання двигунів у гальмівному режимі. Найбільш важкі умови відновлення нормального зчеплення виявляються при послідовному з'єднанні двигунів, тому що струм і гальмівна сила двигуна заклиненої осі будуть підтримуватися за рахунок ЕРС інших двигунів, включених з ним послідовно. При рівнобіжному з'єднанні двигунів подібного явища не може бути.

Коефіцієнт  $K_{\text{дин}}$  в основному залежить від динамічних властивостей рухомого складу і змінюється в широких межах. Великий вплив на нього роблять коливання рухомого складу. У результаті цього змінюється натискання на колесні пари і з'являється можливість виникнення буксування. Виникнення інерційного моменту викликає перерозподіл натискань на колесні пари, що також зменшує коефіцієнт зчеплення. Зниження максимальної сили тяги колесної пари викликає прослизання колес відносно один одного при проході кривих і утворенні в міру пробігу конусності профілю бандажів. Такий обрис бандажів приводить до звивистого руху колесної пари на прямих ділянках шляху. При цьому діаметри кругів катання колес періодично змінюються від максимального значення до мінімального, що призводить до взаємного прослизання колес. Швидкість взаємного прослизання колес алгебраїчно сумується зі швидкістю ковзання, що виникає при зчепленні, і викликає зменшення сили зчеплення.

**Розрахунковий коефіцієнт зчеплення.** Коефіцієнт зчеплення є одним з основних факторів, що впливає на експлуатаційні й техніко-економічні показники електричного транспорту, тому його визначення має дуже важливе значення. Від коефіцієнта зчеплення залежить вибір маси рухомого складу, припустимої швидкості руху, найбільшого припустимого підйому, прискорення й уповільнення. При даній зчпній вазі значення коефіцієнта зчеплення визначає найбільші припустимі значення сили тяги і гальмування рухомого складу, що можуть бути реалізовані за умовами зчеплення, тобто коефіцієнт зчеплення показує, якій частини зчпної чи гальмівної ваги рухомого складу може дорівнювати гранична сила зчеплення. Наприклад, при коефіцієнті зчеплення  $\psi = 0,15$  найбільше припустиме значення сили тяги  $F_{\text{max}} = 150\text{Н}$  на  $1\text{кН}$  зчпної ваги  $G_{\text{сц}}$ .

Чисельні значення коефіцієнта зчеплення визначають дослідним шляхом. При кількаразовому повторенні досвідів можна найбільше повно врахувати всі діючі фактори. Однак фізична природа сил зчеплення і залежності коефіцієнта зчеплення від різних факторів ще не вивчені. Головним з цих факторів є швидкість руху: при її збільшенні коефіцієнт зчеплення знижується. В умовах міського транспорту, де швидкість руху відносно низька (не більше  $60\text{км/год}$ ) і є багато факторів, що сильно впливають

на зчеплення (наповнення салону пасажирями, забруднення рейкових і дорожніх шляхів, динамічні впливи), коефіцієнт зчеплення приймають незалежним від швидкості руху.

Для трамвая без індивідуального полотна на підставі дослідів отримано для чистих рейок значення коефіцієнта зчеплення 0,16. . . 0,18 , для забруднених рейок - 0,12. . . 0,14. На трамвайних лініях з індивідуальним (окремим) полотном можна прийняти більш високі значення - до 0,18. . . 0,20. В особливо несприятливих умовах, зокрема, при листопаді, коефіцієнт зчеплення вагонів трамвая різко зменшується - до 0,06. . . 0,08. У середньому, за винятком днів листопаду й ожеледі, з огляду на можливість використання піску, приймають коефіцієнт зчеплення трамвая без окремого полотна  $\psi = 0,15$ .

Коефіцієнт зчеплення колеса з дорожнім покриттям тролейбуса змінюється в широких межах залежно від метеоумов і стану дороги. При чистому, сухому удосконаленому покритті дороги він може досягати 0,9. . . 1,0; при забрудненій поверхні дороги, особливо при ожеледі коефіцієнт зчеплення різко зменшується і може знизитися до 0,15 і навіть до 0,1. В середньому можна приймати для тягових розрахунків тролейбусів коефіцієнт зчеплення  $\psi = 0,30. . . 0,35$ .

На підставі експлуатаційних даних розрахункові значення коефіцієнта зчеплення електропоїздів метрополітену можуть бути прийняті в межах 0,20. . . 0,22.

З огляду на те, що збудження зчеплення при гальмуванні (юз) у всіх випадках небезпечніше, ніж буксування при тязі, доцільно вибирати значення коефіцієнта зчеплення при розрахунках процесів гальмування приблизно на 15. . . 20% менше, ніж при тязі. Варто мати на увазі що зазначені розрахункові коефіцієнти зчеплення перевищуються в практиці експлуатації висококласними машиністами завдяки правильному використанню тягових властивостей електрорухомого складу і в умілому водінню поїздів. Тому розрахунковий коефіцієнт зчеплення не є найбільш можливим його значенням. У цьому, зокрема, полягають резерви подальшого підвищення використання потужності електрорухомого складу й ефективності електричної тяги.

**Заходи щодо підвищення зчеплення.** Для підвищення зчеплення проводять заходи в двох напрямках: по збільшенню сили зчеплення коліс з рейками (шляхом) і підвищенню її використання.

Збільшення сили зчеплення досягають на рейковому транспорті правильним застосуванням піску, механічним і хімічним очищенням бандажів і рейок. Звичайно застосовують просушений кварцовий пісок, який подають під колеса невеликими порціями щоб уникнути помітного збільшення опору руху. Основними в складі піску повинні бути зерна розмірам від 0,1 до 2 мм. Найбільш ефективне й ощадливе використання піску досягається при автоматичній подачі його під колеса. Особливо ефективне застосування піску при малих швидкостях руху. До швидкості 10 км/год на мокрих рейках коефіцієнт зчеплення збільшується на 70. . . 75 %. Ефект застосування піску знижується з ростом швидкості руху. При швидкостях 40. . . 50 км/год на сухих і мокрих рейках коефіцієнт зчеплення збільшується в результаті застосування піску на 10. . . 15 %.

Підвищення використання сили зчеплення досягають однаковим розважуванням по осях (однаковим натисканням колес на шлях), зниженням розбіжності характеристик на ободі колес тягових двигунів, застосуванням спеціальних схем з'єднання тягових двигунів і протибоксовочних пристроїв, що знижують силу тяги двигуна при буксуванні, підвищенням жорсткості тягових характеристик.

### 3. ОПІР РУХУ ПОЇЗДА

**Природа і класифікація сил опору руху.** Опором руху називають еквівалентну силу, приведену до обода коліс, на подолання якої затрачається такаж робота, як і на подолання всіх сил, що протидіють руху.

Сила опору руху спрямована проти руху поїзда, за винятком крутих спусків, коли вона може збігатися з напрямком руху. Опір руху залежить від конструкції і стану рухомого складу і верхньої будови колії, профілю і плану шляху, від швидкості руху, швидкості і напрямку вітру. Він обумовлений наявністю тертя у вузлах рухомого складу, тертям коліс об рейки, деформаціями шляху й елементів рухомого складу, опором повітряного середовища, а також складової сили ваги на ухилах.

Енергія, витрачена на подолання сил опору від тертя, не може бути повернута, тому що витрачається на стирання деталей рухомого складу і шляху і, перетворюючись в тепло, розсіюється в навколишнє середовище. Енергія, витрачена на подолання підйомів, може бути частково, а в деяких випадках і цілком повернута при русі в зворотному напрямку і використана для подолання опору руху.

Опір руху умовно поділяють на дві головні складові: одну, що залежить від типу рухомого складу і швидкості його руху, і іншу, залежну від плану і профілю колії, а також від особливих умов руху.

Першу складову називають основним опором руху  $\overline{W_0}$ ; вона являє собою опір руху на прямолінійній і горизонтальній відкритій ділянці шляху при будь якій швидкості руху, у тому числі і при  $V=0$ . Ця складова обумовлена внутрішнім тертям у рухомому складі, опором, що виникає при взаємодії рухомого складу і колії, а також опором повітряного середовища (при відсутності вітру).

Другу складову називають додатковим опором руху  $\overline{W_{\text{доп}}}$ ; вона являє собою опір від ухилів і кривих. Вважають, що додатковий опір незалежить від швидкості руху і визначається тільки планом і профілем колії. Розрізняють ще додатковий опір від вітру, при русі в тунелях, при температурі нижче  $25^\circ\text{C}$ .

Таким чином, опір руху поїзда можна представити у вигляді

$$W = W_0 + W_{\text{доп}} \quad (3.1)$$

або при нормальних температурах навколишнього повітря і відсутності вітру

$$W = W_0 + W_i + W_{\text{кр}}, \quad (3.2)$$

де  $W_i$  -опір руху від ухилів;  $W_{\text{кр}}$  -опір руху від кривих.

Для зручності виконання тягових розрахунків опір руху, як і інші діючі сили, виражають у питомих одиницях, Н/кН:

$$w = \frac{W_0 + W_i + W_{\text{кр}}}{G} = w_0 + w_i + w_{\text{кр}}, \quad (3.3)$$

де  $G$  - вага поїзда, кН.

**Основний опір руху.** Встановити теоретичним шляхом значення основного опору руху важко, тому що він залежить від багатьох факторів, які змінюються у процесі руху випадково за досить складними закономірностями. Тому основний опір руху визначають дослідним шляхом при випробуваннях рухомого складу на лінії.

Щоб одержати уявлення про фізичну сутність і порядок значень окремих складових цього опору, розглянемо його у вигляді суми ряду компонент:  $W_\delta$  - опір від тертя в підшипниках рухомого складу;  $W_{\text{к}}$  - опір від тертя котіння коліс по рейках або дорозі;  $W_{\text{СК}}$  - опір від тертя ковзання коліс по рейках;  $W_{\text{п}}$  - опір від деформації шляху, ударів на стиках і нерівностях;  $W_{\text{в}}$  - опір повітряного середовища при відсутності вітру. Такий поділ основного опору умовний, тому що в дійсності деякі складові залежать один від одного.

Опір тертя в підшипниках є одним з найбільш істотних у загальному опорі руху рухомого складу. Він залежить від моменту сил тертя, що розвиваються в підшипниках. Позначимо через  $G_{\text{к}}$  вагу, що приходить на одну колісну пару, кН (рис. 3.1);  $\phi_{\text{п}}$  - коефіцієнт тертя в підшипниках;  $W_\delta$  - опір руху, викликаний тертям у підшипниках, Н;  $d$  - діаметр шийки осі, м;  $D$  - діаметр колеса, м. Сила тертя в підшипниках дорівнює  $10^3 G_{\text{к}} \phi_{\text{п}}$ , Н.

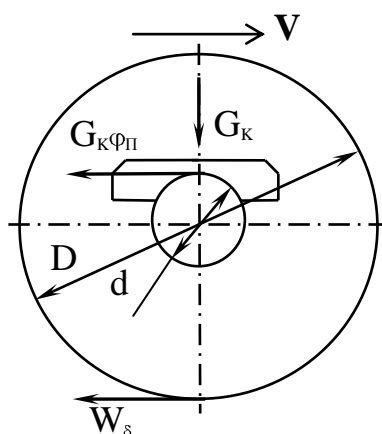


Рис. 3.1 – Схема розрахунку опору тертя в підшипниках

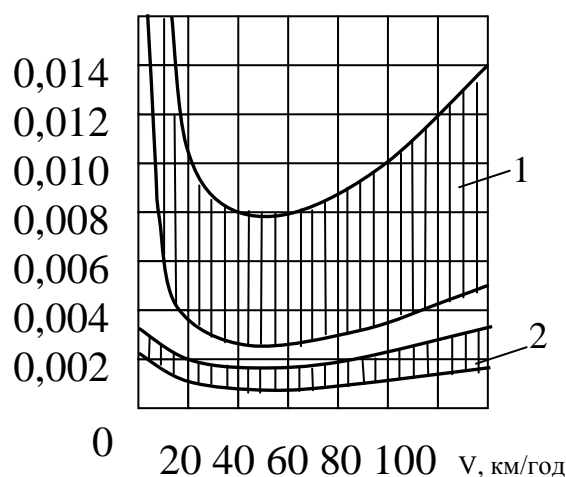


Рис. 3. 2 – Залежність коефіцієнта тертя в підшипниках від швидкості:

1-для підшипників ковзання;

2-для роликових підшипників

Момент тертя  $10^3 G_k \varphi_{\Pi} d / 2, \text{Н} \cdot \text{м}$  замінимо рівним йому моментом  $W_{\delta} D / 2$ . Отже,

$$10^3 G_k \varphi_{\Pi} d / 2 = W_{\delta} D / 2.$$

Звідси питомий опір руху, обумовлений тертям у буксових підшипниках, Н/кН:

$$w_{\delta} = 10^3 \varphi_{\Pi} \frac{d}{D}. \quad (3.4)$$

Залежність  $\varphi_{\Pi}$  від  $V$  встановлена на підставі положення гідродинамічної теорії змащення, відповідно до якого рух шийки осі в підшипнику тертя ковзання починається при сухому терті, тому що при нерухомому колесі між шийкою осі і вкладишем підшипника відсутня рідинна плівка. Тому при початку руху  $\varphi_{\Pi}$  виявляється найбільшим. Потім при швидкості, достатній для засмоктування змащення, починається утворення рідинної плівки між вкладишем і шийкою і поява так званого масляного клина, внаслідок чого коефіцієнт тертя зменшується.

На рис. 3.2 показана залежність коефіцієнта тертя в буксах від швидкості руху. При цьому як для підшипників тертя ковзання, так і роликових верхні криві відповідають малим тискам і густим мастилам, а нижні криві великим тискам і рідким мастилам. Ці криві показують, що коефіцієнт тертя роликових підшипників значно менше, ніж підшипників тертя ковзання. Тому й опір руху рухомого складу з роликовими і кульковими підшипниками виявляється меншим, чим з підшипниками тертя ковзання. Крім того, при початку руху рухомого складу, обладнаного роликовими підшипниками, не відбувається



помітне підвищення коефіцієнта тертя, а отже, і опору руху, що є важливою перевагою роликів підшипників. У межах експлуатаційних швидкостей для підшипників ковзання рухомого складу існуючих типів в середньому  $\varphi_n = 0,005 \dots 0,010$ , для роликів підшипників  $\varphi_n = 0,001 \dots 0,002$ . Відповідно до цього орієнтовані значення питомого опору руху  $w_\delta$  рухомого складу з підшипниками тертя ковзання рівні  $0,5 \dots 1,0$  Н/кН, з підшипниками котіння -  $0,1 \dots 0,2$  Н/кН.

Опір від тертя котіння коліс по рейках (дорозі)  $W_k$  обумовлений пружною деформацією бандажа і рейки (колеса і дороги) під дією сили натискання колеса на рейку (дорогу) із сувом точки прикладення рівнодіючої сили реакції рейки (дороги) щодо миттєвого центра обертання колеса по напрямку його руху. При цьому утвориться складова сили реакції рейки, паралельна шляху (нормальна складова врівноважує силу натискання  $G_k$ ) і спрямована проти руху колеса. Ця складова являє собою опір  $W_k$ .

Опір  $W_k$  залежить від сили натискання колеса на рейку (дорогу), радіуса круга катання колеса, а також площі опорної поверхні колеса (зсуву точки додатка реактивної сили), причому чим більше ця площа, тим сильніший опір руху. Питомий опір руху від тертя котіння коліс по рейках орієнтовно дорівнює  $0,2 \dots 0,4$  Н/кН. На безрейковому електричному транспорті з гумовими колесами (пневматичними балонами) він значно більший і залежить, крім властивостей гуми, також від тиску в балонах, форми і стану поверхні колес, матеріалу покриття дороги. З підвищенням тиску в балонах і збільшенням твердості дорожнього покриття опір від тертя котіння  $W_k$  зменшується.

У процесі руху неминучі *прослизання коліс* рухомого складу щодо рейок внаслідок конусності бандажів, розходження діаметрів кругів котіння колес, особливо при проході кривих, а також через нерівності шляху. Тому колісна пара при русі прослизає як уздовж, так і впоперек рейок.

Колеса безрейкового транспорту також піддані прослизанню щодо шляху. На подолання сил тертя при цих прослизаннях витрачається енергія, що визначає складову опору руху від ковзання. Підрахувати цю енергію важко через вплив багатьох факторів, основними з яких є швидкість руху і конструкція рухомого складу. Вплив швидкості позначається як на прослизанні колісних пар, так і на зміні коефіцієнта тертя, що залежить від швидкості. На ковзання колес впливає також знос бандажів і рейок, розбіги колісних пар і т. д. Орієнтовно вважають, що в межах експлуатаційних швидкостей питомий опір  $w_{ск}$  від тертя ковзання коліс не перевищує  $0,2 \dots 0,4$  Н/кН на рейковому транспорті.

Оскільки шлях не є ідеально рівною поверхнею і має пружність, при проході колес неминуче виникають коливання рухомого складу, деформації й осідання верхньої будови колії. Діючі при цьому сили, на подолання яких витрачається деяка енергія, є опором від *деформації шляху й ударів*. Вони складають частину основного опору руху. Для рухомого складу залізниць

орієнтовно оцінюють складову питомого опору руху від деформацій шляху й ударів 0,3. . . 0,6 Н/кН.

При русі на поїзд діє опір *повітряного середовища*. Рухомий склад при своєму русі відкидає частки повітря, а тому перед ним утворюється ущільнений шар повітря. За вагоном виникає розрідження, куди спрямовуються частки повітря, що створюють вихрові рухи. Таким чином, опір повітряного середовища складається з надлишку тиску попереду і розрідження позаду вагона. Деякий опір створює також тертя повітря об бічну поверхню рухомого складу.

На підставі аеродинамічних досліджень руху тіла незмінної форми в повітрі встановлено, що при постійній швидкості руху сила опору  $W_B$  приблизно пропорційна добутку квадрата швидкості на площу  $S$  поперечного перерізу тіла. Цей висновок, як показали випробування рухомого складу різних типів, можна поширити на умови руху поїздів, якщо врахувати розходження аеродинаміки відповідним коефіцієнтом обтічності  $\alpha_B$ , знайденим дослідним шляхом. Тоді в загальному вигляді опір повітряного середовища

$$W_B = \alpha_B S V^2. \quad (3.5)$$

Якщо  $V$  виражено в м/с,  $S$ -у м<sup>2</sup>, то для локомотива (чи головного вагона електропоїзда)  $\alpha_B = 0,07$ ; для чотиривісних вантажних вагонів  $\alpha_B = 0,014$ ; для пасажирських вагонів у складі поїзда  $\alpha_B = 0,009$ ; для трамвайних вагонів і тролейбусів орієнтовно  $\alpha_B = 0,010 \dots 0,015$ .

Для рухомого складу невеликої довжини характерним розміром є найбільша площа поперечного перерізу кузова головного вагона.

Як показали дослідження, від форми тіла, що рухається, при одній і тій же площі його поперечного перерізу істотно залежить опір повітряного середовища. Шляхом додання кузову обтічної форми можна значною мірою знизити коефіцієнт обтічності і, отже, опір повітряного середовища. Це виявляється особливо ефективним при русі з високими швидкостями, тому що опір повітряного середовища такого рухомого складу складає основну частку загального опору руху.

Для підземних ліній метрополітену умови взаємодії рухомого складу і повітряного середовища відрізняються від умов для наземного транспорту. Рухаючись в тунелі, поїзд виштовхує повітря подібно поршню в насосі. При цьому перед поїздом зростає тиск повітря, а за ним утворюється розрідження. Одночасно повітря переміщується назустріч руху поїзда по зазорі між ним і стінками тунеля, що створює відносно великий опір руху, навіть при низьких швидкостях руху.

Для поїздів метрополітену опір від взаємодії поїзда і повітряного середовища в тунелі є складовою основного опору руху. Для наземного міського електричного транспорту опір повітря в тунелі відноситься до додаткового опору руху.

**Розрахункові залежності основного опору руху.** У зв'язку з впливом багатьох факторів на основний опір руху об'єктивні результати виходять тільки при експериментальному визначенні основного опору руху великого числа одиниць рухомого складу.

Дослідженнями встановлено, що визначальний вплив на основний опір руху рейкового транспорту мають два фактори: швидкість руху і сила натискання колесної пари на рейки. При збільшенні швидкості основний питомий опір руху росте, при збільшенні сили натискання колесної пари на рейки воно зменшується, тому що знижується частка опору повітряного середовища в основному питомому опорі руху і, крім того, зменшуються коефіцієнти тертя.

Результати долідів представляють або у вигляді графіків, або емпіричних формул, що приблизно відбивають залежність питомого основного опору руху рухомого складу даного типу від швидкості. Звичайно застосовувані в практичних розрахунках емпіричні формули мають вигляд поліномів

$$w_0 = a + bV + cV^2 \quad (3.6)$$

чи

$$w_0 = a_1 + \frac{b_1 + c_1 V + dV^2}{m_k g}, \quad (3.7)$$

де  $m_k$  - середня маса, що приходить на одну вісь рухомого складу, т.

Кожному типу рухомого складу відповідають різні значення коефіцієнтів  $a, a_1, b, b_1, c, c_1, d$ . У виразі (3.6) коефіцієнт  $a$  дає складову опору руху, що залежить від шляху;  $b$  - складову опору від тертя в механічних частинах, що залежить від швидкості;  $c$  - складову опору повітряного середовища, що залежить від квадрата швидкості. Для рухомого складу невеликої довжини коефіцієнт  $b$  можна прийняти рівним нулю.

**Опір руху в режимах тяги, вибігу і гальмування.** Для електрорухомого складу умовно розрізняють опір руху в режимі тяги або електричного гальмування, коли тягові машини працюють двигунами чи генераторами (рух під струмом), і в режимі вибігу чи механічного гальмування (рух без струму). Це обумовлено тим, що при русі під струмом сили опору, викликані механічними втратами в тягових двигунах, тягових передачах і моторно-осьових підшипниках, враховують при розрахунку тягових і гальмівних характеристик. Тому при тязі, а також електричному гальмуванні розрахунковий опір руху менший, ніж у режимі вибігу і механічного гальмування, на величину опору  $W_{mx}$ , створюваного цими втратами. Це умовності розрахунку. Різниця в значеннях опору руху викликана тільки тим, що при русі під струмом механічні втрати в тяговому електроприводі, що враховуються ККД електропривода, покриваються енергією, яка споживається з контактної мережі; при русі без струму ці втрати, що покриваються кінетичною енергією рухомого складу, враховують збільшенням опору руху на  $W_{mx}$ .

При виконанні тягових розрахунків питомий основний опір руху обчислюють за емпіричними формулами. На підставі експериментальних робіт запропонована значна кількість формул для рухомого складу різних типів усіх видів транспорту. Для трамвая і тролейбуса можна користуватися формулами, наведеними в табл. 3.1.

Таблиця 3.1 – Розрахункові формули основного опору руху для трамвая і тролейбуса

Тип рухомого складу	Основний питомий опір руху, Н/кН	
	Рух під струмом	Рух без струму
Вагони трамвая типу КТМ	$w_0 = 5 + 0,005 \cdot V^2$	$w_{0X} = 9 + 0,005 \cdot V^2$
Тролейбус: на асфальтованих і бетонних шляхах	$w_0 = 12 + 0,004 \cdot V^2$	$w_{0X} = 16 + 0,004 \cdot V^2$
на буличних і гравійних шляхах	$w_0 = 16 + 0,004 \cdot V^2$	$w_{0X} = 20 + 0,004 \cdot V^2$

На рис. 3.3 наведені криві залежності основного питомого опору вагона трамвая типу КТМ при русі під струмом  $w_0$  і без струму  $w_{0X}$  від швидкості руху.

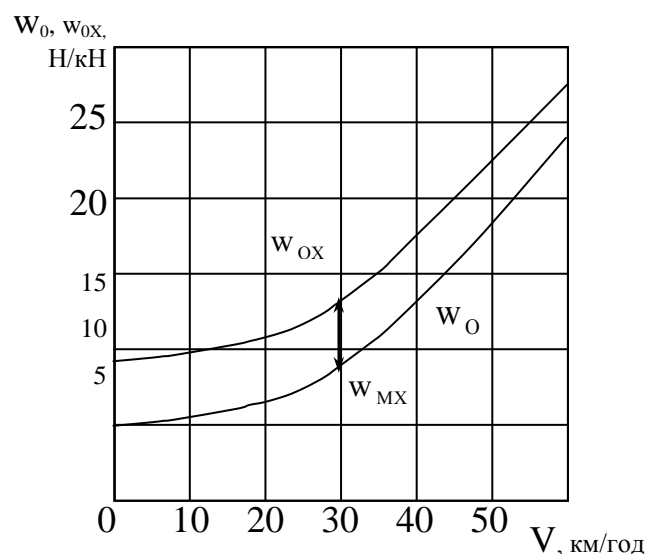


Рис. 3.3 – Залежності  $w_0$  і  $w_{0X}$  від швидкості руху для вагона трамвая типу КТМ

Якщо відомі емпіричні формули для розрахунку  $w_0$  і  $w_{0X}$  даного типу рухомого складу, то можна визначити потужність механічних втрат у тягових двигунах і тягових передачах при заданій швидкості руху і масі рухомого складу.

## *Додатковий опір руху*

**Опір руху від ухилу.** На рухомий склад, що знаходиться на прямолінійному ухилі, діє додаткова сила у вигляді складової сили ваги. Ця сила спрямована у бік спуску. Вона являє собою додатковий опір руху від ухилу (рис. 3.4).

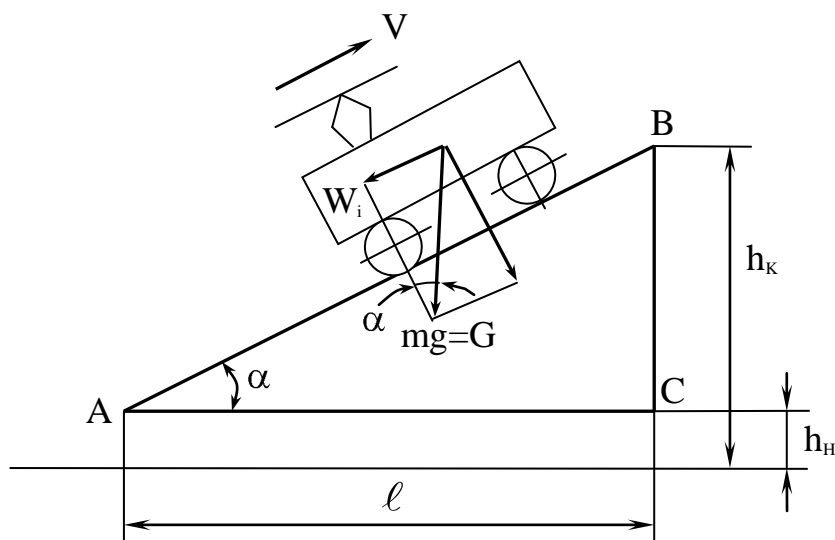


Рис. 3. 4 – До визначення опору руху від ухилу  $W_i$

Рейкова чи безрейкова дорога характеризується подовжнім профілем. Ухили на профілі можна позначати в градусах (град), сотих (%) чи тисячних ( $^{\circ}/_{00}$ ) частках. Звичайно ухил профілю колії позначають через  $i$  та виражають у тисячних частках. Він являє собою помножене на 1000 значення тангенса кута  $\alpha$  нахилу профілю колії до обрію, тобто

$$i = 1000 \cdot \operatorname{tg} \alpha, \quad (3.8)$$

де відповідно до рис. 3. 4

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{BC}{AC} = \frac{h_k - h_n}{\ell}.$$

Отже, ухил,  $^{\circ}/_{00}$ ,

$$i = 1000 \cdot \frac{h_k - h_n}{\ell}. \quad (3.9)$$

Таким чином, крутість схилу, ‰<sub>00</sub>, вимірюється кількістю метрів зміни висоти, що приходяться на 1км довжини шляху. На підставі рис. 3.4 додатковий опір руху, кН поїзда масою **m**, т, від підйому

$$W_i = mg \cdot \sin \alpha, \quad (3.10)$$

де  $mg = G$  -вага поїзда масою  $m$ ,кН.

Оскільки на реальному профілі колії на міських вулицях підйоми не перевищують 2,5°, то можна прийняти  $\sin \alpha \approx \operatorname{tg} \alpha$  і, отже, опір руху від підйому, кН

$$W_i = mgtg\alpha = mg \frac{i}{1000}$$

чи, Н,

$$W_i = mgi. \quad (3.11)$$

Звідси питомий опір руху від підйому, Н/кН,

$$w_i = \frac{W_i}{mg} = i \text{ ‰} /_{00}. \quad (3.12)$$

Як випливає з виразу (3.12), опір руху від підйому не залежить ні від швидкості руху, ні від типу рухомого складу. Питоме його значення, Н/кн, чисельно дорівнює крутості підйому в тисячних.

Формула (3.12) справедлива і для руху по спуску. Однак на спуску складова сила ваги спрямована по русі поїзда і сумується із силою, що прискорює. Це враховують у формулі (3.12) тим, що на спусках цю величину приймають негативною. Наприклад, додатковий питомий опір на підйомі  $i = 5 \text{ ‰} /_{00}$  дорівнює  $w_i = 5 \text{ Н/кН}$ , а на спуску такої ж крутості, тобто при  $i = -5 \text{ ‰} /_{00}$  маємо  $w_i = -5 \text{ Н/кН}$ . Таким чином, у формулі (3.12) розуміють не абсолютне, а алгебраїчне значення крутості схилу.

На міському рейковому транспорті ухили досягають 20...40 ‰<sub>00</sub>  $\alpha = 1^{\circ}9' \dots 2^{\circ}18'$ . На маршрутах безрейкового транспорту зустрічаються ухили до 80 ‰<sub>00</sub>  $\alpha \approx 4^{\circ}36'$ , а в деяких містах зустрічаються ухили до 130 ‰<sub>00</sub>  $\alpha \approx 7^{\circ}30'$ .

**Опір руху від кривих.** На рейковому транспорті виникає додатковий опір руху в кривих ділянках шляху. При проходженні кривих поїзд змінює напрямок свого руху під дією зовнішньої сили - це сила тиску рейки на реборди бандажа. При вписуванні поїзда в криву передня колісна пара прагне рухатися по прямої лінії, а рейка, за рахунок тиску на реборду зовнішнього колеса, змушує його змінювати прямолінійний рух. Одночасно виникає

реакція-тиск реборди на рейку, що виражає відцентрову силу вагона. Завдяки взаємному тиску виникає тертя між ребордою бандажа і внутрішньою поверхнею головки рейки. Відцентрова сила, прикладена до центра ваги вагона, створює перекидаючий момент і притискає реборди коліс до рейок. Відповідно до правил технічної експлуатації в кривій у залежності від її радіуса зовнішня рейка встановлюється з перевищенням  $h$ , розрахованим для визначеної швидкості  $V_{кр}$ , над внутрішньою. При  $V > V_{кр}$  колесна пара притискається до зовнішньої рейки, при  $V < V_{кр}$  - до внутрішньої, а при  $V = V_{кр}$  - додаткового тертя від дії відцентрової сили не буде. Відцентрова сила пропорційна квадрату швидкості і зворотно пропорційна радіусу кривої. Отже з ростом швидкості підвищується додатковий опір руху в кривих, а зі збільшенням радіуса кривої зменшується. Крім тертя реборд об головку рейки джерелом додаткового опору служить зростання поздовжнього і поперечного прослизання коліс, жорстко закріплених на осі. Радіус зовнішнього круга котіння більше радіуса внутрішнього, отже, зовнішнє колесо проходить більший шлях, ніж внутрішнє. У результаті колеса, що мають однакову частоту обертання, крім котіння по рейці повинні ще скочувати по ній (внутрішні буксувати чи зовнішні юзити). Опір збільшується також за рахунок сил тертя в ходових частинах рухомого складу при повороті візків у момент входу і виходу з кривої. Цей опір знижується зі зменшенням жорсткої бази візків. Для зменшення опору і зносу рейок і реборд колесних пар бічні поверхні рейок на кривих ділянках шляху змазують.

У результаті експериментальних досліджень були складені емпіричні вирази, що враховують основні фактори, які впливають на значення питомого опору руху в кривих. Наведемо один з таких виразів:

$$w_{кр} = \frac{1000 \cdot \varphi}{2R_{кр}} \left( h_k + \sqrt{h_k^2 + \ell_{\delta}^2} \right), \text{ Н/кН}, \quad (3.13)$$

де  $\varphi$  - коефіцієнт тертя ковзання між колесом і рейкою, в середньому рівний 0,2...0,22 для чистих сухих рейок;  $R_{кр}$  - радіус кривої, м;  $h_k$  - ширина колії, м;  $\ell_{\delta}$  - довжина жорсткої бази візка, м.

Через складність обліку впливу всіх діючих факторів звичайно користаються емпіричною формулою, в якій враховується тільки основний фактор-радіус кривої. Вплив швидкості не враховується, думаючи, що поїзди проходять криві з обмеженням швидкості. Для трамвайних чотиривісних вагонів питомий додатковий опір руху від кривих, Н/кН, можна приблизно підраховувати за формулою

$$w_{кр} = \frac{450}{R_{кр}}, \quad (3.14)$$

де  $R_{кр}$  — радіус кривої, м.

Для тролейбусів завдяки диференціалу, що забезпечує незалежне обертання колес, можна не враховувати додатковий опір від кривих.

**Додатковий опір руху, який виникає під дією вітру.** Вітер дуже впливає на опір руху поїзда. Коли він спрямований по руху поїзда, то результуюча відносна швидкість руху повітря дорівнює різниці швидкостей поїзда і вітру. Якщо ж вітер спрямований проти руху поїзда, відносна швидкість повітря дорівнює сумі швидкостей поїзда і вітру. У загальному випадку відносна швидкість повітря  $V' = V \pm V_B \cdot \cos\beta$ , де  $V$ - швидкість поїзда;  $V_B$  -швидкість вітру;  $\beta$  -кут між напрямком вітру і напрямком руху поїзда.

Вплив вітру можна приблизно врахувати безпосередньо у формулах для визначення основного опору руху шляхом підстановки в член, що містить множник  $V^2$ , замість швидкості  $V$  швидкість  $V'$ .

В умовах міста через дію будинків, що екранують, вітру з великою швидкістю практично не буває, тому збільшення опору руху від вітру в міському електричному транспорті проявляється незначно і в тягових розрахунках його не враховують. Але у деяких експлуатаційних умовах додатковий опір вітру може бути значним залежно від швидкості і напрямку вітру.

**Додатковий опір руху поїзда в тунелях** виникає за рахунок зростання опору повітряного середовища. Опір повітряного середовища при русі поїзда в туннелі  $W_{BT}$  може бути представлений у вигляді добутку опору повітряного середовища  $W_B$  при русі цього поїзда на поверхні і коефіцієнта  $\beta_0$ , що залежить від габаритів туннеля і зовнішніх обрисів поїзда:

$$W_{BT} = \beta_0 W_B.$$

У двоколійному туннелі опір повітряного середовища значно нижчий, ніж в одноколійному. Ця різниця збільшується з ростом швидкості руху.

Для наземного міського електричного транспорту опір повітря в тунелях в тягових розрахунках не враховують, тому що тунелі зустрічаються вкрай рідко і мають невелику довжину.

**На опір руху впливає температура навколишнього повітря.** Вплив низьких температур виявляється в підвищеній щільності зовнішнього повітря, внаслідок чого зростає опір повітряного середовища і, отже, основний опір руху. Температура повітря дуже впливає на сили тертя в підшипниках. У холодний час змащення в буксах загустіває, збільшуються сили внутрішнього тертя в підшипниках, особливо після тривалої стоянки. На міському електричному транспорті пускова сила тяги значно перевершує опір руху і з цієї причини додатковий опір руху при троганні з місця не враховується.



## ***Заходи щодо зменшення опору руху***

Зменшення опору руху знижує витрати енергії на тягу поїздів і дозволяє підвищити швидкість руху. Отже питання про зниження опору руху має велике практичне значення.

Усі способи зменшення опору руху можна розділити на дві основні групи: конструкційні й експлуатаційні. До конструкційних заходів, які здійснюються при проектуванні, модернізації і побудові рухомого складу нових типів і шляху, відносяться: зменшення маси тари рухомого складу шляхом застосування зварних конструкцій і легких сплавів, що забезпечують зниження опору руху й опору на 1т корисного вантажу; застосування рухомого складу обтічної форми для високих швидкостей; укладання безстикової колії, що зменшує основний опір руху, особливо при високих швидкостях; реконструкція шляху (укладання щебеневого баласту, рейок більш важкого типу з відповідним збільшенням числа шпал на 1км); зміна профілю і плану шляху з метою зниження додаткового опору руху за рахунок зменшення крутості ухилів і збільшення радіуса кривих.

До експлуатаційних заходів відносяться: підтримка гарного технічного стану рухомого складу, його механічної частини, вузлів тертя, гальмівної системи; належна верхня будова колії, що істотно впливає на основний опір руху; застосування сезонного змащення для зменшення опору руху; систематичне регулювання гальм, усунення тертя колодок об бандаж і гальмівні барабани при відпущених гальмах; підтримка необхідного тиску в пневматичних колесах, регулювання кутів розвалу і сходження колес для тролейбуса; скорочення часу стоянок з метою полегшення умов зрушення рухомого складу, особливо в зимовий час.

На міському електричному транспорті проводиться регулярна перевірка основного питомого опору руху. Для такої перевірки досить обмежитися визначенням опору руху при малих швидкостях, яке можна проводити безпосередньо на деповських коліях.

## ***Методи визначення основного опору руху***

**Метод вибігу.** Випробування проводять на прямолінійній і горизонтальній чи з невеликим постійним ухилом (до  $2^0 /_{00}$ ) ділянці шляху. Рухомий склад розганяють до невеликої швидкості, після чого він рухається в режимі вибігу до повної зупинки. Вимірюють час руху  $t_B$ , с, і пройдений шлях  $\ell_B$ , м. При малих швидкостях рух рухомого складу за час вибігу приймають рівномірно сповільненим і питомий опір руху відносять до середньої швидкості. Тоді уповільнення рухомого складу,  $m/c^2$

$$a_B = \frac{2\ell_B}{t_B^2}.$$

Питомий опір руху визначають з рівняння руху в режимі вибігу за формулою:

$$w_{ox} = 102 \left( 1 + \gamma \frac{a_B}{t_B^2} \right) - w_i = 102 \left( 1 + \gamma \frac{2\ell_B}{t_B^2} \right) - w_i, \text{ Н/кН},$$

де  $w_i > 0$  - на підйомі і  $w_i < 0$  - на спуску.

Якщо розраховане значення питомого опору руху виявиться більше нормованого для даного типу рухомого складу, то рухомий склад піддають огляду і ремонту. Метод вибігу набув широкого застосування для контролю технічного стану рухомого складу в умовах депо.

Більш точне значення сповільнення  $a_B$  можна визначити по записаній за допомогою самописного приладу кривій вибігу  $V \sim t$ . Для окремих точок цієї криві визначають значення уповільнень  $\frac{\Delta V}{\Delta t}$  і відповідні їм значення  $w_{ox}$ .

**Метод сталого струму.** На обраній прямій і горизонтальній ділянці шляху здійснюють рух рухомого складу з постійною швидкістю в режимі тяги і вимірюють споживаний ним струм  $I_A$  і струм якоря тягового двигуна  $I$ . Потім за електромеханічною характеристикою двигуна  $F_K \sim I$  знаходять силу тяги  $F_K$  і силу тяги рухомого складу  $F = F_K \cdot n_d$ , де  $n_d$  - число тягових двигунів на рухомому складі. При усталеному русі сила тяги рухомого складу дорівнює опору руху, тобто  $F = W_o$ . Знаючи вагу рухомого складу, визначають питомий основний опір руху  $w_o = \frac{W_o}{G}$ .

**Метод безпосереднього виміру.** Цей метод недосконалий, але дає прямо в умовах цеху технічного обслуговування швидку відповідь на запитання, чи знаходиться основний опір руху в межах норми чи ні. Сутність методу полягає в тому, що рухомому складу надають рівномірний рух шляхом впливу на нього постійної зовнішньої сили. Для цього можна використовувати лебідки з ручним чи електричним приводом. У всіх випадках силу тяги  $F$  вимірюють динамометром, що при рівномірному русі рухомого складу показує значення сили, яка дорівнює значенню основного опору руху  $W_o$ .

#### 4. ХАРАКТЕРИСТИКИ ТЯГОВИХ ДВИГУНІВ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ

**Природні характеристики двигунів постійного струму.** Природними характеристиками двигунів називають залежності між швидкістю, силою тяги і струмом (споживаною потужністю) при постійній напрузі і незмінних схемах електричних ланцюгів двигунів і опорах їхніх елементів. Відповідно до цих характеристик відбуваються зміни швидкості руху поїзда, причому машиніст може вибрати найбільш доцільні з них для даних умов, змінюючи за допомогою системи керування параметри ланцюгів тягових двигунів.

При сучасних системах автоматичного керування ЕРС, особливо у випадку застосування швидкодіючих електронних систем, може бути здійснений автоматичний перехід з однієї характеристики на іншу за заданим законом і, отже, можливо одержати будь-які тягові характеристики, так звані автоматичні, відмінні від природних.

**Основні рівняння.** Властивості електричних машин описуються рівняннями напруг, моментів і потужностей.

Сталому режиму відповідає рівновага між прикладеною до двигуна напругою  $U$ , її електрорушійною силою (ЕРС)  $E$  і падінням напруги в силовому ланцюзі:

$$U = E + rI + U_{\text{щ}}, \quad (4.1)$$

де  $I$  - струм якоря двигуна, А;  $r$ -омічний опір якірного ланцюга двигуна (сума опорів послідовно з'єднаних якорем обмоток), Ом:

$$r = r_{\text{оя}} + r_{\text{гп}} + r_{\text{дп}} ; \quad (4.2)$$

$U_{\text{щ}}$  - падіння напруги під щітками двигуна, В.

Перехідний опір щіток, що обумовлює падіння напруги  $U_{\text{щ}}$ , порівняно невеликий, тому для спрощення рівняння (4. 1) припустимо не вводити ці падіння напруги, а враховувати їх, збільшивши на 6. . . 10% значення  $r$ . При цьому рівняння (4. 1) приймає наступний вигляд:

$$U = E + rI. \quad (4.3)$$

Для перехідного процесу маємо

$$U = e + ri + L \frac{di}{dt}, \quad (4.4)$$

де  $L$ - індуктивність якірного ланцюга двигуна (сума індуктивностей обмоток, по яких протікає струм якоря  $i$ ), Гн.

Електрорушійна сила (ЕРС) двигуна, В,

$$E = C_e n \Phi \quad (4.5)$$

або

$$E = C_M \omega \Phi, \quad (4.6)$$

де  $n$ - частота обертання якоря, об/хв;  $\omega$  -кутова швидкість обертання якоря, рад/с;  $\Phi$  –магнітний потік головного полюса двигуна, Вб;  $C_e$  і  $C_m$ -конструктивні постійні двигуна:

$$C_e = Np/(60 \cdot a); \quad (4.7)$$

$$C_m = Np/(2\pi \cdot a), \quad (4.8)$$

де  $N$  і  $a$ - число дротів і число пар паралельних гілок обмотки якоря,  $p$ -число пар головних полюсів.

Виражаючи на підставі формули (1.23) кутову швидкість  $\omega$  у формулі (4.6) через поступальну швидкість  $V$ , км/год поїзда і нехтуючи незначним ковзанням, одержимо

$$E = CV\Phi. \quad (4.9)$$

Тут

$$C = C_m \cdot \frac{\mu}{1,8 \cdot D} = \frac{1}{3,6} \cdot \frac{Np}{\pi a} \cdot \frac{\mu}{D}, \quad \frac{1}{m}. \quad (4.10)$$

Підставляючи значення  $E$  у формулу (4. 3), приходимо до рівняння

$$U = CV\Phi + rI. \quad (4.11)$$

Вирішуючи рівняння (4.11) щодо струму  $I$  і швидкості  $V$ , одержимо два допоміжних рівняння, необхідних для оцінки режиму роботи тягового двигуна:

$$I = \frac{U - CV\Phi}{r}; \quad (4.12)$$

$$V = \frac{U - rI}{C\Phi}. \quad (4.13)$$

Для двигунового режиму рівняння моментів у загальному вигляді

$$M_{\text{эм}} = M_c + M_J. \quad (4.14)$$

Тут  $M_{\text{эм}}$  - електромагнітний момент, що утворюється в результаті взаємодії магнітного поля головних полюсів і струму в обмотці якоря;  $M_J$ - динамічний момент, що виникає при зміні кутової швидкості обертання якоря двигуна й обумовлений моментом інерції  $J$  якоря і всіх зв'язаних з ним обертових мас:  $M_J = J \frac{d\omega}{dt}$ ;  $M_c$ ; - статичний момент опору, що являє собою суму двох моментів-внутрішнього моменту опору (моменту холостого ходу) двигуна, створюваного механічними  $\Delta P_{\text{мх}}$  і  $\Delta P_m$  магнітними втратами в двигуні:  $\Delta M = \Delta P_{\text{мх}} + \Delta P_m \cdot \omega$ , і моменту опору  $\Delta M$ , на валу двигуна  $M$ , створюваного всіма зовнішніми щодо двигуна силами опору:  $M_c = \Delta M + M$ .

У рівнянні моментів (4.14) звичайно мають на увазі не моменти опору, а складові електромагнітного обертаючого моменту, кожна з яких знаходиться в рівновазі з відповідним моментом опору. Тому під моментом  $M$  слід розуміти корисний обертаючий момент на валу двигуна, обумовлений його корисною потужністю.

Електромагнітний момент,  $H \cdot m$

$$M_{\text{эм}} = C_M \Phi I = \frac{N_p}{2\pi a} \Phi I = 0,159 \frac{N_p}{a} \Phi I. \quad (4.15)$$

Його можна представити як

$$M_{\text{эм}} = 0,159 (N i_a) (2p\Phi), \quad (4.16)$$

де  $i_a = I/(2a)$  - струм паралельної гілки обмотки якоря.

Отже, електромагнітний момент  $M_{\text{эм}}$  дорівнює добутку сумарного струму якірної обмотки на сумарний магнітний потік від усіх головних полюсів.

Електромагнітний момент доцільно також виразити через головні розміри машини (діаметр і активна довжина якоря) і електромагнітні навантаження як

$$M_{\text{эм}} = 1,57 \alpha_s A B_s (D^2 \ell), \quad (4.17)$$

де  $\alpha_s$  - коефіцієнт полюсного перекриття;  $A$  - лінійне струмове навантаження якоря,  $A/m$ :  $A = N i_a / (\pi D)$ ;  $B_s$  - розрахункова магнітна індукція в повітряному зазорі, Тл;  $D$  - діаметр якоря, м;  $\ell$  - активна довжина якоря, м.

З виразу (4. 17) випливає відоме положення про те, що розміри машини ( $D^2 \ell$ ) визначаються не потужністю її, а електромагнітним моментом  $M_{\text{эм}}$ .

При відсутності ланцюгів паралельного і незалежного збудження підведена до двигуна потужність, Вт

$$P_1 = UI, \quad (4.18)$$

а корисна потужність на ободу рушійних колес при сумарних втратах,  $\Delta P$ , у двигуні і рушійному механізмі

$$P = P_1 - \Delta P = UI - \Delta P. \quad (4.19)$$

Втрати

$$\Delta P = rI^2 + \Delta P_M + \Delta P_{MX} + \Delta P_3, \quad (4.20)$$

де,  $rI^2$ ,  $\Delta P_M$ ,  $\Delta P_{MX}$  , - відповідно електричні, магнітні й механічні втрати в двигуні;  $\Delta P_3$  - втрати в рушійному механізмі (передачі).

Замінивши в рівнянні (4. 19) напругу  $U = E + rI$ , ЕРС  $E = CV\Phi$  і сумарні втрати  $\Delta P$  по виразу (4. 20), одержимо

$$P = C\Phi IV - (\Delta P_M + \Delta P_{MX} + \Delta P_3), \quad (4.21)$$

де  $C\Phi IV = P_1 - rI^2 = EI$  - так звана електромагнітна потужність  $P_{\text{эм}}$ , рівна підведеної потужності за винятком електричних втрат у якірному ланцюзі або добутку ЕРС на струм якоря.

Підставивши в рівняння (4.21) відповідно до формули (1.26),  $P = F_K V / 3,6$ , Вт, і розділивши на  $V$ , км/год, одержимо значення сили тяги, Н:

$$F_K = 3,6C\Phi I - 3,6(\Delta P_M + \Delta P_{MX} + \Delta P_3) / V. \quad (4.22)$$

Перший член правої частини цього рівняння називають електромагнітною потужністю тяги, а другий член являє собою втрату сили тяги, викликану магнітними і механічними втратами в двигуні і передачі:

$$\Delta F_K = 3,6(\Delta P_M + \Delta P_{MX} + \Delta P_3) / V. \quad (4.23)$$

Отже,

$$F_K = F_{\text{эм}} - \Delta F_K. \quad (4.24)$$

При двигунах паралельного чи незалежного збудження підведена до двигуна потужність

$$P_0 = P_1 + \Delta P_B, \quad (4.25)$$

де  $P_1$  - потужність, підведена до якоря двигуна;  $\Delta P_B$  - втрати потужності в ланцюгах збудження.

Коефіцієнт корисної дії двигуна  $\eta$  дорівнює відношенню корисної потужності на ободі колеса  $P$  до повної підведеної потужності  $P_0$ . З огляду на те, що  $P_0 = P + \Delta P + \Delta P_B$ , одержимо:

$$\begin{aligned} \eta = P / P_0 &= (P_0 - \Delta P_B - \Delta P) / P_0 = 1 - (\Delta P_B + \Delta P) / P_0 = \\ &= 1 - (\Delta P_B + rI^2 + \Delta P_M + \Delta P_{MX} + \Delta P_3) / P_0. \end{aligned} \quad (4.26)$$

**Розрахунок електромеханічних характеристик.** Швидкісну характеристику тягового двигуна  $V(I)$  розраховують за формулою (4. 13) на підставі залежності  $C\Phi(I)$ . Цю залежність встановлюють за магнітними характеристиками машини  $\Phi(F_M)$ , де  $F_M$  магніторушійна сила (МРС). Якщо  $I_{Bi}$  і  $w_{Bi}$  - відповідно струм і число витків обмоток збудження на один полюс двигуна, то

$$F_M = \sum w_{Bi} I_{Bi}. \quad (4.27)$$

Підсумовування виконуємо з урахуванням схем включення цих обмоток. Для схеми збудження при відомих її параметрах може бути встановлена залежність МРС від струму якоря  $F_M(I)$  і на підставі характеристики  $\Phi(F_M)$  визначена залежність  $C\Phi(I)$ . Для двигуна з компенсаційною обмоткою використовують магнітну характеристику при холостому ході, коли струм якоря  $I=0$ , відому за даними випробувань чи

розрахунків. При відсутності компенсаційної обмотки необхідно враховувати дію реакції якоря і користуватися навантажувальними характеристиками  $\Phi(F_M)$  при різних значеннях струму  $I = \text{const}$  якоря.

Оскільки двигун того самого типу може бути використаний при різних  $\mu$  і  $D$ , зручно визначати магнітний потік на підставі залежностей  $\frac{E}{\omega}(F_M)$  і величину  $C\Phi$ , В•год/км, за формулою

$$C\Phi = \frac{E}{V} = \frac{E}{\omega} \cdot \frac{\mu}{1,8 \cdot D}. \quad (4.28)$$

На рис. 4. 1 показані в загальному вигляді навантажувальні характеристики двигуна для різних струмів у ланцюзі якоря. Відрізок  $ab$  для даного струму якоря являє собою розмагнічуючу МРС якоря  $\Delta F_M$ .

Опір  $r$  якорного ланцюга, який входить у формули (4.12), (4.13) і (4.26) приймається відповідно до ДСТ 2582-81 для температури обмоток двигуна плюс  $115^\circ\text{C}$  для всіх класів ізоляції.

Прикладену до двигуна напругу  $U$  будемо вважати незмінною для ЕРС без перетворювачів, а при їхній наявності приймати її для кожного струму відповідно до зовнішньої характеристики перетворювача.

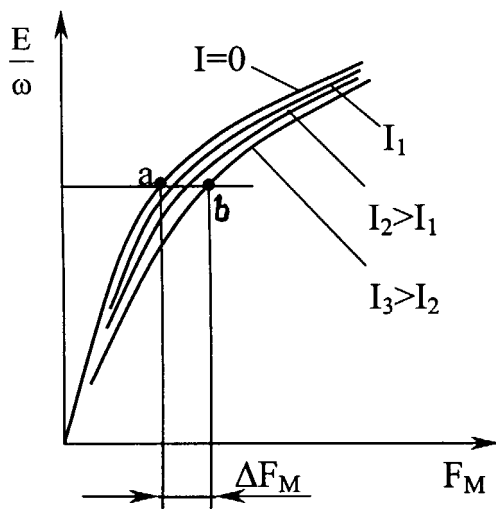


Рис. 4.1 – Навантажувальні характеристики

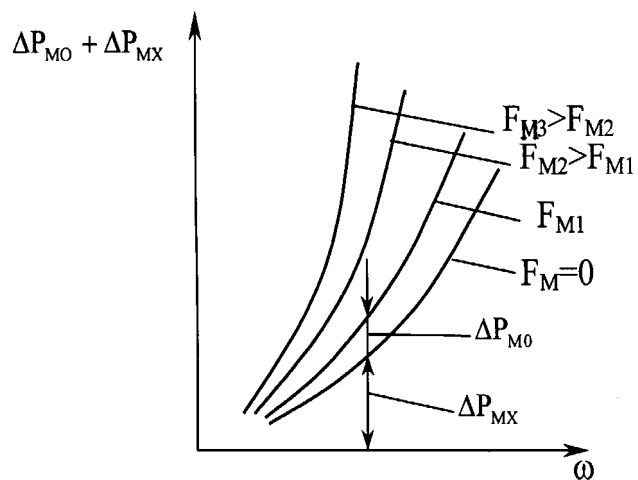


Рис. 4.2 – Криві втрат холостого ходу

Для розрахунку швидкісної характеристики  $V(I)$  задаються різними значеннями струму якоря (бажано тими, для яких є навантажувальні характеристики); визначають для кожного струму МРС  $F_M$  у відповідності зі схемою збудження двигуна і її параметрів. При цій МРС знаходять по навантажувальній характеристиці відношення  $E/\omega$  і магнітні потоки  $C\Phi$  для кожного значення струму  $I$ . Потім за формулою (4.13) розраховують швидкість і будують швидкісну характеристику  $V(I)$ .

Характеристику сили тяги  $F_K(I)$  розраховують за формулою (4.22). Електромагнітну силу тяги  $F_{ЭМ} = 3,6C \Phi I$  обчислюють, використовуючи отримані раніше значення  $C\Phi$ . Для визначення ж  $F_K = F_{ЭМ} - \Delta F_K$  необхідно знайти  $\Delta F_K$  за сумою магнітних і механічних втрат у двигуні й передачі [див. Формулу (4.23)].

Механічні втрати в двигуні зростають зі збільшенням його кутової швидкості. Вони складаються із суми втрат на тертя щіток об колектор, втрат на тертя в підшипниках з урахуванням тертя ротора об повітря і втрат на обертання вбудованого вентилятора при самовентиляції машини.

Магнітні втрати, що складаються з втрат на гістерезис втрат, викликаних вихровими струмами, залежать від кутової швидкості двигуна і його магнітного потоку. Суму механічних і магнітних втрат визначають за знайденими дослідним шляхом кривими  $(\Delta P_{MX} + \Delta P_{MO})(\omega)$  (кривими втрат холостого ходу двигуна) при різних значеннях МРС  $F_M$  (рис. 4.2). Така крива при  $F_M = 0$  є кривою одних лише механічних втрат  $\Delta P_{MX}(\omega)$ , а різниця ординат між кривими при  $F_M > 0$  и  $F_M = 0$  являє собою магнітні втрати холостого ходу – так звані основні магнітні втрати  $\Delta P_{MO}$ .

При навантаженні тягової машини виникають додаткові магнітні втрати. Їх враховують приблизно, множачи основні магнітні втрати на поправочний коефіцієнт  $k_C$ , більший одиниці:

$$\Delta P_M = \Delta P_{MO} \cdot k_C. \quad (4.29)$$

Значення коефіцієнта  $k_C$ , що рекомендуються ДСТ 2582-81, залежно від вираженого у відсотках відношення струму двигуна до його номінального струму  $I_{НОМ}$  наведені в табл. 4.1.

Таблиця 4.1– Значення коефіцієнта додаткових магнітних втрат

$\frac{I}{I_{НОМ}} \cdot 100\%$	20	60	80	100	130	160	200
$k_C = \frac{\Delta P_M}{\Delta P_{MO}}$	1,22	1. 23	1,26	1,30	1,38	1,48	1,65

Втрати в передачі  $\Delta P_3$  визначають на підставі значень відносних втрат  $\Delta P_{3\%}$ , приведених у табл. 4.1.

Характеристику  $\eta(I)$  розраховують по формулі (4.26); усі вхідні в неї величини уже визначені при розрахунку характеристик  $V(I)$  і  $F_K(I)$ .



**Характеристики тягових двигунів послідовного збудження.** За способом збудження розрізняють двигуни постійного струму послідовного (рис. 4.3,а), паралельного (рис. 4.3,б) і змішаного збудження при згідному (рис. 4.3,в) і зустрічному (рис. 4.3,г) включенні послідовної і паралельної обмоток. У схемах рис. 4.3,б, в, г замість паралельних обмоток можна використовувати обмотки незалежного збудження, тобто обмотки, що одержують живлення від стороннього джерела постійного струму. Залежно від способу включення обмоток можуть бути отримані різні електромеханічні характеристики тягового двигуна.

У найбільш розповсюджененого тягового двигуна послідовного збудження, як видно з рис. 4.3,а, МРС збудження прямо пропорційна струму якоря. Тому в двигунів з компенсаційною обмоткою залежність  $\text{СФ}(I)$  збігається з характеристикою  $\text{СФ}(F_M)$ , тобто із залежністю  $\text{СФ}$  від струму збудження  $I_B$ , знятою при незалежному збудженні відсутності навантаження. Для двигунів без компенсаційної обмотки крива  $\text{СФ}(I)$  відповідає режиму навантаження зі струмами збудження, рівними в будь-якій точці кривої струмам якоря. Вона перетинає навантажувальні характеристики в точках з абсцисами, рівним струмам якоря, для яких побудовані ці характеристики (жирна лінія на рис. 4.4).

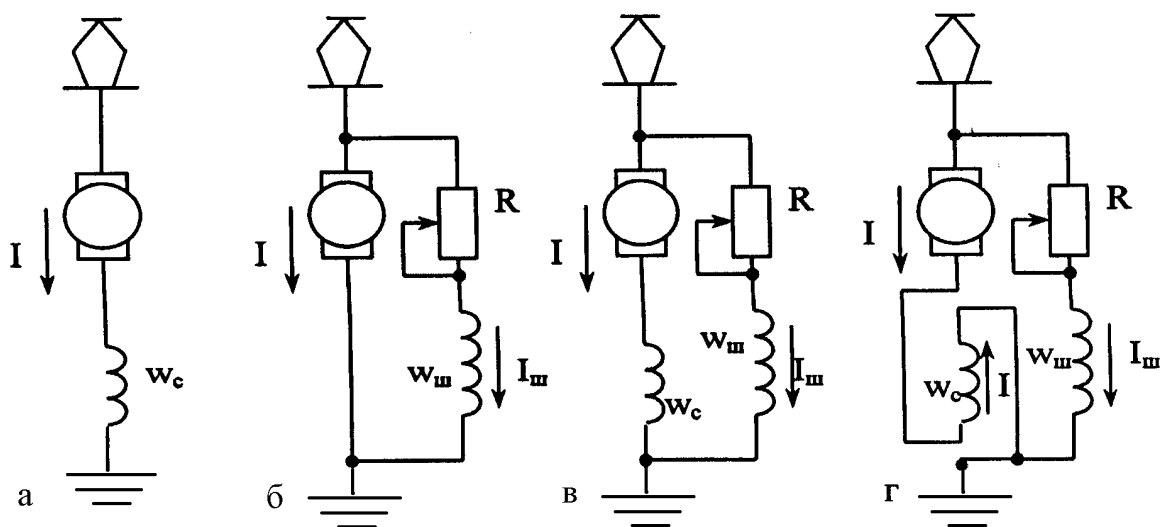


Рис. 4.3 – Схеми включення двигунів послідовного (а), паралельного (б), згідно-змішаного (в) і зустрічно-змішаного (г) збудження

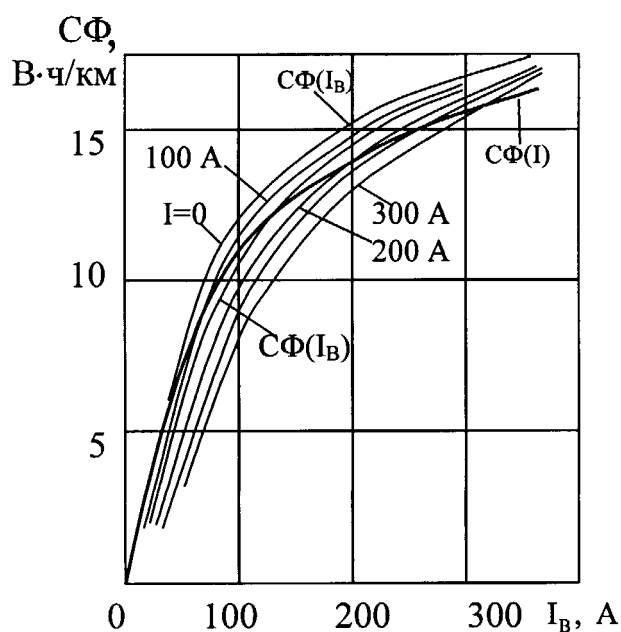


Рис. 4.4 – Побудова залежності магнітного характеристики потоку від струму якоря

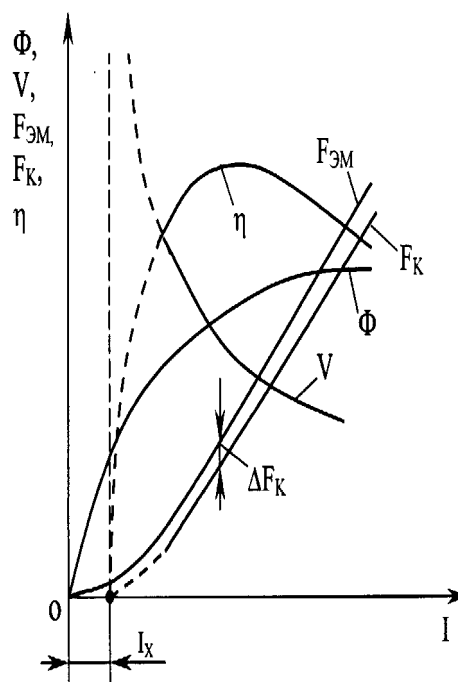


Рис. 4.5 – Електротягові двигуна послідовного збудження

Оскільки швидкість приблизно зворотно пропорційна магнітному потоку, то при малих струмах у межах прямолінійної частини кривої  $C\Phi(I)$  значення швидкості  $V$  майже зворотно пропорційне струму якоря. При збільшенні струму, в міру насичення машини, швидкість знижується менше, як це показано на рис 4.5. Падіння напруги  $RI$  викликає деяке додаткове зниження швидкості при збільшенні струму.

Електромагнітна сила тяги  $F_{ЭМ} = 3,6C\Phi I$  зростає при малих навантаженнях у межах прямолінійної частини характеристики  $C\Phi(I)$  пропорційно квадрату струму, тобто за параболічною залежністю. В міру збільшення струму і насичення магнітного ланцюга двигуна крива  $F_{ЭМ}(I)$  все більше відхиляється від параболи, наближаючись до прямої лінії.

Ординати характеристики сили тяги  $F_K(I)$  менші ординат характеристики  $F_{ЭМ}(I)$  на втрати сил тяги  $\Delta F_K$  [формула(4.24)]. Тому на відміну від кривої електромагнітної сили тяги, що проходить через початок координат, крива сили тяги перетнула вісь абсцис при невеликому струмі  $I_K$ , що відповідає холостому ходу двигуна. Однак при нормальній напрузі двигун при настільки малих струмах не може працювати через надмірне збільшення його кутової швидкості. На рис. 4.5 ця область характеристики зображена штриховою лінією.

Характеристика коефіцієнта корисної дії  $\eta(I)$  тягового двигуна послідовного збудження має форму, звичайну для машин постійного струму. Як видно з рис. 4.5, при малих навантаженнях ККД різко знижується через велике питоме значення механічних втрат. При струмі  $I_K$  підведена до двигуна

потужність витрачалася б в основному на покриття механічних втрат і ККД дорівнював би нулю. У міру зростання навантаження ККД швидко збільшується внаслідок зниження питомого значення механічних втрат. В області, близькій до номінального навантаження двигуна, ККД досягає максимуму, а потім знову зменшується через збільшення електричних втрат, пропорційних квадрату струму. При навантаженні, що набагато перевищує максимально припустиме, падіння напруги могло б стати рівним підведеній напрузі  $U$  і швидкість  $V = (U - rI)/C\Phi$ , отже, потужність і ККД упали б до нуля. Цей граничний режим відповідає короткому замиканню двигуна, при якому вся підведена потужність  $UI$  витрачається на електричні втрати  $rI^2$ .

Положення максимуму ККД на характеристиці залежить від співвідношення між електричними і механічними втратами. Чим більше питоме значення електричних втрат, тим при меншому навантаженні ККД досягає максимуму. Тому для двигунів моторних вагонів і тролейбусів, що працюють значну частину часу руху в пусковому режимі і при великих струмах, доцільно зменшити відносні електричні втрати. Для електровозних же двигунів, що довгостроково працюють при малих навантаженнях на перегонах великої довжини, вигідніше трохи зрушити максимум ККД у бік менших навантажень.

Електротягові характеристики залежать від діаметра рушійного колеса  $D$ , передаточного числа редуктора  $\mu$  і його ККД [див. формули (1.23), (1.24), і (1.25)]. З формули (1.24) випливає, що сила тяги  $F_k$  при даній потужності буде тим більше, чим більше передаточне число і менше діаметр колеса; для швидкості поїзда, відповідно до формули (1.23), існує зворотня залежність. Зменшуючи  $\mu$  і збільшуючи  $D$ , при тому самому струмі одержують велику швидкість поїзда, але меншу силу тяги, і навпаки. Тому при заданні електротягових характеристик двигуна табличним чи графічним способом обов'язково вказують значення  $D$ ,  $\mu$  і  $\eta_3$ .

За кривими  $V(I)$  і  $F_k(I)$  будують тягову характеристику  $F_k(V)$ , показану лінією 1 на рис. 4.6 для двигунів послідовного збудження. Відповідно до електротягових характеристик двигуна (див. рис. 4.5) при малих швидкостях і, отже, великих струмах сила тяги різко зменшується зі збільшенням швидкості. З подальшим збільшенням швидкості ця характеристика стає більш "м'якою".

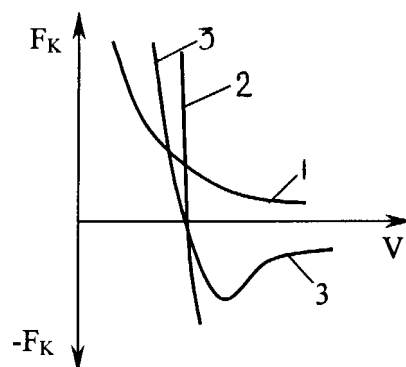


Рис. 4.6 – Тягові характеристики двигунів послідовного (1) паралельною (2) і згідно-змішаного (3) збудження

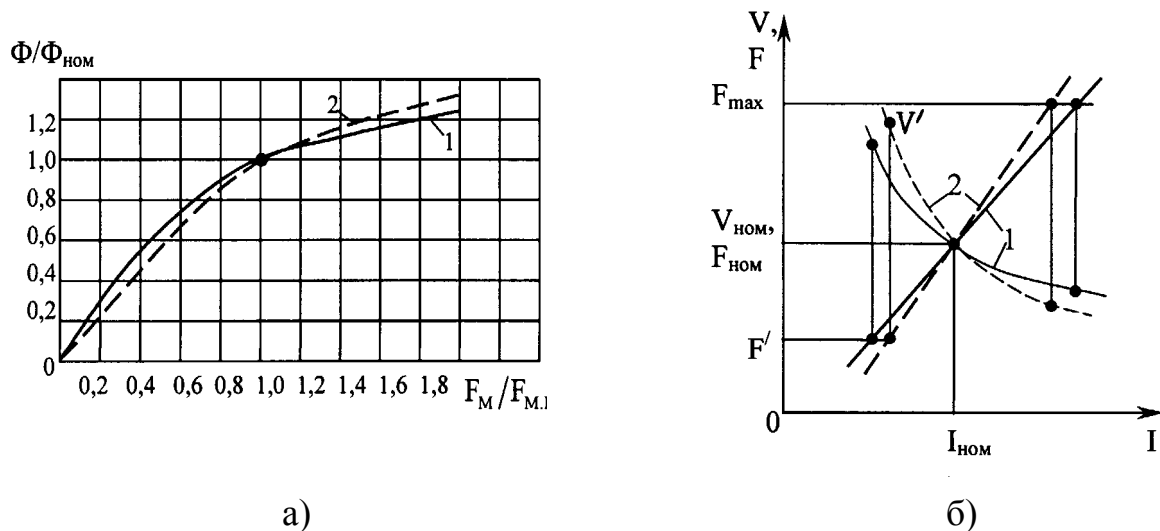


Рис. 4.7 – Магнітні характеристики у відносних одиницях (а) і електротягові характеристики(б) двигунів з малим(1) і великим(2) повітряним зазором

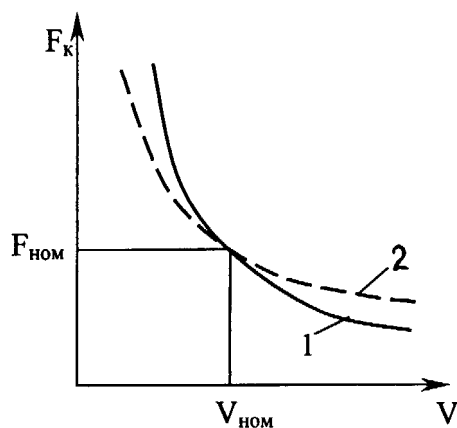


Рис. 4.8 – Тягові характеристики двигунів з малим (1) і великим (2) повітряним зазором

Ступінь жорсткості характеристики тягового двигуна послідовного збудження значною мірою залежить від насичення його магнітної системи і величини повітряного зазору, тобто від форми його магнітної характеристики. На рис. 4.7 дані магнітні характеристики у відносних одиницях і порівняльні електротягові характеристики двигунів з різними повітряними зазорами. На рис. 4.7,б видно, що двигун з великим повітряним зазором менше перевантажується за струмом при максимальній силі тяги і має велику швидкість при малій силі тяги, тобто забезпечує більш високу швидкість руху на ділянках з легким профілем колії. Остання обставина може мати дуже істотне значення, а тому у всіх випадках рекомендується не насичувати надмірно магнітний ланцюг машини і робити щодо великий повітряний зазор.

На рис. 4.8 для порівняння наведені тягові характеристики двигунів, що мають різні повітряні зазори. Не важко бачити, що тягова характеристика двигуна, який має більший повітряний зазор, залишається “м'якою” в більшому діапазоні навантажень.

**Характеристики тягових двигунів паралельного і незалежного збудження.** МРС збудження тягових двигунів рівнобіжного і незалежного збудження (при відсутності автоматичного його регулювання у функції струму) не залежить безпосередньо від струму якоря. Тому характеристика  $C\Phi(I)$  зображується для таких двигунів при наявності в них компенсаційної обмотки прямою лінією, рівнобіжною осі абсцис. У двигунах без компенсаційної обмотки магнітний потік небагато зменшується зі збільшенням струму через дію реакції якоря, як це показано на рис. 4.9.

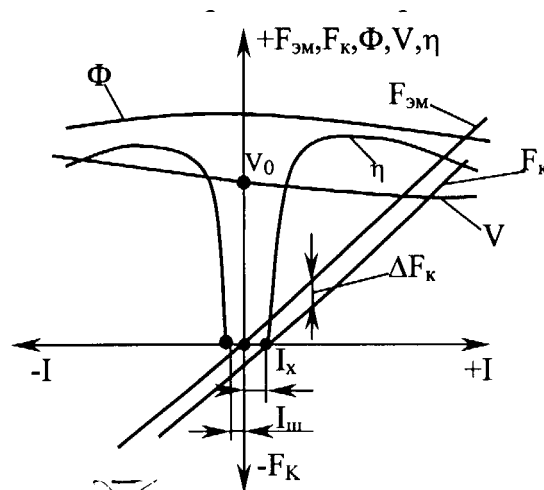


Рис. 4.9 – Електротягові характеристики двигунів паралельного і незалежного збудження

Швидкісна характеристика  $V(I)$  при цьому виходить “жорсткою”, тому що зі зростанням навантаження швидкість лише незначно знижується через збільшення падіння напруги, причому вплив його частково компенсується зменшенням магнітного потоку, обумовленим реакцією якоря. При дуже великих навантаженнях реакція якоря може викликати навіть незначне підвищення швидкості.

Швидкісна та інші характеристики двигуна паралельного чи незалежного збудження показані на рис. 4.9.

Характеристика електромагнітної сили тяги тягового двигуна постійного струму паралельного чи незалежного збудження з компенсаційною обмоткою зображується прямою лінією, що проходить через початок координат. При зниженні магнітного потоку через дію реакції якоря електромагнітна сила тяги трохи відхиляється від цієї прямої. Віднімаючи з  $F_{эм}$  величину  $\Delta F_к$  одержимо характеристику  $F_к(I)$ , що перетинає вісь абсцис при струмі  $I_x$  холостого ходу.

При русі поїзда з включеними двигунами по крутому спуску його швидкість, а разом з нею і ЕРС  $E = C\Phi V$  зростають. При швидкості  $V_0 = U / (C\Phi)$  ЕРС стає рівною прикладеній напрузі  $U$  і струм двигуна, як це впливає з формули (4.12), спадає до нуля. При подальшому підвищенні швидкості ЕРС перевищує прикладену напругу, і струм двигуна змінює напрям. Тому що

напрямок магнітного потоку залишається при цьому незмінним, зміниться знак сили  $F_k$ : вона діятиме зустрічно стосовно руху поїзда. Тягова машина автоматично перейде в генераторний режим і буде гальмувати поїзд, віддаючи при цьому енергію в живлячу мережу. Подібний режим роботи тягової машини називається рекуперативним гальмуванням. Частина електромеханічних характеристик, що відповідає рекуперативному режиму, розташована в другому і третьому квадрантах на рис. 4.9. Швидкість при рекуперації трохи зростає зі збільшенням навантаження, тому що ЕРС повинна бути більше напруги контактної мережі на падіння напруги  $rI$  в ланцюзі якоря. Зростання швидкості пов'язане також з дією реакції якоря. На відміну від режиму тяги, при якому вплив цих двох факторів протилежний, у генераторному режимі вони діють згідно.

Безпосередній перехід машин паралельного і незалежного збудження в генераторний режим у разі підвищення швидкості можливий завдяки наявності магнітного потоку при відсутності струму в якорі. У двигунах послідовного збудження такий перехід неможливий, тому що при струмі якоря, рівному нулю, практично зникає магнітний потік. Тому, щоб використовувати тяговою машину послідовного збудження для рекуперації, її доводиться переключати на незалежне чи змішане збудження.

Тягова характеристика двигуна паралельного чи незалежного збудження близька до прямої лінії, що перетинає вісь абсцис і продовжується в області негативних сил у четвертому квадранті. Ця характеристика (лінія 2 на рис. 4.6) є жорсткою - швидкість мало змінюється зі зміною сили тяги.

Крива  $\eta(I)$  двигуна паралельного чи незалежного збудження має при тяговому режимі приблизно такий же вигляд, як і в двигуна послідовного збудження (див. рис. 4.9). При генераторному режимі ККД являє собою відношення відданої в живлячу мережу потужності до підведеного до тягової машини механічної потужності. Він дорівнює нулю при струмі якоря, рівному струму  $I_{ш}$  паралельного збудження чи струму, що відповідає потужності ланцюгів незалежного збудження. При негативних струмах, близьких до номінального, він досягає максимуму, а потім знову поступово зменшується в міру подальшого зростання струму рекуперації.

**Характеристики тягових двигунів постійного струму змішаного збудження.** Розглянемо спочатку характеристики двигуна згідно змішаного збудження, в якого в режимі тяги складаються МРС послідовної і паралельної (чи незалежної) обмоток. При цьому загальна МРС, А

$$F_M = I_{ш} w_{ш} + I w_c = w_c (I + I_{ш} w_{ш} / w_c) = w_c (I + I_o), \quad (4.30)$$

де  $I_{ш}$  і  $w_{ш}$  - струм і число витків паралельної чи незалежної обмотки;  
 $w_c$  - число витків послідовної обмотки.

Тут  $I_o = I_{ш} w_{ш} / w_c$ .

Отже, двигун згідно-змішаного збудження можна представити як машину з однією послідовною обмоткою, по якій поряд зі струмом якоря протікає незмінний струм  $I_0$ . Тому в тяговому двигуні згідно-змішаного збудження з компенсаційною обмоткою крива СФ ( $I$ ) відрізняється від аналогічної залежності при послідовному порушенні лише тим, що початок її зрушений з початку координат вліво на відрізок, що відповідає струму  $I_0$ , як це показано на рис. 4.10. Таким чином, при струмі якоря, рівному нулю, МРС  $F_M$  і потік  $\Phi$  не дорівнюють нулю, а відповідають струму  $I_0$ . Тому швидкісна характеристика  $V(I)$  двигуна має приблизно таку ж форму, як і в двигуна послідовного збудження, але зрушена вліво, як і крива СФ( $I$ ). У дійсності швидкісні характеристики двигунів згідно-змішаного і послідовного збудження дещо відрізняються і за формою через те, що при однакових МРС різні струми якоря і, отже, падіння напруги.

У машині згідно-змішаного збудження при струмі якоря, рівному нулю, зберігається МРС паралельної чи незалежної обмотки, що забезпечує можливість автоматичного переходу в режим рекуперативного гальмування. Оскільки при цьому струм якоря змінює напрям, то в рекуперативному режимі машина працює як генератор зустрічно-змішаного узбудження, в якому МРС послідовної обмотки віднімається з МРС паралельної чи незалежної. Тому на відміну від машини рівнобіжного чи незалежного збудження зі збільшенням струму рекуперації зменшується магнітний потік і, отже, різко зростає швидкість  $V$ .

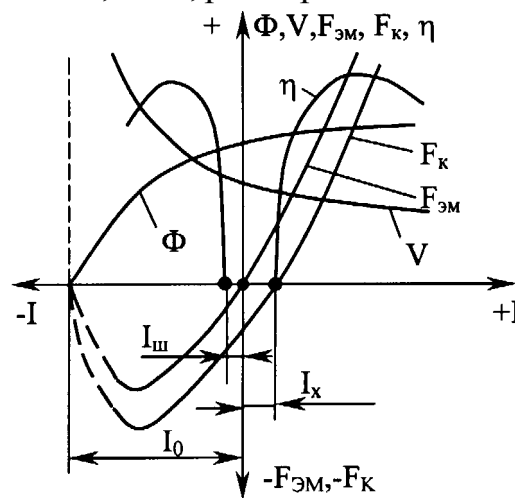


Рис. 4. 10 – Електротягові характеристики двигунів згідно-змішаного збудження

Залежність  $F_{эм}(I)$  при згідно-змішаному збудженні трохи ближче до прямолінійної, ніж у двигуні послідовного збудження, внаслідок роботи в області великих насичень магнітної системи. При переході в генераторний режим електромагнітна сила змінює знак і стає гальмівною силою. У міру збільшення струму рекуперації сила  $F_M = 3,6C\Phi I$  зростає, але внаслідок зниження магнітного потоку не пропорційно струму. При великих струмах рекуперації машина сильно розмагнічується й абсолютне значення починає зменшуватися; воно прагне до нуля при струмі рекуперації  $I_0$ , при якому МРС дорівнює нулю. Крива сили тяги  $F_k(I)$  проходить нижче кривої  $F_{эм}(I)$  на величину  $\Delta F_k$ . При цьому в області тягового режиму ця сила за

абсолютною величиною менше, а при рекуперації більше електромагнітної сили  $F_{\text{эм}}$  (див. рис. 4.10).

Залежності  $\eta(I)$  як при тяговому, так і при гальмівному режимі мають вигляд, як у двигуна паралельного чи незалежного збудження. Тягова характеристика  $F_k(V)$  двигуна згідно-змішаного збудження показана на рис. 4.6 (крива 3).

У двигуні зустрічно-змішаного збудження (див. рис. 4. 3,г) МРС обох обмоток не складаються, а віднімаються при режимі тяги. При цьому, якщо МРС паралельної чи незалежної обмотки більше МРС послідовної обмотки, двигун не придатний для електричної тяги через нестійкість його роботи. Дійсно, при випадковому, навіть самому незначному, збільшенні струму двигуна зменшиться його магнітний потік і ЕРС  $E=CV\Phi$ , а отже, відповідно до формули (4. 12) зростає струм. Збільшення струму викликає подальше зниження ЕРС, а тим самим подальше збільшення струму. Цей процес може розвиватися до короткого замикання при ЕРС, рівній нулю. Випадкове зниження струму приводить у такому двигуні до збільшення ЕРС, що викликає подальше зниження струму. Ця так звана електрична нестійкість двигуна зустрічно-змішаного збудження з перевагою МРС паралельної чи незалежної обмотки взагалі виключає можливість його практичного застосування.

Двигун зустрічно-змішаного збудження з перевагою впливу послідовної обмотки має характеристики, подібні до характеристик двигуна послідовного збудження. Розходження полягає в тому, що початок кривої  $S\Phi(I)$  зрушується на відрізок, що відповідає струму вправо від початку координат. Тому на ту ж величину зрушуються в право й електромеханічні характеристики двигуна. Такий спосіб збудження не знайшов скільки-небудь широкого поширення; він може бути використаний в окремих випадках, якщо виникає потреба в збільшенні відношення  $dV/dI$  двигуна в області великих струмів якоря.

**Універсальні характеристики тягових двигунів.** Для порівняння характеристик різних тягових двигунів виражають швидкість  $V$ , силу тяги  $F$  і ККД  $\eta$  у відсотках від їхніх значень  $V_q$ ,  $F_q$  і  $\eta_q$  при струмі годинного режиму  $I_q$  і будують залежності цих величин від струму також вираженого у відсотках від годинного струму. Такі характеристики називають відсотковими. Усі відсоткові характеристики перетинаються в одній крапці, що відповідає годинному режиму, тому що при цьому режимі усі величини рівні 100%.

Відсоткові характеристики різних двигунів, близьких по потужності і призначених для приблизно однакових умов роботи, незначно відрізняються друг від друга. Тому процентна характеристика, побудована за середнім значенням, узятим з характеристик декількох двигунів, близьких по потужності і ступеню насичення, може бути прийнята в якості універсальної для двигунів подібного типу. Маючи універсальну процентну характеристику, можна розрахувати електромеханічні характеристики двигуна, якщо відомі значення  $V$ ,  $F_k$  і  $\eta$  при якомусь навантаженні, вираженому у відсотках від потужності або струму. Універсальні характеристики зручні для вирішення таких практичних задач, як вибір потужності тягового двигуна для заданих умов роботи, вибір найвигіднішої швидкості руху і та ін.



## 5. РЕГУЛЮВАННЯ ШВИДКОСТІ ТЯГОВИХ ДВИГУНІВ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ

**Способи регулювання швидкості.** При роботі тягового двигуна по природній характеристиці кожному значенню сили тяги відповідає визначена швидкість. Тим часом в умовах експлуатації виникає необхідність у реалізації різних швидкостей при будь-якій силі тяги, тобто в регулюванні швидкості. Його здійснюють шляхом відповідних переключень у ланцюгах ЕРС. З формули (4.13) випливає, що для регулювання швидкості двигуна постійного струму необхідно змінювати його напругу і магнітний потік.

Регулювати швидкість за допомогою зміни струму якоря неможливо, тому що для одержання при заданій швидкості  $V$  потрібного зусилля тяги  $F_k = 3,6C\Phi I - \Delta F_k = 3,6 \frac{E}{V} I - \Delta F_k$  двигун внаслідок малої зміни ЕРС  $E$  при зміні його навантаження повинний споживати значний струм  $I$ .

При контакторно-реостатному керуванні змінювати напругу, яка підводиться до тягових двигунів, можна шляхом їхнього перегрупування і включення (вимикання) послідовно з ними резисторів. Включенням резисторів можна знизити швидкість, але застосування їх неекономічне через значні втрати енергії (воно може бути допущено лише короткочасно, наприклад, у процесі пуску).

Значно досконаліше регулювання напруги при наявності перетворювачів на ЕРС. У цьому випадку можна використовувати імпульсне керування, при якому впливом на пристрої керування перетворювачем плавно і економічно змінюють напругу у всьому необхідному діапазоні. На ЕРС постійного струму з асинхронними тяговими двигунами змінного струму регулювання рівня напруги і частоти здійснюють за допомогою перетворювальних пристроїв, названих інверторами.

Зміна магнітного потоку тягових двигунів здійснюється переключенням у ланцюгах збудження. У двигунах послідовного збудження зміна МРС при даному струмі якоря виконується або шунтуванням обмотки збудження резистором (рис. 5.1,а), або відключенням частини її витків (рис. 5.1,б). Можливо також змінювати МРС шляхом послідовно- паралельного включення двох однакових частин обмотки збудження (рис. 5.1,в), але такий спосіб не одержав поширення через складність переключень (включення контактора 3, потім відключення контактора 2 і, нарешті, включення контактора 1).

При шунтуванні обмотки збудження (див. рис. 5.1,а) ступінь зменшення струму збудження залежить від співвідношення між опором  $r_b$  обмотки збудження двигуна й опором  $R_{ш}$  шунта. Якщо застосувати декілька ланцюгів з різними опорами або регульованим опором резистора  $R_{ш}$ , можна одержати кілька ступенів швидкості.

Щоб змінювати МРС відключенням частини витків, обмотку збудження необхідно виконати секціонованою (див. рис. 5.1,б) для зменшення МРС частину витків відключають.

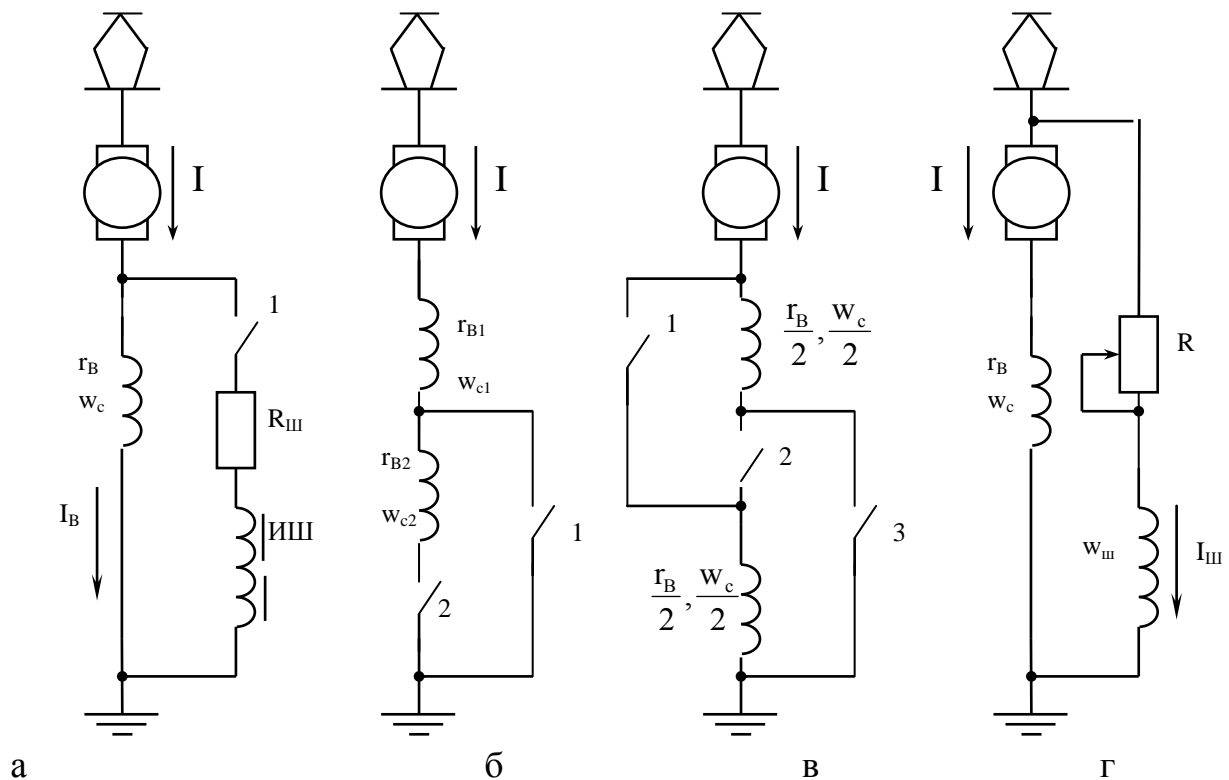


Рис. 5.1 – Схеми зміни MPC двигунів послідовного (а, б, в) і змішаного (г) збудження

Незважаючи на те, що при цьому не потрібні спеціальні шунти і забезпечується постійне співвідношення між струмом якоря і MPC головних полюсів при будь-яких перехідних процесах, такий спосіб не знайшов широкого застосування через необхідність ускладнити конструкцію двигуна. Крім цього, у процесі переключень має місце такий перехідний момент, коли замкнуті обидва контакти 1 - 2 і частина  $w_{c2}$  обмотки збудження практично замкнута накоротко. При різких змінах струму двигуна в цій частині, як у вторинній обмотці трансформатора, буде наводитися ЕРС взаємоіндукції, виникнуть струм і MPC. Ця MPC буде спрямована назустріч MPC основного збудження, в результаті затримується процес зміни магнітного потоку, що може призвести до погіршення нормальної комутації і виникненню колового вогню на колекторі.

При ослабленні поля відключенням частини витків обмотки збудження виходять більш стабільні тягові характеристики, тому що на ослаблення поля практично не впливає температура обмоток збудження. При ослабленні поля шунтуванням обмотки збудження резистором на відхилення тягових характеристик від розрахункових впливає температура обмоток, опір контактів і проводів у силовому ланцюзі, а також допуски на величину опорів шунтуючого ланцюга, у яку послідовно з резистором  $R_{III}$  включають індуктивний шунт ИШ, який представляє собою котушку, насаджену з метою одержання більшої індуктивності на розімкнуте сталеве розшароване осердя. Індуктивний шунт при відновленні перерваної напруги на двигуні запобігає

істотному зниженню струму збудження і різким кидкам струму якоря. При відсутності індуктивного шунта в перший момент після відновлення напруги більша частина струму якоря проходить по опору  $R_{ш}$ , тому що обмотка збудження має значний індуктивний опір. При правильно підбраному індуктивному шунті завжди зберігається рівність  $L_B/r_B \approx L_{ш}/R_{ш}$ . Рекомендується  $L_{ш} = (0,5 \dots 0,75)L_B$ .

Різкі кидки струму якоря обумовлюють виникнення в станині і осерді додаткових полюсів вихрових струмів, що затримують наростання магнітного потоку додаткових полюсів. Внаслідок цього виникає недокомпенсація реактивної ЕРС у секціях обмотки якоря, що може викликати спалах під щітками.

При ослабленні потоку збудження процес комутації струму якоря значно ускладнюється тим, що через реакцію якоря і недостатнє збудження відбувається надмірне перекручування поля під головними полюсами машини, що супроводжується підвищенням максимальної межламельної напруги на колекторі, що може привести до утворення колового вогню на колекторі. З зазначеної причини мінімальна ступінь ослаблення потоку збудження визначається потенційними умовами на колекторі.

Посилення збудження застосовують у деяких випадках, в основному на моторних вагонах під час пуску, для збільшення пускової сили тяги, а отже, і прискорення. У цьому випадку тягові двигуни розраховують на номінальний режим не при максимальному, а при меншому струмі збудження, тобто при зашунтованій обмотці збудження.

При імпульсному регулюванні збудження паралельно обмотці збудження підключається імпульсний регулятор, що діє як змінний опір. Завдяки швидкодії імпульсний регулятор дозволяє зберегти чіткий розподіл струму якоря між обмоткою збудження і регулятором у перехідних режимах, що важливо для забезпечення нормальної комутації двигуна.

У тягових двигунах паралельного і змішаного збудження зміна магнітного потоку здійснюється резистором  $R$ , включеним послідовно з обмоткою паралельного збудження (див. рис. 5.1,г). При цьому регулювання струму збудження відбувається в ланцюгах з відносно невеликими струмами, що простіше і зручніше, ніж у двигунах послідовного збудження.

Ступінь зміни МРС оцінюють коефіцієнтом регулювання збудження  $\alpha$ . Для обмоток послідовного збудження  $\alpha$  дорівнює відношенню зміненої МРС до МРС, створюваної струмом збудження  $I_B$ , рівним струму якоря  $I$ . У випадку шунтування обмотки збудження

$$\alpha = \frac{w_c I_B}{w_c I} = \frac{I_B}{I} = \frac{R_{ш}}{R_{ш} + r_B}. \quad (5.1)$$

При регулюванні магнітного потоку зміною числа витків обмотки збудження

$$\alpha = \frac{w_{\text{и}} I}{w_{\text{с}} I} = \frac{w_{\text{и}}}{w_{\text{с}}}, \quad (5.2)$$

де  $w_{\text{и}}$  і  $w_{\text{с}}$  - кількість витків обмотки збудження відповідно при зміні і номінальній МРС.

Опір ланцюга збудження дорівнює  $\alpha r_{\text{в}}$  й однаковий при обох способах зміни МРС. Отже, однакова і потужність втрат у ланцюзі збудження  $\alpha r_{\text{в}} I^2$ .

Для двигунів змішаного і незалежного збудження за коефіцієнт  $\alpha$  приймають умовне відношення

$$\alpha = I_{\text{ши}} / I_{\text{ш}}, \quad (5.3)$$

де  $I_{\text{ши}}$  і  $I_{\text{ш}}$  - струми паралельної або незалежної обмотки відповідно при зміненому і номінальному порушенні.

Коефіцієнт  $\alpha$  не завжди відповідає ступеню зміни потоку збудження двигуна, тому що виражає ступінь зміни МРС обмотки збудження. Для кращого використання матеріалів тягові двигуни виконують з насиченою магнітною системою (коефіцієнт насичення магнітної системи в номінальному режимі приймають у межах 1,7...2,0), тому в таких машин магнітний потік ослабляється в меншому ступені, чим МРС.

Спосіб ослаблення поля у двигунах змішаного збудження залежить від їхнього виконання. Якщо переважає МРС паралельної обмотки збудження, то ослаблення поля здійснюється зменшенням струму в ній, шляхом введення в її ланцюг опору. При перевазі МРС послідовної обмотки збудження обмотка рівнобіжного збудження часто використовується тільки при реостатному гальмуванні, а послідовна – тільки при тяговому режимі. У цьому випадку зміна швидкості здійснюється шунтуванням обмотки послідовного збудження, як і при двигунах послідовного збудження.

**Характеристики двигунів при зміні напруги.** Характеристики для всіх режимів регулювання швидкості зміною напруги можна розрахувати точно на підставі навантажувальних характеристик двигуна і даних про його механічні і магнітні втрати або визначити приблизно шляхом перерахунків на підставі заданих відносних характеристик двигуна.

Незалежно від системи збудження і ступені регулювання швидкості загальний хід розрахунків наступний: задаючись різними значеннями струму якоря, визначають ЕРС і МРС двигуна, які відповідають даній системі збудження, ступіні регулювання і струму, а потім за методикою, викладеною в попередній главі, розраховують швидкість, силу тяги і коефіцієнт корисної дії. Методика спрощеного розрахунку залежить від системи збудження і способу регулювання.

Розглянемо спочатку спрощений розрахунок характеристик при зміні напруги, підведеної до тягового двигуна незалежного або змішаного збудження, у якого магнітний потік не залежить від напруги. Допустимо, що відома швидкісна характеристика  $V(I)$  при якій-небудь напрузі  $U$  і потрібно розрахувати ту ж характеристику при іншій напрузі  $U_1$ . На підставі рівняння  $V = (U - rI) / C\Phi$  складемо вираз для швидкості  $V$  при напрузі  $U$  і швидкості  $V_1$  при напрузі  $U_1$  у випадку однакових струмів  $I$ , а отже, однакових магнітних потоків:  $V = (U - rI) / C\Phi$  і  $V_1 = (U_1 - rI) / C\Phi$ . У цих виразах для двигуна послідовного збудження  $r$  являє собою повний опір ланцюга двигуна, а при незалежному збудженні – опір ланцюга якоря. З відношення швидкостей одержимо

$$V_1 = V \frac{U_1 - rI}{U - rI}. \quad (5.4)$$

Падіння напруги  $rI$  значно менше напруги двигуна, тому з формули (5.4) випливає, що швидкості приблизно пропорційні прикладеним до двигунів напругам. В дійсності швидкість змінюється в більшій мірі, чим напруга.

Характеристика електромагнітної сили тяги  $F_{\text{эм}}(I)$  двигуна послідовного і незалежного збудження не міняється при зміні напруги, тому що магнітний потік не залежить від напруги. Сила тяги  $F_k = F_{\text{эм}} - \Delta F_k$  трохи підвищується при зниженні напруги внаслідок зменшення механічних і магнітних втрат, а отже, і величини  $\Delta F_k$ . При підвищенні ж напруги сила тяги трохи зменшується. Однак характеристику  $F_k(I)$  приймають не залежною від напруги, тому що зміна  $\Delta F_k$  незначна в порівнянні з  $F_{\text{эм}}$ . Зміна напруги впливає на ККД тягового двигуна. При зниженні напруги ККД збільшується в області малих навантажень внаслідок зменшення механічних та магнітних втрат і знижується при середніх навантаженнях через збільшення питомого значення електричних втрат, що при даному струмі не залежать від напруги.

У випадку регулювання швидкості зміною напруги на двигуні за допомогою включення послідовно з якорем резистора швидкість

$$V_R = \frac{U - rI - RI}{C\Phi}, \quad (5.5)$$

де  $U$  - загальна напруга на двигуні і резисторі;

$R$  - опір пускового резистора на один двигун,

Розділивши  $V_R$  на значення  $V = (U - rI) / C\Phi$ , що відповідає відсутності реостата, одержимо

$$V_R = V \frac{U - rI - RI}{U - rI}. \quad (5.6)$$

Оскільки характеристика  $F_k(I)$  практично не залежить від напруги, підведеної до двигуна, вона не змінюється і при введенні в ланцюг якоря резистора.

Характеристику ККД  $\eta(I)$  при зміні напруги від значення  $U$  до значення  $U_1$  можна розрахувати приблизно, якщо вважати, що при однакових струмах магнітні і механічні втрати в двигуні і передачі пропорційні квадрату швидкості, а отже, і квадрату напруги, тобто

$$\frac{\Delta P_{M1} + \Delta P_{MX1} + \Delta P_{31}}{\Delta P_M + \Delta P_{MX} + \Delta P_3} = \frac{U_1^2}{U^2} = K_U^2. \quad (5.7)$$

Електричні втрати при тому самому струмі однакові при будь-яких значеннях напруги. Тоді з обліком рівняння (5.7) повні втрати у двигуні при напрузі  $U_1$  будуть рівні:

$$\begin{aligned} \Delta P_1 &= U_1 I (1 - \eta_1) = (\Delta P_M + \Delta P_{MX} + \Delta P_3) K_U^2 + rI^2 = \\ &= UI(1 - \eta) - rI^2 \cdot K_U^2 + rI^2. \end{aligned} \quad (5.8)$$

З рівняння (5.8) одержуємо

$$\eta_1 = 1 - (1 - \eta) \frac{U_1}{U} - \frac{rI}{U_1} \left(1 - \frac{U_1^2}{U^2}\right). \quad (5.9)$$

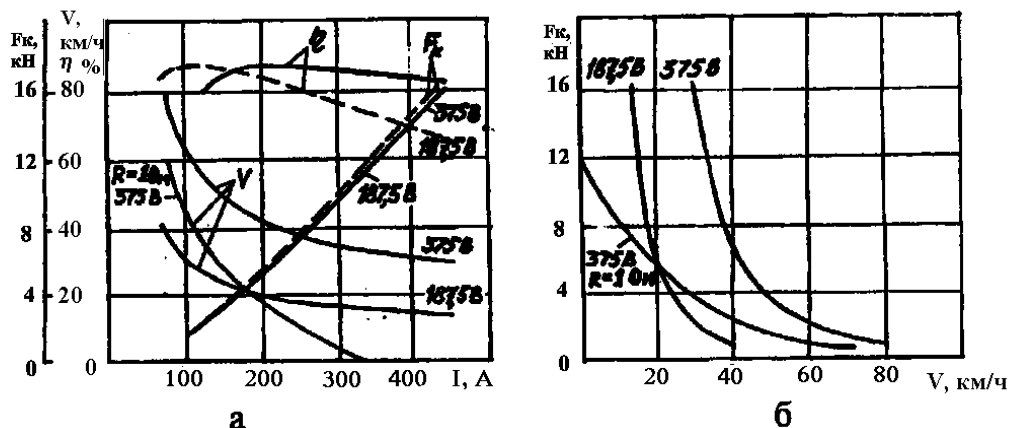


Рис. 5.2 – Електротягові (а) і тягові (б) характеристики тягового двигуна послідовного збудження ДК-104М при повній (375 В) і половинній (187,5 В) напрузі і введенні в ланцюг якоря резистора  $R=1$  Ом при  $U=375$  В

Для ілюстрації впливу зміни напруги на характеристики тягового двигуна на рис. 5.2 приведені електротягові і тягові характеристики тягового двигуна послідовного збудження ДК-104М, застосовуваного на вагонах метрополітену, при повній (375 В) і половинній (187,5 В) напрузі, а також при повній напрузі і введенні в ланцюг якоря резистора опором 1 Ом. Як видно з рис. 5.2, при половинній напрузі швидкість знижується відповідно до (5.4) більше, ніж у 2

рази. При введенні ж резистора в області малих навантажень швидкість міняється незначно; у міру зростання навантаження вона знижується в більшій ступені внаслідок збільшення падіння напруги  $R_I$  і зменшення напруги на двигуні, рівної  $U - R_I$ . При введенні в ланцюг якоря двигуна резистора  $R$  швидкісні і тягові характеристики стають менш “жорсткими”, що збільшує імовірність виникнення буксування в пусковий період.

Викладені методи перерахування характеристик можуть бути застосовані і до двигунів змішаного збудження з паралельними обмотками, якщо зміна напруги здійснюється перегрупуванням двигунів або введенням в їхній якірний ланцюг резисторів. Для обліку впливу на швидкість коливань напруги в контактній мережі, коли одночасно міняється напруга, підведена до якорів і обмоток збудження, роблять перерахування характеристик у два етапи. Їх перераховують на змінену напругу при незмінній МРС і на струм паралельного збудження, що змінюється пропорційно напрузі контактної мережі. Методика перерахування характеристик при зміні МРС збудження буде розглянута нижче.

**Характеристики двигунів при регулюванні їхнього магнітного потоку.** Спрощені способи перерахування характеристик припустимі тільки для двигунів послідовного збудження. Якщо відома швидкісна характеристика при  $\alpha = 1$ , перерахування її на коефіцієнт регулювання  $\alpha \neq 1$  може бути зроблений на підставі наступних рівнянь.

Швидкість  $V_I$  на характеристиці при повному полі і струмі якоря  $I = I_B$  дорівнює

$$V_I = \frac{U - (r_{\text{я}} + r_{\text{дп}})I}{C\Phi_I}, \quad (5.10)$$

де  $r_{\text{я}} = r_{\text{оя}} + r_{\text{дп}}$  - опір обмотки якоря й обмотки додаткових полюсів (при двигунах з компенсаційною обмоткою варто враховувати і її опір);  $r_{\text{в}}$  - опір послідовної обмотки збудження;  $\Phi_I$  - магнітний потік при струмі якоря і струмі збудження, рівних  $I$ .

Швидкість  $V'_{I/\alpha}$  при струмі збудження  $I_B = I$  і струмі якоря  $I/\alpha$  дорівнює

$$V'_{I/\alpha} = \frac{U - (I/\alpha)(r_{\text{я}} + \alpha r_{\text{в}})}{C\Phi'_I}, \quad (5.11)$$

де  $\Phi'_I$  - магнітний потік двигуна при струмі якоря  $I/\alpha$  і МРС, що відповідає струму збудження  $I_B = I$ .

Розділивши вираз (5. 11) на (5. 10), одержуємо

$$\frac{V'_{I/\alpha}}{V_I} = \frac{U - (I/\alpha)(r_{\text{я}} + \alpha r_{\text{в}})}{U - I(r_{\text{я}} + r_{\text{в}})} \cdot \frac{\Phi_I}{\Phi'_I}. \quad (5.12)$$

Перша дріб правої частини формули (5.12) близька до одиниці, тому що її чисельник і знаменник відрізняються друг від друга лише на різницю  $r_{\text{я}}I/\alpha - r_{\text{я}}I = r_{\text{я}}I(\frac{1}{\alpha} - 1)$ , що мало у порівнянні з напругою  $U$ . Магнітні потоки  $\Phi'_1$  і  $\Phi_1$ , що відповідають тим самим МРС головних полюсів, відрізняються тільки внаслідок різної реакції якоря. При  $\alpha < 1$  перша дріб менша, а друга більша одиниці.

Тому можна прийняти всю праву частину виразу (5.12) рівній одиниці, а, отже  $V'_{1/\alpha} \approx V_1$ . Таким чином, швидкість  $V'_{1/\alpha}$  при струмі якоря  $I/\alpha$  і коефіцієнті регулювання збудження  $\alpha$  приблизно дорівнює швидкості  $V_1$  при  $\alpha = 1$  і струмі якоря і струмі збудження, рівних  $I$ . Отже, для побудови кривої  $V'_{1/\alpha}(I)$  при коефіцієнті регулювання  $\alpha \neq 1$  необхідно абсциси кожної точки кривої  $V_1(I)$ , що відповідає нормальному збудженню ( $\alpha = 1$ ), змінити в  $1/\alpha$  раз, як це показано для однієї точки на рис. 5.3

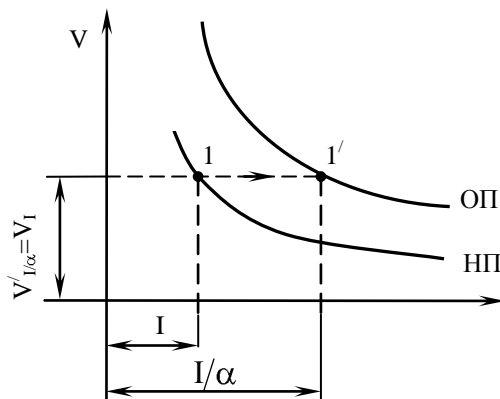


Рис. 5.3 – Побудова швидкісної характеристики при ослабленні збудження

Для наближеного перерахування характеристики  $F_K(I)$  сили тяги при коефіцієнті  $\alpha$  регулювання збудження на підставі характеристики у випадку  $\alpha = 1$  порівнюють ті ж режими, що і при перерахуванні швидкісної характеристики. При струмі якоря  $I/\alpha$  і МРС головних полюсів, що відповідає струму збудження  $I_B = I$ , сила тяги

$$F'_{K1/\alpha} = 3,6C\Phi'_1 \cdot \frac{I}{\alpha} - \Delta F'_{K1/\alpha}, \quad (5.13)$$

де  $\Delta F'_{K1/\alpha}$  - зменшення сили тяги через магнітні і механічні втрати в двигуні і передачі при струмі якоря  $I/\alpha$  і коефіцієнті регулювання збудження  $\alpha$ .

По характеристиці  $F_K(I)$  при  $\alpha = 1$  струму якоря  $I$  відповідає сила тяги

$$F_{K1} = 3,6C\Phi_1 I - \Delta F_{K1}, \quad (5.14)$$

де  $\Delta F_{K1}$  - зменшення сили тяги через магнітні і механічні втрати в двигуні і передачі при  $\alpha = 1$  і струмі якоря  $I$ .



Якщо зневажати незначною різницею потоків  $\Phi'_1$  і  $\Phi_1$  і втратами  $\Delta F'_{K1/\alpha}$  і  $\Delta F_{K1}$  можна одержати наступне наближене співвідношення для визначення сили тяги:

$$F'_{K1/\alpha} = F_{K1} / \alpha. \quad (5.15)$$

Тому що при силах тяги  $F'_{K1/\alpha}$  і  $F_{K1}$  струм якоря дорівнює відповідно  $I/\alpha$  і  $I$ , а швидкості однакові:  $V'_{1/\alpha} = V_1$ , то для перебудови характеристики  $F_K(I)$  при  $\alpha=1$  на інше збудження треба змінити абсциси й ординати кожної точки цієї характеристики в  $1/\alpha$  раз, як це показано для однієї точки на рис. 5.4,а. Тягову характеристику  $F_K(V)$  при  $\alpha=1$  перебудовують на інше збудження за допомогою зміни ординат усіх крапок цієї кривої у  $1/\alpha$  раз (рис. 5.4,б).

Якщо вихідною є характеристика двигуна при коефіцієнті регулювання збудження  $\alpha_0 \neq 1$ , для перерахування її на коефіцієнт регулювання  $\alpha$  використовують викладену вище методику, але замість коефіцієнта  $\alpha$  підставляють в усі формули відношення  $\alpha/\alpha_0$ .

Розрахунок ККД двигуна при різних ступенях регулювання збудження ведуть на підставі даних про його магнітні і механічні втрати і про втрати в передачі, а також з обліком того, що електричні втрати  $r_B I^2$  в обмотці збудження при  $\alpha=1$  і струмі  $I$  дорівнюють  $\alpha r_B I^2$ .

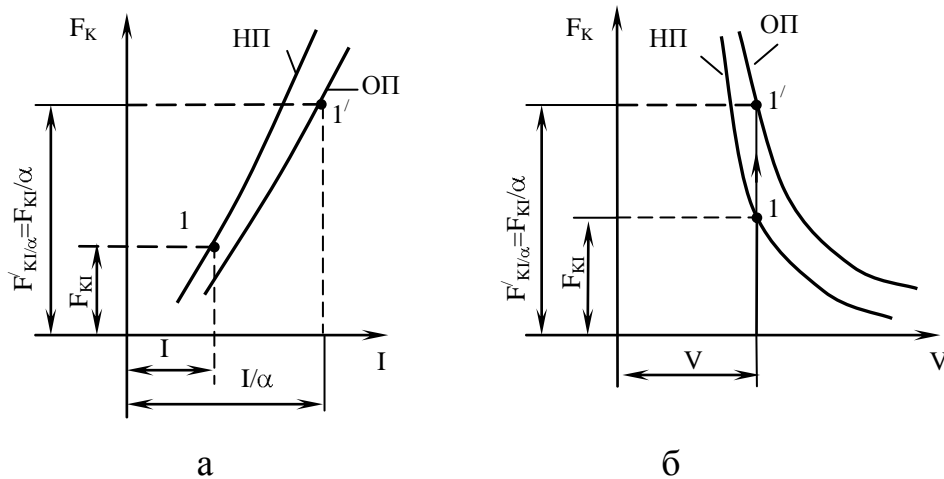


Рис. 5.4 – Перебудова характеристик  $F_K(I)$  (а) і  $F_K(V)$  (б) нормального поля, на ослаблене поле

На рис. 5.5 наведені електротягові характеристики  $V(I)$ ,  $F_K(I)$  і  $\eta(I)$  тягового двигуна ДК 117А вагонів типу Е метрополітену при номінальній напрузі (375В) і нормальному й ослабленому збудженні.

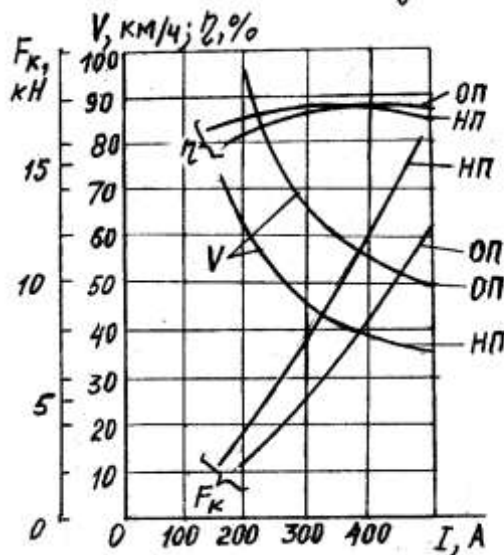


Рис. 5. 5 – Електротягові характеристики двигуна ДК 117А

Як видно з рис. 5.5, зі зменшенням коефіцієнта регулювання збудження при тому ж струмі зростає швидкість і відповідно зменшується сила тяги. ККД при малих навантаженнях знижується з ослабленням збудження через більшу швидкість і, отже, збільшення механічних втрат. В міру збільшення навантаження при  $\alpha < 1$  все більшого значення набуває зниження електричних втрат, внаслідок чого при середніх і великих навантаженнях ККД збільшується зі зменшенням  $\alpha$ . В умовах експлуатації середній ККД помітно вищий при зменшеному збудженні, чим при нормальному.

У двигуні змішаного збудження, у якого регулюють звичайно лише струм незалежної або паралельної обмотки збудження, МРС при коефіцієнті  $\alpha$  регулювання збудження цих обмоток дорівнює

$$I_{III} w_{III} + I w_C = \alpha I_{III \max} w_{III} + I w_C, \quad (5.16)$$

де  $w_{III}$  - число витків незалежної або паралельної обмотки;

$w_C$  - число витків послідовної обмотки;

$I_{III \max}$  - найбільший струм незалежної або паралельної обмотки.

Співвідношення МРС незалежної або паралельної і послідовної обмоток характеризується відношенням  $\beta$  найбільшої МРС  $w_{III} I_{III \max}$  до МРС  $w_C I_q$  послідовної обмотки при номінальному струмі  $I_q$ , тобто  $w_{III} I_{III \max} = \beta w_C I_q$ . Підставивши це значення  $w_{III} I_{III \max}$  у формулу (5.16), одержимо наступний вираз для загальної МРС двигуна змішаного збудження:

$$I_{III} w_{III} + I w_C = (\alpha \beta I_q + I) w_C, \quad (5.17)$$

МРС при коефіцієнті регулювання збудження  $\alpha$  дорівнює МРС, що мала б місце при одній тільки послідовній обмотці і струмі  $\alpha \beta I_q + I$ .

Тому що для будь-якого значення  $\alpha$  по формулі (5.17) може бути визначена МРС для різних струмів якоря, а отже, і значень СФ, то характеристики  $V(I)$  і  $F_K(I)$  розраховують по загальним для всіх двигунів постійного струму формулам (4.13) і (4.22). При цьому  $\Delta F_K$  визначають на підставі формули (4.23) по залежностях магнітних і механічних втрат від швидкості при різних МРС, за даними про втрати в передачі і за даними ДСТ 2582-81 про додаткові втрати (див. табл. 4.1).

З формули (5.17) випливає, що характеристика  $СФ(I)$  і, отже, швидкісні характеристики  $V(I)$  двигуна змішаного збудження при різних значеннях  $\alpha$  близькі за формою, але зрушені стосовно характеристик при  $\alpha=0$  (тобто у випадку однієї послідовної обмотки) вліво на струм  $\alpha\beta I_q$ .

На рис. 5.6 наведені електротягові характеристики двигуна змішаного збудження при коефіцієнті регулювання збудження паралельної обмотки  $\alpha$  і  $\alpha_1 < \alpha$ :  $\Phi(I)$ ,  $V(I)$  и  $F_K$  - при коефіцієнті регулювання  $\alpha$ ;  $\Phi'(I)$ ,  $V'(I)$ ,  $F'_K(I)$  - при коефіцієнті регулювання  $\alpha_1$ .

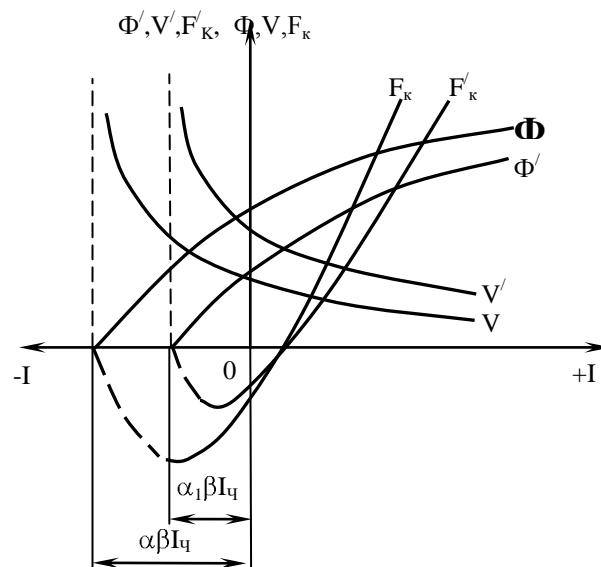


Рис. 5.6 – Характеристики двигуна згідно - змішаного збудження при різних струмах паралельної обмотки

**Процес зміни швидкості при переключеннях ступенів регулювання і коливаннях напруги.** У момент переходу з однієї ступені регулювання на іншу, а також при різкому підвищенні або зниженні напруги в контактній мережі порушується електрична рівновага між прикладеною до тягового двигуна напругою, його ЕРС і падінням напруги; через це виникає електричний перехідний процес зміни струму і сили тяги. Зміна сили тяги сприяє зміні швидкості, яка після завершення електричних і механічних перехідних процесів досягає сталого значення і відповідає новим умовам роботи двигуна. При цьому завдяки великій інерції поїздів електричні перехідні процеси протікають значно швидше механічних і в першому наближенні при аналізі явищ, зв'язаних з переключеннями ступенів регулювання і різких змін напруги в контактній мережі, припустимо не враховувати електричні несталі режими.

Розглянемо процес зміни швидкості при зменшенні напруги двигуна послідовного збудження від деякого первісного значення  $U_1$  до меншого  $U_2$ , викликаного зниженням напруги в контактній мережі. На рис. 5.7,а показані характеристики  $V(I)$  при напругах  $U_1$  (крива 1) і  $U_2$  (крива 2), а також загальна для обох напруг характеристика  $F_k(I)$  (крива 3) для двигунів послідовного збудження.

Припустимо, що поїзд працює на ділянці з постійним ухилом при напрузі  $U_1$  і рухається зі сталою швидкістю  $V_1$  (точка  $a$  на кривій 1) при силі тяги  $F_1$  і струмі  $I_1$ . Після зниження напруги до  $U_2$  двигун перейде на роботу з характеристикою 2, внаслідок чого його струм зменшиться до значення  $I_2$ , що відповідає на цій характеристиці швидкості  $V_1$  (точка  $b$ ).

Зниження струму викликає зменшення сили тяги до значення  $F_2$ . Оскільки при силі тяги  $F_1$  поїзд рухався зі сталою швидкістю, тобто опір руху дорівнював  $F_1$ , то при силі тяги  $F_2 < F_1$  рух поїзда почне уповільнюватися. Внаслідок зниження швидкості буде збільшуватися струм і сила тяги доти, поки не наступить новий сталий режим при швидкості  $V_3$  (точка  $c$ ). Сила тяги  $F_3$  і струм  $I_3$  при цьому режимі приблизно дорівнюють первісним значенням  $F_1$  і  $I_1$ , тому що розходження між початковими і кінцевими значеннями цих величин обумовлені лише деяким зменшенням опору руху через зниження швидкості з  $V_1$  до  $V_3$ .

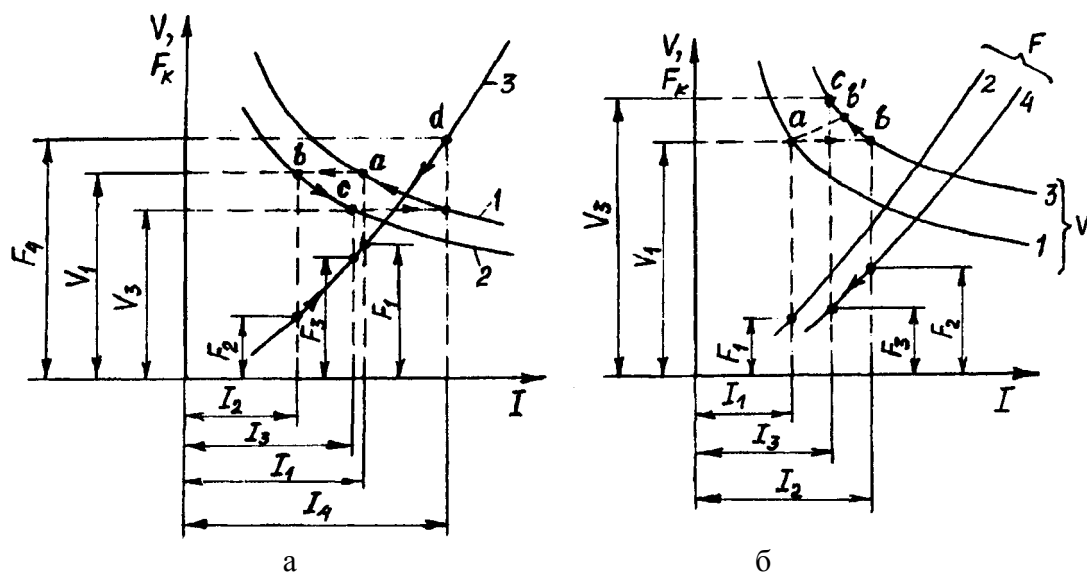


Рис. 5.7 – Процес зміни швидкості при різкому зменшенні напруги (а) і МРС (б) двигуна послідовного збудження

У випадку різкого підвищення напруги, наприклад, з  $U_2$  до  $U_1$  процес буде протікати в зворотному порядку, як це показано штриховими лініями на рис. 5.7,а. В перший момент струм і сила тяги збільшаться відповідно до  $I_4$  і  $F_4$  (точка  $d$ ). В результаті почне збільшуватися швидкість і знижуватися струм і

сила тяги доти, поки сила тяги не стане знову рівною  $F_1$ , тобто поки не буде досягнута колишня стала швидкість  $V_1$ .

Розглянемо процес зміни швидкості при зменшенні МРС двигуна. Приймемо, що при первісній, більшій МРС двигуна поїзд йшов зі сталою швидкістю  $V_1$  при силі тяги  $F_1$  і струмі  $I_1$ . Цей режим відповідає точці *a* на рис. 5.7,б, на якому зображені характеристики  $V(I)$  і  $F_k(I)$  при більшому (криві 1 і 2) і меншому (криві 3 і 4) збудження. Після зменшення МРС струм зростає до значення  $I_2$ , що відповідає швидкості  $V_1$  (точка *b*) на характеристиці ослабленого збудження. Одночасно збільшується і сила тяги, що стає рівною  $F_2 > F_1$ , внаслідок чого починає збільшуватися швидкість. В міру збільшення швидкості зменшуються струм і сила тяги доти, поки не буде досягнуто новий стан рівноваги при струмі  $I_3$  і силі тяги  $F_3$  (точка *c*). Сила тяги  $F_3$  незначно перевищує первісне значення  $F_1$  внаслідок деякого збільшення опору руху поїзда при підвищенні швидкості від  $V_1$  до  $V_3$ .

Аналіз процесів зміни швидкості при переключеннях у ланцюгах двигунів і коливаннях напруги виконаний у припущенні, що за час електричних перехідних процесів швидкість поїзда не встигає помітно змінитися, тому струми  $I_2$  в обох розглянутих прикладах визначені при первісній швидкості  $V_1$ . У дійсності ж за цей час швидкість може змінитися, і тим значніше, чим менше механічна інерція поїзда і чим більше електромагнітна інерція ланцюгів тягових двигунів. Особливо велика електромагнітна інерція ланцюгів паралельного і незалежного збудження тягових двигунів, внаслідок чого при регулюванні їх МРС струм змінюється відносно повільно й у випадку високих прискорень, властивих електропоїздам, трамвайним вагонам, тролейбусам, швидкість встигає змінитися за час електричних перехідних процесів. Внаслідок цього перехід з характеристики 1 на характеристику 3 (рис. 5.7,б) відбувається не по прямій *ab*, а по деякій кривій *ab'* і відповідно зм'якшується кидок струму.

Звичайно тривалість механічних перехідних процесів настільки велика, що ще задовго до досягнення поїздом сталої швидкості змінюються умови його роботи: виконуються переключення в схемі ЕРС, змінюються ухили, напруга в контактній мережі.

**Вплив різних способів регулювання швидкості тягових двигунів постійного струму на “жорсткість” їхніх тягових характеристик.** Регулювання швидкості викликає зміни характеристик тягових двигунів, що впливають на жорсткість  $X_{ж}$  тягових характеристик. При цьому варто розрізняти статичний коефіцієнт жорсткості тягової характеристики, тобто коефіцієнт жорсткості при відсутності буксування, і динамічний коефіцієнт жорсткості при буксуванні або юзі, що впливає на ці процеси. Коефіцієнт жорсткості не залежить від номінальної напруги тягового двигуна. Зменшення ж напруги для зниження швидкості поїзда викликає як збільшення, так і зменшення цього коефіцієнта в залежності від застосовуваного способу впливу на напругу.

Коефіцієнт жорсткості тягової характеристики  $dF/dV$  можна представити у наступному вигляді:

$$X_{\text{ж}} = -\frac{dF}{dV} = -\left(\frac{dF}{dI} : \frac{dV}{dI}\right). \quad (5.18)$$

Похідна  $dF/dI$  не залежить від напруги  $U$ , підведеної до тягових двигунів послідовного, незалежного і змішаного збудження з незалежною обмоткою, тому коефіцієнт жорсткості зворотно пропорційний похідній  $dV/dI$ . Чим більше абсолютне значення цієї похідної, тим менше коефіцієнт жорсткості.

Продиференціювавши по струму  $I$  вираз для швидкості  $V = (U - rI - RI)/(C\Phi)$ , одержимо

$$\frac{dV}{dI} = -\frac{1}{C\Phi} \left[ \frac{U}{\Phi} \cdot \frac{d\Phi}{dI} + (r + R) \left( 1 - \frac{d\Phi}{dI} : \frac{\Phi}{I} \right) \right], \quad (5.19)$$

де  $U$  - загальна напруга на двигуні і реостаті.

Як видно з цієї формули, абсолютне значення похідної  $dV/dI$  завжди збільшується зі збільшенням напруги, тому що відношення  $(d\Phi/dI)/(\Phi/I)$  менше одиниці і другий доданок у квадратних дужках позитивний. Отже, чим менше напруга двигуна в порівнянні з номінальною, тим більше статичний коефіцієнт жорсткості тягової характеристики.

При  $R = 0$  падіння напруги в двигуні  $rI$  мале в порівнянні з напругою  $U$  на більшості ступенів регулювання. Тому у випадку регулювання швидкості перегрупуванням двигунів або зміною напруги на виході перетворювача швидкість  $V$  і похідна  $dV/dI$  приблизно пропорційні, а коефіцієнт жорсткості  $X_{\text{ж}}$  зворотно пропорційний напрузі.

Введення в ланцюг двигунів резистора  $R$  знижує коефіцієнт жорсткості. Це впливає з формули (5.19), оскільки відношення  $(d\Phi/dI)/(\Phi/I)$  менше одиниці. Зменшення  $X_{\text{ж}}$  відбувається тому, що при введенні в ланцюг двигунів резистора  $R$  швидкість більш різко знижується зі зростанням струму, а отже, і сила тяги. Це видно, наприклад, з рис. 5.2,б, на якому представлена характеристика  $F(V)$  тягового двигуна ДК-104М при введенні в ланцюг його якоря резистора  $R = 1$  Ом.

Зі збільшенням числа послідовно з'єднаних тягових двигунів зменшується напруга на кожному з них, внаслідок чого збільшується статичний коефіцієнт

жорсткості тягової характеристики. Однак при цьому зменшується динамічний коефіцієнт жорсткості. У випадку буксування одного з послідовно включених двигунів на його затисках різко підвищується напруга, тому що при однакових струмах і магнітних потоках усіх двигунів їх ЕРС пропорційні кутовим швидкостям.

Незважаючи на підвищений статичний коефіцієнт жорсткості при зниженій напрузі, послідовне з'єднання двигунів значно гірше рівнобіжного з погляду використання зчіпної ваги, тому що при низькому динамічному коефіцієнті жорсткості  $dF/dV_{\text{СК}}$  дуже несприятливо протікають процеси буксування. Недоліком послідовного з'єднання двигунів також є зменшення струму і сили тяги всіх двигунів, з'єднаних послідовно з буксуючим.

Введення в ланцюг двигунів резисторів при пуску збільшує вірогідність процесу буксування, тому що при зниженні струму через ріст ЕРС буксуючого двигуна підвищується напруга і знижується динамічний коефіцієнт жорсткості.

Регулювання швидкості впливом на МРС двигуна незалежного збудження не впливає на коефіцієнт жорсткості його тягової характеристики. Умови реалізації сил зчеплення в цього двигуна настільки сприятливі, що й інші способи регулювання швидкості, за винятком введення в ланцюг двигуна резисторів, не викликають надмірного зниження коефіцієнта жорсткості.

У двигунів послідовного збудження регулювання збудження впливає на коефіцієнт жорсткості. У випадку шунтування його обмотки збудження він розвиває таку ж силу тяги, як і при відсутності шунтування, при більшому струмі і меншому магнітному потоці, тобто працює з меншим насиченням. Зменшення ж насичення приводить до зниження коефіцієнта жорсткості тягової характеристики (див. рис. 4.8).

**Регулювальні властивості тягових двигунів** визначають наступні показники: коефіцієнт використання потужності при конструкційній швидкості  $K_{\text{И}} = P_{V_{\text{max}}} / P_{\text{НОМ}} \approx I_{V_{\text{max}}} / I_{\text{НОМ}}$ ; коефіцієнт регулювання  $K_{\text{Р}} = 1 / (\alpha_{\text{min}} K_{\text{Н}})$ , де  $\alpha_{\text{min}}$  - мінімально припустиме значення коефіцієнта регулювання збудження,  $K_{\text{Н}}$  - коефіцієнт насичення магнітної системи двигуна при номінальному режимі роботи; коефіцієнт регулювання по швидкості  $K_{\text{В}} = V_{\text{max}} / V_{\text{НОМ}} = n_{\text{max}} / n_{\text{НОМ}}$ ; коефіцієнт регулювання по силі тяги  $K_{\text{F}} = F_{V_{\text{max}}} / F_{\text{НОМ}}$ .

Одержати характеристики тягового двигуна, що забезпечують використання його потужності в досить широкому діапазоні швидкостей руху, можливо шляхом збільшення коефіцієнта регулювання  $K_p$ , тобто за допомогою зменшення коефіцієнта насичення  $K_H$  при номінальному режимі роботи машини за рахунок збільшення повітряного зазору між головними полюсами і якорем і забезпечення нормальної роботи двигуна при глибокому ослабленні поля.

Значення максимальної частоти обертання  $n_{\max}$  встановлюють при розрахунках двигуна за припустимим значенням окружної швидкості якоря ( $V_{\text{яmax}} \leq 60 \dots 70$  м/с). З виразу  $n_{\text{НОМ}} = n_{\max} / K_v$  випливає, що чим більше коефіцієнт  $K_v$ , тим менше  $n_{\text{НОМ}}$  і при даній потужності двигуна більший його обертаючий момент, а отже, і габаритні розміри і вага машини. Тому при складанні завдання на проектування тягових двигунів до призначення величини  $K_v$  варто підходити досить виважено.

Зневажаючи падінням напруги в обмотках двигуна, одержимо  $U \approx E = CV\Phi = \text{const}$ . При цьому справедливий вираз  $V_{\max} / V_{\text{НОМ}} = \Phi_{\text{НОМ}} / \Phi_{V_{\max}} = K_v$ .

У тягових двигунів постійного струму без компенсаційної обмотки реалізують  $\alpha_{\min} = 0,28 \dots 0,35$ , а коефіцієнт насичення в номінальному режимі для кращого використання матеріалів машини приймають у межах  $K_H = 1,7 \dots 2,0$ . При цьому одержують  $K_p = 1,5 \dots 2,0$ .

Потужність сучасних тягових двигунів при  $V_{\max}$  складає близько  $0,80 \dots 0,85$  номінальної годинної потужності, тобто приблизно дорівнює його тривалій потужності.



## 6. ПОРІВНЯННЯ ТЯГОВИХ ДВИГУНІВ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ РІЗНИХ СИСТЕМ ЗБУДЖЕННЯ

**Вимоги до характеристик тягових двигунів.** Розглянуті типи тягових двигунів постійного струму в різній мірі задовольняють вимогам роботи на ЕРС. Основними з вимог до них є наступні:

- електрична стійкість, тобто здатність автоматично відновлювати заданий стан електричної рівноваги між прикладеною напругою, ЕРС двигуна і падінням напруги при випадкових відхиленнях від цієї рівноваги;

- механічна стійкість, тобто прагнення автоматично наближатися до стану рівноваги при відхиленнях від цього стану; хоча механічна стійкість тягової характеристики, безсумнівно, бажана, ця вимога не настільки безумовна, як попередня, тому що в умовах тяги механічні перехідні процеси протікають відносно повільно; у деяких випадках, наприклад при гальмуванні поїзда перед зупинкою механічна нестійкість може виявитися навіть корисною;

- рівномірний розподіл навантажень між тяговими двигунами;

- якомога менша чутливість до коливань підведеної напруги;

- рівномірне навантаження як самого двигуна, так і живлячої його системи електропостачання;

- можливість простого і зручного регулювання швидкості в широких межах;

- простий перехід на електричне, особливо рекуперативне, гальмування;

- більш повне використання в умовах експлуатації потужності тягових двигунів;

- найкраще використання зчіпної маси;

- надійність і простота як самого двигуна, так і системи керування.

Найважливіші властивості й ступінь відповідності перерахованим вимогам тягових двигунів визначаються формою їхніх характеристик, що, в свою чергу, визначається в основному способом збудження в них магнітного поля і формою їхніх магнітних характеристик. Порівняємо за розглянутими показниками двигуни послідовного збудження з м'якими характеристиками і двигуни паралельного чи незалежного збудження, що мають жорсткі характеристики. Двигуни змішаного збудження займають щодо жорсткості проміжне положення, причому ступінь жорсткості зростає в них зі збільшенням МРС паралельного чи незалежного збудження.

**Електрична стійкість** є однією з найважливіших експлуатаційних вимог до роботи тягових електричних машин на ЕРС. Умовно розрізняють зовнішню і внутрішню електричну стійкість роботи системи електричних машин. Під зовнішньою електричною стійкістю розуміють властивість системи відновлювати стійку електричну рівновагу по завершенні перехідних процесів, викликаних зовнішніми причинами щодо тягових електричних машин: коливаннями напруги живлячої мережі, збудженням зчеплення колес з рейками, роботою регулюючих пристроїв і т. п.

Під внутрішньою електричною стійкістю розуміють властивість системи відновлювати стійку електричну рівновагу при нерівномірному розподілі

струмів між паралельно працюючими тяговими машинами, що може бути викликано різними причинами: розходженням діаметрів бандажів колісних пар, опорів паралельних ланцюгів системи, магнітних характеристик і струмів збудження машин і т. ін. Тому поняття внутрішньої електричної стійкості відноситься тільки до систем, що мають два чи більше паралельних ланцюгів.

Вихідними даними для перевірки зовнішньої електричної стійкості простих систем, що складаються з одного контура, служать зовнішні характеристики машин, що знаходяться в цьому контурі, і характеристики залежності напруги зовнішньої системи від струму в контурі. Точки перетинання цих характеристик задовольняють умові електричної рівноваги при сталому режимі.

Задача перевірки електричної стійкості може вирішуватися по-різному. Звичайно її зводять до знаходження точок електричної рівноваги графічним методом і до перевірки стійкості цієї рівноваги для відповідних їм режимів. Для цього припускають виникнення в системі з якої-небудь причини перехідного процесу, що супроводжується відхиленням струму від сталого значення. Наприклад, можна уявити, що відхилення струму від первісного сталого значення відбулося через короткочасну зміну зовнішньої напруги. Якщо при поверненні напруги до первісного сталого значення струм теж повертається до свого первісного сталого значення, то електрична рівновага в розглянутій точці стійка, а система в розглянутому режимі має зовнішню електричну стійкість.

Для відповіді на запитання, чи повернеться струм до свого первісного сталого значення при зазначених умовах, потрібно розглянути всі ЕРС, що діють і виникають у контурі при перехідному процесі. Ці ЕРС і визначають знак похідної струму за часом, а отже, і характер (знак) її можливої зміни.

Розрахункову перевірку зовнішньої електричної стійкості простих систем ведуть у наступному порядку. Спочатку вибирають швидкість руху, яку приймають за постійну. Таке припущення не спотворює результатів розрахунку, тому що практично за час електричного перехідного процесу швидкість поїзда, що має відносно велику механічну інерцію, не встигає помітно змінитися. При обраній швидкості розраховують і будують у масштабі зовнішню характеристику машини  $U_K$ , обчислену по внутрішній характеристиці машини - залежності ЕРС від струму  $E$ .

Рівняння зовнішньої характеристики машини чи групи послідовно з'єднаних машин має вигляд

$$n_c U_K = n_c C\Phi V \pm n_c rI = n_c E \pm n_c rI, \quad (6.1)$$

де  $n_c$  - число послідовно включених машин;  $r$  - опір однієї машини; знак "плюс" відноситься до двигунового режиму роботи машин, знак "мінус" - до генераторного.

Величину  $C\Phi$ , пропорційну магнітному потоку, беруть залежно від струму за навантажувальними характеристиками машини, а за їхньої

відсутності характеристику  $C\Phi \sim$  для машин послідовного збудження розраховують за швидкісною характеристикою двигунового режиму:

$$C\Phi = \frac{U_d - rI}{V_d}. \quad (6.2)$$

Графік залежності  $U_c(I)$  напруги зовнішньої системи від струму в контурі наноситься в тих же осях координат, як і зовнішні характеристики машин. Для тягових машин, що живляться від контактної мережі постійного струму, умовно вважають, що напруга на їхніх затисках не залежить від струму в системі. При живленні тягових машин від перетворювальної установки залежність  $U_c(I)$  представляє зовнішню характеристику цієї установки.

Точки перетинання зовнішньої характеристики машин і залежності зовнішньої напруги від струму – це точки електричної рівноваги. Стійкість електричної рівноваги в цих точках визначається з розгляду всіх ЕРС, що діють у контурі при перехідному процесі.

Визначимо зовнішню електричну стійкість машин різних систем збудження, що працюють в режимі тяги. При цьому з метою спрощення будемо розглядати тільки силовий ланцюг двигуна і не будемо враховувати вплив вихрових струмів, що викликають деяке відставання змін магнітного потоку від МРС.

На рис. 6.1 подані внутрішня  $E \sim$  (крива 1) і зовнішня  $U_k(I)$  (крива 2) характеристики двигуна послідовного (а), паралельного чи незалежного (б), відповідно-змішаного (в) і зустрічно-змішаного при перевазі МРС рівнобіжної обмотки (г) збудження. Напруга живлячої мережі  $U_c$  (лінія 3), яка прикладена до двигуна, прийнята постійною, що не залежить від струму двигуна. При  $V = \text{const}$  криві ЕРС  $E \sim$  подібні кривим  $C\Phi \sim$ , що відповідають визначеній системі збудження двигуна (див. главу 4). Лінія 4, нахилена до осі абсцис під кутом, тангенс якого пропорційний опору  $r$  силового ланцюга двигуна, являє собою падіння напруги  $rI$ .

Як видно з рис. 6.1, умова електричної рівноваги в сталому режимі

$$U_c = U_k = E + rI \quad (6.3)$$

задовольняється в точках а і б перетину зовнішньої характеристики машини з лінією напруги живлячої мережі. Для перевірки стійкості рівноваги в цих точках припустимо, що з якої-небудь причини струм відхиляється від свого сталого  $I_a$  або  $I_b$  значення. Тоді рівняння для перехідного (несталого) процесу набуде вигляду:

$$U_c = E + rI + L \frac{dI}{dt}, \quad (6.4)$$

де  $L$  - індуктивність силового ланцюга двигуна;  $I$  - струм якоря.

У разі збільшення струму стійкість буде забезпечена в тому випадку, якщо виникаючі зміни у співвідношеннях між напругою  $U_c$  і ЕРС  $E = CV\Phi$  прагнуть повернути співвідношення в первісний рівноважний стан, тобто викликати зменшення струму. При цьому похідна  $\frac{dI}{dt}$  буде, мабуть, негативною. Якщо ж відбудеться випадкове зменшення струму, то для повернення до режиму електричної рівноваги необхідне зростання струму, тобто похідна  $\frac{dI}{dt}$  має стати позитивною. Отже, умова стійкості

$$\frac{d}{dI} \left( L \frac{dI}{dt} \right) < 0. \quad (6.5)$$

З огляду на рівняння (6. 4) одержимо

$$\frac{d}{dI} \left( \psi_c - E + rI \right) < 0, \quad (6.6)$$

Звідки

$$\frac{dU_c}{dI} < \frac{dE + rI}{dI} \quad (6.7)$$

або

$$\frac{dU_c}{dI} < \frac{dU_k}{dI}. \quad (6.8)$$

Таким чином, для забезпечення зовнішньої електричної стійкості при роботі машини в тяговому режимі необхідно, щоб при змінах струму сума ЕРС і падіння напруги змінювалася в більшій мірі, ніж напруга живлячої мережі. Ця умова задовольняється на рис. 6.1 у точках *a* і не задовольняється в точках *b*. Зовнішня характеристика двигуна паралельного чи незалежного збудження перетинає лінію напруги живлячої мережі двічі (у точках *a* і *b*). При відсутності компенсаційної обмотки цей двигун електрично стійкий тільки при навантаженні, що відповідає крапці перетинання *a*. При дуже великих навантаженнях, при яких різко позначається розмагнічуюча дія реакції, якоря (точка *b* на рис. 6.1,б) двигун стає електрично нестійким.

Двигун зустрічно-змішаного збудження з перевагою МРС паралельної чи незалежної обмотки електрично нестійкий, що виключає можливість його використання. Це підтверджують криві на рис. 6.1,г.

Як видно з рис. 6.1,а і в, двигуни послідовного і відповідно-змішаного збудження мають електричну стійкість у всьому діапазоні навантажень.

Ординати заштрихованих на рис. 6.1 площ являють собою значення  $L \frac{dI}{dt}$  і визначають знак і швидкість зміни струму.

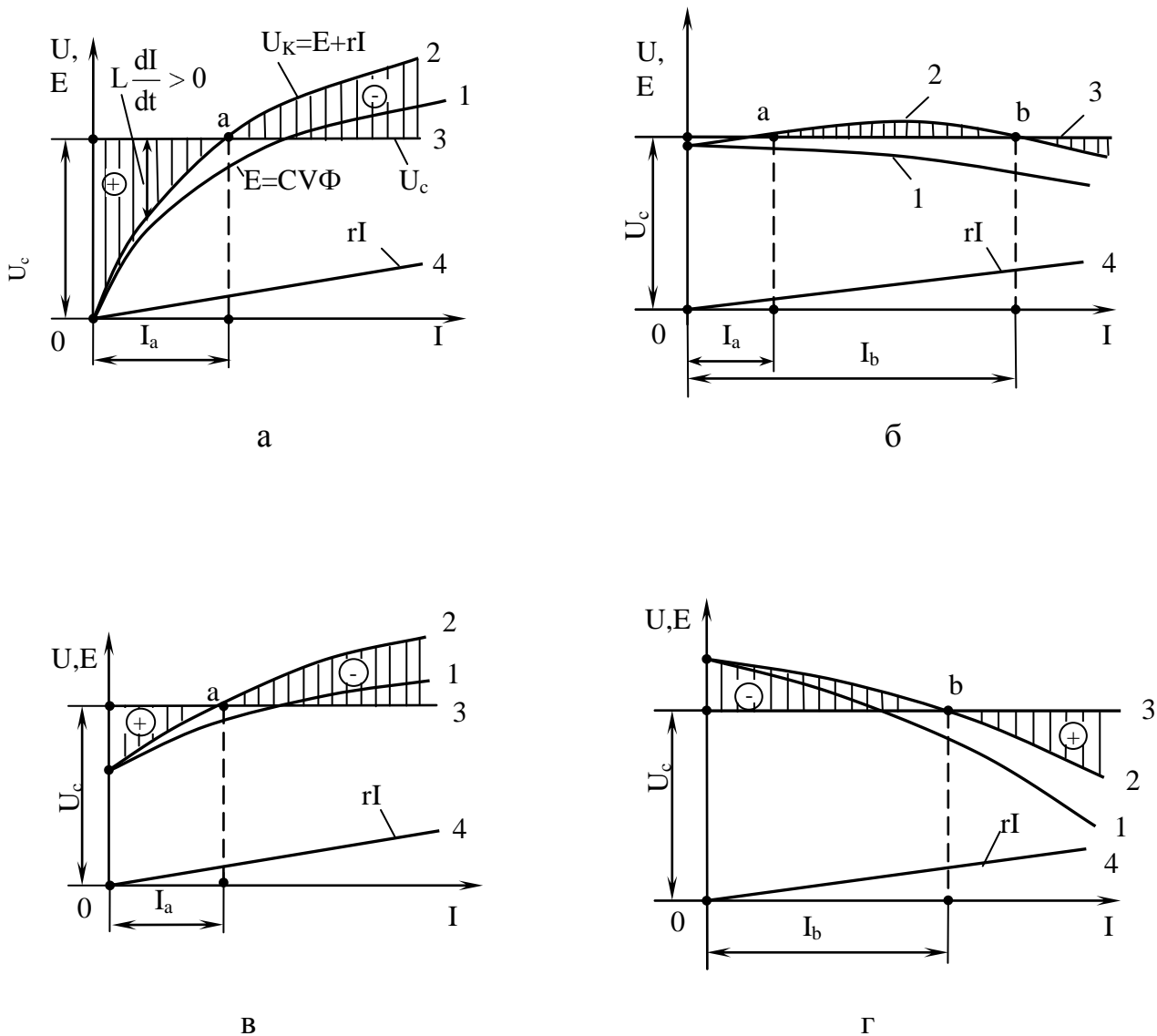


Рис. 6.1 – До визначення зовнішньої електричної стійкості двигуна послідовного (а), паралельного чи незалежного (б), згідно-змішаного (в) і зустрічно-змішаного при перевазі МРС паралельної обмотки (г) збудження

Розглянутий метод визначення електричної стійкості застосуємо для перевірки зовнішньої стійкості і складних систем, що складаються з декількох контурів. При цьому необхідна побудова зовнішніх характеристик машин з урахуванням взаємних зв'язків і впливів контурів складної системи. Крім того, при використанні цього методу для складних систем керування залишається не виявленою можливість виникнення незатухаючих коливальних процесів. Тому стосовно складних систем розглянутий метод є лише попереджувачим.

Для перевірки електричної стійкості складних систем звичайно використовують методи аналізу диференціальних рівнянь перехідних процесів у контурах системи. Ці рівняння повинні враховувати вплив на перехідний процес взаємних зв'язків між контурами системи. Така методика не вимагає графічної побудови характеристик. Вона дозволяє не тільки відповісти на

запитання, чи є система стійкою при розглянутому режимі роботи, але і виявити умови, при яких вона втрачає зовнішню електричну стійкість.

Диференціальні рівняння процесів у контурах системи з урахуванням їхніх взаємних зв'язків складають систему рівнянь, вирішення якої щодо струму дає диференціальне рівняння вищого порядку, обумовленого числом контурів системи.

У загальному випадку це диференціальне рівняння має вигляд

$$a_0 \frac{d^n I}{dt^n} + a_1 \frac{d^{n-1} I}{dt^{n-1}} + \dots + a_n I = C, \quad (6.9)$$

де  $n$  – порядок похідної,  $a_0, a_1, \dots, a_n$ ;  $C$  – постійні коефіцієнти.

Загальне вирішення такого рівняння

$$I = I_0 + A_1 e^{p_1 t} + A_2 e^{p_2 t} + \dots + A_n e^{p_n t}, \quad (6.10)$$

де  $I_0$  – стає значення струму при  $t \rightarrow \infty$ .

Система має зовнішню стійкість, коли в ній відновлюється електрична рівновага, порушена якими-небудь причинами. Це значить, що в стійкій системі при перехідному процесі струм прагне до якого-небудь сталого значення, але не до нескінченності, якщо час прагне до нескінченності. Система не володіє зовнішньою електричною стійкістю, якщо при часі, що прагне до нескінченності, струм також прагне до нескінченності.

З розгляду рівняння (6.10) видно, що система володіє зовнішньою електричною стійкістю, якщо при  $t \rightarrow \infty$ ,  $I \rightarrow I_0$ , де  $I_0$  – нове стає значення струму. Це можливо коли змінні складові правої частини рішення диференціального рівняння (6. 9) прагнуть до нуля при  $t \rightarrow \infty$  :  $e^{p_1 t} \rightarrow 0$ ,  $e^{p_2 t} \rightarrow 0$ , ... ,  $e^{p_n t} \rightarrow 0$ . Ця умова виконується, коли корені рівняння негативні, тому що при  $t \rightarrow \infty$   $e^{-p t} = \frac{1}{e^{p t}} \rightarrow 0$ .

Корені диференціального рівняння знаходять з характеристичного рівняння, що має вигляд

$$a_0 p^n + a_1 p^{n-1} + \dots + a_n = 0. \quad (6. 11)$$

Аналіз коренів характеристичного рівняння другого порядку показує, що система другого порядку електрично стійка, якщо коефіцієнти рівняння  $a_0, a_1$  і  $a_2$  мають однакові знаки. Для рівнянь більш високого порядку ці співвідношення між постійними коефіцієнтами характеристичних рівнянь більш складні. Ці співвідношення, подані у вигляді нерівностей, називають алгебраїчними критеріями стійкості системи чи критеріями Гурвіца. Цей метод дозволяє не тільки відповісти на запитання, чи володіє система в даних умовах зовнішньою електричною стійкістю, але і визначити її граничні умови. Останні

умови можна виявити, прирівнявши корені характеристичного рівняння до нуля.

**Внутрішня електрична стійкість** окремих найпростіших систем перевіряється аналізом внутрішніх і зовнішніх характеристик паралельно включених машин. При цьому зовнішня характеристика машин однієї з паралельних ланцюгів розглядається як зовнішня характеристика системи іншого паралельного ланцюга.

У більшості практичних випадків перевірка внутрішньої електричної стійкості системи вимагає складання і дослідження диференціальних рівнянь, як і при перевірці зовнішньої електричної стійкості складних систем.

**Механічна стійкість.** З рівняння руху поїзда в режимі тяги  $F - W = m \frac{dV}{dt}$  випливає, що динамічна рівновага, обумовлена умовою  $F - W = 0$ , стійка, якщо при збільшенні швидкості сила тяги  $F$  стає менше опору руху  $W$ , тобто права частина рівняння руху негативна  $\left(\frac{dV}{dt} < 0\right)$ , а при зменшенні швидкості  $F$  стане більше  $W$ , тобто права частина рівняння руху позитивна  $\left(\frac{dV}{dt} > 0\right)$ . Таким чином, динамічна рівновага стійка, якщо виконується нерівність

$$\frac{d}{dV} \left( \frac{dV}{dt} \right) < 0, \quad (6.12)$$

чи відповідно до рівняння руху

$$\frac{d}{dV} (F - W) < 0, \quad (6.13)$$

Звідки

$$\frac{dF}{dV} < \frac{dW}{dV}. \quad (6.14)$$

Отже, умови механічної стійкості формулюються аналогічно умовам електричної стійкості, тобто похідна активної сили (сили тяги)  $F$  по швидкості повинна бути менша похідної протидіючої руху сили. Іншими словами, похідна рівнодіючої сили  $F_d = F - W$  по швидкості повинна бути негативною, тобто характеристика  $F_d \sim V$  має бути спадаючою.

На рис. 6.2 представлені тягові характеристики (криві 1) двигунів послідовного (а), паралельного чи незалежного (б), згідно-змішаного (в) і зустрічно-змішаного (г) збудження, а також криві 2 опору руху. Точки перетину кривих 1 і 2 відповідають сталим швидкостям.

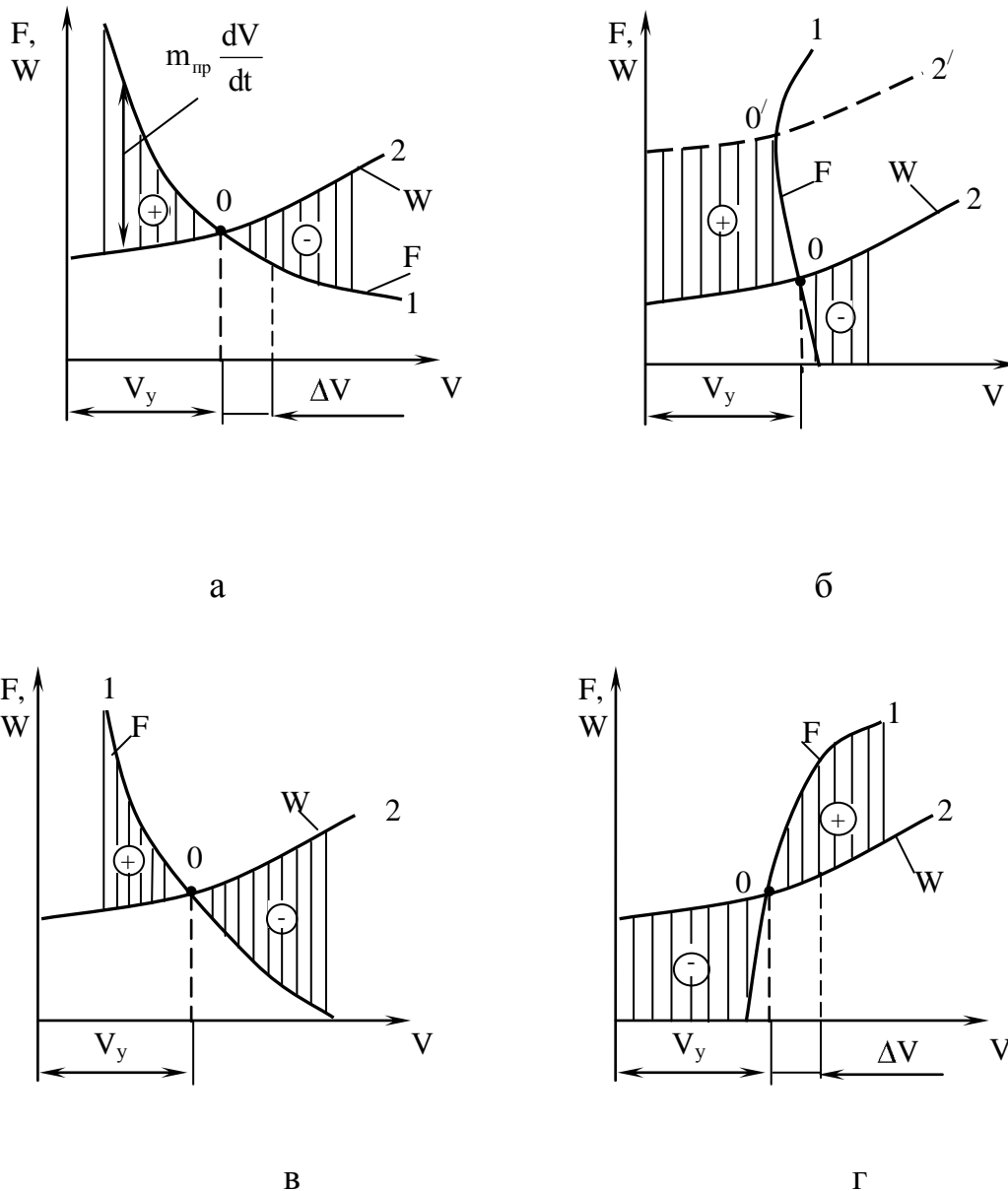


Рис. 6.2 – До визначення механічної стійкості двигуна послідовного (а), паралельного чи незалежного (б), згідно-змішаного (в) і зустрічно-змішаного (г) збудження

Стійкою рівновагою володіють у всьому діапазоні швидкостей двигуни послідовного і згідно-змішаного збудження, тому що сила тяги  $F$  зменшується, а сила опору руху  $W$  росте зі збільшенням швидкості (див. рис. 6.2,а,в). Наприклад, при будь-якому випадковому збільшенні швидкості на величину  $\Delta V$  сила тяги  $F$  буде менша опору руху  $W$ , прискорення  $\frac{dV}{dt}$  стане негативним і рух поїзда буде сповільнюватися, поки не встановиться колишня швидкість.

Двигун паралельного чи незалежного збудження механічно стійкий у діапазоні робочих швидкостей. Тільки при дуже великих навантаженнях двигун без компенсаційної обмотки може виявитися нестійким, якщо через



різке розмагнічування під впливом реакції якоря швидкість почне збільшуватися при зростанні навантаження.

Двигун зустрічно-змішаного збудження при перевазі МРС паралельної обмотки (див. рис. 6.2,г) механічно не стійкий і не придатний для роботи на ЕРС.

**Розподіл навантажень між двигунами.** У процесі виготовлення і ремонту тягових двигунів можливі деякі відступи від проектних значень параметрів, що визначають їхні тягові властивості. Це, в першу чергу, розходження в магнітних опорах ділянок магнітопровода, в опорах обмоток двигунів, у величинах повітряного зазору між полюсами і якорем. З цієї і інших причин характеристики окремих двигунів того самого типу й однієї партії можуть відрізнятися одна від одної. Відповідно до ДСТ 2582-81 відхилення частоти обертання двигунів постійного струму в точці, що відповідає номінальному режиму, від частоти обертання, встановленій по типовій ( усередненій за даними іспитів виготовника перших чотирьох машин першої партії) характеристиці при струмі, що відповідає номінальній потужності і номінальному збудженню, повинні відповідати табл. 6. 1.

Таблиця 6.1 – Припустимі відхилення частоти обертання

Номінальна потужність двигунів, кВт	Допустимі відхилення частоти ащення, обертання %, не більш
До 3	$\pm 7,5$
Більше 3 до 40	$\pm 5,0$
Більше 3, для двигунів, працюючих на рухомому складі індивідуально	$\pm 6,0$
Більше 40 до 150	$\pm 4,0$
Більше 150	$\pm 3,0$

Крім того, розходження характеристик двигунів виникає при різниці діаметрів рушійних колес. При неоднакових діаметрах колес кутові швидкості їхнього обертання, а отже і кутові швидкості обертання якорів двигунів будуть зворотно пропорційні діаметрам, тому що швидкість поступального руху всіх колес екіпажа (вагона) однакова.

Розходження характеристик швидкості викликає нерівномірність розподілу навантажень між двигунами, встановленими на одній одиниці електрорухомого складу. Нерівномірність у навантаженнях приводить до зниження загальної сили тяги, до перегріву найбільш завантажених двигунів і до буксування їхніх колесних пар (колес).

Ступінь нерівномірності розподілу навантажень між двигунами залежить не тільки від ступеня розбіжності їхніх характеристик, але також від схеми включення двигунів і форми (жорсткості) їхніх характеристик.

Допустимо, що два двигуни приводять в обертання кожний свою колесну пару, причому діаметри котіння обох колесних пар однакові. Тому що всі

тягові двигуни даного екіпажа знаходяться в механічному зв'язку один з одним через рушійні колеса і рейки, то при заданій умові в обох колесних пар виходить однакова частота обертання.

У разі рівнобіжного включення (рис. 6.3,а) двигуни споживають різні струми  $i$ , як наслідок, розвивають різні сили тяги. Ступінь нерівномірності розподілу навантажень залежить від жорсткості характеристик тягових двигунів.

Вплив жорсткості на розподіл навантажень ілюструється на рис. 6.3,

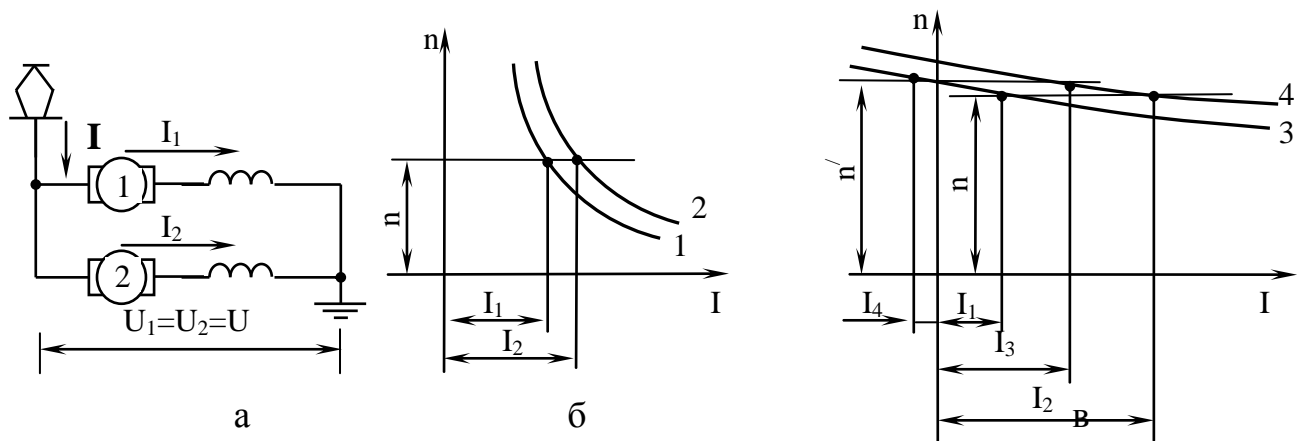


Рис. 6.3 – Вплив жорсткості характеристик на розподіл навантажень між паралельно включеними двигунами:

*а – схема включення; б і в – швидкісні характеристики і розподіл навантажень між двигунами послідовного і паралельного збудження*

На який зображені відповідно характеристики  $n \sim I$  (криві 1, 2) двох паралельно працюючих двигунів послідовного збудження з відносно “м'якими” характеристиками і такої ж характеристики двигунів паралельного чи незалежного збудження з “жорсткими” характеристиками (криві 3, 4). Відносна розбіжність швидкісних характеристик прийнят для кожної з пар двигунів однаковою. Як видно, при одній і тій же швидкості струми паралельно працюючих двигунів не однакові: двигуни більш швидкохідні споживають струми  $I_2$  більші, ніж струм  $I_1$  двигунів менш швидкохідних. З зіставлення кривих рис. 6.3,б і в випливає, що розходження в навантаженні двох двигунів з м'якими характеристиками значно менше, ніж двигунів із жорсткими характеристиками. Більш того, можливі випадки, коли один із двигунів із жорсткими характеристиками працює в тяговому режимі (струм  $I_3$ ), а інший переходить у режим рекуперативного гальмування, віддаючи в мережу струм, наприклад  $I_4$ , при частоті обертання  $n' > n$ . Очевидно, що такого роду робота двигунів є неприпустимою.

Таким чином, розходження сил тяги паралельно включених тягових двигунів тим більше, чим більше жорсткість їхніх характеристик. Найменші ці

розходження при двигунах послідовного збудження, трохи більші у двигунів згідно-змішанного збудження і найбільші у двигунів паралельного і незалежного збудження.

При послідовному з'єднанні двигунів (рис. 6.4,а), коли їхні струми однакові, розходження в характеристиках приводить до перерозподілу напруг і сил тяги між ними. Однак, при послідовному включенні двигунів як з послідовним, так і з паралельним збудженням не відбудеться помітного збудження розподілу навантаження між ними. Двигуни будуть мати неоднакові ЕРС якоря, що відповідають розбіжності характеристик обох машин. У цьому ж співвідношенні будуть знаходитися й електромагнітні моменти, що розвиваються двигунами, сили тяги і потужності.

На рис. 6.4,б показані швидкісні характеристики  $n \sim I$  (криві 1, 2) двох двигунів послідовного збудження при їх роздільній роботі і підведеній напрузі  $\frac{U}{2}$ . При тому самому струмі  $I$  частота обертання менш швидкохідного першого двигуна менше частоти обертання  $n_2$  більш швидкохідного другого двигуна.

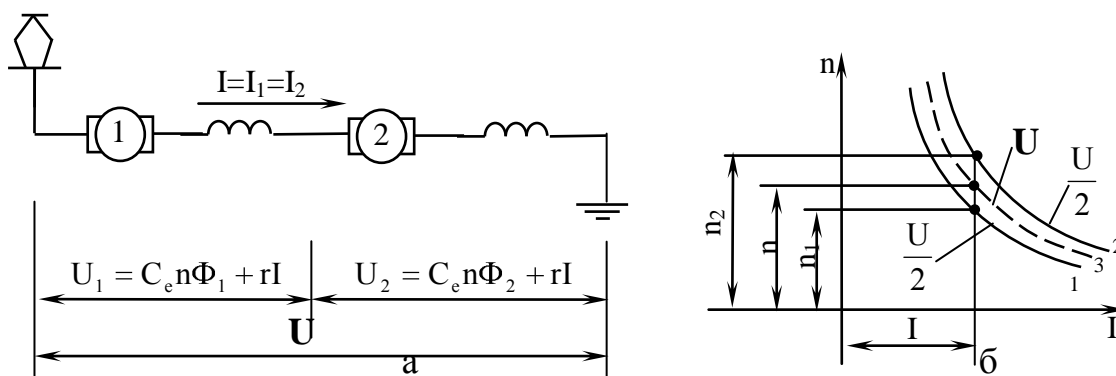


Рис. 6.4. – Розподіл навантажень між послідовно включеними двигунами:  
а- схема включення; б-швидкісні характеристики при роздільній (криві 1, 2)  
і спільній (крива 3) роботі двигунів

При однакових напругах на затисках двигунів  $\frac{U}{2}$  і однакових опорів обмоток  $r$  ЕРС двигунів рівні:  $C_e n_1 \Phi_1 = C_e n_2 \Phi_2$ , а потоки зворотно пропорційні частотам обертання, тобто  $\Phi_1 > \Phi_2$ ; електромагнітні потужності і моменти знаходяться в співвідношеннях:  $P_{\text{эм1}} = P_{\text{эм2}}$ ,

$$M_{\text{эм1}} = C_M \Phi_1 I = P_{\text{эм1}} / \left( \frac{2\pi n_1}{60} \right) > M_{\text{эм2}} = C_M \Phi_2 I = P_{\text{эм2}} / \left( \frac{2\pi n_2}{60} \right).$$

При спільній роботі двигуни обертаються з однаковою частотою  $n$  і споживають однаковий струм  $I$ . При цьому ЕРС двигунів, їхні напруги, електромагнітні потужності і моменти знаходяться в наступних співвідношеннях:  $E_1 = C_e n \Phi_1 > E_2 = C_e n \Phi_2$ ;  $U_1 = E_1 + rI > U_2 = E_2 + rI$ ,  $U_1 + U_2 = U$ ;  $P_{\text{эм1}} = E_1 I > P_{\text{эм2}} = E_2 I$ ;

$$M_{\text{эм1}} = C_M \Phi_1 I = P_{\text{эм1}} / (2\pi n_1 / 30) > M_{\text{эм2}} = C_M \Phi_2 I = P_{\text{эм2}} / (2\pi n_2 / 30);$$

$$F_{\text{эм1}} = 3,6 \cdot c \Phi_1 I > F_{\text{эм2}} = 3,6 \cdot c \Phi_2 I.$$

Як видно з рис. 6.4б, при спільній роботі двигунів частота обертання  $n_1$  менш швидкохідного двигуна зростає до значення  $n$ , а частота обертання більш швидкохідного знижується до значення  $n$ , швидкісна характеристика  $n(I)$  (крива 3) розташована між характеристиками 1 і 2 двигунів при їхній роздільній роботі.

Якщо до напруги  $U$  підключено  $z_c$  послідовноз'єднаних двигунів, характеристики яких при  $n(I)$  напрузі  $\frac{U}{z_c}$  відомі, то при струмі  $I$

$$U = C_e n \Phi_1 + rI + C_e n \Phi_2 + rI + \dots + C_e n \Phi_{z_c} + rI = n \sum_{i=1}^{z_c} C_e \Phi_i + z_c rI,$$

чи

$$U - z_c rI = n \sum_{i=1}^{z_c} C_e \Phi_i, \quad (6.15)$$

де  $n$  – частота обертання двигунів, що відповідає швидкості  $V$  на ободі рушійних колес;  $\Phi_i$  -магнітний потік будь-якого  $i$ -го двигуна при струмі  $I$ .

На підставі формули (4. 13) одержимо

$$C_e \Phi_i = \frac{U / z_c - rI}{n_i}, \quad (6.16)$$

де  $n_i$  - частота обертання  $i$ -го двигуна при струмі  $I$  і напрузі  $\frac{U}{z_c}$ .

З формул (6. 15) і (6. 16) одержимо

$$\frac{1}{n} (U - z_c rI) = \left( \frac{U}{z_c} - rI \right) \sum_{i=1}^{z_c} \frac{1}{n_i}, \quad (6.17)$$

відкіля

$$n = \frac{1}{\frac{1}{z_c} \sum_{i=1}^{z_c} \frac{1}{n_i}}. \quad (6.18)$$

При  $z_c = 2$  одержимо  $n = \frac{1}{\frac{1}{2}\left(\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2}\right)} = \frac{2n_1n_2}{n_1 + n_2}$ . Тому що різниця частот  $n_1$  і

$n_2$  невелика (4. . . 6%),  $n \approx \frac{n_1 + n_2}{2}$ .

Напруга на будь-якому  $i$ -м двигуні,  $U_i = C_e n \Phi_i + rI$ , його ЕРС  $E_i = C_e n \Phi_i$ , електромагнітний момент  $M_{\Phi i} = C_M \Phi_i I$  і електромагнітна сила  $F_{\Phi i} = 3,6 C \Phi_i I$ . Тому, з огляду на формулу (6. 16), одержуємо наступний розподіл ЕРС, електромагнітних моментів і електромагнітних сил тяги між двигунами:

$$\begin{aligned} E_1 : E_2 : \dots : E_{z_c} &= M_{\Phi 1} : M_{\Phi 2} : \dots : M_{\Phi z_c} = F_{\Phi 1} : F_{\Phi 2} : \dots : F_{\Phi z_c} = \frac{1}{n_1} : \frac{1}{n_2} : \dots : \frac{1}{n_{z_c}} = \\ &= \frac{1}{V_1} : \frac{1}{V_2} : \dots : \frac{1}{V_{z_c}}. \end{aligned} \quad (6.19)$$

З викладеного випливає, що при послідовному з'єднанні двигунів розходження в електромагнітних моментах, що розвиваються ними, і силах тяги значно менші, ніж при паралельному; воно залежить не від жорсткості характеристик, а тільки від відхилень швидкісних характеристик. При цьому на відміну від паралельного з'єднання найбільш навантаженими виявляються двигуни з меншою частотою обертання.

Великий вплив на розподіл навантажень між двигунами робить розходження в діаметрах колесних пар. Неправильний підбір колесних пар для двигунів з незбіжними характеристиками (установка на колесну пару, що має більший діаметр, двигуна з більш високою характеристикою) може привести до збільшення ступеня нерівномірності розподілу навантажень через більшу розбіжність характеристик двигунів на ободі колеса.

Щоб забезпечити однакову швидкість руху всіх колесних пар рухомого складу, слід дотримуватися умови  $nD = \text{const}$ , тобто добуток частоти обертання  $n$  якорів двигунів і діаметрів  $D$  відповідних колесних пар повинний бути однаковим. Ця умова означає, що під швидкохідний тяговий двигун варто підкочувати колесну пару з меншим діаметром і, навпаки, під тихохідний-колесну пару з великим діаметром.

Слід зазначити, що підбором діаметрів колесних пар можна компенсувати різницю електромеханічних характеристик двигунів тільки в незначних межах, тому що максимальна різниця діаметрів колесних пар по існуючим нормам не повинна перевищувати 1%. Тому варто прагнути до виготовлення тягових двигунів з найменшими розбіжностями електромеханічних характеристик.

**Вплив коливань напруги в контактній мережі на роботу тягових двигунів.** В умовах експлуатації рухомого складу напруга в контактній мережі коливається. Коливання напруги в контактній мережі, викликані переміщенням поїздів і зміною їхніх навантажень, безпосередньо впливають на напругу, подану до тягових двигунів. Варто розрізняти тривалу поступову зміну напруги, при якій швидкість поїзда встигає досягти значень, близьких до сталих, і різкі короткочасні поштовхи напруги.

У випадку тривалого зниження напруги, викликаного, наприклад, віддаленням поїзда від пунктів живлення, при двигунах послідовного і незалежного збудження швидкість поїзда знижується приблизно пропорційно напрузі, тому що не змінюється магнітний потік  $\Phi$ . Тому для підтримки необхідної сили тяги не потрібно збільшення струму. У двигунів же паралельного збудження й у меншому ступені в двигунів змішаного збудження з паралельною обмоткою зниження напруги викликає зменшення струму збудження, а разом з ним і магнітного потоку. Тому швидкість руху знизиться в меншому ступені, але для збереження тієї ж сили тяги повинний збільшуватися струм якоря. Зростання навантаження при зниженні напруги робить важкими умови роботи тягових двигунів, а також системи електропостачання, тому що приводить до збільшення втрат напруги в ній.

Значно небезпечніші різкі короточасні поштовхи напруги, при яких швидкість поїзда не встигає помітно змінитися. Припустимо, що напруга на двигуні, що споживає струм  $I$ , зростає практично миттєво з  $U$  до  $U + \Delta U$ , наприклад, внаслідок переходу з режиму тяги на вибіг якого-небудь поїзда, що знаходиться на лінії. При цьому струм двигуна зростає до величини  $I + \Delta I$ , що після закінчення електричного перехідного процесу на підставі виразу (4.12)

$$I + \Delta I = \frac{U + \Delta U - CV \Phi + \Delta \Phi}{r}, \quad (6.20)$$

де  $\Delta \Phi$  - зміна магнітного потоку двигуна, викликана збільшенням струму при послідовному збудженні і підвищенням напруги при рівнобіжному.

З огляду на те, що  $I = \frac{U - CV\Phi}{r}$  і розділивши обидві частини рівняння (6.20) на  $I$ , одержимо

$$\frac{\Delta I}{I} = \frac{\Delta U}{rI} - \frac{CV \cdot \Delta \Phi}{rI},$$

чи, замінюючи  $CV$  на  $\frac{U - rI}{\Phi}$ ,

$$\frac{\Delta I}{I} = \frac{U}{rI} \left( \frac{\Delta U}{U} - \frac{\Delta \Phi}{\Phi} \right) + \frac{\Delta \Phi}{\Phi}. \quad (6.21)$$

У двигуні незалежного збудження з компенсаційною обмоткою магнітний потік залишається незмінним, тобто  $\Delta \Phi = 0$ , і, отже,

$$\frac{\Delta I}{I} = \frac{U}{rI} \cdot \frac{\Delta U}{U}. \quad (6.22)$$

Тому що падіння напруги в ланцюзі якоря складає при годинному струмі близько 3...4% напруги на двигуні, то в розглянутому випадку відносне

збільшення струму якоря  $\frac{\Delta I}{I}$  в 25. . . 30 разів більше відносного збільшення напруги  $\frac{\Delta U}{U}$  (при  $\frac{\Delta U}{U} = 0,2$  стрибок струму  $\Delta I$  перевищить струм  $I$  в 5...6 разів).

Тому навіть невеликі коливання напруги можуть викликати неприпустимо великі коливання струму. Ще більші поштовхи струму в двигуні незалежного збудження без компенсаційної обмотки, тому що при збільшенні струму посиляться дія реакції якоря і  $\Delta \Phi$  буде негативною.

В двигуні паралельного збудження струм збільшується трохи менше, тому що зі зростанням напруги росте і магнітний потік. Однак в наслідок того, що ланцюг рівнобіжної обмотки має набагато більшу постійну часу, чим ланцюг якоря, наростання потоку відстає в часі від росту напруги. Тому поштовх струму встигає досягти значень, близьких до величини, обумовленої формулою (6.22), і лише потім по мірі збільшення магнітного потоку почне знижуватися, прагнучи до сталого значення. При цьому і стале значення поштовху  $\Delta I$  струму залишається в цьому двигуні дуже високим (при  $\frac{\Delta U}{U} = 0,2$ ,  $\frac{U}{\tau I} = 30$  і

$\frac{\Delta \Phi}{\Phi} = \left(\frac{1}{3}\right)\left(\frac{\Delta U}{U}\right)$ , підраховане по формулі (6. 21) відносно збільшення струму  $\frac{\Delta I}{I} \approx 4$ , що відповідає п'ятикратному збільшенню струму).

Інакше протікають процеси, обумовлені різким підвищенням напруги, у двигуні послідовного збудження. Тут збільшення магнітного потоку набагато більше, ніж у двигуні рівнобіжного збудження, тому що воно визначається збільшенням струму  $\Delta I$ , а не напруги  $\Delta U$  (при  $\frac{\Delta U}{U} = 0,2$ ,  $\frac{U}{\tau I} = 20$  і  $\frac{\Delta \Phi}{\Phi} = \left(\frac{1}{3}\right)\left(\frac{\Delta I}{I}\right)$  по виразу (6.21) одержимо  $\frac{\Delta I}{I} = 0,54$ ).

Більш сприятливо протікає в двигуні послідовного збудження і перехідний процес, тому що відставання магнітного потоку від струму обумовлено тут тільки дією вихрових струмів.

У двигунах паралельного і незалежного збудження при коливаннях напруги і короткочасних відривах струмоприймача підсилюється небезпека збудження комутації, оскільки збільшення струму якоря не супроводжується пропорційним підвищенням МРС, як у двигунів послідовного збудження. Для двигунів паралельного й особливо незалежного збудження небезпека представляє не тільки підвищення, але і різке зниження напруги. В наслідок того, що ЕРС двигуна може залишатися при цьому досить високою, можливий перехід двигуна в генераторний режим. У двигуні ж послідовного збудження зниження напруги викликає в перший момент лише зменшення його струму, тому що неможливий безпосередній перехід цього двигуна з тягового режиму в гальмівний.

**Регулювання швидкості, рекуперація, саморегулювання потужності тягового двигуна.** Регулювання швидкості тягового двигуна в тяговому режимі виконується відповідно до формули (4.13). Способи зміни підведеної

до двигуна напруги практично однакові при всіх системах збудження. Регулювання ж магнітного потоку двигуна здійснюється різними способами при різних системах збудження.

Для зміни струму збудження в двигунів послідовного збудження необхідні переключення в силовому ланцюзі, що при контакторних системах керування вимагає застосування комутаційної апаратури, розрахованої на великі струми. При цьому важко здійснити плавну зміну струму збудження, тому що обмежене число ступенів регулювання.

У випадку ж паралельного і змішаного збудження регулювання магнітного потоку значно простіше, тому що воно здійснюється в ланцюгах з невеликими струмами шляхом зміни опору резистора, включеного послідовно з обмоткою паралельного збудження.

Найбільш досконале регулювання магнітного потоку при незалежному, збудженні коли для живлення обмотки збудження застосовують статичні перетворювачі чи спеціальні обертові (машинні) збудники. Змінюючи збудження збудника чи параметри ланцюгів керування перетворювача, можна регулювати напругу на обмотці збудження і тим самим у широкому діапазоні МРС двигуна. Можливо також забезпечити автоматичну зміну МРС, а отже, і тягових характеристик за будь-яким законом.

Важлива перевага незалежного збудження полягає в тому, що струм збудження не залежить від напруги може бути автоматично змінений по заданому закону в функції напруги. При паралельній же обмотці струм збудження пропорційний напрузі, що, яку же було відзначено, негативно впливає на роботу тягових двигунів і системи електропостачання при зниженні напруги контактної мережі.

Істотною перевагою паралельного чи незалежного і змішаного збудження є можливість автоматичного переходу з тягового режиму в генераторний при підвищенні швидкості чи при збільшенні струму збудження.

М'які характеристики тягового двигуна послідовного збудження сприятливі з погляду навантаження як самого двигуна, так і системи електропостачання. Оскільки при збільшенні сили тяги цих двигунів знижується швидкість їх потужність  $FV$  росте не пропорційно силі тяги, як у двигунів паралельного і незалежного збудження при їх майже постійній швидкості, а в значно меншому ступені. Чим рівномірніше навантаження, тим менше ефективний струм двигуна, а отже, і необхідна його потужність, а також менші втрати енергії і втрати напруги в системі електропостачання. Однак і при незалежному і паралельному збудженні можливе зниження швидкості шляхом збільшення (за допомогою системи керування) струму збудження при зростанні сили тяги і тим самим обмеження потужностей, що розвиваються двигунами, і споживаного ними струму. При незалежному збудженні подібне регулювання потужності легко може бути автоматизовано.

**Використання зчіпної маси і потужності.** Жорсткі характеристики тягових двигунів незалежного збудження сприяють більш повному використанню потужності і тягових властивостей ЕРС, чим м'які характеристики двигунів послідовного збудження. Якщо імовірність



виникнення буксування залежить від виду характеристики двигуна, типу приводу (індивідуальний чи груповий) і схеми з'єднання тягових двигунів, то процес буксування в істотній мірі визначається жорсткістю характеристик тягового двигуна.

Розглянемо вплив жорсткості характеристик тягового двигуна на процес буксування. На рис. 6.5 крива 1 являє собою жорстку; 2 - м'яку характеристику двигуна; 3-залежність  $F_{\text{цп}}(V)$  сили зчеплення колесної пари від швидкості руху; 4- зміна сили зчеплення при буксуванні.

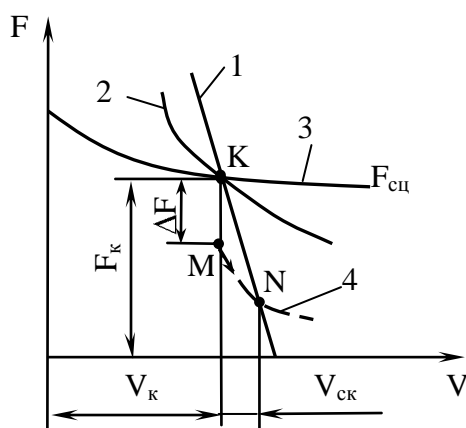


Рис. 6.5 – Вплив “жорсткості” характеристик тягового двигуна на процес буксування

Нормальна реалізація сили зчеплення здійснюється при режимі, що відповідає крапці К. Якщо, наприклад, через масляну пляму на рейці сила зчеплення при швидкості, що відповідає крапці К, знизиться на величину  $\Delta F$ , то почнеться буксування колесної пари (крапка М), тому що сила тяги виявиться більше сили зчеплення. Швидкість руху буксуючої колесної пари дорівнює сумі швидкості  $V_k$  поступального руху і швидкості  $V_{\text{ск}}$  ковзання колеса по рейці. При буксуванні сила зчеплення знижується по кривій 4, яка обумовлена залежністю  $F_{\text{цп}}[V_{\text{ск}}]$  в області швидкостей ковзання, більших за критичну (див. рис. 2.5). В процесі буксування колесної пари, що має двигун із жорсткою характеристикою, сила зчеплення при швидкості, що відповідає крапці N, виявиться рівній силі тяги. Ковзання колесної пари припиниться, і наступить нове положення рівноваги, щодо якого можливі незначні пробуксовки. Якщо сила зчеплення відновиться до вихідного значення, то сила тяги виявиться меншою за силу зчеплення. Швидкість ковзання колесної пари зменшиться, і при швидкості, що відповідає крапці К, відновиться вихідний режим реалізації сили зчеплення.

На відміну від цього при випадковому буксуванні колесної пари, що має двигун з м'якою характеристикою, різниця між силою тяги (крива 2) і силою зчеплення (крива 4) буде зростати в міру росту швидкості ковзання і буксування може розвинути до розносного стану. Для припинення буксування необхідно підвищити силу зчеплення, наприклад шляхом застосування піску, чи зменшити силу тяги. Тому при м'якій характеристиці двигуна більш важко відновити

зчеплення. Тому що зчеплення колесної пари, що має двигун із жорсткою характеристикою, відновлюється відносно швидко, зниження швидкості руху при боксованні виходить порівняно невеликим і середнє значення сили тяги зменшується незначно. В наслідок цього забезпечується більш високе використання сили зчеплення, чим із двигуном, що має “м'яку” характеристику.

Максимальна потужність, що розвивається тяговим двигуном постійного струму, визначається найбільшою силою тяги за умов зчеплення і найбільшим припустимим навантаженням, обмеженим механічною міцністю й умовами роботи колекторно-щіткового апарата.

Тягові характеристики обмежені максимально припустимими значеннями сили тяги і швидкості. При малих швидкостях найбільша сила тяги визначається або максимально припустимим струмом  $I_{\max}$ , або умовами зчеплення в залежності від того, яке з цих умов дає менше значення сили тяги. Обмеження по зчепленню показане на рис. 6.6 лінією 2, а по струму—лінією 1. Кривка А тягової характеристики визначає максимальну потужність, що розвивається тяговим двигуном. Лінія 3 відповідає найбільшій припустимій конструкційній швидкості  $V_{\text{констр}}$ , що обмежується міцністю елементів тягового двигуна і рухомого складу. Як було показано вище, при двигунах незалежного і рівнобіжного збудження з жорсткими характеристиками забезпечується більш високе використання сили зчеплення і, отже, реалізується більш велика сила тяги по зчепленню, чим при двигунах послідовного збудження. Для міського рейкового електротранспорту, у якого в більшості випадків найбільша припустима сила тяги визначається умовами зчеплення, збільшення коефіцієнта зчеплення дозволяє підвищити прискорення, а тим самим і середні швидкості руху.

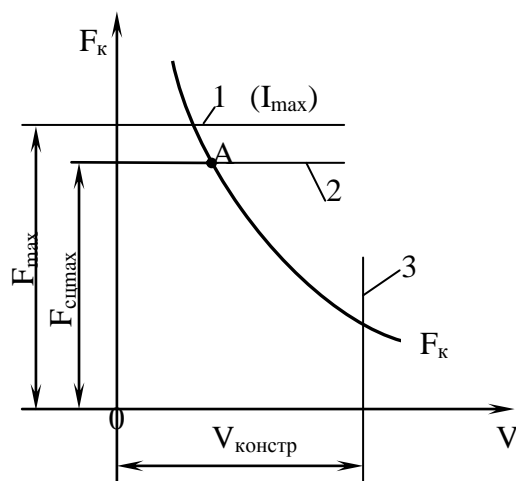


Рис. 6.6 — Обмеження тягової характеристики двигуна

Тягова характеристика впливає на використання потужності двигуна не тільки при максимальних, але і при середніх і малих навантаженнях, що відповідають високим швидкостям. У двигуна послідовного збудження, що працює по природній характеристиці з нормальним збудженням, недостатньо

використовується потужність при високих швидкостях, тому що зі збільшенням швидкості різко зменшується струм  $I = \frac{U - CV\Phi}{r}$  і сила тяги  $F_k \equiv \Phi I$ , а отже, і потужність  $P_2 = F_k V / (3,6 \eta_3)$ , що розвивається тяговим двигуном. Використання потужності можна поліпшити, зменшуючи МРС двигуна шляхом шунтування його обмотки збудження чи зміни числа її витків. Однак домогтися повного збігу якої-небудь з отриманих характеристик з *граничною* тяговою характеристикою, обумовленою при середніх і малих навантаженнях припустимими значеннями реактивної ЕРС у секціях обмотки якоря і максимальної межламельної напруги на колекторі, не представляється можливим, тому що ці криві різні за формою і можуть збігатися лише в одній чи декількох точках. Крім того, при коливаннях напруги в контактній мережі змінюються характеристики тягових двигунів. Тому тягові характеристики обмежені максимально припустимими значеннями сили тяги і швидкості при найвищій напрузі. При нормальній і особливо зниженій напрузі швидкості виявляться нижче граничних і погіршується використання потужності двигунів. Уникнути цього можливо тільки при автоматичному плавному регулюванні збудження в функції напруги на двигуні.

Таким чином, потужність тягових двигунів при незалежному автоматично регульованому збудженні використовується краще, чим при послідовному збудженні.

**Результати порівняльного аналізу особливостей тягових двигунів з різними системами збудження.** Кожна із систем володіє як сприятливими, так і несприятливими для електричної тяги якостями. Тому важко зробити загальний висновок про переваги тієї чи іншої характеристики. Для ЕРС різних типів і різних умов роботи найбільш доцільними можуть бути різні системи збудження.

Двигуни паралельного збудження володіють тою перевагою, що при їх використанні відпадає необхідність в установці на рухомому складі спеціальних збудників. Однак паралельну обмотку, що одержує живлення від контактної мережі, приходится ізолювати на відносно високу напругу і виконувати з великим числом витків із проводу малого перетину. При цьому збільшується обсяг міжвиткової ізоляції, зменшується її надійність як у механічному, так і в електричному відношенні, погіршується протікання перехідних процесів через велику індуктивність обмотки.

Обмотки незалежного збудження (як і послідовного збудження) виконують з невеликим числом витків і з проводу великого перетину, тому що живлення

їхнє здійснюється від джерел низької напруги. Регулювання струму незалежного збудження значно простіше і легко може бути автоматизоване у функції від струму, напруги й інших факторів. Важливою перевагою незалежного збудження є незалежність струму збудження від напруги контактної мережі, у той час як при паралельному збудженні цей струм прямо пропорційний напрузі. Тому незалежне збудження переважніше паралельного. Лише для рухомого складу міського електротранспорту, на якому небажана установка збудників, може виявитися доцільним застосування паралельної обмотки, як однієї з обмоток тягового двигуна змішаного збудження. Така система збудження здійснена на деяких трамвайних вагонах і тролейбусах.

Перевагою незалежного збудження перед послідовним є краще використання зчіпної маси, а отже, реалізація великих сил тяги і більш повне використання потужності тягових двигунів у всьому діапазоні швидкостей руху. Ці переваги викликали останнім часом підвищений інтерес до створення ЕРС із тяговими двигунами незалежного збудження.

Однак недоліки жорстких характеристик дуже істотні, і без їхнього усунення чи хоча б зм'якшення неефективне застосування двигунів із жорсткими характеристиками на ЕРС. Основні з цих недоліків-поганий розподіл навантажень між паралельно працюючими двигунами і чутливість до коливань напруги внаслідок несприятливого протікання викликаних ними перехідних процесів.

Для вирівнювання навантажень можна шунтувати обмотки збудження резисторами різного опору. Їх підбирають таким чином, щоб забезпечувалися мінімальні розходження характеристик паралельно працюючих тягових двигунів. Чим нижче частота обертання двигуна, тим меншим повинний бути опір резистора для його обмотки збудження. Однак таким способом не можна точно вирівняти навантаження двигунів, тому що форма швидкісних характеристик окремих двигунів різна.

Більш досконалим, хоча і більш складним методом вирівнювання навантажень є живлення обмоток збудження кожного двигуна або групи послідовно з'єднаних двигунів від окремих збудників перетворювачів з автоматичною системою, що безупинно реагує на різницю якірних струмів і усуває її. Для цього система автоматично збільшує струми збудження двигунів з більшою частотою обертання і зменшує струм збудження двигуна з меншою частотою. Такого ж вирівнювання навантажень можна досягти шляхом живлення якорів кожного двигуна чи групи послідовно з'єднаних двигунів від

окремих перетворювачів з автоматичним регулюванням напруги. Це регулювання полягає в зниженні напруги, яка підводиться до двигунів з більшою частотою обертання, і підвищенні напруги двигунів з меншою частотою.

Недолік обох способів поліпшення розподілу навантажень між двигунами полягає в тому, що вони приводять до значного погіршення протікання процесів буксування. При них втрачається основна перевага жорстких характеристик-поліпшення умов зчеплення завдяки різкому зниженню струму і сили тяги зі збільшенням швидкості, тому що система автоматичного регулювання прагне і при буксуванні підтримувати рівність навантажень всіх тягових двигунів.

Хоча для усунення цього недоліку були запропоновані різні способи, проблема сполучення двох протилежних вимог-забезпечення рівномірного розподілу навантажень між двигунами і збереження переваг жорстких характеристик при буксуванні-дотепер ще не одержала задовільного рішення.

Усунути другий з основних недоліків жорстких характеристик-несприятливе протікання перехідних процесів при коливаннях напруги контактної мережі-можливо, забезпечивши або сталість підведеної до двигунів напруги, або швидку реакцію системи збудження на зміни напруги. Щоб уникнути небезпечних поштовхів струму якоря струм збудження повинний швидко зростати при підвищенні напруги і знижуватися при її зниженні. Так як постійна часу ланцюга збудження набагато більше, ніж якірного ланцюга, для прискорення реакції системи збудження потрібно здійснення форсировки струму збудження. Для цього при підвищенні напруги в мережі необхідно під час перехідного процесу прикласти до обмотки збудження напругу, що набагато перевищує необхідну для підтримки струму збудження при сталому режимі. Але навіть і при форсировці збудження для забезпечення задовільного протікання перехідних процесів у якірному ланцюзі приходить збільшувати її постійну часу, включаючи послідовно з якорем реактор з великою індуктивністю.

Здійснення заходів щодо зм'якшення недоліків тягових двигунів із жорсткою характеристикою зв'язано зі значними труднощами, неоднаковими для ЕРС різних видів. Особливо відчутні вони при ЕРС постійного струму без перетворювачів, тобто при контакторно-реостатном керуванні.

При такій системі керування неможливо плавне автоматичне регулювання напруги двигунів. Тому для вирівнювання навантажень тягових двигунів може

бути застосоване тільки індивідуальне живлення обмоток збудження двигунів від спеціальних збудників. Ці ж збудники повинні забезпечити нормальну роботу при коливаннях напруги, що приводить до необхідності збільшення їхньої потужності для забезпечення форсування струму збудження. Оскільки якоря тягових двигунів при незалежному збудженні приєднуються до контактної мережі без великої індуктивності послідовної обмотки то для уповільнення перехідних процесів послідовно з двигунами повинні бути включені дроселі.

На ЕРС постійного струму з контакторно-реостатним керуванням пускові реостати, що вводяться послідовно з якорем, знижують жорсткість характеристик. Тому при реостатному пуску жорстка характеристика самого двигуна майже не поліпшує умови зчеплення; це особливо істотно для моторвагонної тяги, при якій великі сили тяги вимагаються в пусковий період.

Зі сказаного випливає, що застосування незалежного збудження на ЕРС постійного струму з контакторно-реостатним керуванням настільки ускладнює його схему і конструкцію, що стає сумнівною доцільність цієї системи збудження, особливо для електропоїздів. Значно простіше застосовувати на них тягові двигуни змішаного збудження з послідовною і незалежною обмотками чи з підживленням послідовної обмотки від незалежного низьковольтного джерела струму.

У порівнянні з незалежним збудженням ці двигуни мають менш жорсткі характеристики, але в тяговому режимі вони залишаються все-таки значно більш жорсткими, чим при послідовному збудженні, що поліпшує умови зчеплення. Регулюванням струму незалежної обмотки чи струму підживлення можна і при змішаному збудженні домогтися задовільного використання потужності двигуна при високих швидкостях. У той же час внаслідок меншої, чим при незалежному збудженні, жорсткості характеристик тут не потрібний точний їхній збіг у різних двигунів. Завдяки послідовній обмотці можна обійтися без дроселя в ланцюзі якоря, тому що ця обмотка має велику індуктивність. Як і при незалежному збудженні, перевагою змішаного збудження в порівнянні з послідовним є простий перехід тягового двигуна в режим електричного гальмування.

Зіставляючи перераховані переваги і недоліки різних систем збудження, можна прийти до висновку, що для ЕРС постійного струму з контакторно-реостатним керуванням найбільш прийнятними є тягові двигуни послідовного збудження і двигуни змішаного збудження.

На ЕРС постійного струму з імпульсним керуванням умови для використання незалежного збудження більш сприятливі. Тут не потрібно встановлювати спеціальні дроселі для уповільнення перехідних процесів, тому що на ЕРС з імпульсним керуванням кидки струму обмежуються великою індуктивністю реакторів, що включаються в ланцюг тягових двигунів. На ЕРС з імпульсним керуванням звичайно є джерело змінного струму для постачання енергією ланцюгів власних потреб, від якого можуть одержувати живлення через керовані випрямлячі обмотки незалежного збудження тягових двигунів.

Таблиця 6. 1 – Порівняння тягових двигунів постійного струму різних систем збудження

Вимоги що до характеристик тягових двигунів	Збудження двигуна		
	послідовне	паралельне	змішане
Електрична стійкість	+	+	+
Механічна стійкість	+	+	+
Рівномірний розподіл навантажень між двигунами	+	—	+
Можлива чутність до коливань підведеної напруги	+	—	+
Рівномірне навантаження двигуна та живлячої енергосистеми	+	—	+
Можливість зручного і простого регулювання швидкості у широких межах	—	+	+
Простий перехід на електричне, особливо рекуперативне, гальмування	—	+	+
Відсутність схильності виникнення буксування	—	+	+
Надійність і простота конструкції	+	—	—

При системах тяги з двигунами постійного струму і перетворювачами на рухомому складі пуск здійснюється поступовим підвищенням напруги на виході перетворювача; завдяки цьому зберігається жорсткість тягових характеристик і забезпечується краще використання зчеплення при пуску. Таким чином, при електричній тязі на постійному струмі з імпульсним керуванням значно легше, ніж при контакторно-реостатному керуванні, переборюються труднощі, пов'язані з використанням тягових двигунів незалежного збудження. Порівняння тягових двигунів різних систем збудження за різними властивостями представлено в табл. 6. 1.

## 7. ПУСК ПОЇЗДА

**Процес пуску поїзда.** Рух по перегоні починається із зрушення нерухомого поїзда. У цей момент ЕРС  $E = CV\Phi$  тягових двигунів дорівнюють нулю і струми їх визначаються відношенням прикладеної напруги до опору силового кола.

Включення нерухомих тягових двигунів безпосередньо на номінальну напругу  $U_{\text{НОМ}}$  привело б до короткого замикання, при якому струм двигуна  $I_{\text{КЗ}} = \frac{U_{\text{НОМ}}}{r}$  в багато разів перевищував би припустимий. Наприклад, при

відносному значенні опору силового кола  $r_* = \frac{r I_{\text{НОМ}}}{U_{\text{НОМ}}} = 0,05$  відносно значення

струму короткого замикання двигуна  $I_{\text{КЗ}*} = \frac{I_{\text{КЗ}}}{I_{\text{НОМ}}} = \frac{U_{\text{НОМ}}}{r I_{\text{НОМ}}} = \frac{1}{r_*} = \frac{1}{0,05} = 20$ . Це

означає, що струм  $I_{\text{КЗ}}$  у 10 разів більше максимально припустимого струму  $I_{\text{max}} = 2I_{\text{НОМ}}$ . Такий великий струм може привести до небажаних явищ: порушенню нормальної комутації тягових двигунів (виникненню сильного іскріння і навіть колового вогню на колекторі), створенню великих механічних навантажень у передачі, виникненню буксування. Тому при зрушенні поїзда необхідно приймати міри до обмеження пускового струму  $I_{\text{п}}$ . Обмеження пускового струму і його зміна в пусковий період по заданому закону здійснюють за допомогою зміни підведеної до тягових двигунів напруги  $U_{\text{д}}$ .

Напругу  $U_{\text{д}}$  можна регулювати такими способами: зміною опору пускового резистора, включеного послідовно з тяговими двигунами (на ЕРС постійного струму з контакторно-реостим керуванням), зміною числа  $z_{\text{с}}$  послідовно включених тягових машин і за допомогою перетворювачів напруги в ланцюзі живлення тягових машин (на ЕРС з імпульсним керуванням). При регулюванні  $U_{\text{д}}$  зміною опору пускового резистора в сполученні з перегруповуванням тягових машин або перетворювачем напруги  $U_{\text{д}}$  змінюється

від  $U_{\text{дmin}}$  до  $U_{\text{дmax}} = U_{\text{дНОМ}} = \frac{U_{\text{с}}}{z_{\text{с}}}$ , де  $U_{\text{с}}$  – напруга в контактній мережі. При

цьому поїзд розганяється до так названої пускової швидкості  $V_{\text{п}}$ , що відповідає переходу двигуна на роботу з природною характеристикою повного збудження.

Пусковий період дуже впливає на процес руху поїзда. Для досягнення високих середніх швидкостей на порівняно коротких перегонах поїздові під час пуску повідомляють велике прискорення за рахунок можливих великих пускових струмів. Однак пусковий струм і пускова сила тяги обмежені найбільшим припустимим струмом тягових двигунів і умовами зчеплення, а в деяких випадках і потужністю системи електропостачання. Тому пуск поїзда доцільно здійснювати при найбільшому припустимому по цих обмеженнях струмі двигунів, підтримуючи цей струм по можливості незмінним у пусковий період. Незмінному пусковому струму  $I_{\text{п}}$  відповідає незмінний магнітний



потік  $\Phi_{\Pi}$ , а отже, незмінна пускова сила тяги  $F_{\Pi}$  і приблизно постійне пускове прискорення  $a_{\Pi}$ .

Пускові діаграми являють собою залежності швидкості руху  $V$  поїзда від середнього значення струму  $I$  в обмотці якоря тягової машини і швидкості  $V$  поїзда від усередненої сили тяги  $F_k$ , що розвивається тяговою машиною на ободі рушійного колеса поїзда при пуску (рис. 7.1). Щоб забезпечити плавний пуск і усунути удари в передачі від вала двигуна до рушійних колес і в зчіпних приладах, необхідно обмежити струм у момент включення тягових двигунів, а потім поступово збільшувати його, а тим самим і силу тяги до найбільших припустимих значень, при яких здійснюється пуск поїзда. У більшості випадків таке обмеження мало впливає на середню пускову силу тяги.

Плавне зрушення рухомого складу з місця при пуску відбувається в тому випадку, якщо початкове прискорення не перевершує  $0,3..0,4 \text{ м/с}^2$  при ненавантаженому рухомому складі. Перехід до граничних прискорень роблять з обмеженим збільшенням прискорення до  $0,6 \text{ м/с}^2$  (ділянка АВ на рис. 7.1), щоб виключити негативні впливи на пасажирів.

Обмеження початкового значення сили тяги (точка А) на рівні, що приблизно в 6...8 раз менше гранично реалізованого значення (ділянка ВР), здійснюється шляхом відповідного вибору початкового пускового струму  $I_{\Pi \text{ нач}}$  і коефіцієнта  $\alpha_0$  ослаблення збудження. Початковий пусковий струм у ланцюзі обмоток якорів тягових машин приблизно в 2...3 рази менше середнього значення струму в обмотках якорів на ділянці ВД пускової діаграми  $V \sim F_k$ .

На ділянці ВР пускової діаграми  $V \sim F_k$  сила тяги  $F_{\text{кп}}$  значно перевершує опір  $\frac{W_0}{z}$  рухові, де  $z$  – число тягових машин у потязі, що дозволяє реалізувати максимальні при розгоні поїзда значення прискорення, що для рухомого складу міського електротранспорту складають  $1,2..1,5 \text{ м/с}^2$ .

В міру збільшення швидкості руху поїзда його прискорення зменшується за рахунок зменшення сили тяги (ділянка СЕ) і збільшення опору руху. У точці  $E'$  прискорення стає рівним нулю, і рух поїзда продовжується зі сталою швидкістю  $V_y$ .

Регулювання швидкості руху поїзда і сили тяги тягових машин у процесі пуску поїзда з метою забезпечення необхідних прискорень здійснюється шляхом зміни напруги і магнітного потоку тягових машин. На ділянці ВР пускової діаграми  $V \sim F_k$  (рис. 7.1) швидкість регулюється зміною напруги  $U_d$  на затисках двигуна при коефіцієнті ослаблення збудження  $\alpha = 1$ . Напруга  $U_d$  регулюється таким чином, щоб по мірі збільшення швидкості  $V$  підтримувати незмінними струм  $I_{\Pi}$  в обмотці якоря і силу тяги  $F_{\text{кп}}$  машини. У точці С пускової діаграми регулювання напруги  $U_d$  закінчується  $U_d = U_{\text{д ном}}$ . Якщо подальший розгін тягових машин здійснювати при  $U_{\text{д ном}} = \text{const}$  і  $\alpha = 1$ , то це приведе по мірі збільшення швидкості руху до значного зменшення струму якоря  $I$  (крива 1), сили тяги  $F_k$  (крива 2) і прискорення. Для реалізації великих

значень сили тяги застосовують регулювання коефіцієнта  $\alpha$ , а отже, магнітного потоку тягових машин.

На ділянці СД пускової діаграми  $V \sim I$  значення  $\alpha$  змінюють від  $\alpha = 1$  до  $\alpha = \alpha_{\min}$ , тим самим забезпечуючи збільшення швидкості руху від значення  $V_{\Pi}$  до значення  $V'_{\Pi}$  при збереженні незмінного середнього значення струму  $I_{\Pi}$  в обмотці якоря і реалізації значних сил тяги [ділянка СД на діаграмі  $V \sim F_k$ ], чим при розгоні з  $\alpha = 1$  по характеристиці повного збудження тягової машини (крива 2).

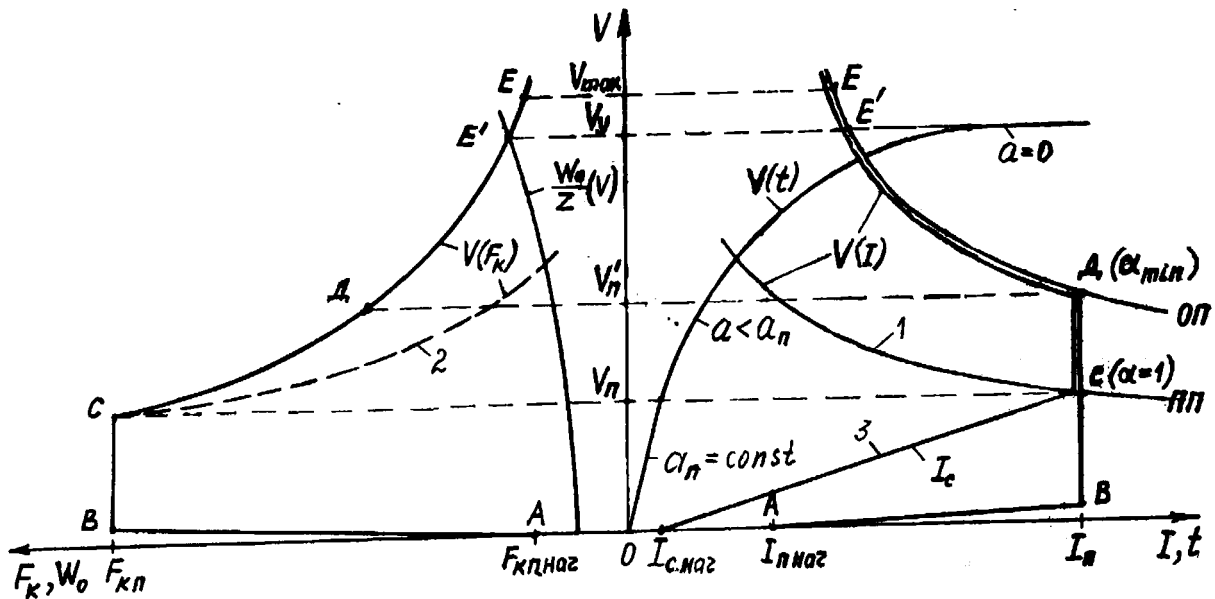


Рис. 7.1 – Пускові діаграми поїзда

Мінімальне значення коефіцієнта  $\alpha_{\min}$  ослаблення збудження двигуна обмежується потенційними і комутаційними умовами на колекторі тягової машини. У зв'язку з цим регулювання  $\alpha$  у точці Д діаграми закінчується і подальший розгін тягової машини продовжується по характеристиці ДЕ, названою природною характеристикою ослабленого збудження тягової машини (див. рис. 7.1).

Робота тягових машин на характеристиці ослабленого збудження за часом складає значну частину в періоді розгону ЕРС до максимальної швидкості руху, тому реалізація на цій ділянці діаграми граничних значень сили тяги може дати помітний вииграш у скороченні тривалості розгону навіть при порівняно невеликому збільшенні сили тяги. На відріжку СЕ пускової діаграми прискорення, з яким відбувається рух ЕРС на горизонтальній ділянці, зменшується від 1,2...1,5 м/с<sup>2</sup> (точка С) до 0,2...0,3 м/с<sup>2</sup> (точка Е).

При імпульсному регулюванні напруги  $U_d$  на двигуні середнє значення струму двигуна  $I_{\Pi}$  підтримується постійним, а середній струм  $I_c$ , спожитий з контактної мережі двигуном у процесі його пуску, змінюється від деякого мінімального значення  $I_{c \text{ нач}}$  до значення струму двигуна  $I_{\Pi}$  при швидкості  $V = V_{\Pi}$  (лінія 3 на рис. 7.1).

**Плавний реостатний пуск.** При реостатному пуску (рис. 7.2) струм двигуна визначається формулою

$$I = \frac{U - CV\Phi}{r + R}, \quad (7.1)$$

де  $U$  – загальна напруга на двигуні і пусковому реостаті;  $R$  – опір пускового реостата;  $r$  – опір якорного кола двигуна.

З рівняння (7.1) випливає, що для розгону двигуна з незмінним.

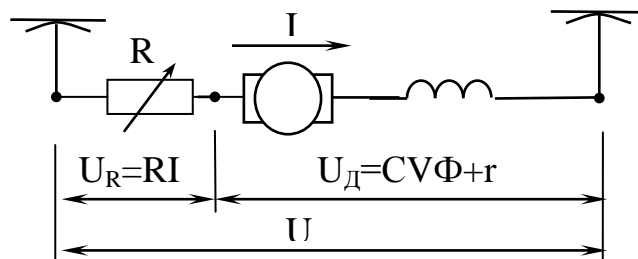


Рис. 7.2 – Схема включення пускового реостата при пуску тягового двигуна постійного струму

При цьому для будь-якої швидкості при пусковому струмі  $I_{\Pi}$  цей опір повинний дорівнювати

$$R = \frac{U - CV\Phi_{\Pi}}{I_{\Pi}} - r = R_0 - \frac{C\Phi_{\Pi} V}{I_{\Pi}}, \quad (7.2)$$

де  $R_0$  – початковий пусковий опір при швидкості  $V = 0$ :

$$R_0 = \frac{U}{I_{\Pi}} - r. \quad (7.3)$$

При швидкості  $V = V_{\Pi}$  опір  $R = 0$  і рівняння (7.2) можна записати у вигляді співвідношення

$$\frac{R_0}{V_{\Pi}} = \frac{C\Phi_{\Pi}}{I_{\Pi}}. \quad (7.4)$$

З урахуванням співвідношення (7.4) виразу (7.2) рівняння для поточного значення опору пускового реостата приймає вигляд

$$R = R_0 \left( 1 - \frac{V}{V_{\Pi}} \right). \quad (7.5)$$

Таким чином, для підтримки незмінного пускового струму двигуна опір пускового реостата необхідно змінювати в лінійній залежності від швидкості від  $R = R_0$  при  $V = 0$  до  $R = 0$  при  $V = V_{\Pi}$ .

Залежності  $I(V)$  і  $R(V)$  при плавному реостатному пуску показані на рис. 7.3. У правій частині нанесена природна швидкісна характеристика  $V \sim I$  двигуна, тобто характеристика при  $R = 0$ , а в лівій частині лінією  $ab$  представлено графічно зв'язок між опором реостата  $R$  і швидкістю  $V$  при  $I = I_{\Pi} = \text{const}$ . Для побудови прямої  $ab$  по двох її точках використано момент зрушення (без обліку обмеження початкового значення пускового струму), коли  $V = 0$  і  $R = R_0 = \frac{U}{I_{\Pi}} - r$  (точка  $a$ ), і момент закінчення пуску при  $R = 0$  і швидкості  $V = V_{\Pi}$ , що відповідає струму  $I_{\Pi}$  на природній характеристиці двигуна (точка  $b$ ). Сталість пускового струму при зміні швидкості від  $V = 0$  до  $V = V_{\Pi}$  зображено вертикальною прямою  $dc$ .

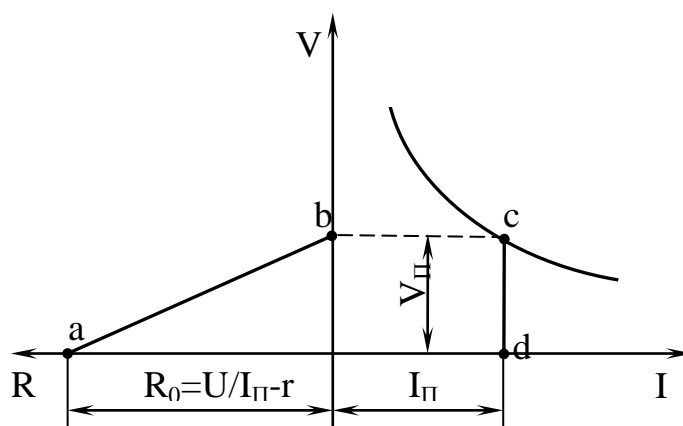


Рис. 7.3 – Побудова залежності опору пускового реостата від швидкості при  $I_{\Pi} = \text{const}$

У випадку якщо пусковий струм не залишається постійним, а повинний змінюватися по заданому закону, залежність  $R \sim V$  може бути встановлена таким чином. На заданій кривій  $V \sim I$  для періоду пуску (крива  $abcd$  у правій частині рис. 7.4) відзначають які-небудь точки  $a, b, c, d$ , яким відповідають струми  $I_a, I_b, I_c, I_d$ . Для кожного з цих струмів будують прямі  $R \sim V$ , як це показано в лівій частині рис. 7.4. Спроектуємо точки  $a, b, c, d$  на прямі, що відповідають струмам у цих точках, і з'єднаємо отримані в такий спосіб точки  $a', b', c'$  і  $d'$  плавною лінією, яка і представить собою залежність опору  $R$  від швидкості  $V$ , що забезпечує зміну струму за законом, заданим в правій частині рис. 7.4.

**Енергетика пуску.** Розглянемо зміни напруги, ЕРС і потужностей для випадку пуску одного тягового двигуна з незмінним пусковим струмом. Для спрощення не враховуємо механічні і магнітні втрати в двигуні і думаємо, що опір руху поїзда постійний протягом усього періоду пуску. У цих умовах прискорення поїзда  $a_{\pi}$  постійне, загальний час пуску  $t_{\pi} = \frac{V_{\pi}}{a_{\pi}}$ , швидкість пропорційна часу  $t$ , тобто  $V = a_{\pi}t = \frac{V_{\pi}t}{t_{\pi}}$ , а рівняння електричної рівноваги (див. рис. 7.2) може бути представлене в наступному вигляді:

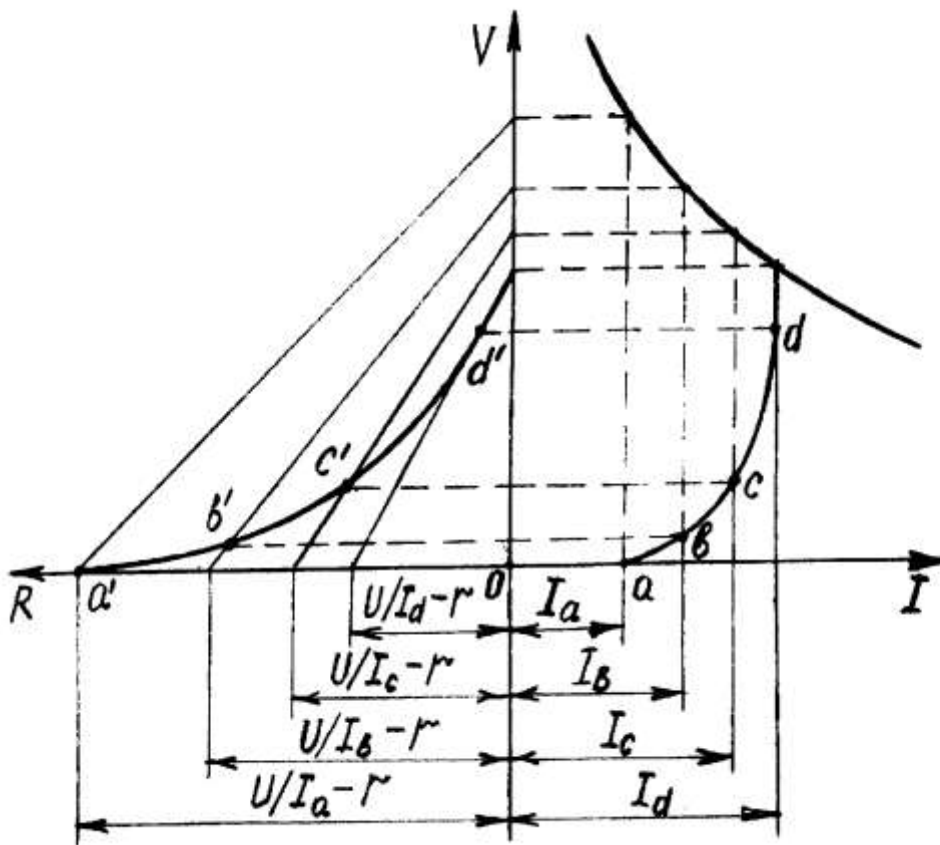


Рис. 7.4 – Побудова залежності  $R \sim V$  при плавному пуску з пусковим струмом, що змінюється

$$U = U_d + U_R = C\Phi_{\pi} V + rI_{\pi} + RI_{\pi} = C\Phi_{\pi} V_{\pi} \frac{t}{t_{\pi}} + rI_{\pi} + R_0 I_{\pi} \left(1 - \frac{t}{t_{\pi}}\right). \quad (7.6)$$

Складові цього рівняння представлені графічно у функції часу на рис. 7.5,а. Залежність  $C\Phi_{\pi} V$  представлена прямою лінією 1, що проходить через початок координат. Напруга  $U_d = C\Phi_{\pi} V + rI_{\pi}$ , яка підведена до тягового двигуна, зображується лінією 2, паралельною лінії 1, тому що величина  $rI_{\pi}$  залишається постійною протягом усього часу пуску. Напруга мережі  $U$  представлено прямою лінією 3, паралельною осі абсцис. Наприкінці пуску, тобто в момент  $t = t_{\pi}$ , коли закінчується виведення пускового реостата, лінія 2

перетинає лінію 3, тому що, починаючи з цього моменту, до двигуна підводиться повна напруга мережі і він переходить на роботу при постійній напрузі. Різниця ординат ліній 3 і 2 – це падіння напруги  $RI_{\Pi}$  в пусковому реостаті. Тому що  $I_{\Pi} = \text{const}$  різниця ординат являють собою залежність опору пускового реостата від часу.

Помноживши ліву і праву частини рівняння (7.6) на пусковий струм  $I_{\Pi}$ , одержимо рівняння потужностей:

$$UI_{\Pi} = C\Phi_{\Pi} V_{\Pi} I_{\Pi} \frac{t}{t_{\Pi}} + rI_{\Pi}^2 + R_0 I_{\Pi}^2 \left(1 - \frac{t}{t_{\Pi}}\right) = EI_{\Pi} + rI_{\Pi}^2 + RI_{\Pi}^2 = U_{\text{д}} I_{\Pi} + RI_{\Pi}^2. \quad (7.7)$$

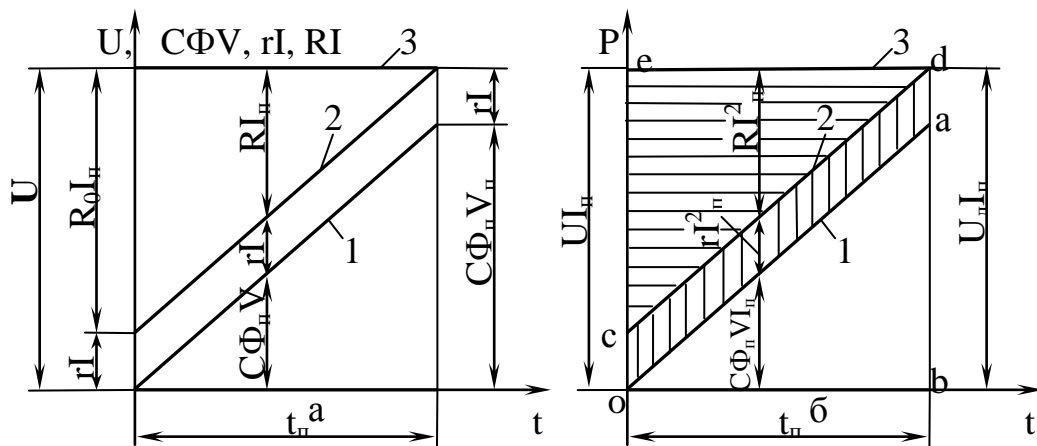


Рис. 7.5 – Діаграми розподілу напруги (а) і потужності (б) у процесі реостатного пуску одного тягового двигуна з незмінним пусковим струмом

Складові рівняння (7.7) представлені графічно у функції часу на рис. 7.5,б. Тут лінія 1 характеризує електромагнітну потужність двигуна  $EI_{\Pi}$ ; тому що не враховуються механічні і магнітні втрати, ця ж лінія відповідає і корисній потужності двигуна. Лінією 2 представлена потужність  $U_{\text{д}} I_{\Pi} = EI_{\Pi} + rI_{\Pi}^2$ , підведена до двигуна, лінією 3 – потужність  $UI_{\Pi}$ , спожита з мережі. Різниця ординат ліній 2 і 1 виражає потужність електричних втрат  $rI_{\Pi}^2$  у двигуні, а різниця ординат ліній 3 і 2 – потужність втрат  $RI_{\Pi}^2$  у пусковому реостаті. В момент зрушення поїзда з місця  $\Phi = 0, t = 0$  вся спожита з мережі потужність  $UI_{\Pi}$  витрачається в пусковому реостаті й обмотках двигуна. Наприкінці пуску  $\Phi = V_{\Pi}, t = t_{\Pi}$  спожита з мережі потужність  $UI_{\Pi}$  дорівнює потужності  $U_{\text{дном}} I_{\Pi}$ , підведеної до тягового двигуна.

Тому що енергія дорівнює інтегралу потужності за часом, то площі, обмежені лініями потужностей, являють собою відповідні витрати енергій. Отже, корисна робота двигуна за час пуску зображується площею трикутника  $Oab$ , втрати енергії в двигуні – площею  $Oscd$ , втрати в пусковому реостаті – площею  $ced$  і, нарешті, вся енергія, спожита з мережі, – площею прямокутника  $Oedb$ . Тому що трикутник  $Oab$  дорівнює трикутнику  $ced$ , то в умовах, для

яких побудовані діаграми на рис. 7.5, загальні втрати енергії в пусковому реостаті дорівнюють корисній роботі, яка виконана тяговим двигуном (або двигунами) за час пуску. Як видно з рис. 7.5,б, ця енергія менше половини енергії, спожитої протягом того ж часу з мережі. Тому середній коефіцієнт корисної дії пуску двигуна (рухомого складу), обумовлений відношенням корисної роботи  $A_{\text{ПОЛЕЗ}}$ , зробленої тяговим двигуном за період пуску, до енергії  $A_{\text{ПОТРЕБЛ}}$ , спожитої з мережі, трохи менший за 0,5:

$$\eta_{\text{СП.ПУСКА}} = \frac{A_{\text{ПОЛЕЗ}}}{A_{\text{ПОТРЕБЛ}}} = \frac{S_{\text{Oab}}}{S_{\text{Oedb}}} < 0,5, \quad (7.8)$$

а коефіцієнт пуску (коефіцієнт пускових втрат), що представляє собою відношення енергії втрат у пусковому реостаті  $A_R$  до корисно витраченої енергії  $A_{\text{ПОЛЕЗ}}$  на пуск рухомого складу, дорівнює одиниці:

$$K_{\text{П}} = \frac{A_R}{A_{\text{ПОЛЕЗ}}} = \frac{S_{\text{ced}}}{S_{\text{Oab}}} = 1. \quad (7.9)$$

Дійсна діаграма розподілу потужностей трохи відрізняється від спрощеної. Зі збільшенням швидкості зростають магнітні і механічні втрати в двигуні і передачі, а також опір руху поїзда, внаслідок чого прискорення знижується в міру розгону поїзда. Тому швидкість і ЕРС двигуна зростають не пропорційно часу, а трохи повільніше.

Тому що вплив змін магнітних і механічних втрат і опора руху на прискорення поїзда порівняно невеликий, то і на уточненій діаграмі загальні втрати енергії в пусковому реостаті виходять приблизно рівними корисній роботі двигунів за час пуску.

На рис. 7.6 показана діаграма розподілу напруг при пуску двох тягових двигунів, при якому двигуни включені спочатку послідовно, а потім переключаються на паралельне з'єднання. Лінія 1 зображує ЕРС двигуна, пропорційну швидкості руху поїзда. На постійну величину  $\tau_{\text{П}}$  вище проходить лінія 2 підведеної до двигуна напруги. Частина напруги мережі, яка приходить на один двигун, зображується ламаною лінією 3 (abcd).

При послідовному включенні двигунів ця напруга дорівнює половині напруги мережі  $\frac{U_c}{2}$ , а при паралельному з'єднанні – повній напрузі мережі.

У момент часу, що відповідає точці b, напруга на затисках тягового двигуна стає рівною половині напруги мережі і двигуни працюють без реостатів при послідовному з'єднанні. Для того щоб зберегти незмінний пусковий струм при подальшому розгоні поїзда, необхідно перейти в цей момент на паралельне з'єднання двигунів і знову ввести частину пускового реостата, втрати напруги в якому повинні дорівнювати в момент переходу половині напруги мережі. Потім опір пускового реостата поступово

зменшують, і в момент, коли реостат цілком виведений і напруга на затискачах двигунів стає рівною напрузі мережі, двигуни переходять на роботу з природними характеристиками при повній напрузі (точка d на рис. 7.6).

Падіння напруги  $RI_{\Pi}$  в пусковому реостаті і пропорційний цьому падінню напруги опір реостата відповідають на рис. 7. 6 різниці ординат ліній 3, 2.

Швидкість  $V_{\Pi}$  в момент переходу з послідовного з'єднання двигунів на паралельне відповідно до формули (5. 4)

$$V_{\Pi} = V_{\Pi} \frac{\frac{U_c}{2} - rI_{\Pi}}{U_c - rI_{\Pi}}. \quad (7.10)$$

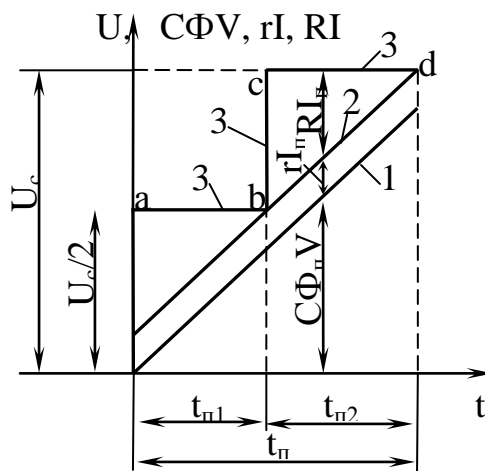


Рис. 7.6 – Діаграма розподілу напруг при пуску  
с двома угрупованнями тягових двигунів

Ця швидкість трохи менше половини пускової швидкості  $V_{\Pi}$ , а час розгону  $t_{\Pi}$  при послідовному з'єднанні двигунів трохи менше часу  $t_{\Pi 2}$  розгону при паралельному їхньому включенні.

Втрати енергії в пускових реостатах залежать від схем переключення тягових двигунів під час пуску. На рис. 7.7 приведені спрощені енергетичні діаграми для різних способів реостатного пуску, причому для спрощення в цих діаграмах не враховані втрати в тягових двигунах і зміна опору руху за час розгону поїзда. На всіх діаграмах лініями 1 зображені потужності двигунів, а ламаними лініями 2 – потужності, які підводяться з мережі.

Рис. 7.7,а відноситься до пуску з двома угрупованнями тягових двигунів відповідно до діаграми напруг (див. рис. 7.6). Підведена з мережі потужність дорівнює спочатку  $U_c I_{\Pi}$ , потім, при переході на паралельне з'єднання двигунів, подвоюється. У випадку пуску ЕРС з трьома угрупованнями тягових двигунів при співвідношенні швидкостей 1:2:3 первісна потужність дорівнює  $U_c I_{\Pi}$ , потім  $2U_c I_{\Pi}$  і, нарешті, при третьому угрупованні двигунів  $3U_c I_{\Pi}$  (рис. 7.7,б). ЕРС із трьома угрупованнями тягових двигунів при співвідношенні швидкостей



1:2:4, енергетична діаграма якого показана на рис. 7. 7, в, споживає спочатку потужність  $U_c I_n$ , потім  $2U_c I_n$  і при останньому угрупованні двигунів  $4U_c I_n$ .

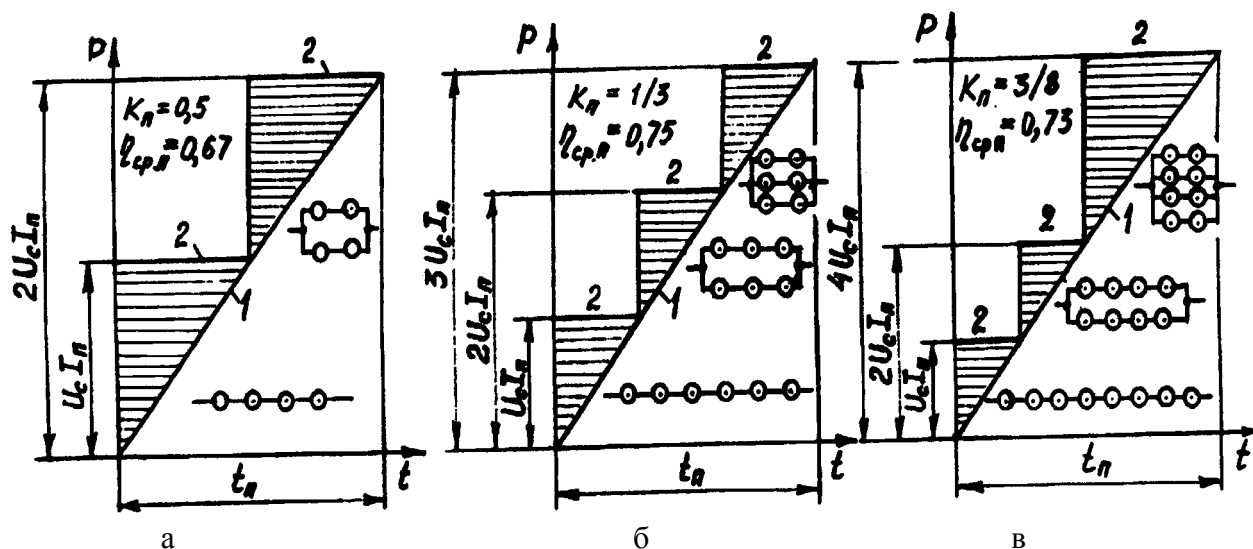


Рис. 7. 7 – Спрощені енергетичні діаграми для різних способів реостатного пуску:  
а) пуск з двома угрупованнями двигунів; б) пуск із трьома угрупованнями двигунів і співвідношенням швидкостей 1:2:3; в) пуск із трьома угрупованнями двигунів і співвідношенням швидкостей 1:2:4

Як впливає з рис. 7.7, при всіх схемах пуску втрати енергії в пускових реостатах, зображені заштрихованими площами, пропорційні роботі, зробленій двигунами за час пуску. Їй відповідають незаштриховані площі трикутників, обмежені лініями 1. Коефіцієнт пропорційності  $K_n$  між цими величинами залежить від схеми пуску. З рис. 7.7 видно, що при двоступінчастому пуску  $K_n = \frac{1}{2}$ , при триступінчастому пуску ЕРС, який має шість ТЕД  $K_n = \frac{1}{3}$  і при триступінчастому пуску ЕРС, який має вісім ТЕД  $K_n = \frac{3}{8}$ .

Тому що втрата енергії в пусковому реостаті на кожній ступіні переключень пропорційна квадрату збільшення напруги на ній, то коефіцієнт  $K_n$  може бути виражений у загальному виді наступною формулою:

$$K_n = \frac{\sum_{i=1}^{n_r} U_i - U_{i-1}}{U_{Ci}^2}, \quad (7.11)$$

де  $U_i$  – напруга на затисках тягових двигунів при будь-якому  $i$ -му угрупованню;  $U_{i-1}$  – те ж, при  $(i-1)$  угрупованню, причому для першої ступіні  $U_{i-1}$  приймається рівним нулю;  $U_{Ci}$  – напруга на одному двигуні наприкінці пуску;  $n_r$  – число угруповань.

Наприклад, при триступінчастому пуску восьми тягових двигунів (див. рис 7.7,в) і відносному значенні напруг на затисках двигунів при першому

$U_{1*} = \frac{U_1}{U_c} = 0,125$ , другому  $U_{2*} = \frac{U_2}{U_c} = 0,25$  і третьому  $U_{3*} = \frac{U_3}{U_c} = 0,5$  угрупованні коефіцієнт пуску

$$K_{\pi} = \frac{0,125^2 + (0,25 - 0,125)^2 + (0,5 - 0,25)^2}{0,5^2} = 0,375 = \frac{3}{8}.$$

**Ступінчатий реостатний пуск.** Плавна зміна опору пускового реостата, що забезпечує сталість пускового струму, зв'язано зі значними конструктивними труднощами. Тому пускові реостати виводяться в більшості випадків не безупинно, а окремими частинами, які називаються ступіннями. При цьому вже неможливо здійснити пуск із незмінним пусковим струмом. Під час розгону двигуна з постійно включеним реостатом на якій-небудь ступіні струм неминуче зменшується внаслідок зростання ЕРС двигуна; вимикання ж чергової секції пускового реостата приводить до стрибкоподібного зростання струму. Ці коливання струму прагнуть обмежити по можливості вузькими межами від деякого мінімального значення  $I_{\Pi \min}$  до максимального  $I_{\Pi \max}$ .

Максимальний пусковий струм визначається припустимим навантаженням тягового двигуна або умовами зчеплення:

$$I_{\Pi \max} \leq I_{\max}; \quad (7.12)$$

$$F_{\text{кп} \max} \leq 1000 G_{\text{о сц}} \psi, \quad (7.13)$$

де  $I_{\Pi \max}$  — максимально припустимий струм тягового двигуна;  $F_{\text{кп} \max}$  — сила тяги двигуна при максимальному пусковому струмі;  $G_{\text{о сц}}$  — вага, що приходить на одну рушійну вісь.

Максимальний пусковий струм повинний бути обраний по одному з цих нерівностей, що дає менше значення струму.

Крім того, необхідно обмежити найбільше пускове прискорення значенням  $1,5 \dots 1,8 \text{ м/с}^2$  для забезпечення нормальних умов проїзду пасажирів. Найбільше прискорення бажано обмежити також для зниження пускових навантажень тягової мережі.

Варто відмітити, що при швидкому пуску максимума сили тяги настільки короткочасні, що можна визначати середнє значення  $F_{\text{кп}}$  пускової сили тяги виходячи з обмеження по зчепленню.

Середній пусковий струм

$$I_{\pi} = \frac{I_{\Pi \max} + I_{\Pi \min}}{2}. \quad (7.14)$$

Отже, чим більше мінімальний пусковий струм, тобто чим менше коливання пускового струму, тим більші середній пусковий струм, середня пускова сила тяги і середнє прискорення пуску.

Нерівномірність пускового струму характеризується *коефіцієнтом нерівномірності*

$$K_I = \frac{\Delta I_{\Pi}}{I_{\Pi}} = \frac{I_{\Pi \max} - I_{\Pi \min}}{I_{\Pi \max} + I_{\Pi \min}}, \quad (7.15)$$

де  $\Delta I_{\Pi}$  – відхилення пускового струму від середнього його значення:

$$\Delta I_{\Pi} = I_{\Pi \max} - I_{\Pi} = I_{\Pi} - I_{\Pi \min} = \frac{I_{\Pi \max} - I_{\Pi \min}}{2}. \quad (7.16)$$

Виражаючи  $\Delta I_{\Pi}$  на підставі (7.15) через  $K_I$  і підставляючи в (7.16), одержимо

$$I_{\Pi} = \frac{I_{\Pi \max}}{1 + K_I}. \quad (7.17)$$

Практично середній пусковий струм повинний бути прийнятий трохи меншим, чим по формулі (7.17), тому що в умовах експлуатації можливі відхилення його від розрахункових значень внаслідок змін напруги в тяговій мережі, відхилень характеристик тягових двигунів від розрахункових, зміни температури обмоток двигунів і реостатів. Тому в знаменник формули для вибору середнього пускового струму доцільно ввести коефіцієнт запасу  $K_{\text{зап}}$ , більший одиниці, і визначати струм  $I_{\Pi}$  по формулі

$$I_{\Pi} = \frac{I_{\Pi \max}}{(1 + K_I)K_{\text{зап}}}. \quad (7.18)$$

Коефіцієнт запасу варто вибрати в залежності від прийнятої системи керування і числа ступенів пускового реостата. Для моторних вагонів з автоматичними пуском коефіцієнт запасу близький до одиниці і його приймають не більшим 1,02...1,03. Лише при малому числі пускових ступіней і особливо при неавтоматичному пуску приходиться водити великі значення коефіцієнта запасу: 1,1...1,15 і навіть 1,2.

З формули (7.18) випливає, що середній пусковий струм  $I_{\Pi}$  може бути прийнятий більшим, при меншому коефіцієнті нерівномірності  $K_I$ . В той же час зменшення цього коефіцієнта підвищує плавність пуску і знижує імовірність значних відхилень від розрахункового пускового режиму. Однак для зменшення коефіцієнта нерівномірності приходиться збільшувати число реостатних ступіней, що ускладнює апаратуру керування.

На моторних вагонах і тролейбусах припустимі тим більші значення коефіцієнта нерівномірності, чим менше середнє прискорення. Звичайно на моторних вагонах із прискореннями до 0,4...0,6 м/с<sup>2</sup> коефіцієнт  $K_I$  приймають рівним 0,20...0,25, при  $a_{\Pi} = 0,6...0,8$  м/с<sup>2</sup> коефіцієнт  $K_I = 0,1...0,15$  і при  $a_{\Pi} > 1$  м/с<sup>2</sup>  $K_I = 0,06...0,1$ . Зниження коефіцієнта нерівномірності при великих прискореннях

необхідно для усунення у пасажирів неприємних відчуттів, зв'язаних не тільки з величиною прискорення, але і зі швидкістю його наростання.

Коливання сили тяги під час пуску трохи більші коливань пускового струму, тому що сила тяги залежить від добутку струму і магнітного потоку. Ці коливання характеризуються *коефіцієнтом нерівномірності сили тяги*

$$K_F = \frac{\Delta F_{\Pi}}{F_{\Pi}}, \quad (7.19)$$

де  $F_{\Pi}$  – середня пускова сила тяги, рівна напівсумі максимальної  $F_{\Pi \max}$  (при струмі  $I_{\Pi \max}$ ) і мінімальної  $F_{\Pi \min}$  (при струмі  $I_{\Pi \min}$ ) сил тяги, тобто  $F_{\Pi} = \frac{F_{\Pi \max} + F_{\Pi \min}}{2}$ ;  $\Delta F_{\Pi}$  – відхилення пускової сили тяги від середньої:  $\Delta F_{\Pi} = \frac{F_{\Pi \max} - F_{\Pi \min}}{2}$ .

Ще більший коефіцієнт нерівномірності прискорення поїзда:

$$K_a = \frac{\Delta a_{\Pi}}{a_{\Pi}} = \frac{a_{\Pi \max} - a_{\Pi \min}}{2a_{\Pi}}, \quad (7.20)$$

де  $a_{\Pi} = \frac{F_{\Pi} - W}{m(1 + \gamma)}$  – середнє пускове прискорення, що відповідає силі тяги  $F_{\Pi}$  і рівне напівсумі максимального  $a_{\Pi \max}$  і мінімального  $a_{\Pi \min}$  прискорень:  $a_{\Pi} = \frac{a_{\Pi \max} + a_{\Pi \min}}{2}$ ;  $\Delta a_{\Pi} = \frac{\Delta F_{\Pi}}{m(1 + \gamma)}$  – відхилення прискорення від середнього, відповідному відхиленню сили тяги  $\Delta F_{\Pi}$  і рівне напіврізниці максимального і мінімального прискорень:  $\Delta a_{\Pi} = \frac{a_{\Pi \max} - a_{\Pi \min}}{2}$ .

Тому що прискорення пропорційне рівнодіючій силі  $F_{\Pi} - W$ , а  $\Delta a_{\Pi}$  пропорційне відхиленню сили тяги  $\Delta F_{\Pi}$ , то

$$K_a = \frac{\Delta F_{\Pi}}{F_{\Pi} - W} = K_F \frac{F_{\Pi}}{F_{\Pi} - W}, \quad (7.21)$$

тобто коефіцієнт нерівномірності прискорення  $K_a$  тим більше, чим більше опір руху  $W$  і, отже, менше прискорення поїзда.

Дійсне середнє прискорення при ступінчастому пуску трохи менше його середньо арифметичного значення, що відповідає середній пусковій силі тяги  $F_{\Pi}$ , тому що збільшення часу розгону при прискореннях, менших середнього, не компенсується цілком скороченням часу в періоди, коли прискорення перевищує середнє значення. Однак ця погрішність у відомій мірі врівноважується тим, що сила тяги, яка відповідає середньому пусковому

струмові  $I_{\Pi}$ , трохи менше дійсної середньої пускової сили тяги. Тому припустимо визначати при розрахунках пускову силу тяги і пускове прискорення по середньому пусковому струмі.

**Пускові діаграми.** Як і у випадку плавного пуску пускові діаграми мають дві стадії: початкову, у процесі якої прискорення наростає, і наступну, у якій пуск виконується при середньому сталому прискоренні  $a_{\Pi}$ .

Значення прискорення  $a_{\Pi}$  вибирають для пуску нормально навантаженого рухомого складу на горизонтальній площадці з урахуванням обмежень  $I_{\Pi \max}$  по припустимому навантаженню для двигунів або за умовами зчеплення. Виходячи з обраного значення  $a_{\Pi}$ , вибирають значення коефіцієнта нерівномірності  $K_1$ . При виборі числа ступіней пускового реостата варто враховувати, що всяке їхнє збільшення підвищує число силових контакторів і ускладнює силову схему.

По обраному прискоренню  $a_{\Pi}$  визначають силу тяги  $F_{\text{кп}}$  одного двигуна

$$\text{при середньому пусковому струмі } I_{\Pi}: F_{\text{кп}} = \frac{102 \cdot \gamma \cdot \bar{a}_{\Pi} + w_{0 \text{ ср}} \cdot \bar{G}}{z}.$$

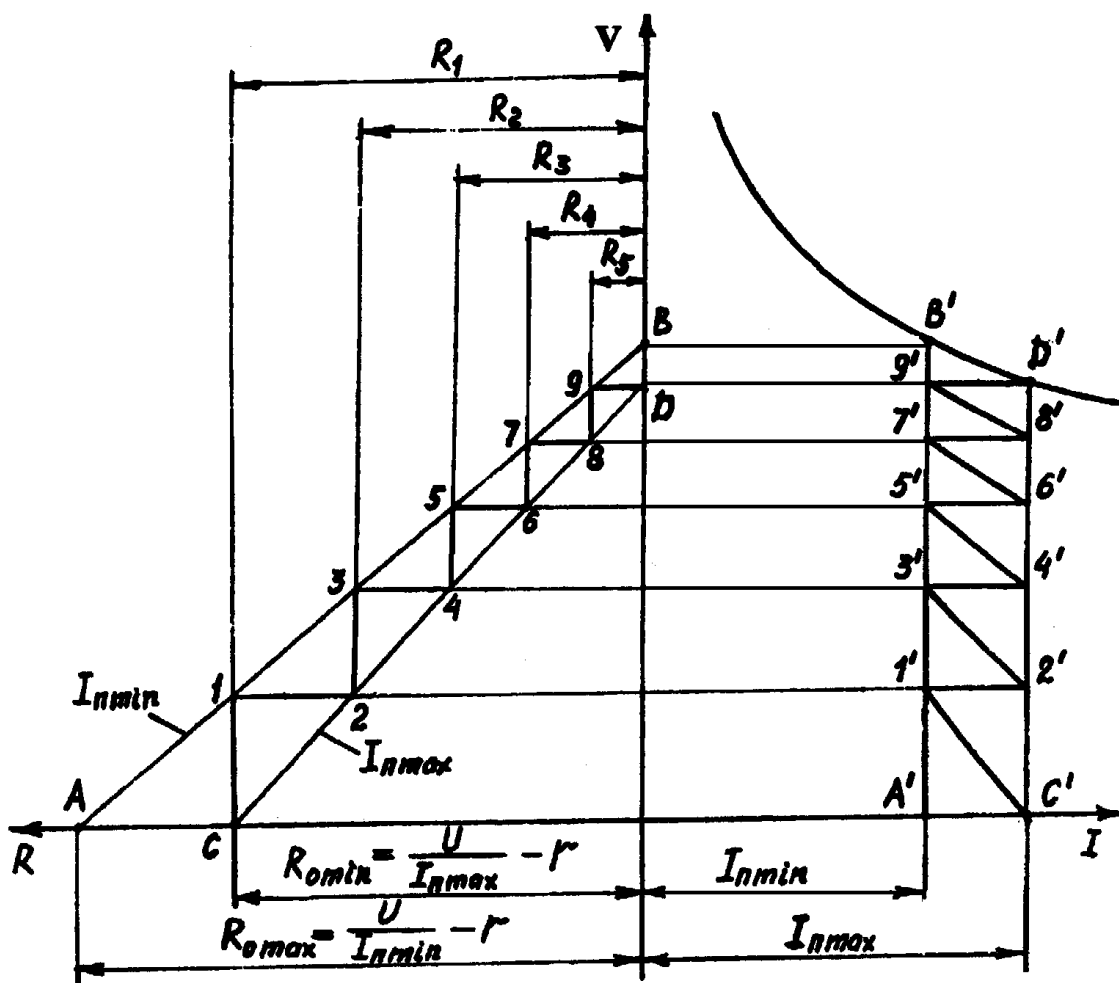


Рис. 7.8 – Діаграма ступінчатого реостатного пуску одного двигуна

По характеристиці сили тяги  $F_K$  знаходять струм  $I_{\Pi}$ , що відповідає середній пусковій силі тяги  $F_{K\Pi}$ , далі обчислюють  $I_{\Pi \max} = I_{\Pi} + K_I$  і  $I_{\Pi \min} = I_{\Pi} - K_I$ . Якщо виявиться, що струм  $I_{\Pi \max}$  більший обмежуючого, варто знизити значення  $a_{\Pi}$  або зменшити значення коефіцієнта нерівномірності  $K_I$ .

Побудова пускової діаграми починають звичайно з другої стадії, тобто при  $a_{\Pi} = \text{const}$  і зміні пускового струму на кожній ступіні пускового реостата від  $I_{\Pi \max}$  до  $I_{\Pi \min}$ . Потім будують початкову частину діаграми. За значенням початкового прискорення  $a_{\text{нач}}$ , що не перевищує  $0,3 \dots 0,4 \text{ м/с}^2$  при порожньому рухомому складі, і характеристиці сили тяги визначають початковий струм  $I_{\text{нач}}$  на першій реостатній позиції. Орієнтовно кількість ступіней першої стадії пуску можна вибирати по однакових збільшеннях струму так, щоб при  $V=0$  збільшення струму при переході з позиції на позицію було  $\Delta I \leq I_{\Pi \max} - I_{\Pi \min}$ . При цьому перші ступіні пускового реостата повинні забезпечити можливість пуску при найгірших умовах зчеплення, тобто обмежити початкову силу тяги значенням, що відповідає мінімальному коефіцієнтові зчеплення.

На рис. 7.8 показана побудова другої стадії діаграми ступінчатого реостатного пуску одного тягового двигуна. У правій частині рисунка нанесена швидкісна характеристика  $V(I)$  двигуна при  $R=0$  і вертикальні прямі  $A'B'$  і  $C'D'$ , що відповідають незмінним значенням пускових струмів  $I_{\Pi \min}$  і  $I_{\Pi \max}$ . Для цих струмів у лівій частині рисунка побудовані залежності  $R(V)$  у виді похилих прямих  $AB$  і  $CD$ , які використовують у якості допоміжних. Між прямими  $AB$  і  $CD$  вписують ламану лінію  $C, 1, 2, \dots, 8, 9, D$ , що дозволяє визначити величини ступіней пускових опорів, у наступному порядку. З точки  $D$  проводять горизонтальну пряму до перетинання з лінією  $AB$  у точці 9, з цієї точки проводять вертикальну лінію до перетинання з прямою  $CD$  у точці 8, далі з цієї точки проводять наступну горизонтальну пряму і т. д., як показано в лівій частині рисунка 7. 8. Відрізки між ламаною лінією і віссю ординат відповідають величинам опорів пускового реостата по позиціях, а відрізки 1-2, 3-4, 5-6, 7-8, 9-D – ступіням пускового опору, які потрібно виводити для одержання коливань струму від  $I_{\Pi \min}$  до  $I_{\Pi \max}$ .

Для побудови діаграми зміни пускового струму через точки 1-2, ..., 9-D прямих  $AB$  і  $CD$  проводять горизонтальні лінії до перетинання в точках  $1' - 2', \dots, 9' - D'$  із прямими  $A'B'$  й  $C'D'$  у правій частині рисунка. По точках  $C', 1', 2', \dots, 9', D'$  будують діаграму зміни пускового струму. Лінії  $C' - 1', 2' - 3'$  і т. д. являють собою відрізки реостатних швидкісних характеристик двигуна при пускових опорах відповідно  $R_1, R_2$  і т. д. Лінії  $1' - 2', 3' - 4'$  і т. д. представляють миттєву зміну пускового струму від  $I_{\Pi \min}$  до  $I_{\Pi \max}$  при вимиканні ступіней пускового опору.

Рис. 7.9 пояснює процес ступінчатого реостатного пуску з послідовним і послідовно-паралельним включенням чотирьох тягових двигунів. У правій частині рисунка показані зміни струму  $I_{\Pi}$  двигунів, а в лівій – зміни опорів пускового реостата. Залежності  $I_{\Pi}(V)$  пускового струму від швидкості

представлені зигзагоподібними жирними лініями, а залежності  $R(V)$  опору пускового реостата від швидкості – східчастими лініями.

У момент початку пуску при послідовному з'єднанні двигунів повинний бути включений повний опір  $R$  пускового реостата.

Зі збільшенням швидкості виводяться окремі ступіні пускового реостата, поки він не виявиться цілком виведеним (точка  $a$  на рис. 7.9) і двигуни не перейдуть на роботу на безреостатних характеристиках. При вимиканні чергової ступіні реостата струм стрибком зростає до  $I_{\Pi \max}$ . Зі збільшенням швидкості поїзда струм поступово зменшується, і в момент, коли він знизиться до мінімального значення  $I_{\Pi \min}$ , виводиться наступна секція реостата, внаслідок чого струм знову зростає до  $I_{\Pi \max}$ . Цей процес продовжується до переходу на характеристику при послідовному з'єднанні двигунів і повному збудженні (крива 1).

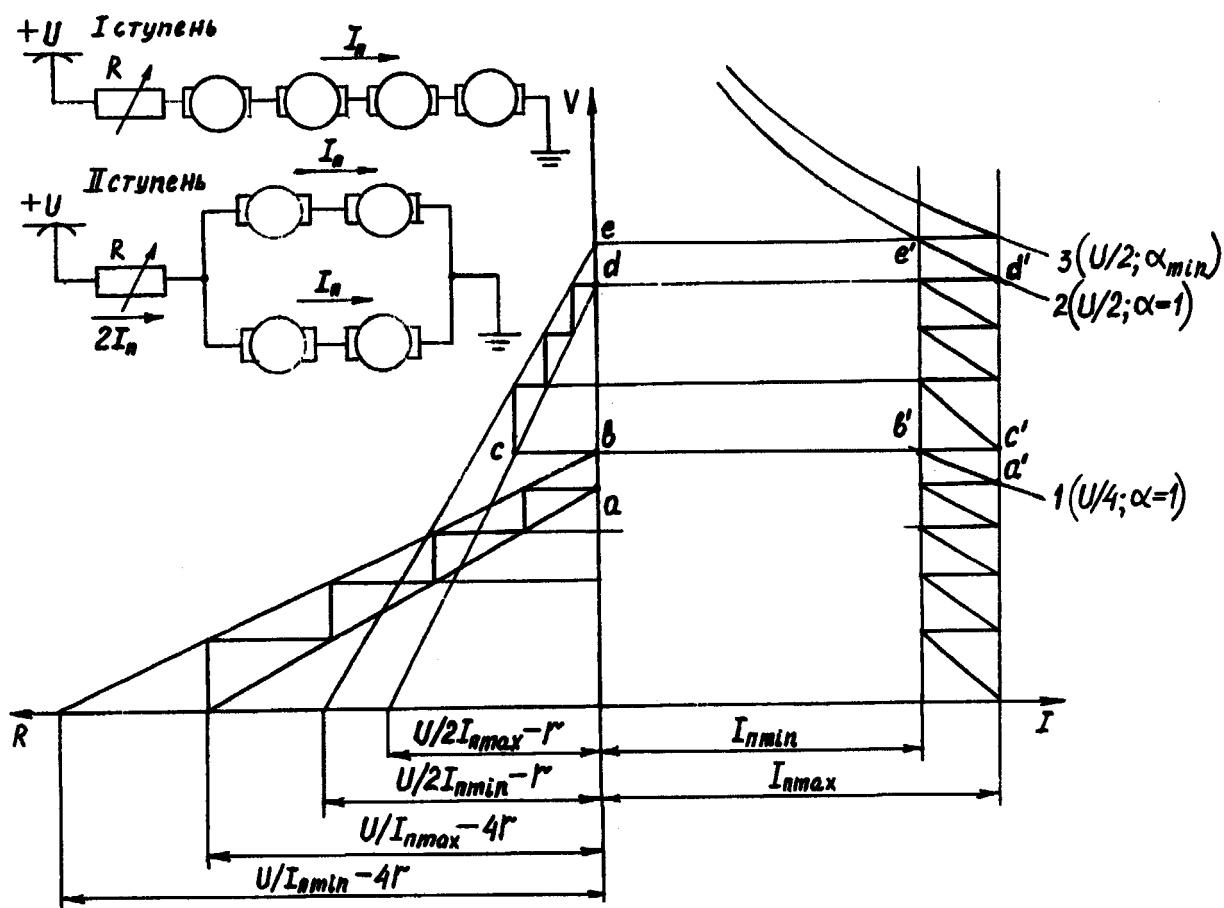


Рис. 7.9 – Діаграма ступінчатого реостатного пуску з послідовним і послідовно-паралельним включенням чотирьох тягових двигунів

Для подальшого розгону поїзда тягові двигуни переключаються з послідовного з'єднання на послідовно-паралельне. При цьому загальний струм усіх двигунів подвоюється. Щоб уникнути різкого поштовху струму при подвоєнні напруги в момент переходу на послідовно-паралельне з'єднання двигунів знову вводиться, а потім ступінями поступово виводиться частина (відрізок  $cb$  на рис. 7.9) пускового реостата для того, щоб підтримувати задані межі коливань струму. Після досягнення швидкості, при якій допустимо перехід на природну характеристику (крива 2) при повній напрузі і повному збудженні, цілком виводиться пусковий реостат (точка  $d$ ). Для подальшого підвищення швидкості ще є можливість перейти на роботу на характеристику 3, що відповідає ослабленому збудженню.

На рис. 7.9 показаний безпосередній перехід з повного збудження на ослаблене. У випадку великих ступіней ослаблення збудження для обмеження поштовхів струму в момент переходу вводять проміжні реостатні ступіні або застосовують кілька ступіней ослаблення збудження.

При ступінчастому реостатному пуску з послідовним і паралельним включенням тягових двигунів енергетична діаграма трохи відрізняється від діаграми при плавному пуску. Розгін відбувається в деяких випадках на ступінях з виведеними реостатами. На кожній ступіні сила тяги і прискорення зменшуються зі зменшенням струму і стрибкоподібно зростають при переході на чергову ступінь пуску, внаслідок чого змінюється і частка втрат у пусковому реостаті. Тому при ступінчастому реостатному пуску з переключеннями тягових двигунів і застосуванням регулювання збудження коефіцієнт пуску  $K_p$  звичайно на 10...15 % менший, ніж він був би при теоретичному плавному реостатному пуску.

Якщо на ступінях ослабленого збудження підтримувати такі ж коливання струму, як і при повному збудженні, то при ослабленому збудженні зменшиться середня сила тяги, а отже, і середнє прискорення. Зберегти однакову силу тяги на всіх ступінях пуску можна, збільшивши струм на ступінях ослабленого збудження. Тому в тих випадках, коли максимальна пускова сила тяги обмежена не найбільшим припустимим навантаженням двигуна, а зчепленням, доцільно збільшувати пускові струми на ступінях ослабленого збудження.

У випадку великих прискорень, які застосовуються для моторвагонної тяги, за час електричного перехідного процесу, що відбуває після виведення ступіні пускового реостата, швидкість поїзда встигає трохи збільшитися. Це зм'якшує поштовхи струму в моменти переходу з однієї ступіні на іншу, особливо на ступінях регулювання збудження, при яких внаслідок великої індуктивності обмоток збудження значно сповільнюються перехідні процеси.

Для спрощення розрахунків звичайно не враховують коливання струму і сили тяги в періоди розгону на реостатних ступінях, а виходять із середніх пускових струмів і відповідних їм сил тяги за ці періоди. Поштовхи ж струму і сили тяги при переході на ступіні ослабленого збудження варто враховувати в процесі побудови залежностей  $I_{\Pi}(V)$  спожитого поїздом струму від швидкості і залежностей  $F(V)$  сили тяги поїзда від швидкості для періодів пуску.



**Розрахунок загального пускового опору для одночасного пуску декількох двигунів.** Пусковий струм  $I_{\Pi}$  і загальний пусковий опір  $R$  при будь-якій схемі з'єднання двигунів визначаються з рівняння електричної рівноваги для сталого режиму.

При послідовному з'єднанні (рис. 7.10,а)  $z_c$  двигунів напруга контактної мережі

$$U_c = z_c C\Phi V + I_{\Pi} R + z_c r, \quad (7.22)$$

відкіля загальний пусковий опір

$$R = z_c \left[ \frac{\frac{U_c}{z_c} - C\Phi V}{I_{\Pi}} - r \right] = z_c R', \quad (7.23)$$

де  $\frac{U_c}{z_c} = U_d$  – напруга в контактній мережі, що приходить на один двигун;  $R'$  – пусковий опір, віднесений до одного двигуна.

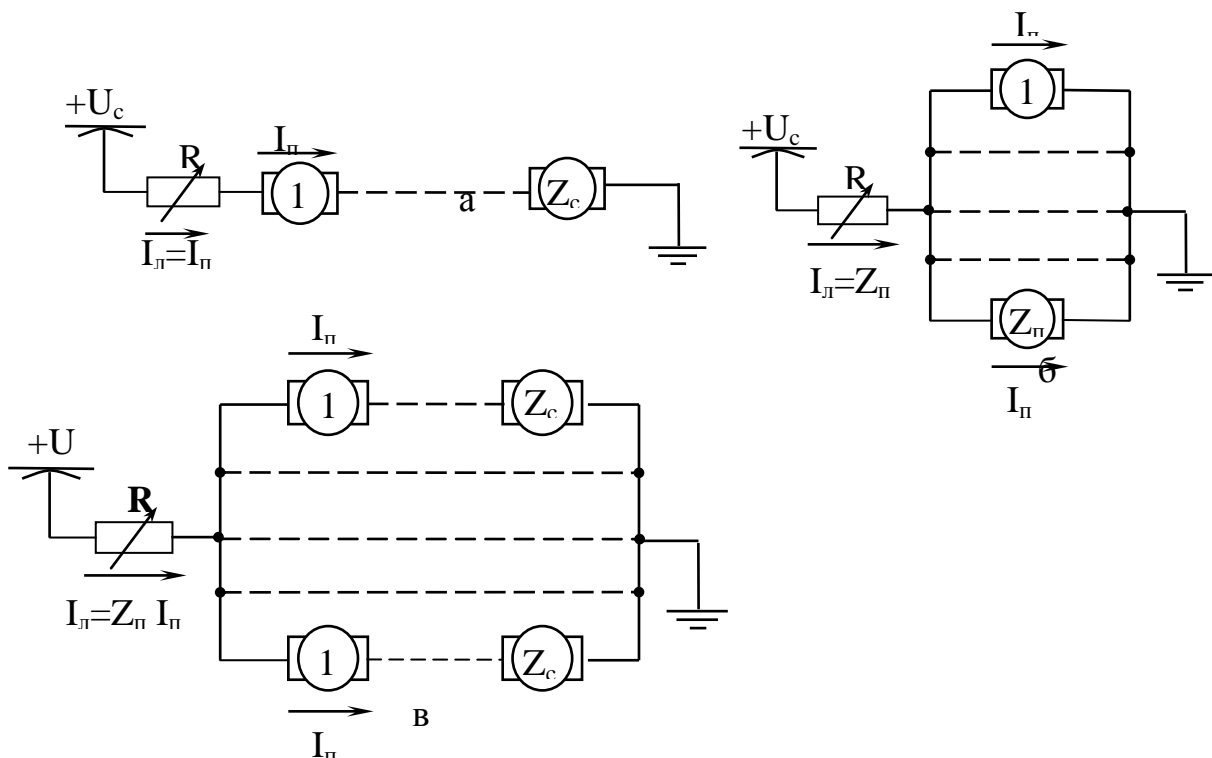


Рис. 7.10 – До розрахунку загального пускового опору при послідовному (а), паралельному (б) і послідовно-паралельному (в) включенні

При паралельному з'єднанні (рис. 7.10,б)  $z_{\Pi}$  двигунів напруга контактної мережі тягових двигунів

$$U_c = C\Phi V + I_{\Pi} z_{\Pi} R + r_{\Sigma}, \quad (7.24)$$

відкіля загальний пусковий опір

$$R = \frac{\frac{U_c - C\Phi V}{I_{\Pi}} - r}{z_{\Pi}} = \frac{R''}{z_{\Pi}}, \quad (7.25)$$

де  $R''$  – пусковий опір, який потрібно було б включити в коло кожного двигуна.

Якщо схема з'єднання тягових двигунів (рис. 7. 10, в) складається з  $z_{\Pi}$  паралельних ланцюгів, у кожен з яких послідовно включене  $z_c$  тягових двигунів, то рівняння електричної рівноваги має вигляд:

$$U_c = z_c C\Phi V + I_{\Pi} z_{\Pi} R + z_c r_{\Sigma},$$

відкіля загальний пусковий опір

$$R = \left( \frac{\frac{U_c - C\Phi V}{z_c}}{I_{\Pi}} - r \right) \cdot \frac{z_c}{z_{\Pi}} = \frac{z_c}{z_{\Pi}} R', \quad (7.26)$$

$$\text{де} \quad R' = \frac{\frac{U_c - C\Phi V}{z_c}}{I_{\Pi}} - r \quad (7.27)$$

– пусковий опір при пуску одного двигуна при  $U_d = \frac{U_c}{z_c}$ ;  $z_c$  – число послідовне з'єднаних двигунів;  $z_{\Pi}$  – число паралельних ланцюгів, у кожен з яких послідовно включено  $z_c$  двигунів.

Отже, у всіх трьох випадках можна вести розрахунок пускового опору  $R'$ , віднесеного до одного двигуна, при  $U_d = \frac{U_c}{z_c}$ , після чого загальний пусковий опір  $R$  розрахувати по виразу (7.26).

**Безреостатний пуск (тиристорно-імпульсне регулювання напруги на тягових машинах).** Реостатний пуск тягових двигунів із контакторно-реостатною системою керування, має істотні недоліки. До них варто віднести значні втрати енергії, переключення груп тягових двигунів, необхідність використання великого числа силових контактів, що розривають великі струми, а отже, і спеціальних апаратів, таких, як реостатний контролер, контактори для

перегрупування тягових двигунів, лінійні контактори. Наявність великого числа контактних елементів як у силовому колі, так і в колах керування рухомим складом обумовлює порівняно низькі показники надійності ЕРС.

Більшість з цих недоліків усувається при імпульсному керуванні, що забезпечує можливість плавного безреостатного регулювання в широких межах напруги, яка підводиться до тягових двигунів. Завдяки цьому стає більш вдосконалим і простим керування швидкістю рухомого складу, спрощується автоматизація процесів руху поїзда, поліпшуються умови використання рекуперативного гальмування.

Принцип регулювання за допомогою імпульсних перетворювачів полягає в тому, що струм надходить у ланцюг навантаження (двигуна) окремими імпульсами, що чергуються, з яких за допомогою елементів, що накопичують і потім віддають електричну енергію, - реакторів і конденсаторів - формується безперервний струм тягових двигунів. Змінюючи співвідношення між тривалістю імпульсу і часом паузи, можна змінювати середню напругу на двигунах і тим самим регулювати їхню швидкість, здійснювати плавний безреостатний пуск і електричне гальмування в широкому діапазоні швидкостей. Періодичне відключення і підключення ланцюгів навантаження до джерела енергії забезпечується тиристорним пристроєм, який називається ключем. Для згладжування пульсацій струму в контактній мережі і в тягових двигунах, що неминуче виникають при імпульсному регулюванні, передбачаються спеціальні фільтри.

Тиристорно-імпульсний регулятор складається з вхідного фільтра  $L_{\phi} - C_{\phi}$  (рис. 7.11,а), тиристорно-імпульсного переривача ТИП, реактора  $L$  і зворотного діода  $V$ , який шунтує послідовно включені реактор  $L$  і обмотки тягової машини  $M$ .

Тиристорно-імпульсний переривач являє собою ключ, що має два стійких стани: замкнутий і розімкнутий. Він переключається з частотою  $f$ . В інтервалі кожного періоду  $T = \frac{1}{f}$  ключ замкнутий у перебігу часу  $\tau$  і розімкнутий у частину періоду  $T - \tau$ . Відповідно тягова машина частина періоду, обумовленого коефіцієнтом заповнення імпульсів (або періоду  $T$ )  $\lambda = \frac{\tau}{T}$ ,

підключена до джерела напруги  $U$ , а частину періоду  $\frac{T - \tau}{T} = 1 - \lambda$  - відключена від нього.

Зневажаючи пульсаціями напруги на конденсаторі  $C_{\phi}$ , що малі і звичайно складають менш  $0,1U$ , можна вважати, що до кола тягової машини прикладаються прямокутні імпульси напруги амплітудою  $U$  і тривалістю  $\tau$  (рис. 7.11,б). Середнє значення цієї напруги за період

$$U_{д\text{ ср}} = \frac{U\tau}{T} = U\lambda. \quad (7.28)$$

За допомогою тиристорно-імпульсного регулятора шляхом зміни  $\lambda$  від  $\lambda_{\min}$  до одиниці середнє значення напруги  $U_{\text{д ср}}$ , що прикладається до кола тягової машини, можна регулювати в широких межах від  $U_{\text{д ср min}}$  до  $U_{\text{д ср max}} = U$ .

Енергія від зовнішнього джерела живлення підводиться до кола тягової машини імпульсами тривалістю  $\tau$  і частотою  $f$ . Однак перетворення електричної енергії в механічну в тяговій машині відбувається безупинно незалежно від стану переривача, що забезпечується використанням у розглянутій схемі зворотного діода  $V$  і наявністю накопичувальних елементів: реактора  $L$  і обмоток тягової машини.

За час  $\tau$  енергія, що надходить від зовнішнього джерела напруги  $U$ , споживається тяговою машиною не цілком, частково запасуючись в накопичувальних елементах для подальшого використання тяговою машиною в інтервалі  $T - \tau$  періоду, коли надходження енергії від зовнішнього джерела живлення відсутнє. Внаслідок цього тягова машина одержує живлення безперервно: в інтервалі  $\lambda$  – від зовнішнього джерела напруги  $U$ , а частину періоду  $1 - \lambda$  - завдяки енергії, запасеної в накопичувальних елементах. Тому, незважаючи на імпульсний характер живлення тягової машини від зовнішнього джерела живлення, струм  $i_{\text{я}}$  у її колі буде безперервним. Одну частину  $\lambda$  періоду струм  $i_{\text{я}}$  наростає, а іншу  $1 - \lambda$  зменшується, замикаючись під дією ЕРС  $e'_L$ ,  $e''_L$  і  $e'''_L$  самоіндукції, що наводяться в реакторі  $L$  і обмотках тягової машини, по ланцюзі зворотного діода  $V$ , тобто струм пульсує на рівні середнього значення  $I_{\text{я ср}}$ . Таким чином, при розмиканні імпульсного регулятора струм у ланцюзі тягової машини не розривається, а відбувається зміна контуру для його замикання. Це виключає появу перенапруг на регуляторі, незважаючи на те, що обмотки тягової машини і реактор мають велику індуктивність.

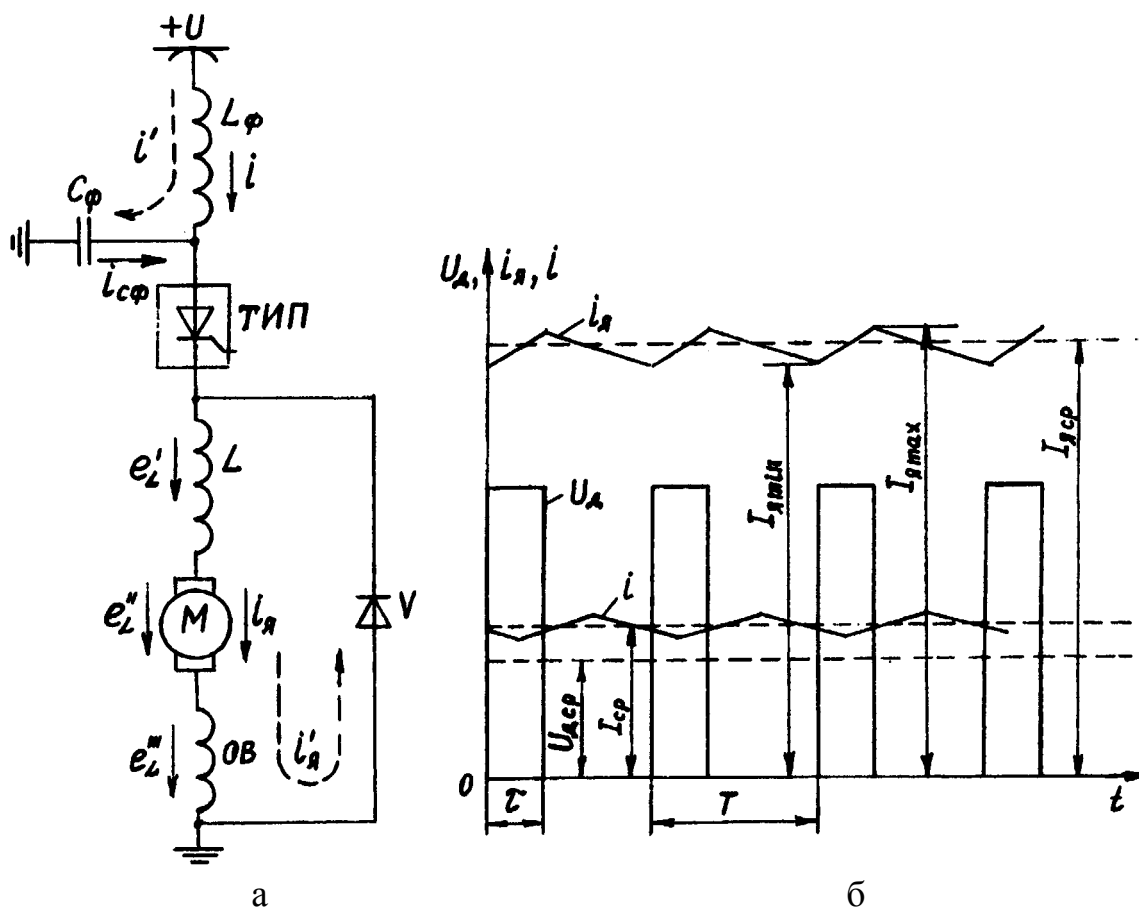


Рис. 7.11 – Принципова схема пуску з використанням тиристорно-імпульсного регулятора (а) і діаграми зміни напруги і струму тягової машини (б)

При випадковому обриві кола зворотного діода  $V$  робота розглянутої системи імпульсного регулювання напруги стає неможливою, тому що буде відсутній контур для замикання струму  $i'_я$  в інтервалі  $1-\lambda$  періоду, а енергія, запасена в накопичувальних елементах, не зможе бути перетворена в корисну роботу, що викличе неприпустиму перенапругу на переривачі і приведе до виходу його з ладу.

При роботі імпульсного переривача не можна допускати також переривання струму в контактній мережі, що має значну індуктивність. Безперервність струму в контактній мережі при імпульсному характері навантаження забезпечується Г-подібним  $L_\phi - C_\phi$  фільтром. Незалежно від стану переривача струм у контактній мережі має контур для замикання: по ланцюзі тягового двигуна ( $i$ ) або по ланцюзі фільтрового конденсатора  $i'$ . В інтервалі періоду  $1-\lambda$ , незважаючи на те, що тягова машина відключена від контактної мережі, відбувається споживання електричної енергії від джерела живлення, яка не витрачається, а запасється у фільтровому конденсаторі. В інтервалі періоду  $\lambda$  у коло тягової машини надходить енергія як від джерела живлення, так і від фільтрового конденсатора, що без обліку втрат в елементах схеми дорівнює енергії, що надійшла від джерела за весь період. Таким чином,

завдяки накопиченню енергії в конденсаторі  $C_\phi$  в інтервалі періоду  $1-\lambda$  забезпечується безперервність струму в контактній мережі.

Шляхом підбора параметрів фільтра  $L_\phi$  і  $C_\phi$  максимальні пульсації струму обмежують на рівні  $1...2\%$  від струму  $I_{cp}$ , тобто в будь-який момент часу миттєве значення струму в контактній мережі незначно відрізняється від середнього  $I_{cp}$ . Вся енергія, споживана від джерела живлення за винятком втрат  $\Delta P$  в елементах схеми, використовується тяговою машиною. Зневажаючи  $\Delta P$ , виходячи з балансу потужностей  $U I_{cp} = U_{д cp} I_{я cp}$  з урахуванням виразу (7.28) можна визначити співвідношення між струмами в контактній мережі і колі тягової машини

$$I_{cp} = I_{я cp} \lambda. \quad (7.29)$$

Тому що при роботі імпульсного переривача коефіцієнт заповнення періоду  $\lambda < 1$ , то струм у контактній мережі, спожитий від джерела живлення, завжди менший за струм в колі тягової машини (див. рис. 7.11,б). Таким чином, співвідношення між напругою  $\frac{U}{U_{д cp}} = \frac{1}{\lambda}$  і струмами  $\frac{I_{cp}}{I_{я cp}} = \lambda$  в колах

постійного струму, зв'язаних імпульсним регулятором, що працює з коефіцієнтом заповнення періоду  $\lambda < 1$ , аналогічні співвідношенням між напругами  $\frac{U_1}{U_2} = K$  і струмами  $\frac{I_1}{I_2} = \frac{1}{K}$  в первинній ( $U_1$  і  $I_1$ ) і вторинній ( $U_2$  і  $I_2$ )

обмотках трансформатора з коефіцієнтом трансформації  $K = \frac{1}{\lambda}$ . Тому імпульсний регулятор можна вважати трансформатором напруги в колах постійного струму з регульованим коефіцієнтом трансформації.

Імпульсний регулятор напруги так само, як трансформатор, має високий ККД, тому що втрати в напівпровідникових приладах, реакторах і конденсаторах порівняно малі. Як уже відзначалося, при роботі імпульсного переривача струм у колі тягової машини пульсує. Ці пульсації обмежуються умовами нагрівання тягової машини і її комутації.

З виразу (7.28) випливає, що напругу на двигуні можна регулювати, змінюючи тривалість як провідного стану переривач  $\tau = \lambda T$ , так і всього періоду  $T$  циклу. Систему імпульсного керування, при якій частота імпульсів, а отже, і тривалість періоду незмінні, а змінюється тривалість імпульсу  $\tau$ , називають *широотно-імпульсною*, тому що регулюється широта імпульсу. Якщо ж тривалість імпульсу зберігається постійною, для регулювання напруги необхідно змінювати час  $T$ , тобто частоту проходження імпульсів. Така система одержала назву *частотно-імпульсної*. Можливі, хоча і знайшли менше поширення, комбіновані імпульсні системи, у яких змінюється як  $T$ , так і  $\tau$ .

**Схеми з'єднання тягових машин.** Застосування імпульсного регулятора напруги дає можливість змінювати напругу на тяговій машині в широкому діапазоні, що дозволяє відмовитися від необхідності переключення тягових

машин з послідовного на послідовно-паралельне з'єднання і застосовувати найбільш раціональну схему включення тягових машин без перегрупувань у процесі пуску. Схема з'єднання тягових машин впливає на масо-габаритні показники імпульсного регулятора і тягово-енергетичні показники вагона.

**Послідовне з'єднання (рис. 7.12,а).** Тягові машини з'єднані в одну групу, що, з одного боку, обумовлює мінімальне число і масу комутаційних апаратів, а з іншого боку - максимальні масо-габаритні показники фільтрового конденсатора перетворювача, тому що частота зміни напруги на конденсаторі фільтра мінімальна і дорівнює частоті пульсацій струму в колі тягових машин. При розглянутій схемі з'єднання тягові машини мають підвищену схильність до буксування, тому що при втраті зчеплення з рейкою однієї колесної пари напруга на тяговій машині, зв'язаної з цією колесною парою, зростає, що і викликає розносне буксування. Слід зазначити, що за допомогою імпульсного регулятора  $V1$  на кожній машині в тяговому режимі напруга плавно змінюється в межах  $U_{д\ min} \leq U_{д} \leq \frac{U}{4}$ . Отже, на напругу  $\frac{U}{4}$  і повинні в цьому випадку проектувати тягову машину.

**Послідовно-паралельне з'єднання (рис. 7.12,б).** Тягові машини з'єднують у дві незалежні групи, включені паралельно. Кожна група складається з послідовно включених двох тягових машин і імпульсного регулятора. Напруга на кожній тяговій машині при роботі регулятора з  $\lambda = 1$  складає  $U_{д} = \frac{U}{2}$ , що дає можливість використовувати тягові машини з номінальною напругою, рівною половині номінальної напруги контактної мережі. Кожен регулятор працює з частотою  $f$ , причому послідовність імпульсів одного регулятора зміщена на половину періода стосовно імпульсів, створюваним іншим регулятором. В результаті частота пульсацій напруги на конденсаторі фільтра подвоюється в порівнянні з частотою пульсацій струму в одній із груп тягових машин, а маса і габаритні розміри фільтрового конденсатора значно менші, ніж (див. рис. 7.12,а) при послідовному з'єднанні тягових машин, де подвоєння частоти на конденсаторі фільтра не відбувається. Крім того, у розглянутій схемі зменшується небезпека виникнення розносного буксування, що дозволяє реалізувати велику силу тяги при пуску. При однаковій потужності тягових машин у схемах 7.12, а і б потужність регулятора  $V1$  і сумарна потужність регуляторів  $V1_1$  і  $V1_2$  також будуть однаковими.

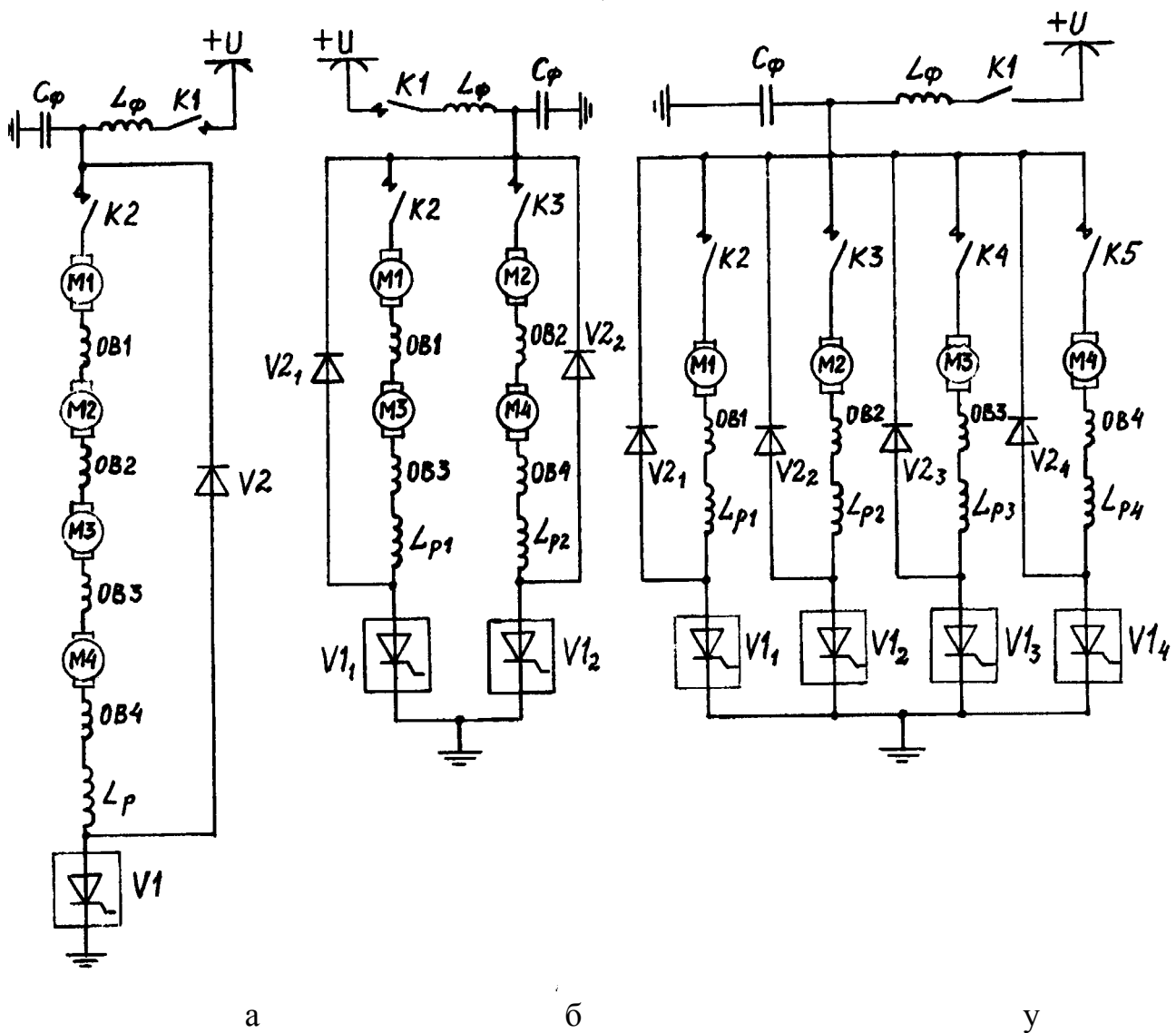


Рис. 7.12 – Схеми з'єднання тягових машин з використанням імпульсних регуляторів

**Паралельне з'єднання (рис. 7.12,в).** У цьому випадку утворюються чотири незалежні групи, у кожній з яких тягова машина через перетворювач підключена до контактної мережі. При роботі перетворювача з  $\lambda = 1$  до тягової машини буде прикладена напруга контактної мережі  $U_d = U$ . Потрібна тягова машина з номінальною напругою, рівною номінальній напрузі контактної мережі (у тяговому режимі). Однак така машина має значно більші масо-габаритні показники, чим тягова машина з  $U_{д\text{ном}} = U/2$ , і її застосування для вагонів метрополітену нерационально. Напругу на тяговій машині можна зменшити, змінивши режим роботи імпульсних регуляторів шляхом обмеження коефіцієнта максимального заповнення на рівні  $\lambda_{\text{max}} = 0,4 \dots 0,6$ , що дозволить використовувати тягові машини з  $U_{д\text{ном}} = U/2$ .

Розглянутій схемі властиві наступні недоліки в порівнянні зі схемами на рис. 7.12,а і б: значне збільшення індуктивності, а відповідно і маси реакторів



$L_p$  для обмеження пульсацій струму в колі тягової машини на припустимому рівні; збільшення числа комутаційних апаратів і зворотних діодів V2; імпульсні регулятори повинні мати більший діапазон регулювання, тому що активний опір кола тягової машини мінімальний. Крім того, практично вдвічі зростає маса імпульсних регуляторів. Їхнє число при паралельному з'єднанні тягових машин у 2 рази більше, ніж при послідовно-паралельному, а маса кожного перетворювача в обох випадках приблизно однакова, тому що елементи перетворювачів розраховують на однакові максимальні напруги і струми. Крім того, збільшення індуктивностей реакторів і числа імпульсних регуляторів обумовлює значне збільшення втрат енергії в цих елементах при паралельному з'єднанні тягових машин. Порівняння показників маси силового електроустаткування вагонів з імпульсними регуляторами показує, що найбільш раціональним є застосування схеми з послідовно-паралельним з'єднанням тягових машин.

Незалежно від системи імпульсних перетворювачів розрізняють два способи їхнього застосування на ЕРС. У першому з них перетворювач включають тільки в періоди пуску й електричного гальмування. Після досягнення напруги на двигунах, рівній або близькій до номінальної, імпульсний перетворювач шунтується контактором і двигуни приєднуються безпосередньо до мережі. Така система можлива лише в тому випадку, якщо тяговий двигун або група послідовно з'єднаних двигунів розраховані на роботу при напрузі контактної мережі. При другому способі імпульсні перетворювачі залишаються включеними протягом усього часу роботи тягових двигунів; при цьому номінальна напруга кола двигунів може відрізнятись від напруги тягової мережі. У цьому випадку імпульсний перетворювач, що працює протягом усього часу включення двигунів, виходить більш важким і дорогим, чим при використанні його тільки при пуску й електричному гальмуванні, але зате більш повно можна реалізувати переваги імпульсного керування, усувається вплив на тягові двигуни коливань напруги і перенапруг у тяговій мережі.

## 8. МЕХАНІЧНЕ ГАЛЬМУВАННЯ ПОЇЗДА

**Загальні відомості.** Гальмування застосовується для зупинки поїзда й утримання його в нерухомості, а також для обмеження швидкості поїзда на спусках, перед кривими ділянками і відповідними колійними знаками. Воно здійснюється за рахунок додатка до поїзда керованих сил, спрямованих проти руху. Ці сили, які штучно збільшують опір руху, називають *гальмівними*.

За характером використання гальмівної сили розрізняють службове (робоче) гальмування й екстрене (аварійне). Службове гальмування застосовується в нормальних умовах роботи, екстрене – для попередження нещасних випадків і аварій. Воно забезпечує найбільше уповільнення і найменший гальмівний шлях, який проходить поїзд з моменту початку гальмування до зупинки.

Здійснення гальмівного режиму засновано на перетворенні за короткий час енергії рушійного поїзда в роботу гальм. Тому для швидкої зупинки поїзда потрібна велика гальмівна сила.

Процес гальмування залежить головним чином від *гальмівної характеристики поїзда  $B(V)$* . Відповідно до цього  $b(V)$  називають *питомою гальмівною характеристикою поїзда*.

За способом створення гальмівної сили розрізняють механічні і електричні системи гальмування. У *механічних гальмах* кінетична енергія поїзда перетворюється в роботу тертя, що витрачається на стирання і нагрівання поверхонь. При *електричному* гальмуванні кінетична енергія поїзда, перетворена в електричну енергію, або поглинається в резисторах рухомого складу і розсіюється у виді тепла в навколишньому середовищі, чи повертається в контактну мережу. У першому випадку електричне гальмування є *реостатним*, у другому – *рекуперативним*. Системи електричного гальмування засновані на принципі зворотності електричних машин, тобто на переході тягових машин з двигунового в генераторний режим. Момент, який потрібний для обертання генератора, реалізується на ободу рушійного колеса у виді гальмівної сили.

Процес гальмування повинний бути дуже надійним. Тому кожен тип рухомого складу, у тому числі й електричний, обладнається, як мінімум, двома незалежними друг від друга системами гальм. На електрорухомому складі міського транспорту це електричне гальмування, що використовується як робоче, і механічне гальмування, що використовується і як аварійне, і як робоче (для гальмування при низьких швидкостях руху, коли електричне гальмування стає неефективним).

Нижче розглянуті механічні (колісно-колодкові, барабанні, дискові) гальма, у яких використовуються сили тертя, а також рейкові електромагнітні гальма.

**Колісно-колодкове гальмо.** При колісно-колодковому гальмі гальмівна сила створюється в результаті натискання гальмівних колодок на колесні бандажі (рис. 8.1). Якщо  $K$  - сила натискання колодки на бандаж,  $kH$ ;

$\varphi_k$  - коефіцієнт тертя між бандажем і колодкою, то гальмівна сила,  $H$ , що розвивається колодкою

$$B_k = 1000 K \varphi_k . \quad (8.1)$$

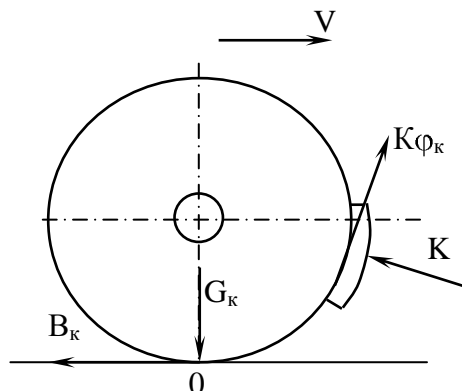


Рис. 8. 1 – Схема сил, що діють на колесо при натисканні гальмівної колодки

Гальмівна сила  $B$  поїзда дорівнює сумі гальмівних сил колодок рухомого складу:

$$B = 1000 \sum K \varphi_k . \quad (8.2)$$

Питома гальмівна сила,  $H/kH$ , при масі  $m$  поїзда

$$b = 1000 \frac{\sum K \varphi_k}{mg} . \quad (8.3)$$

Колісно-колодкове гальмо, що широко застосовується на магістральному залізничному рухомому складі і на вагонах метрополітену на трамвайних вагонах не застосовується. Для зменшення шуму на трамваї в даний час застосовується підресорювання бандажів через спеціальні гумові прокладки, що ускладнюють відвід тепла від бандажів. Бандажі в процесі гальмування можуть перегрітися і відбудеться аварія. Тому як на трамваї, так і на тролейбусі встановлюють спеціальні гальмівні барабани, зв'язані з колесами, на які і дають при гальмуванні колодки.

**Барабанне гальмо.** Схема барабанного гальма трамвайних моторних вагонів показана на рис. 8.2. Гальмівний барабан діаметром  $D_8 = 140 \dots 250$  мм насаджують на кінець вала якоря тягових двигунів чи хвостовик шестірні редуктора.

Зовні до барабана, що виготовляється, як правило, зі сталі, прижимаються дві колодки з асбофрикційними чи металокерамічними накладками шириною від 60 до 100 мм. Натискання колодок здійснюється під дією пневматичного чи електромагнітного приводу через важільну передачу. Для того щоб натискання від колодок на гальмівний барабан врівноважувалося, тобто вал барабана не

випробував згинаючого моменту, гальмівні колодки розташовують симетрично (див. рис. 8.2).

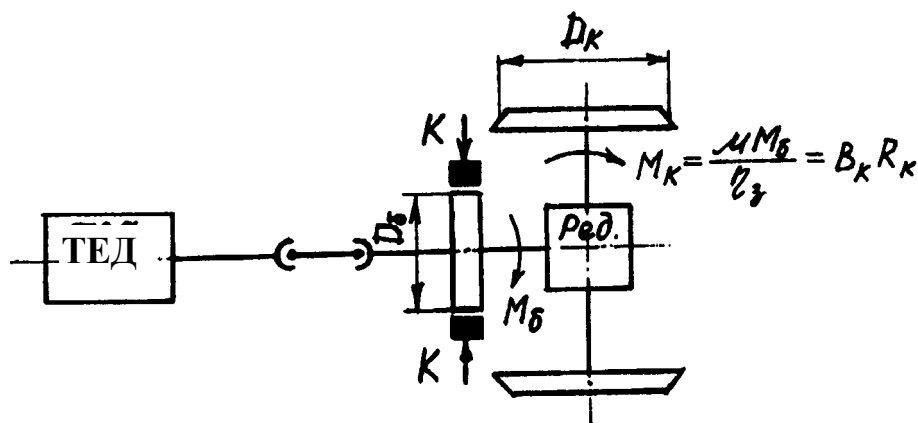


Рис. 8.2 – Схема барабанного гальма трамвая

Якщо  $K$  - сила натискання на одну колодку, кН, то виникаючі при цьому сили тертя між колодками і гальмівним барабаном створять гальмівний момент, кН/м,

$$M_{\delta} = nK\varphi_K R_{\delta}, \quad (8.4)$$

де  $n$ -число гальмівних колодок;  $\varphi_K$  -коефіцієнт тертя між поверхнею гальмівного барабана і колодкою;  $R_{\delta}$  -радіус гальмівного барабана, м.

Гальмівний момент, прикладений до гальмівних колес, залежить від передаточного числа  $\mu$  редуктора і його коефіцієнта корисної дії  $\eta_з$  й визначається виразом

$$M_K = \frac{\mu M_{\delta}}{\eta_з}, \quad (8.5)$$

Гальмівна сила на ободі гальмівних колес, що відповідає цьому моменту,Н,

$$B_K = 1000 \frac{\mu M_{\delta}}{\eta_з R_K} = 1000 \frac{\mu}{\eta_з} \frac{R_{\delta}}{R_K} nK\varphi_K = 1000 K_{\Pi}\varphi_K, \quad (8.6)$$

де

$$K_{\Pi} = \frac{\mu}{\eta_з} \frac{R_{\delta}}{R_K} nK \quad (8.7)$$

$K_{\Pi}$ -приведена до обода гальмівних коліс сила натискання гальмівних колодок, кН.

На тролейбусах гальмівні барабани кріплять безпосередньо до ступиць колес, тому у формули (8. 6) і (8. 7) варто підставляти значення  $\mu = 1$  і  $\eta_з = 1$ .

При заданій силі  $K$  натискання на гальмівні колодки гальмівна сила  $B_K$  залежить від коефіцієнта тертя  $\varphi_K$ .

**Коефіцієнт тертя.** Коефіцієнт тертя гальмівних колодок об барабан (бандаж) залежить в основному від матеріалу тертьових поверхонь, швидкості тертьової поверхні гальмівного барабана (бандажа), а отже, швидкості руху, і сили натискання  $K$  на гальмівну колодку. На значення  $\phi_k$  впливає також форма гальмівної колодки, стан тертьових поверхонь і температура.

Гальмівні колодки виготовляють з різних матеріалів. Найбільше дешевим є виготовлення гальмівних колодок з чавуна. Однак такі колодки володіють тим недоліком, що відносно швидко зношуються і, перетворюючись в чавунний пил, засмічують гальмівний пристрій і навколишнє середовище. З ростом швидкості руху коефіцієнт тертя чавунних колодок вагомо знижується (рис. 8.3). Кращі показники мають гальмівні колодки, виготовлені зі спеціальних матеріалів, так званих композиційних складів. У такі композиції входять складовими частинами азбест, каучук, бакиліт, дерев'яні обпилювання й інші матеріали. Ці колодки в процесі гальмування згоряють, тобто перетворюються в основному в гази й улетучуються. Коефіцієнт тертя цих колодок значно більше, ніж у чавунних і в меншому ступені знижується з ростом швидкості (див. рис. 8.3); зносостійкість у кілька раз більше, ніж у чавунних. Однак у зимових умовах композиційні схильні до зледеніння і через малу теплопровідність.

Підставою для визначення значення коефіцієнта тертя можуть служити тільки досвідні дані. З урахуванням проведених іспитів запропоновані наступні залежності:

для чавунних колодок і сталевго колеса

$$\phi_k = 0,6 \frac{1,63K + 100}{8,15K + 100} \cdot \frac{V + 100}{5V + 100} \quad (8.8)$$

і для композиційних колодок і сталевго колеса

$$\phi_k = 0,44 \frac{0,102K + 20}{0,41K + 20} \cdot \frac{V + 150}{2V + 150} \quad (8.9)$$

У цих виразах сила натискання  $K$  вимірюється в кН, а швидкість  $V$  - у км/год.

Криві залежностей (8.8) і (8.9) при натисканні на гальмівні колодки  $K=20$  кН приведені на рис. 8.3.

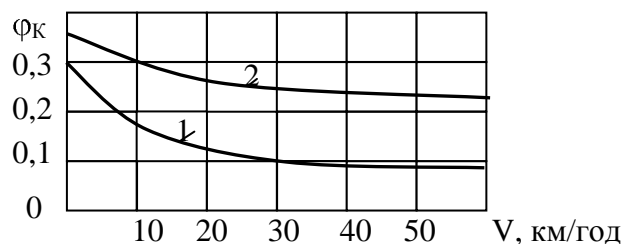


Рис. 8.3 – Криві залежності  $\phi_k$  від  $V$  при чавунних (1) і композиційних (2) колодках

З виразів (8. 8) і (8. 9) випливає, що зі збільшенням сили натискання  $K$  на колодку коефіцієнт тертя  $\varphi_k$  зменшується. З ростом швидкості руху  $V$  коефіцієнт  $\varphi_k$  також знижується. При високих швидкостях руху, особливо для композиційних колодок, коефіцієнт тертя стає  $\varphi_k$  практично постійним. Тому для одержання надійно працюючого гальмівного пристрою доцільне застосування більшого числа колодок з меншим зусиллям  $K$  на колодку і з більшою швидкістю на поверхні гальмівного барабана, тобто гальмівний барабан доцільно встановлювати на валу двигуна чи на входному валу редуктора.

**Розрахунок гальмівної сили поїзда.** Гальмівна сила поїзда  $B$  дорівнює сумі гальмівних сил, що розвиваються всіма гальмівними пристроями:

$$B = \sum B_k = 1000\varphi_k \sum K_n . \quad (8.10)$$

При тягових розрахунках зручно користатися питомими значеннями гальмівної сили,  $H/кН$ :

$$b = 1000\varphi_k \frac{\sum K_n}{mg} = 1000\varphi_k \theta , \quad (8.11)$$

де  $m$ -маса поїзда, т;  $g$ -прискорення вільного падіння,  $м/с^2$ ; множник

$$\theta = \frac{\sum K_n}{mg} \quad (8.12)$$

називають *гальмівним коефіцієнтом* поїзда, що являє собою відносне значення сумарної приведеної сили натискання гальмівних колодок, тобто сумарну приведену силу натискання гальмівних колодок, яка приходить на 1 кН ваги поїзда.

Користаючись залежностями  $\varphi_k \sim V$ , по виразу (8.11) можна побудувати характеристику питомої гальмівної сили поїзда  $b \sim V$ .

Середнє значення коефіцієнта тертя  $\varphi_k$  барабанного гальма лежить у межах 0,28...0,32.

**Обмеження сили натискання колодок по зчепленню.** Приведе сумарне натискання  $\sum K_n$  гальмівних колодок - важливий розрахунковий параметр для конструювання гальмівної системи. Збільшення сили натискання колодок на фрикційну деталь приводить до збільшення гальмівної сили. Однак при цьому не повинний бути порушений закон зчеплення. На рис. 8.4 показана залежність гальмівної сили від натискання колодок. Доти поки умови зчеплення не порушені, гальмівна сила  $B$  росте майже пропорційно натисканню  $\sum K_n$ . Але як тільки гальмівна сила перевищить силу зчеплення і наступить юз, гальмівна сила різко знижується, а потім залишається незмінною, скільки  $b$  не збільшувалось натискання колодок, тому що при юзі гальмівна сила

створюється тільки за рахунок тертя ковзання бандажа по рейці. Коефіцієнт тертя ковзання колеса  $\phi_{ск}$  менше коефіцієнта зчеплення  $\psi$  колеса, яке нормально котиться і є коефіцієнтом тертя котіння. Для барабанного гальма з обліком виразу (8. 10) для запобігання юза необхідно дотримуватись умови

$$1000\phi_k \sum K_n \leq 1000G_T\psi, \quad (8.13)$$

чи

$$\phi_k \sum K_n \leq G_T\psi. \quad (8.14)$$

Звідси

$$\frac{\sum K_n}{G_T} \leq \frac{\psi}{\phi_k}. \quad (8.15)$$

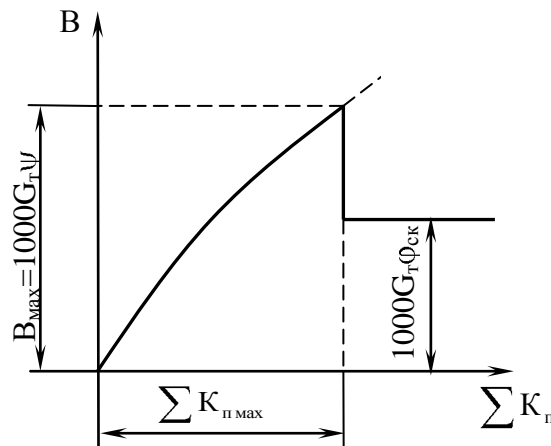


Рис. 8.4 – Залежність гальмівної сили від натискання гальмівних колодок

Відношення найбільшого сумарного натискання гальмівних колодок  $\sum K_{n \max}$  до сили натискання гальмівних колес на рейки чи полотно дороги  $G_T$  називають *коефіцієнтом натискання  $\delta$  гальмівних колодок*:

$$\delta = \frac{\sum K_{n \max}}{G_T}. \quad (8.16)$$

З нерівності (8.15) випливає, що значення  $\delta$  повинне бути менше відношення  $\psi / \phi_k$ , тобто сила натискання обмежена зчепленням колес з рейкою чи полотном дороги. За умови, що всі вісі (колеса) рухомого складу гальмівні і, отже, гальмівна вага  $G_T$  дорівнює вазі поїзда  $G=mg$ , найбільший гальмівний коефіцієнт буде дорівнює коефіцієнту натискання:  $\theta_{\max} = \delta$ . Таке значення гальмівного коефіцієнта варто вибирати при екстремому гальмуванні. При робочому гальмуванні гальмівний коефіцієнт  $\theta = 0,6 \dots 0,7 \bar{\theta}_{\max}$ .

Величину коефіцієнта натискання вибирають так, щоб одержати по можливості найбільшу гальмівну силу й у той же час не допустити заклинювання колес. Найбільша небезпека заклинювання колес при гальмуванні виникає при малих швидкостях руху, тому що коефіцієнт зчеплення в меншому ступені, чим коефіцієнт тертя колодок, залежить від швидкості руху поїзда. Найгірші умови будуть відповідати мінімальному коефіцієнту зчеплення при максимальному коефіцієнті тертя. У розрахунках

приймають наступні значення коефіцієнта натискання  $\delta$  від гальмівної ваги  $G_T$  порожнього поїзда: для вагонів метрополітену при колісно-колодковому гальмі  $\delta = 0,5 \dots 0,6$ ; для вагонів трамвая при барабанних і дискових гальмах  $\delta = 0,7 \dots 0,9$ ; для тролейбусів  $\delta = 1,5 \dots 2,0$ ; для трамвайних вагонів з рейковим електромагнітним гальмом  $\delta = 2$ . Знаючи коефіцієнт натискання колодок, по формулі (8.16) можна визначити сумарну максимальну силу натискання всіх колодок поїзда  $\sum K_{n_{\max}} = \delta \cdot G_T$ , де  $G_T$  - гальмівна вага порожнього поїзда.

Імовірність виникнення юза залежить і від режиму гальмування, тобто від інтенсивності зміни гальмівної сили в процесі гальмування. Найкраще використання сили зчеплення виходить при режимі, коли гальмівна сила інтенсивно наростає на початку гальмування, а потім інтенсивність її поступово зменшується. Однак різке наростання гальмівної сили викликає утворення великих подовжніх зусиль у потязі, що можуть привести до збудження безпеки руху. Тому інтенсивність гальмування, встановлена теоретичним шляхом, повинна бути перевірена експериментально.

**Дискові гальма.** Основна їхня відмінність полягає в тім, що гальмівна сила створюється в результаті тертя гальмівних колодок об обертові фрикційні диски, що зв'язані з колесними парами чи з валами тягових двигунів. Якщо обертові елементи гальма мають плоску поверхню, то такі гальма називаються дисковими.

Сила тертя, що виникає між гальмівною колодкою (накладкою) і обертовим гальмівним диском, створює гальмівний момент,  $N \cdot m$ ,

$$M_T = 1000 K_T \varphi_T R_T \mu_T, \quad (8.17)$$

де  $K_T$  - сумарна сила натискання гальмівних колодок (накладок),  $kH$ ,  
 $\varphi_T$  - коефіцієнт тертя між гальмівною колодкою і гальмівним диском;  
 $R_T$  - радіус (плече) додатка сили натискання гальмівної колодки,  $m$ ;  
 $\mu_T$  - передаточне число ричажної передачі.

Гальмівна сила, приведена до обода колеса,  $H$ ,

$$B_{TK} = 1000 K_T \varphi_T \mu_T R_T / R_{KT},$$

де  $R_{KT}$  - радіус гальмівних колес,  $m$ .

При однотипних колодках і колесних парах поїзда, що мають дискові гальма, питома гальмівна сила,  $N/kH$ ,

$$b_T = 1000 \varphi_T \mu_T \frac{R_T}{R_{KT}} \cdot \frac{\sum K_T}{mg}. \quad (8.18)$$

Позначивши  $\frac{\mu_T R_T}{R_{KT}} \cdot \frac{\sum K_T}{mg} = \theta_d$ , одержимо

$$b_T = 1000 \varphi_T \theta_d. \quad (8.19)$$



Максимальне натискання гальмівних колодок дискових гальм визначається, які при колесно-колодковому і барабанному гальмах, максимальним коефіцієнтом зчеплення колес з рейками. Коефіцієнт тертя  $\phi_T$  залежить від матеріалу колодок (накладок) і диска. Звичайно накладки виконують з асбофрикційних матеріалів (композиція азбестових матеріалів, бакеліту, ебоніту і т. п. ). Гальмівні диски звичайно литі, із сірого чавуна. Тому що при терті накладок об диски в процесі гальмування виділяється велика кількість тепла, до матеріалу дисків і накладок пред'являються особливі вимоги у відношенні теплотривалості і термоусталості.

Коефіцієнт тертя дискових гальм відносно високий (0,25...0,35) і в робочій зоні практично не залежить від швидкості. Недоліком дискових гальм є різке зменшення сили натискання на гальмівні колодки при зносі деталей привідної передачі.

Загальним недоліком розглянутих видів механічних гальм є те, що найбільше натискання колодок обмежене умовами зчеплення колес з рейками чи дорогою. Тим самим обмежуються максимально можливі гальмівні сили й уповільнення. Найбільші уповільнення при гальмуванні в цих системах не перевершують 1,5...2,0 м/с<sup>2</sup>. Тим часом при екстремому гальмуванні такі уповільнення недостатні, тому при наявності тільки механічного гальма небезпечно розвивати високі швидкості руху. Особливо це відноситься до того виду міського електричного транспорту, у якого немає індивідуального полотна, ізолюваного від пішоходів і інших видів транспорту.

**Електромагнітні рейкові гальма.** Рейкові гальма дозволяють розвивати гальмівні сили, необмежені зчепленням колес з рейками. Відомі два види електромагнітних рейкових гальм: магнітно-рейкові, при яких здійснюється притиснення спеціальних гальмівних башмаків до рейок, і гальма, у яких використовується гальмівний ефект від вихрових струмів, що наводяться в рейках за допомогою обмоток спеціальних башмаків, що не стикаються з рейками.

У магнітно-рейкових гальмах гальмівна сила виникає в результаті притиснення башмаків до рейок і передається на візок через її боковини. Тому реалізовані гальмівні сили не обмежені зчепленням колес з рейками.

При рейкових гальмах, заснованих на дії вихрових струмів, щоб забезпечити достатню ефективність гальмування, обмотки гальмівних башмаків повинні створювати сильне магнітне поле в рейках і, як наслідок, сильні вихрові струми. На створення таких полів витрачається електричної енергії в багато разів більше, ніж у магнітно-рейкових гальмах. Достоїнством гальмування вихровими струмами - незалежність гальмівної сили від стану поверхонь рейки і бандажа, ступеня їхнього забруднення і сили зчеплення між ними. В даний час рейкові гальма, засновані на дії вихрових струмів, знаходяться в стадії розробок і призначені для ЕРС з електричним гальмуванням, при якому енергія, яка генерується тяговими двигунами, витрачається на збудження котушок гальмівних башмаків.

Магнітно-рейкове гальмо засноване на використанні сили електромагнітного притиснення до рейок спеціальних гальмівних башмаків,

пружно підвішених до бічних балок рами візка (рис. 8.5,а). Гальмівні башмаки мають обмотки збудження, при живленні яких струмом виникає магнітний потік, що охоплює осердя башмака і рейку (рис. 8.5,б).

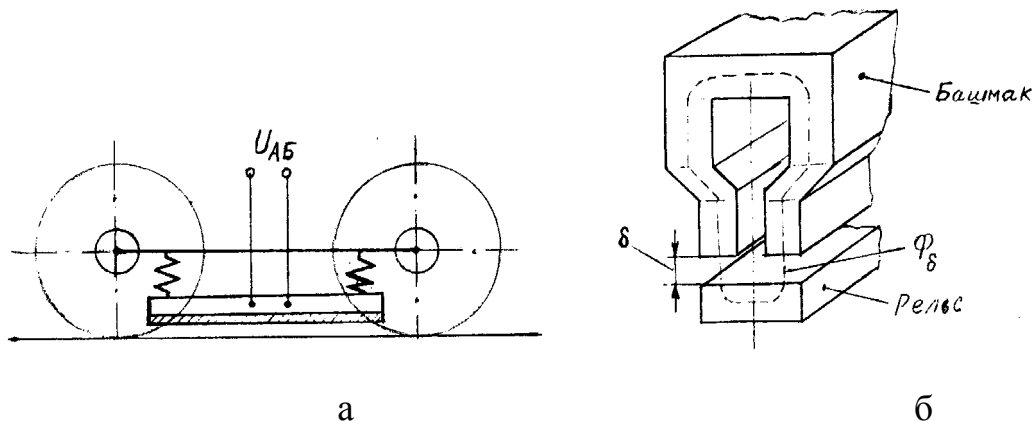


Рис. 8.5 – Схема (а) і магнітний ланцюг (б) магнітно-рейкового гальма

Утворюється сила взаємодії, що притягає башмаки до рейок.  
Сила притиснення башмака до рейки, Н,

$$K_n = \frac{\Phi_\delta^2}{\mu_0 S} = \frac{B_\delta^2 \cdot S}{\mu_0}, \quad (8.20)$$

де  $\Phi_\delta$  - магнітний потік у зазорі між башмаком і рейкою, Вб;

$B_\delta$  - магнітна індукція в зазорі, Тл;  $S$  - площа одного полюсного башмака, м<sup>2</sup>;

$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м - магнітна проникність повітря в зазорі (магнітна постійна).

Сучасні конструкції рейкових електромагнітних гальм дозволяють одержати сили притиснення приблизно 50 кН на 1 м довжини башмака. За значенням сили притиснення  $K_n$  розраховують гальмівну характеристику:

$$B_{mp} = K_n \varphi_{mp}, \quad (8.21)$$

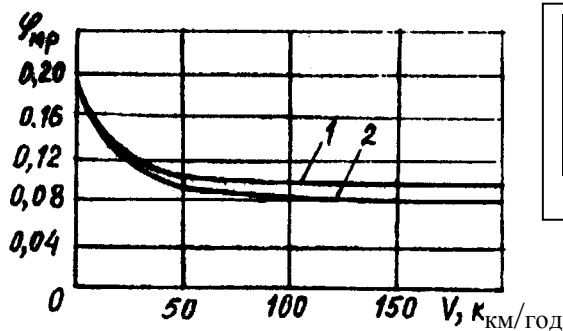
де  $\varphi_{mp}$  - коефіцієнт тертя гальмівного башмака об рейку, що залежить від стану і матеріалу тертьових поверхонь, а також від швидкості руху.

Встановлено наступні емпіричні залежності  $\varphi_{mp}$  від швидкості руху поїзда, км/год:

$$\begin{aligned} &\text{при сухих рейках} \\ \varphi_{mp} &= 0,19 \frac{10,8V + 100}{21,6V + 100}; \end{aligned} \quad (8.22)$$

$$\begin{aligned} &\text{при мокрих рейках} \\ \varphi_{mp} &= 0,19 \frac{7,2V + 100}{18V + 100}. \end{aligned} \quad (8.23)$$

Залежності  $\varphi_{mp}$  розраховані по виразах (8.22) і (8.23), представлені на рис. 8.6 відповідно кривими 1, 2.



V, км/год	0	50	100	150
φ <sub>мр1</sub>	0,19	0,103	0,099	0,098
φ <sub>мр2</sub>	0,19	0,087	0,082	0,080

Рис. 8.6 – Криві залежності коефіцієнта тертя гальмівного башмака від швидкості:  
1- при сухих рейках, 2- при мокрих рейках

Гальмівна сила поїзда, Н,

$$B = 1000 \sum K_{\pi} \phi_{\text{мр}} \quad (8.24)$$

і відповідна цій силі питома гальмівна сила поїзда, Н/кН,

$$b = 1000 \phi_{\text{мр}} \frac{\sum K_{\pi}}{mg} = 1000 \phi_{\text{мр}} \theta_{\text{мр}}, \quad (8.25)$$

де  $\sum K_{\pi}$  - сумарна сила притиснення гальмівних башмаків, кН;  $\theta_{\text{мр}} = \sum K_{\pi} / mg$  - гальмівний коефіцієнт натискання гальмівних башмаків.

При гальмуванні рейковий башмак ковзає по рейці, але в наслідок нерівностей і забруднення шляху прилягає до нього не всією своєю поверхнею, через що знижується як магнітний потік, що замикається через рейки, так і сила натискання башмаків. Тому при розрахунку електромагнітної характеристики гальма, тобто залежності МРС  $F_m$  від індукції  $B_m$ , варто приймати деякий еквівалентний зазор  $\delta_3$ , відмінний від дійсного зазору  $\delta$ . З метою швидкого введення в дію гальм зазор повинний бути не великий і при відсутності гальмування (порядку 10...12 мм), що пред'являє дуже високі вимоги до стану шляху. Незважаючи на цей недолік, дія рейкового гальма дуже ефективна, тому що дозволяє реалізувати високі уповільнення (приблизно 3,5...4,0 м/с<sup>2</sup>), недостижні при інших системах гальмування.

При переміщенні магнітного поля створюваного обмоткою башмака, що рухається, у рейках наводиться ЕРС і виникають вихрові струми, що можуть створювати небезпечні зони навколо рейки. Щоб уникнути цього полярність обмоток башмаків роблять зустрічною. Вихрові струми, хоча і створюють додаткову гальмівну силу, у значно більшому ступені викликають перекручування і тим самим зменшення ефективного магнітного потоку, а отже, і зниження гальмівної сили, особливо при високих швидкостях руху.

Втрати гальмівної сили від дії вихрових струмів визначають на підставі рівнянь Максвелла.

У зв'язку з різким зниженням коефіцієнта тертя  $\phi_{\text{мр}}$  гальмівного башмака об рейку при збільшенні швидкості руху (див. рис. 8.6) і відповідно різким зменшенням гальмівної сили рейкове гальмо знайшло застосування в основному як аварійне гальмо і для утримання рухомого складу на зупинці.

**Рух поїзда при механічному гальмуванні.** При колодкових гальмах гальмівна сила зменшується з ростом швидкості  $V$  швидше, ніж зростає питомий опір руху  $w_{\text{ох}}$ . Отже, при збільшенні швидкості руху гальмівна сила поїзда  $b + w_{\text{ох}}$  зменшується. Це є недоліком таких гальм, особливо при чавунних колодках, тому що при русі на спусках обумовлює механічну нестійкість процесу гальмування.

При гальмуванні на спуску діє складова ваги поїзда, спрямована у бік руху поїзда і гальмівна сила спрямована протилежно. Різниця цих сил визначає характер руху поїзда: прискорений, уповільнений чи сталий.

При гальмуванні поїзда на спуску рівняння руху має вид

$$102 \frac{b + w_{\text{ох}}}{\zeta} \frac{dV}{dt} = -b + w_{\text{ох}} + w_i. \quad (8.26)$$

На рис. 8.7 приведені залежності від швидкості руху питомих сил, що входять у праву частину цього рівняння. Крива 1 характеризує зміну гальмівної сили; 2- основний опір руху; 3 – уповільнююча сила; 4-складова сили ваги. Сили опору руху і уповільнююча відкладені в позитивному напрямку, як і складова сили ваги, хоча в дійсності вони спрямовані протилежно їй.

Рівновага прикладених до поїзда сил у режимі гальмування настає при швидкості  $V_A$  (див. рис. 8.7), що відповідає  $b + w_{\text{ох}} = w_i$  і, отже,  $\frac{dV}{dt} = 0$ . При найменшому відхиленні швидкості від  $V_A$  рівновага порушується. Якщо,  $V < V_A$ , то  $b + w_{\text{ох}} > w_i$ , отже,  $\frac{dV}{dt} < 0$  і поїзд почне рухатися уповільнено до повної зупинки. Якщо  $V > V_A$ , то  $b + w_{\text{ох}} < w_i$  і  $\frac{dV}{dt} > 0$ , тобто швидкість поїзда буде зростати. Умову нестійкості режиму гальмування можна представити так  $\frac{d(b + w_{\text{ох}})}{dV} < \frac{dw_i}{dV}$ , чи  $\frac{d(b + w_{\text{ох}})}{dV} < 0$ , тому що  $w_i = i$  і  $\frac{dw_i}{dV} = 0$ .

Однак ця нестійкість режиму не є перешкодою для застосування механічного гальмування на рухомому складі, тому що завдяки великій інерції поїзда механічні перехідні процеси протікають повільно і машиніст має можливість регулювати гальмівну силу для підтримки незмінної швидкості руху. Для цього машиністу приходить збільшувати натискання колодок при зростанні швидкості руху і зменшувати при її зниженні.

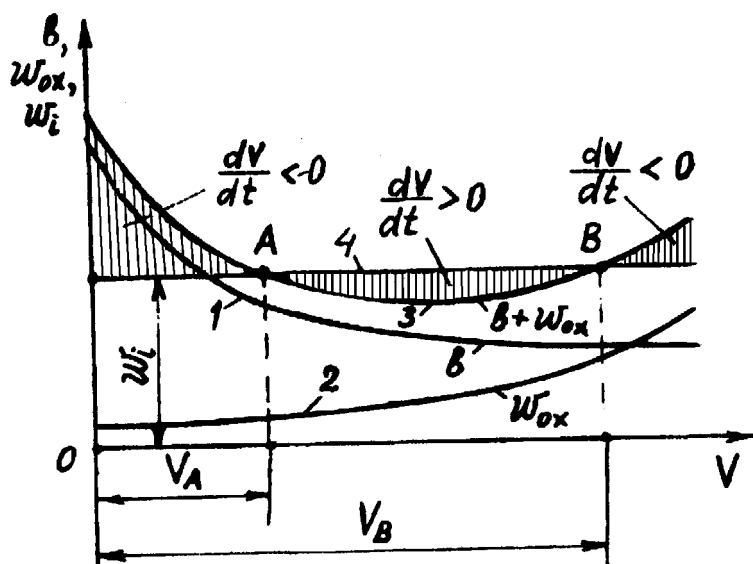


Рис. 8.7 – До визначення стійкості режиму механічного гальмування поїзда

Лише при дуже високих швидкостях в наслідок різкого зростання основного опору руху режим механічного гальмування стає стійким. Дійсно, з рисунка 8. 7 випливає, що швидкість  $V_B$  відповідає стійкому режиму руху поїзда. Тому якщо при механічному гальмуванні  $V_A < V < V_B$ , то  $\phi + w_{ox} < w_i$  і  $\frac{dV}{dt} > 0$ , тобто швидкість поїзда буде наростати в процесі гальмування до рівноважного значення  $V_B$ . Якщо  $V > V_B$ , то  $\phi + w_{ox} > w_i$ ,  $\frac{dV}{dt} < 0$ , і, отже, швидкість буде зменшуватися до  $V_B$ . Тому загальна умова стійкості режиму гальмування має вид

$$\frac{d(\phi + w_{ox})}{dV} > \frac{dw_i}{dV}, \quad \frac{d(\phi + w_{ox})}{dV} > 0. \quad (8.27)$$

Цей критерій стійкості справедливий при будь-якій системі гальмування, у тому числі і при електричному гальмуванні, гальмівна характеристика якого має позитивну жорсткість. Гальмівна характеристика механічно стійких систем повинна автоматично зростати при збільшенні швидкості руху.

Гальмівна характеристика механічного гальмування поїзда обмежується двома умовами: по-перше, зчепленням, що визначається граничною характеристикою при  $\sum K_{\Pi} = \sum K_{\Pi \max}$ , і, по-друге, швидкістю, тому що вона не може перевищувати граничної величини  $V_{T \max}$ , що допускається “Правилами технічної експлуатації електрорухомого складу”.

За типом приводу механічні гальма розділяються на ручні, пневматичні, електропневматичні, гідравлічні й електромагнітні. Пневматичний привід застосовується на трамвайних вагонах РВЗ - 6М2, ЛМ - 68 і на тролейбусі ЗІУ-682. Електромагнітний привід застосовується на трамвайних вагонах КТМ - 5М3 і Т3.

У зв'язку з ростом швидкостей руху рухомий склад обладнують комбінованими системами гальмування, кожна з яких має найбільшу ефективність у визначеному діапазоні швидкостей. Одночасна дія непередбаченого сполучення систем гальмування, при якому може виникнути юз і заклинювання колес, запобігається спеціальними пристроями.

## 9. ЕЛЕКТРИЧНЕ ГАЛЬМУВАННЯ

### 9.1. Електричне гальмування ЕРС постійного струму з контакторно-реостатним керуванням

**Принцип електричного гальмування.** Одним з істотних переваг електричної тяги є можливість застосування електричного гальмування, заснованого на використанні зворотності електричних машин: кожна електрична машина може працювати в режимі генератора і двигуна. Властивість зворотності є найважливішою перевагою електричних машин перед іншими перетворювачами енергії. Процес перетворення енергії в двигуні й генераторі показаний на рис. 9.1.

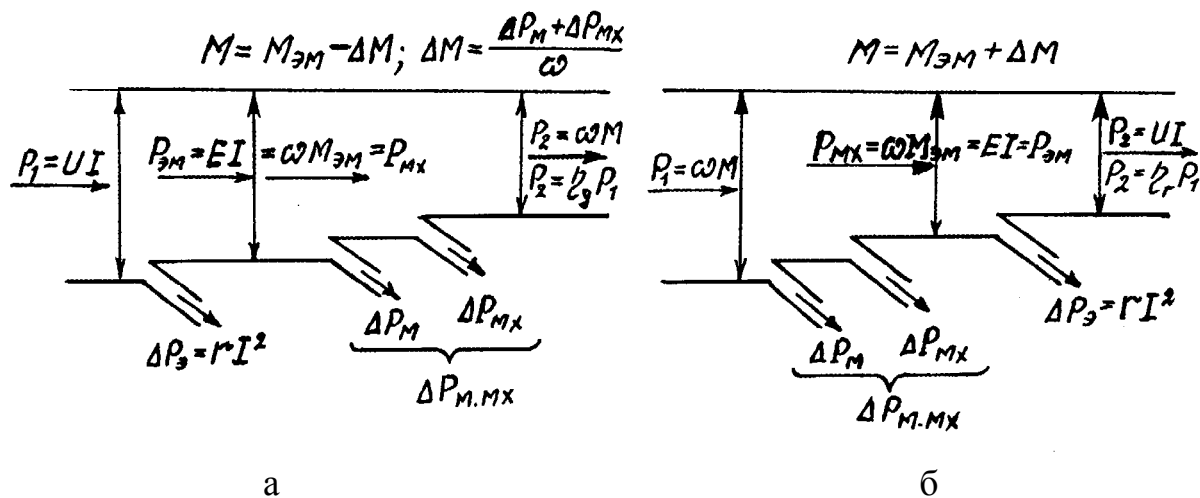


Рис. 9.1 – Енергетичні діаграми перетворення енергії в двигуні (а) і генераторі (б) послідовного збудження

Гальмівна сила електричного гальмування має ту ж природу, що і сила тяги, але спрямована в бік, протилежний руху поїзда. Розходження в абсолютних значеннях сил тяги й електричного гальмування обумовлено лише різним впливом механічних і магнітних втрат у двигуні і втрат у передачі. У той час як при тяговому режимі ці втрати викликають зниження сили тяги в порівнянні з електромагнітною на величину  $\Delta F_k = 3,6(\Delta P_m + \Delta P_{mx} + \Delta P_z) / V$ , при генераторному режимі вони збільшують на таку ж величину гальмівну силу і

сприяють гальмуванню поїзда. Тому гальмівна сила  $B_k$ , що розвивається однією тяговою машиною при будь-якій системі електричного гальмування, Н,

$$B_k = B_{эм} + \Delta B_k = 3,6 \frac{P_{эм}}{V} + \Delta B_k = 3,6 \cdot C\Phi I + 3,6 \frac{\Delta P_m + \Delta P_{mx} + \Delta P_3}{V}, \quad (9.1)$$

а гальмівна сила поїзда при  $n_d$  двигунах, Н,

$$B = n_d B_k = n_d (3,6 \cdot C\Phi I + \Delta B_k), \quad (9.2)$$

де  $\Delta B_k$  - збільшення гальмівної сили, викликане магнітними і механічними втратами в двигуні й передачі, що визначається формулою, аналогічною формулі для визначення втрат сили тяги, Н:

$$\Delta B_k = 3,6 \frac{\Delta P_m + \Delta P_{mx} + \Delta P_3}{V}. \quad (9.3)$$

Форма гальмівної характеристики  $B(V)$  залежить від системи електричного гальмування. На відміну від механічного гальмування тут відповідним вибором схеми включення тягових машин і параметрів цих схем можна одержати характеристики бажаної форми: *жорсткі* - для обмеження швидкості на спусках або *м'які* - для зупинки поїзда, коли потрібно підтримувати практично без змін гальмівну силу в широкому діапазоні швидкостей.

*Застосування електричного гальмування* дає змогу одержувати економію витрат енергії на рух поїзда (у разі застосування рекуперативного гальмування) і підвищує надійність і безпеку експлуатації ЕРС з наступних причин:

1) при русі на ухилі електричне гальмування має механічно стійку характеристику, при якій будь-яке довільне підвищення швидкості супроводжується збільшенням гальмівного зусилля; цією властивістю не володіє механічне гальмування;

2) гальмування на затяжних ухилах не супроводжується досить небезпечним в експлуатації нагріванням гальмівних колодок і бандажів, що має місце при механічному гальмуванні;

3) імовірність заклинювання коліс при юзі у випадку електричного гальмування значно менше, ніж при механічному;

4) на ЕРС з'являється другий вид гальма, оскільки механічне гальмування зберігається у вигляді додаткових поїзних або резервних гальм.

*Основний недолік* електричного гальмування полягає в тому, що дія його поширюється тільки на колеса, зв'язані з тяговими двигунами; це, природно, значно обмежує максимально можливу гальмівну силу. *Недоліком* електричного гальмування є також необхідність збільшення потужності тягових двигунів, які повинні працювати не тільки в тяговому, але й у гальмівному режимі, а також ускладнення пристроїв керування ЕРС.

При двигунах послідовного збудження для здійснення рекуперативного гальмування необхідні спеціальні збуджувальні агрегати, а для реостатного гальмування - збільшення потужності пускових реостатів.

Найбільше поширення одержало реостатне гальмування. На ЕРС із ТЕД змішаного збудження застосовують обидва види електричного гальмування - рекуперативне і реостатне. Рекуперативне гальмування використовують головним чином як засіб зниження швидкості і для підгальмування на спусках; керування рекуперативним гальмуванням при цьому здійснюється переміщенням вала контролера керування з позицій високої на позиції низької швидкості. При гальмуванні до зупинки використовують тільки реостатне гальмування.

Система електричного гальмування повинна задовольняти наступним основним вимогам: мати електричну стійкість при всіх можливих експлуатаційних режимах і високій експлуатаційній надійності; стійкість по комутаційних, теплових і ізоляційних властивостях тягових машин; простоту і зручність керування для водія; забезпечувати рівномірний розподіл струму між паралельно включеними колоами тягових генераторів при розбіжності їхніх характеристик; плавну і швидко появу гальмівної сили при установці контролера керування в гальмівне положення; необхідні гальмівні характеристики без перевищення припустимих меж для апаратів і устаткування.

#### РЕОСТАТНЕ ГАЛЬМУВАННЯ

*Основні рівняння.* При реостатному гальмуванні тягові машини, що працюють у генераторному режимі, включаються на гальмівний реостат (рис. 9.2) і їхня ЕРС врівноважується сумою падінь напруги в цьому реостаті і самих тягових машинах.

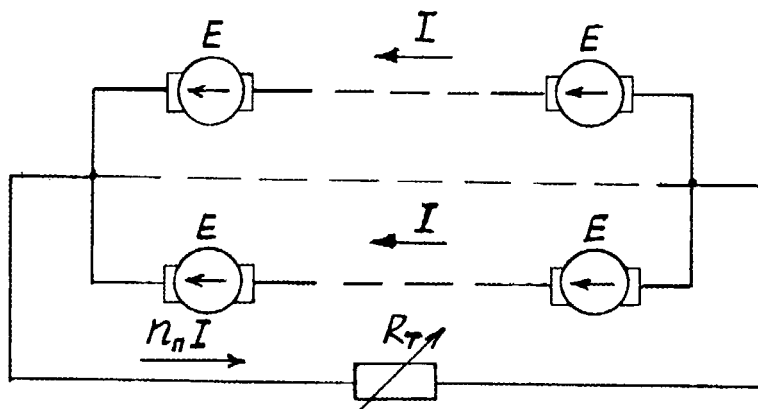


Рис. 9.2 – Схема включення тягових машин на загальний гальмівний реостат



Рівняння електричної рівноваги набуває при реостатному гальмуванні *однієї* машини наступний вигляд:

$$CV\Phi = (r + R'_T)I, \quad (9.4)$$

звідки

$$R'_T = \frac{CV\Phi}{I} - r, \quad (9.5)$$

де  $V$  - швидкість поїзда при реостатному гальмуванні,

$R'_T$  - опір гальмівного реостата, віднесений до одного тягового двигуна.

Якщо при реостатному гальмуванні  $n_c$  двигунів включено послідовно і  $n_{\Pi}$  - паралельно, то

$$n_c CV\Phi = n_c rI + n_{\Pi} R_T I$$

або

$$CV\Phi = \left(r + \frac{n_{\Pi}}{n_c} R_T\right) \cdot I, \quad (9.6)$$

де  $R_T$  - повний опір гальмівного реостата.

Зіставляючи вирази (9. 4) і (9. 6), одержимо

$$R'_T = \frac{n_{\Pi}}{n_c} R_T \quad (9.7)$$

або

$$R_T = \frac{n_c}{n_{\Pi}} R'_{T'} . \quad (9.8)$$

З рівняння (9. 6) одержуємо такі вирази для струму  $I$  двигуна і швидкості  $V$  при сталому режимі реостатного гальмування:

$$I = \frac{CV\Phi}{r + \frac{n_{\Pi}}{n_c} R_T}; \quad (9.9)$$

$$V = \frac{\left(r + \frac{n_{\Pi}}{n_c} R_T\right) \cdot I}{C\Phi}. \quad (9.10)$$

Характеристики  $V(I)$  і  $B(I)$  реостатного гальмування залежать від схеми збудження тягових машин при генераторному режимі.

*Реостатне гальмування при послідовному збудженні тягових двигунів.* Реостатне гальмування з генератором послідовного збудження одержало широке застосування. На електричному рухомому складі (ЕРС) міського транспорту його застосовують на вагонах метрополітену і на багатьох типах

трамвайних вагонів.

Основною перевагою цього виду гальмування є те, що воно здійснюється без додаткового джерела енергії для кола збудження. Крім того, режим гальмування не залежить від напруги в контактній мережі.

Істотний недолік такого гальмування полягає в значній тривалості й нестабільності процесу самозбудження генераторів. Час самозбудження залежить від швидкості, опору гальмівного реостата, ступені ослаблення збудження і залишкового магнітного потоку в машині.

*Процес самозбудження.* При реостатному гальмуванні тяговий двигун відключається від мережі і замикається на гальмівний реостат. Перехід двигуна в генераторний режим відбувається завдяки потоку залишкового магнетизму, що зберігається в ньому. Для використання цього потоку необхідно, щоб при переході з двигунового режиму в генераторний при зміні напрямку струму якоря не змінювався напрямок МРС, а отже, і струм збудження. Тому при реостатному гальмуванні необхідно переключити або виводи Д1 і Д2 якоря (так позначаються виводи якоря в машинах постійного струму з розщепленою обмоткою додаткових полюсів), або виводи С1 і С2 послідовної обмотки збудження (рис. 9.3,б,в).

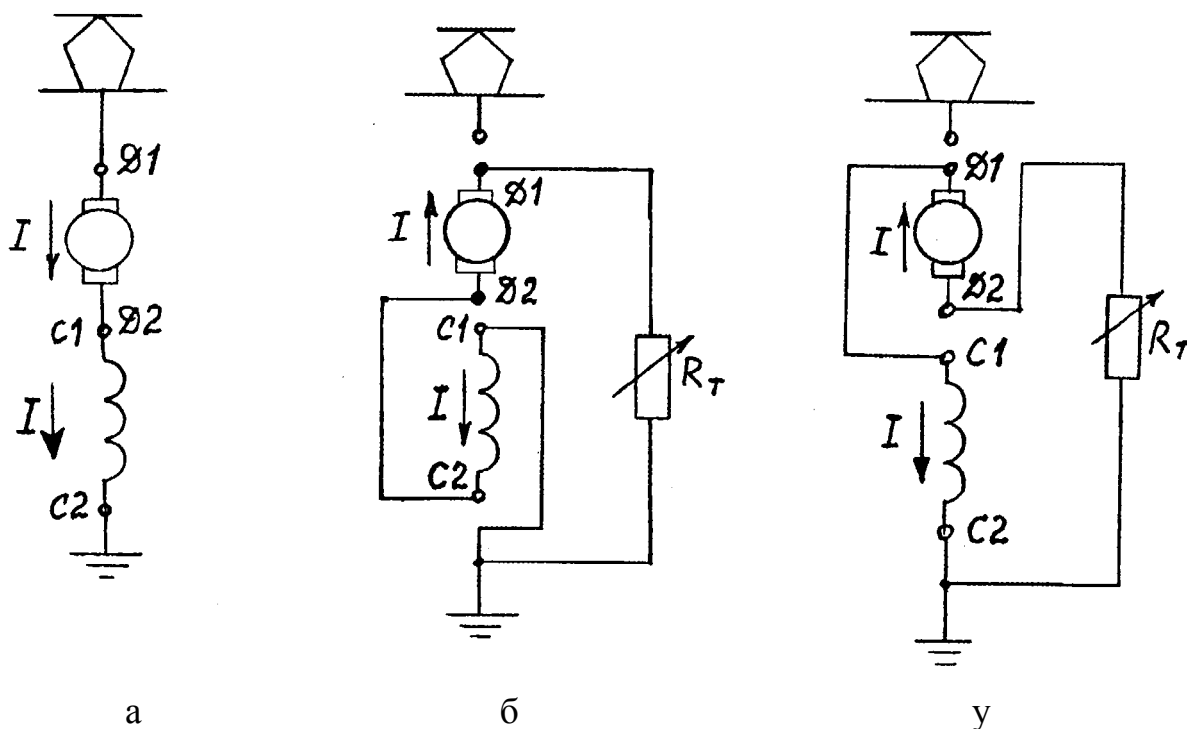


Рис. 9.3 – Схеми включення тягової машини:

- а) у режимі двигуна; б) генератора з переключенням виводів якоря;  
в) генератора з переключенням виводів обмотки збудження

Розглянемо перехідний процес самозбудження генератора, включеного на гальмівний реостат. У тяговому режимі машина працювала двигуном і була включена за схемою рис. 9.3,а. Зневажаючи впливом вихрових струмів і з огляду на те, що завдяки великій інерції поїзда швидкість його не встигає

істотно змінитися за час перехідних процесів і може бути прийнята постійною ( $V=\text{const}$ ), запишемо рівняння перехідного процесу при  $R'_T=\text{const}$

$$CV\Phi = i(r + R'_T) + L \frac{di}{dt},$$

або

$$L \frac{di}{dt} = CV\Phi - (r + R'_T) \cdot i,$$

де  $L$  - індуктивність кола реостатного гальмування. Складові цих рівнянь представлені графічно у функції струму на рис. 9.4.

Залежність  $CV\Phi(i)$  представлена кривою 1, побудованою з урахуванням початкової ЕРС  $E_0 = CV\Phi_0$ , де  $\Phi_0$  - залишковий магнітний потік. Сумі падінь напруги  $(r + R'_T) \cdot i$  в генераторі і гальмівному реостаті відповідає пряма 2, що проходить через початок координат. ЕРС  $L \frac{di}{dt}$  показана на рис. 9.4 різницями ординат кривої 1 і прямої 2.

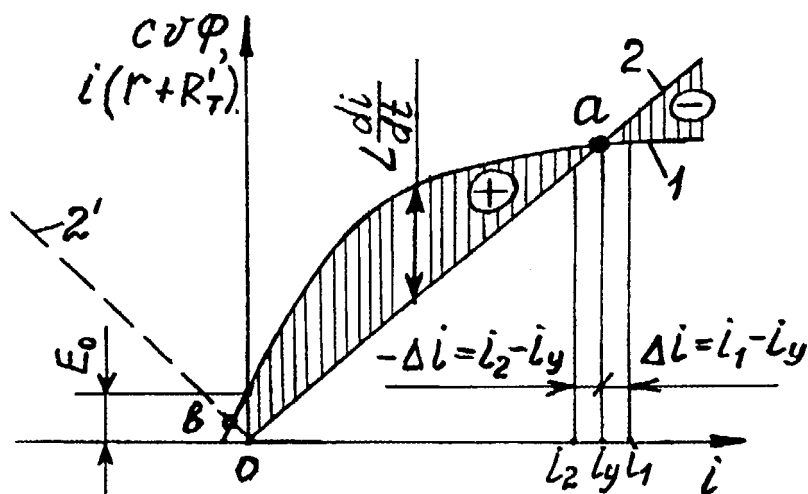


Рис. 9.4 – Процес самозбудження генератора при  $V=\text{const}$ ,  $R'_T=\text{const}$

Як видно з рис. 9.4, завдяки ЕРС  $E_0$  величина  $L \frac{di}{dt}$  в момент включення тягової машини на гальмівний реостат при струмі  $i=0$  позитивна, тобто струм починає зростати. У міру збільшення струму  $L \frac{di}{dt}$  спочатку зростає, а потім зменшується і при струмі, що відповідає точці  $a$  перетину кривої  $CV\Phi(i)$  і прямої  $(r + R'_T) \cdot i$ , стає рівна нулю. При цьому струмі закінчується перехідний процес і настає електрична рівновага: ЕРС генератора дорівнює падінню напруги в його силовому ланцюзі.

Електрична рівновага у випадку струму, що відповідає точці *a*, є стійкою. З рис. 9.4 видно, що при випадковому збільшенні струму реостатного гальмування ЕРС CVФ менше суми падінь напруги  $(r + R'_T) \cdot i$ ,  $L \frac{di}{dt}$  менше нуля і струм зменшується, тобто прагне до початкового значення. При випадковому зменшенні струму CVФ більше  $(r + R'_T) \cdot i$ ,  $L \frac{di}{dt} > 0$  і струм збільшується. Таким чином, забезпечена основна умова зовнішньої стійкості, яка полягає в тому, що знаки відхилення струму і похідної  $\frac{di}{dt}$  (а разом з нею і величини  $L \frac{di}{dt}$ ) повинні бути протилежними. У загальному вигляді ця умова може бути виражена нерівністю

$$\frac{d}{di} \left( L \frac{di}{dt} \right) < 0, \quad \text{або} \quad \frac{d}{di} [CV\Phi - (r + R'_T) \cdot i] < 0,$$

звідки

$$\frac{dCV\Phi}{di} < r + R'_T. \quad (9.11)$$

Отже, реостатне гальмування стійке тільки в тому випадку, якщо ЕРС CVФ зростає зі збільшенням струму в меншій мірі, ніж сума падінь напруги  $(r + R'_T) \cdot i$ . Як видно з рис. 9.4, умова дотримується при струмі, що відповідає точці *a*, що і визначає можливість стійкого реостатного гальмування.

Якби при переході з рухового режиму в гальмівний не були зроблені переключення, струм якоря протікав би в обмотці збудження в протилежному напрямку і лінію  $(r + R'_T) \cdot i$  на рис. 9.4 варто було б провести в другому квадранті. При цьому сталий струм був би мізерно малий (лінія 2' і точка *в*).

*Залежність процесу самозбудження від опору гальмівного реостата і швидкості.* Значення сталого струму реостатного гальмування залежить від опору гальмівного реостата  $R'_T$  і швидкості  $V$  [див. ф-лу (9.9)]. При даній швидкості  $V = \text{const}$  значення сталого струму  $i_y$  залежить від нахилу лінії  $(r + R'_T) \cdot i$  і він тим менше, чим більше опір  $R'_T$  (рис. 9.5,а).

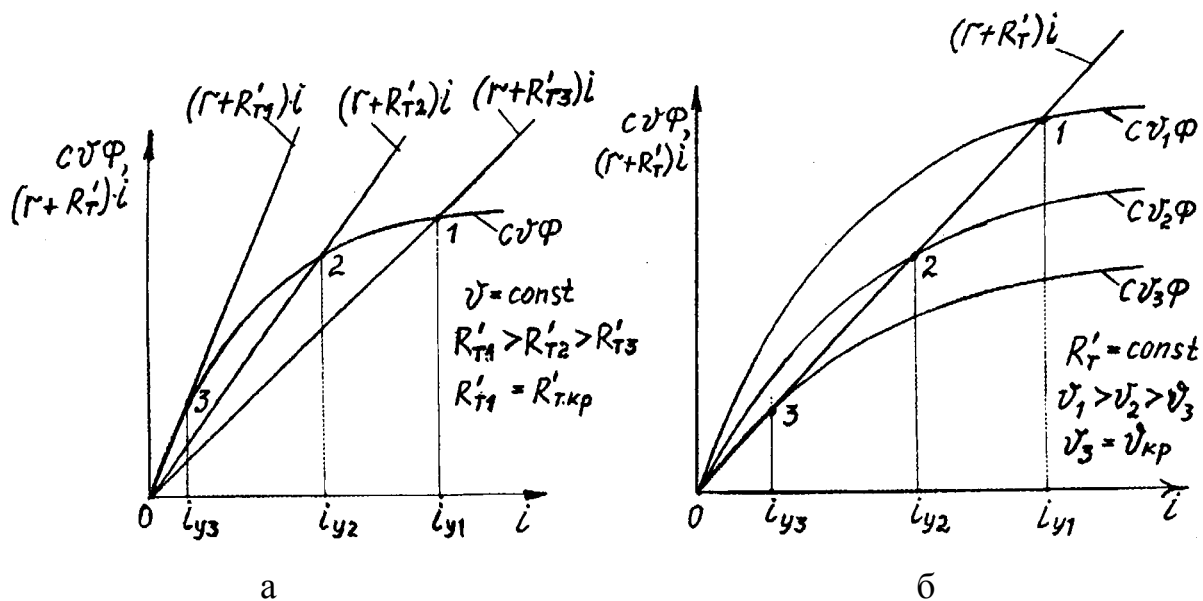


Рис. 9.5 – Залежність процесу самозбудження від опору гальмівного реостата (а) і від швидкості (б)

Отже, зі збільшенням опору  $R'_T$  при  $V = \text{const}$  зменшується сталий струм реостатного гальмування і відповідно гальмівна сила. При деякому значенні опору  $R'_{T1} = R'_{\text{ТКР}}$  пряма  $(r + R'_T) \cdot i$  перетинає криву  $CV\Phi(i)$  у початковій її частині (точка 3) і самозбудження машини стає практично неможливим. Опір гальмівного реостата  $R'_{\text{ТКР}}$ , при якому неможливе самозбудження машини при даній швидкості  $V = \text{const}$ , називається критичним.

На рис. 9.5,б представлені криві  $CV\Phi(i)$  при різних значеннях швидкості  $V$  і тому самому значенні опору  $R'_T$  гальмівного реостата. Як видно, при  $R'_T = \text{const}$  зі зменшенням швидкості зменшується ЕРС і сталий струм, а отже, і гальмівна сила. При деякому значенні швидкості пряма  $(r + R'_T) \cdot i$  перетинає криву  $CV\Phi(i)$  у початковій її частині (точка 3), і самозбудження машини стає неможливим. Швидкість, при якій самозбудження машини при  $R'_T = \text{const}$  неможливе, називається критичною ( $V_{\text{кр}}$ ). Кожній ступені опору гальмівного реостата відповідає певне значення критичної швидкості. Чим більше опір гальмівного реостата, тим вище критична швидкість.

**Характеристики.** Гальмівну характеристику поїзда  $B(V)$  будують по кривих електромеханічних характеристик  $V(I)$  і  $B_k(I)$  реостатного гальмування, які можна розрахувати виходячи з даного опору гальмівного реостата по формулах (9.10) і (9.2) і відомій залежності  $S\Phi(I)$ . Якщо ця залежність не задана, характеристики можна побудувати, користуючись залежністю  $V(I)$  для двигуна з обліком того, що  $S\Phi = (U - rI) / V_d$ , де  $V_d$  - швидкість тягового режиму, що відповідає напрузі  $U$  і струму  $I$ , для якого визначаються швидкість і гальмівна сила при реостатному гальмуванні.

Підставляючи значення СФ, виражене через швидкість тягового режиму, у формули (9.10) і (9.2), одержимо:

$$V = \frac{V_d \left( r + \frac{n_p}{n_c} R_T \right) \cdot I}{U - rI} ; \quad (9.12)$$

$$B = n_c n_p \left[ 3,6 \frac{U - rI}{V_d} \cdot I + \Delta B_K \right] . \quad (9.13)$$

Величину  $\Delta B_K$  розраховують по формулі (9.3), причому магнітні й механічні втрати повинні бути визначені по струму  $I$  і швидкості  $V$ , знайденої по формулі (9.12). Якщо немає даних про магнітні й механічні втрати, припустимо зневажити незначним розходженням у величинах  $\Delta B_K$  і  $\Delta F_K$ , викликаних тим, що при тих самих струмах якоря швидкості можуть бути неоднаковими. Тому величину  $\Delta B_K$  можна знайти приблизно по характеристиках  $F_{\text{эм}}$  ( $I$ ) і  $F_K$  ( $I$ ) як різниця  $\Delta F_K = F_{\text{эм}} - F_K$  при даному гальмівному струмі  $I$ . Тому що  $B_K = F_{\text{эм}} + \Delta B_K$ , то для побудови кривої  $B_K$  ( $I$ ) зручно відкладати вгору від кривої  $F_{\text{эм}}$  ( $I$ ) відрізки  $\Delta B_K \cong \Delta F_K$ , що представляють собою різницю величин  $F_{\text{эм}}$  і  $F_K$  (рис. 9.6). Характеристики уповільнюючих сил  $(B + W_0)(V)$  розраховують так само, як і при механічному гальмуванні, з тим лише розходженням, що основний опір рухові беруть щодо режиму руху під струмом.

З формули (9.10) видно, що при реостатному гальмуванні двигунів послідовного збудження найбільш ефективно регулювати швидкість зміною опору  $R_T$  гальмівного реостата. Чим більше цей опір, тим при даному струмі, а отже, і гальмівній силі повинна бути вище швидкість. Збільшення опору при будь-якій швидкості приводить до зниження струму і гальмівної сили. Можливо так само регулювання гальмівної сили і швидкості зміною магнітного потоку. Як впливає з формули (9.10), у разі зменшення збудження підвищується швидкість при даному струмі, а отже, і гальмівна сила і знижуються струм та гальмівна сила при незмінній швидкості. Розрахунок характеристик реостатного гальмування при регулюванні магнітного потоку можна вести по формулах (9.12) і (9.13), якщо виходити зі швидкісних характеристик тягового режиму

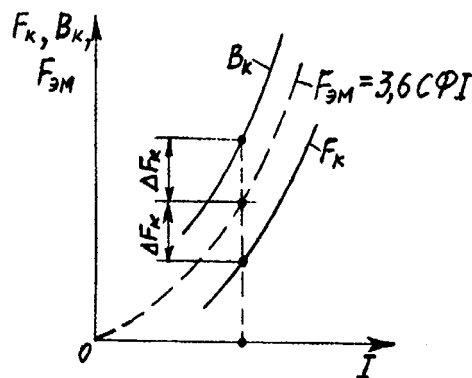


Рис. 9.6 – Побудова кривої  $B_K$  ( $I$ )

$$V_d = \frac{U - (r_{\text{я}} + \alpha r_{\text{в}}) \cdot I}{C\Phi} \quad (9.14)$$

при тій же, що й у режимі гальмування, зміні МРС і збудження  $\alpha$ . Тут  $r_{\text{я}}$  - опір обмоток якоря і додаткових полюсів;  $r_{\text{в}}$  - опір обмотки збудження.

На рис. 9.7 наведені залежності  $V(I)$ , а на рис. 9.8 – гальмівні  $V(B)$  характеристики при різних опорах гальмівного реостата. Як видно з цих рисунків, при малих навантаженнях реостатному гальмуванню із самозбудженням властиві жорсткі характеристики, але зі збільшенням навантаження вони стають все більш м'якими. Це пояснюється тим, що швидкість при реостатному гальмуванні пропорційна відношенню  $I/\Phi$  [див. ф-лу (9.10)].

У випадку невеликих струмів і ненасиченій тяговій машині це відношення незмінне і, отже, практично постійна швидкість  $V$ . З підвищенням навантаження в міру насичення машини відношення  $I/\Phi$  збільшується і відповідно зростає швидкість. При значному насиченні, коли припиняється зростання магнітного потоку, швидкість росте прямо пропорційно струму якоря і гальмівній силі. При цьому нахил лінії до осі абсцис тим більший, чим більше опір гальмівного реостата.

На рис. 9.7 і 9.8 показані також обмеження характеристик реостатного гальмування. Поряд з обмеженнями, загальними для тягового і гальмівного режимів - за максимально припустимим струмом  $I_{\text{max}}$  двигуна (і відповідно до цього струму максимальній гальмівній силі  $B_{\text{max}}$ ), зчепленням (величина  $B_{\text{max}}$  не повинна перевищувати межі по зчепленню, а струм  $I_{\text{max}}$ , обумовлений за характеристикою  $V(I)$ , не повинен перевищувати межі по комутації) і максимальній (конструкційній) швидкості  $V_{\text{max}} = V_{\text{констр}}$ , при реостатному гальмуванні вводиться додаткове обмеження за максимально припустимою напругою  $U_{\text{max}}$  тягового двигуна.

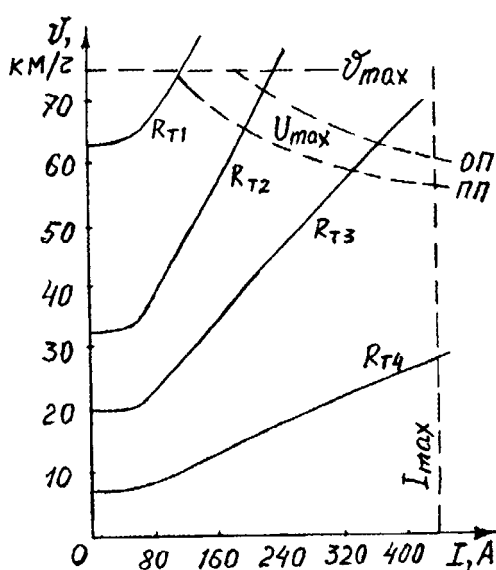


Рис. 9.7 – Характеристики  $V(I)$  реостатного гальмування і їх обмеження

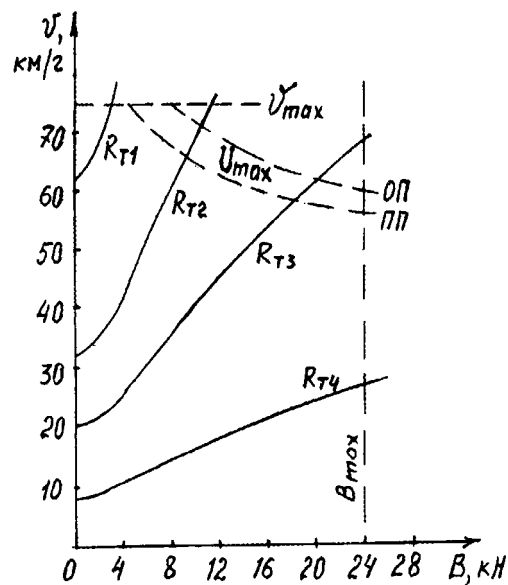


Рис. 9.8 – Характеристики  $V(B)$  реостатного гальмування і їх обмеження

Максимальна напруга двигуна в гальмівному режимі обмежується припустимою максимальною ЕРС між колекторними пластинами:

$$U_{\max} = \frac{e_{\max} \alpha_i}{1 + 0,45 \frac{N}{8apW_c \alpha}} \cdot \frac{K}{2p} = e_{\text{cp}} \cdot \frac{K}{2p}, \quad (9.15)$$

де  $e_{\max}$  і  $e_{\text{cp}}$  - максимальна і середня ЕРС між колекторними пластинами;

$\alpha_i = 0,6 \dots 0,65$  - коефіцієнт полюсного перекриття;

$K$  - число колекторних пластин;

$p$  - число пар головних полюсів;

$N$  - число активних провідників обмотки якоря;

$a$  - число пар рівнобіжних гілок обмотки якоря;

$W_c$  - число витків на один полюс обмотки послідовного збудження;

$\alpha$  - коефіцієнт регулювання збудження.

*Небезпека надмірного підвищення напруги пов'язана з тим, що в режимі реостатного гальмування бажано реалізувати великі гальмівні сили при високих швидкостях руху. У цих умовах ЕРС двигуна велика, тому що він повинен працювати при великих магнітних потоках і високих швидкостях; у тяговому режимі великим магнітним потокам відповідають порівняно низькі швидкості.*

При даному струмі  $I$  найбільша припустима швидкість  $V_{\max}$  визначається з рівняння

$$U_{\max} = CV_{\max} \Phi - rI, \quad (9.16)$$

звідки

$$V_{\max} = (U_{\max} + r \cdot I) / (C\Phi). \quad (9.17)$$

Виражаючи  $C\Phi$  через швидкість  $V_d$  тягового режиму при номінальній напрузі  $U_{\text{ном}}$ , одержимо

$$V_{\max} = V_d \cdot \frac{U_{\max} + r \cdot I}{U_{\text{ном}} - r \cdot I}. \quad (9.18)$$

За цією формулою можна побудувати криву  $V_{\max}(I)$  обмеження гальмівного струму за максимальною напругою на колекторі двигуна. Для розрахунку  $V_{\max}$  варто взяти ряд значень струму  $I$  і за характеристикою  $V(I)$  тягового режиму при  $U_{\text{ном}}$  визначити відповідні значення  $V_d$ .

Оскільки падіння напруги  $r$  у двигуні невелике в порівнянні з  $U_{\max}$  і  $U_{\text{ном}}$ , можна приблизно прийняти, що *при однакових струмах* максимальна швидкість реостатного гальмування в стільки разів більше швидкості тягового режиму, у



скільки максимально допустима напруга  $U_{\max}$  більше номінального  $U_{\text{ном}}$ . Тому криві обмеження гальмування по допустимій напрузі подібні швидкісним і тяговим характеристикам двигуна, але швидкості в  $U_{\max} / U_{\text{ном}}$  раз перевищують швидкості при тяговому режимі.

Швидкості двигунів послідовного збудження при навантаженнях, близьких до максимальних, приблизно в два рази менші найбільших, тому для ефективного використання реостатного гальмування варто було б застосовувати двигуни, які допускають у генераторному режимі дворазове підвищення напруги в порівнянні з номінальним. На такі умови в багатьох випадках розраховують тягові двигуни метрополітену і трамвая.

*Напругу на двигуні при реостатному гальмуванні можна знизити шляхом ослаблення збудження.* У цьому випадку  $U_{\max}$  зменшується [див. ф-лу (9.15)]. Чим більше ступінь ослаблення поля (чим менше коефіцієнт регулювання збудження  $\alpha$ ), тим менше значення  $U_{\max}$ . Проте при ослабленні поля припустимі найбільші швидкості, обумовлені формулою

$$V_{\max} = V_{\text{д}} \cdot \frac{U_{\max} + (r_{\text{я}} + \alpha r_{\text{в}}) \cdot I}{U_{\text{ном}} - (r_{\text{я}} + \alpha r_{\text{в}}) \cdot I}, \quad (9.19)$$

збільшуються і крива  $V_{\max}(I)$  зрушується вгору (див. рис. 9.7 і 9.8), тому що при цьому швидкість  $V_{\text{д}}$  росте, а  $U_{\max}$  зменшується в меншій мірі. Значення швидкості  $V_{\text{д}}$  тягового режиму, необхідні для визначення  $V_{\max}$  по формулі (9.19), варто визначати по відповідних швидкісних характеристиках при ослабленому збудженні. Однак необхідно враховувати, що зі зменшенням магнітного потоку погіршується комутація двигуна (знижується  $U_{\max}$ ) і для збереження гальмівної сили доводиться збільшувати струм якоря. Тому помітне збільшення діапазону реостатного гальмування можливо лише у випадку застосування спеціальних тягових двигунів з поліпшеною комутацією, розрахованих на роботу при глибокому ослабленні збудження.

У процесі реостатного гальмування двигунів послідовного збудження прагнуть, по можливості, використовувати ступені пускових реостатів і пускову електроапаратуру (реостатний контролер, реостатні контактори). Це вимагає ретельного узгодження пускових і гальмівних характеристик, додавання додаткових ступенів і підвищення загальної потужності реостатів, тому що вони працюють не тільки під час пуску, але і при гальмуванні.

Узгодження пускових і гальмівних характеристик зручніше виконати при їхній графічній побудові. Графічну побудову гальмівних характеристик  $V(I)$  при  $R_{\text{т}} = \text{const}$  виконують аналогічно побудові реостатних характеристик при пуску (рис. 9.9).

Приймаючи опори на пускових і гальмівних позиціях однаковими, графічну побудову гальмівних характеристик зводять до наступного. За рівнянням (9.10) або (9.12) будують прямолінійні характеристики  $V(R'_{\text{т}})$  для декількох значень струму  $I_{\text{і}} = \text{const}$  [при  $I_{\text{і}} = \text{const}$  залежність  $V(R'_{\text{т}})$

прямолінійна]. Потім через точки, що відповідають значенням гальмівних (пускових) опорів  $R'_{Ti}$  на кожній позиції, проводять вертикальні прямі, точки перетину яких з похилими прямими  $V(R'_T)$  при  $I_i = \text{const}$  зносять по горизонталі в правий квадрант із координатами  $V$  і  $I$ . Перетинання цих горизонталей з вертикалями, проведеними через точки, що відповідають струмам  $I_i = \text{const}$ , є точками характеристики  $V(I)$  при відповідному  $R'_{Ti}$ .

При однакових струмах пускового і гальмівного режимів ( $I_{\Pi} = I_T$ ) можна приблизно записати

$$R'_{T\max} \cong R'_{\Pi\max} \cdot \frac{U_{\max}}{U_{\text{ном}}} \cong R'_{\Pi\max} \frac{V_{\max}}{V_{\Pi}}.$$

Оскільки для тягових двигунів послідовного збудження  $V_{\max} / V_{\Pi} \approx 2$ , то максимальний опір гальмівного реостата повинен бути приблизно в два рази більше максимального опору пускового реостата:  $R'_{T\max} \approx 2R'_{\Pi\max}$ .

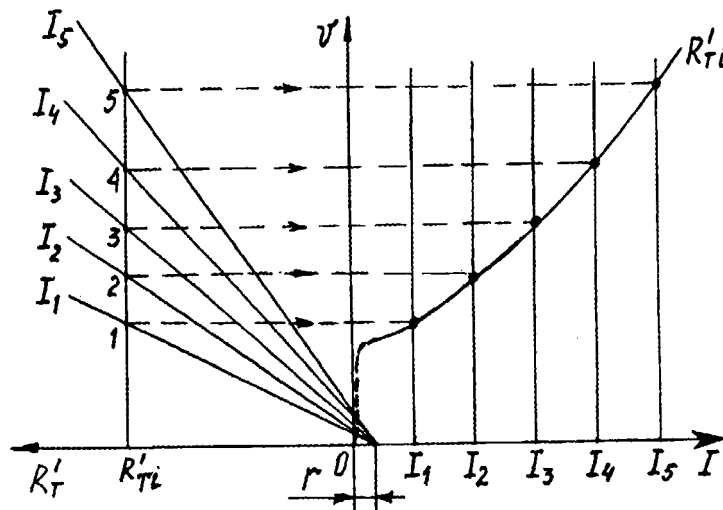


Рис. 9.9 – Графічна побудова характеристик реостатного гальмування

Енергія, яка виділяється в опорі гальмівного реостата (без урахування енергії, що витрачається на подолання опору руху поїзда на гальмівному шляху)  $A_{KT} = m(1+\gamma)V_{\max}^2 / 2$ , а в опорі пускового реостата (без урахування енергії, що витрачається на подолання опору руху поїзда на пусковому шляху)  $A_{K\Pi} = m(1+\gamma)K_{\Pi} V_{\Pi}^2 / 2$ . При  $K_{\Pi} = 1$  й  $V_{\max} / V_{\Pi} \approx 2$  одержуємо

$$A_{KT} = A_{K\Pi} \left( \frac{V_{\max}}{V_{\Pi}} \right)^2 \approx 4A_{K\Pi},$$

тобто енергія, яка виділяється в опорі гальмівного реостата, буде в 4 рази більше енергії, яка виділяється при пуску в пусковому реостаті, що потребує значного збільшення потужності гальмівного реостата в порівнянні з пусковим.

У випадку застосування реостатного гальмування для зупинки поїзда бажано підтримувати гальмівну силу, а отже, і гальмівний струм незмінними протягом усього періоду гальмування. При двигуні послідовного збудження для цього варто було б зменшувати гальмівний опір пропорційно зниженню

швидкості, відповідно до формули (9.9):

$$r + \frac{n_{\text{п}}}{n_{\text{с}}} \cdot R_{\text{т}} = V \cdot \frac{C\Phi}{I}. \quad (9.20)$$

Як і в режимі реостатного пуску, гальмівний опір виводиться не плавно, а окремими ступенями.

Принцип побудови гальмівної діаграми показаний на рис. 9.10. Процес гальмування так само, як і процес пуску, можна розділити на дві стадії.

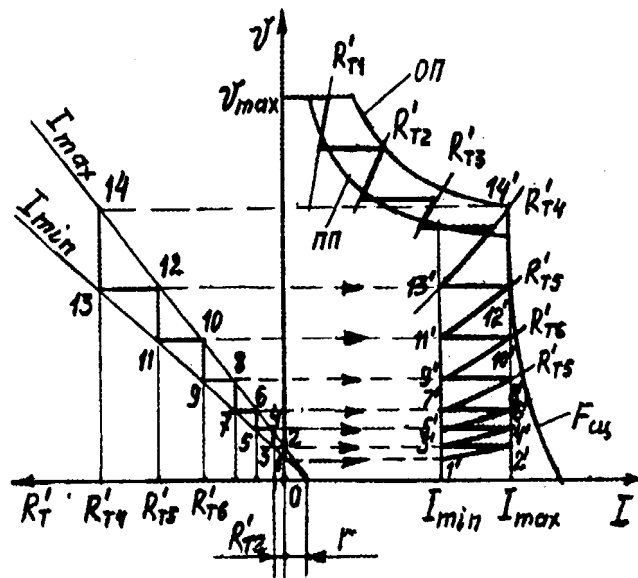


Рис. 9.10 – Побудова гальмівної діаграми

У першій стадії гальмівний струм обмежений по максимальній напрузі на генераторі. В другій стадії гальмування проводиться приблизно при постійному середньому струмі. Побудову гальмівної діаграми зручніше починати з другої стадії. Межі коливань струму  $I_{\text{max}}$  і  $I_{\text{min}}$  визначають з тих же міркувань, що і межі пускових струмів, а саме або по заданому середньому сталому уповільненню  $a_{\text{т}}$  і коефіцієнтові нерівномірності по струму  $K_1$ , або на підставі обмеження по зчепленню  $I_{\text{max}}$  і по  $K_1$ , але з урахуванням додаткового обмеження по  $U_{\text{max}}$ . Для  $I_{\text{max}}$  й  $I_{\text{min}}$  у лівій частині на рис. 9.10 по рівнянню (9.10) або (9.12) будують похилі прямі (промені), а в правій частині - вертикальні прямі. Між променями вписують ламану лінію. Її побудову зручно починати з мінімального гальмівного опору, у нашому випадку з  $R'_{\text{т}} = 0$ , у такій послідовності. По осі  $V$  із точки 1 перетину осі  $V$  прямою  $V(R_{\text{т}})$  при  $I_{\text{min}}$  проводять вертикаль до перетину з прямою  $V(R_{\text{т}})$  при  $I_{\text{max}}$  в точці 2. З точки 2 проводять горизонталь до перетину прямої  $V(R_{\text{т}})$  при  $I_{\text{min}}$  й одержують точку 3. З точки 3 проводять вертикаль до перетину з прямою  $V(R_{\text{т}})$  при  $I_{\text{max}}$  й одержують точку 4 і т. д.

У правій частині рис. 9.10 побудована гальмівна діаграма при зміні струму від  $I_{\text{min}}$  до  $I_{\text{max}}$  за умови, що процес зміни струму протікає миттєво,

тобто без зміни швидкості за час перехідного процесу.

При побудові характеристик першої стадії гальмування опір першої позиції вибирають так, щоб при максимальній швидкості порожнього рухомого складу уповільнення не перевищувало  $0,4 \dots 0,5 \text{ м/с}^2$ .

Між першою гальмівною характеристикою при  $R'_{T1}$  і характеристикою 13'-14' будують ряд проміжних характеристик. Вибирають ці характеристики з урахуванням системи керування і розташовують так, щоб збільшення уповільнення при переході з однієї позиції на іншу не перевищувало  $0,4 \text{ м/с}^2$ . При автоматичному керуванні зміна величин уповільнення може здійснюватися різними методами, звичайно шляхом зміни уставки струму регулювання реле прискорення й уповільнення залежно від позиції реостатного контролера. Кількість позицій і установок реле вибирають так, щоб у процесі уповільнення струм не перевищував значень, обмежених кривою  $V_{\max}(I)$  при ослабленому полі (ОП).

Можна також здійснювати регулювання початкової стадії процесу уповільнення за допомогою *реле мінімальної напруги*. У цьому випадку характеристики розташовують приблизно так, як показано на рис. 9.10, тобто переключення з однієї характеристики на другу відбувається *при деякій постійній напрузі* на генераторі, наприклад, що відповідає кривій  $V_{\max}(I)$  при повному полі (ПП).

Гальмівна діаграма на рис. 9.10 побудована для одного тягового двигуна (генератора). Якщо ж у гальмівній схемі на загальний гальмівний опір працює кілька генераторів (рис. 9.2), то величину загального гальмівного опору розраховують за формулою (9.8).

*Попередній вибір ступеней гальмівних опорів по рис. 9.10* доцільно робити в тому випадку, коли вони не зв'язані з пусковими. Якщо ж при гальмуванні використовують пускові опори, то простіше побудувати пробні характеристики для ступенів пускового реостата і потім провести узгодження пускових і гальмівних опорів.

*За отриманими ступенями складають схему пускогальмівних опорів.* При цьому варто враховувати, що при великих уповільненнях можливо допускати на останніх гальмівних позиціях значно більші коливання гальмівного струму, ніж отримані по гальмівній діаграмі, внаслідок збільшення електромагнітної постійної часу кола реостатного гальмування  $T = L / (R'_T + r - K)$ , де  $K$  - коефіцієнт нахилу кривій  $E(I_B)$ . Крім того, характеристики останніх позицій реостатного гальмування досить положисті. Тому в дійсності коливання гальмівного струму знижуються.

Після виведення останньої ступені гальмівного реостата в процесі подальшого зниження швидкості гальмівний струм і гальмівна сила різко зменшуються. Нарешті, при дуже малій швидкості, навіть якщо повністю виведений реостат, практично зникає ЕРС двигуна, а разом з нею гальмівний струм і гальмівна сила. *Тому, застосовуючи тільки реостатне гальмування, не можна зупинити поїзд або утримати його в нерухомому стані на спусках з ухилами, що створюють опір, який перевищує основний опір рухові. На*

горизонтальних ділянках за допомогою реостатного гальмування можна сповільнити поїзд до повної зупинки, тому що при малих швидкостях, незважаючи на відсутність ЕРС обертання, струм і гальмівна сила підтримуються ще якийсь час завдяки ЕРС самоіндукції за рахунок накопиченої в двигуні електромагнітної енергії.

*Прискорення процесу самозбудження.* На початковій стадії процесу самозбудження генератора струм, а отже і гальмівна сила наростають досить повільно. Це обумовлено тим, що генератори мають малий залишковий магнітний потік, тобто малу залишкову ЕДС  $E_0$ , і велику індуктивність завдяки ненасиченій магнітній системі. Збільшення часу початкової стадії процесу самозбудження відбувається також унаслідок того, що при малих струмах виникають великі опори в щіткових контактах генераторів і можливе збільшення перехідних опорів у контактах електричних апаратів, а також ч вплив вихрових струмів в осердях головних полюсів і станині.

Поряд з нестабільністю при малих струмах опорів щіткових і перехідних контактів велику нестабільність має залишкова ЕРС  $E_0$ . Вона залежить від величини повітряного зазору, характеристик сталі, величини струму перед початком гальмування і ряду інших факторів. Досвід показує, що в сучасних тягових двигунах з великими повітряними зазорами залишковий магнітний потік і, отже,  $E_0$  настільки малі, що без додаткової підмагнічуючої обмотки їх самозбудження у режимі генератора відбувається тільки при високих значеннях швидкості.

Для прискорення і стабілізації процесу самозбудження, головним чином на першій стадії, можливі різні способи:

- 1) додаткове збудження за допомогою спеціальної підмагнічуючої обмотки, що живиться від контактної мережі або від акумуляторної батареї і має МРС порядку 8. . . 15% від МРС основної обмотки при номінальному режимі;
- 2) додаткове живлення основної обмотки збудження від акумуляторної батареї або іншого джерела струму;
- 3) використання реостатного гальмування при невеликому струмі під час вибігу;
- 4) зменшення гальмівного опору або посилення поля на початку процесу самозбудження на короткий час, якщо гальмування починається при ослабленому полі.

На сучасному ЕРС міського транспорту найбільш розповсюджений перший спосіб. Третій спосіб застосовують на трамвайних вагонах типу «Татра», четвертий спосіб - тільки при тиристорному регулюванні, тому що він вимагає досить швидкодіючої і надійної системи відключення колоа, що форсує самозбудження генератора.

*При підмагнічуванні генераторів* початкова ЕРС  $E_0$  визначається вже не потоком  $\Phi_0$ , а значно більшим потоком, який створюється додатковою МРС. Це показано на рис. 9.11, де штрихова крива 1 відповідає залежності  $CV\Phi(i)$

при самозбудженні, а крива 2 - тій же залежності при наявності додаткової МРС. Крива 2 подібна кривій 1, але зміщена вліво на струм  $I_{\text{доп}}$  підживлення або, при додатковій обмотці збудження, на струм підживлення, віднесений до числа витків основної обмотки збудження. Падіння напруги  $(r + R'_T) \cdot i$  в силовому ланцюзі зображується на рис. 9.4 прямою лінією 3, що проходить через початок координат. Як видно з рисунка, величина  $L \frac{di}{dt} = CV\Phi - (r + R'_T) \cdot i$  значно зростає при наявності підживлення, завдяки чому забезпечується швидке збудження тягових машин.

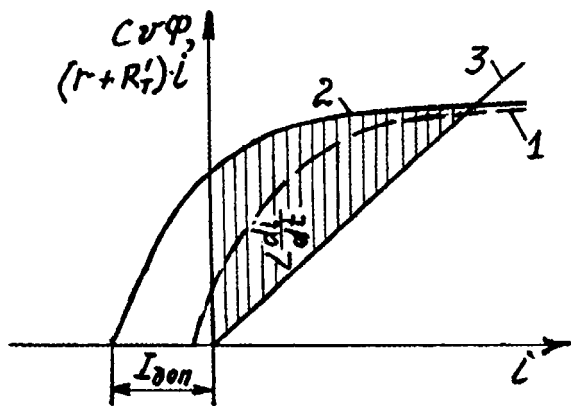


Рис. 9.11 – Прискорення процесу самозбудження за допомогою додаткової МРС

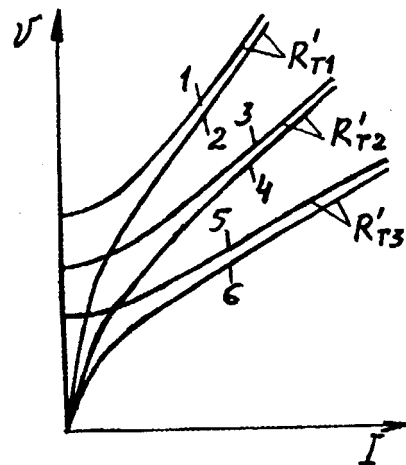


Рис. 9.12 – Гальмівні характеристики при самозбудженні генераторів з додатковим підмагнічуванням

Підживлення не тільки змінює умови збудження, але впливає також на характеристику електричного сталого режиму реостатного гальмування (рис. 9.12), зменшуючи її жорсткість, тому що тягова машина працює в цьому випадку при великих насиченнях, ніж у випадку самозбудження. Як видно з рис. 9.12, характеристики  $V(I)$  при підмагнічуванні виходять з початку координат, тобто гальмування забезпечується при всіх значеннях  $R'_T$  і  $V(R'_T1 > R'_T2 > R'_T3)$ . Підмагнічування змінює гальмівні характеристики головним чином при малих струмах, тобто в зоні ненасиченої магнітної системи генератора (криві 2, 4, 6).

Криві 1, 3, 5 побудовані при тих же опорах, але при відсутності підмагнічування. При великих гальмівних струмах характеристики практично збігаються.

## МЕХАНІЧНА СТІЙКІСТЬ ПРИ ГАЛЬМУВАННІ НА СПУСКАХ

Як відомо, для механічної стійкості необхідно, щоб похідна за швидкістю діючої сили була менше похідної за швидкістю протидіючої сили (рис. 9.13). У даному випадку діючою силою є сила від ухилу  $W_i = mgw_i = mgi$ , що не залежить від швидкості, а протидіючою - сума сил гальмування й основного опору руху  $B_0 = B + W_0$ , тому умова механічної стійкості запишеться у вигляді

$$\frac{d(mgi)}{dV} < \frac{d(B+W_0)}{dV} \text{ або } \frac{d(B+W_0)}{dV} > 0,$$

тобто гальмівна характеристика реостатного гальмування стійка, якщо зі збільшенням швидкості гальмівна сила зростає. На рис. 9.13 точка перетину **a** залежностей  $(B+W_0)(V)$  і  $mgi(V)$  відповідає сталому режиму зі швидкістю  $V_y$ , тому що в ній  $B+W_0 = mgi$  і  $dV/dt = 0$ . При будь-якому зростанні швидкості від  $V_y$  сила від ухилу  $mgi < (B+W_0)$ , збільшення швидкості стає негативним, отже, поїзд буде сповільнюватися, поки не досягне швидкості  $V_y$ . І навпаки, при будь-якому зменшенні швидкості від  $V_y$  сила від ухилу  $mgi > (B+W)$ ,  $dV/dt > 0$  і швидкість зростатиме до  $V_y$ .

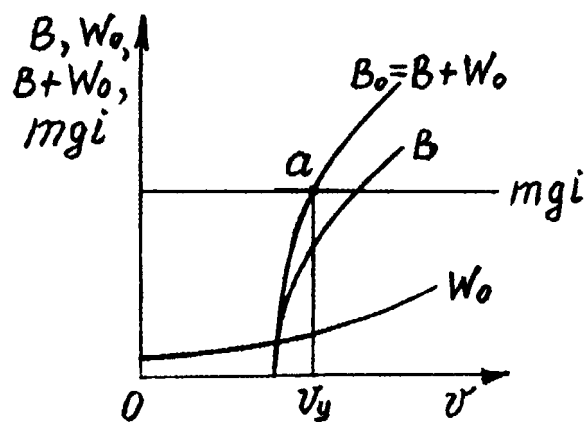


Рис. 9.13 – До визначення механічної стійкості характеристик реостатного гальмування

Таким чином, реостатне гальмування тягових двигунів послідовного збудження механічно стійке.

**Схеми з'єднання генераторів.** Схема електричного гальмування з двигуном послідовного збудження, замкнутим на гальмівний реостат (рис. 9.3, б, в), є електрично стійкою. У випадку установки на рухомому складі двох або чотирьох двигунів у режимі гальмування їх з'єднують паралельно або послідовно паралельно, тобто зберігають схему з'єднання двигунів, прийняту для нормальної роботи в тяговому режимі. Однак при паралельному з'єднанні

двигунів послідовного збудження доводиться вживати спеціальних заходів для забезпечення їхньої стійкої роботи і рівномірного розподілу навантаження між ними.

У випадку паралельного включення двигунів (рис. 9.14,б) реостатне гальмування не стійке, тому що будь-яке випадкове збільшення струму одного з них, наприклад першого, збільшує його ЕРС, викликає появу зрівняльного струму, що ще більше навантажує цей двигун і розвантажує другий. Внаслідок цього ще більше збільшується ЕРС першої машини і зменшується ЕРС другої, що викликає подальше зростання зрівняльного струму. Це може зрештою призвести до короткого замикання першої машини на повністю розмагнічену другу, а потім до зміни напрямку струму і перемагнічуванню другої машини, тобто до короткого замикання двох послідовно з'єднаних машин, що працюють у генераторному режимі.

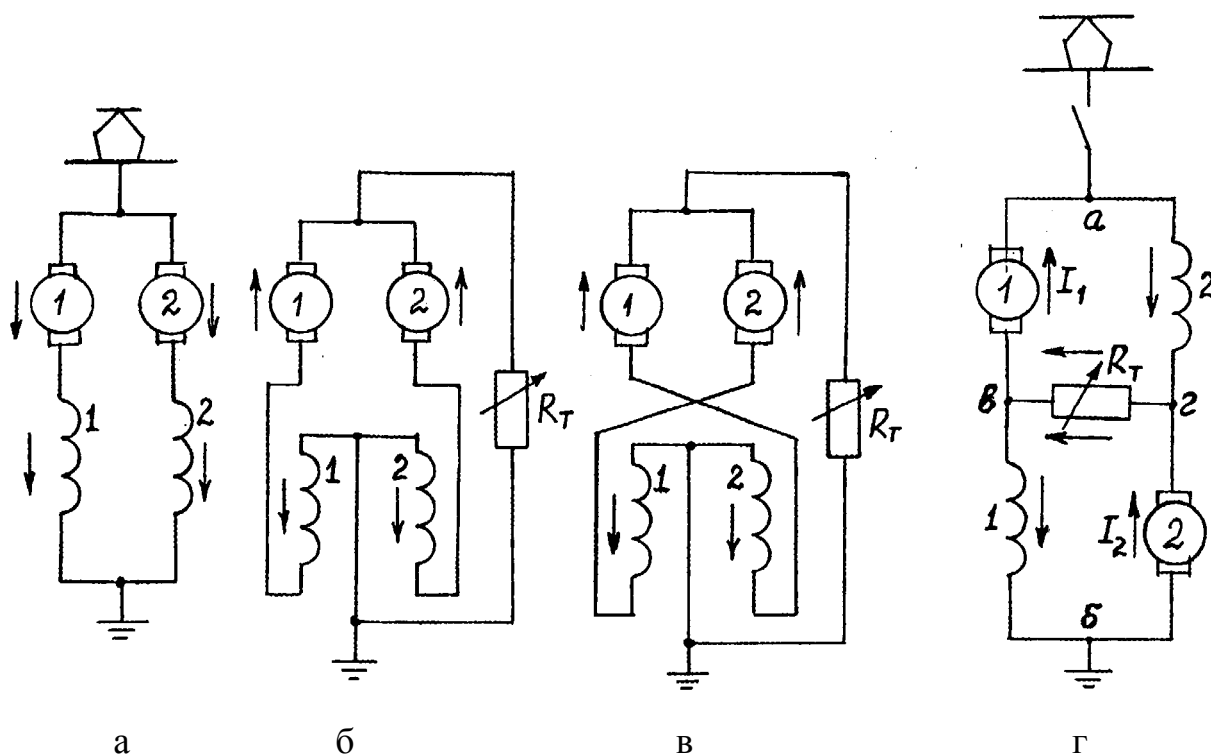


Рис. 9.14 – Схеми включення тягових двигунів послідовного збудження в режимі тяги (а) і в режимі реостатного гальмування (б, в, г)

Найкращий розподіл навантажень між тяговими машинами і їхньою стійкою роботою забезпечує так звана *перехресна схема* (рис. 9. 14, в), в якій обмотка збудження другого двигуна з'єднана послідовно з якорем першого, а його обмотка збудження - послідовно з якорем другого двигуна. Зростання струму в обмотці якоря кожної з цих машин викликає збільшення магнітного потоку і ЕРС іншої машини, що забезпечує стійку роботу і гарний розподіл навантажень.

У перехресній схемі з діагональним включенням гальмівного реостата (рис. 9.14,г) не потрібно переключати обмотки якоря або збудження при



переході на реостатне гальмування. Для переходу на гальмівний режим досить відключити тягові машини від контактної мережі (живлення двигунів у тяговому режимі здійснюється через точки а, б) і приєднати до точок в, м гальмівний реостат, через який піде сумарний струм обох двигунів. Недоліком перехресної схеми є припинення гальмування при обриві колоа хоча б одного з двигунів.

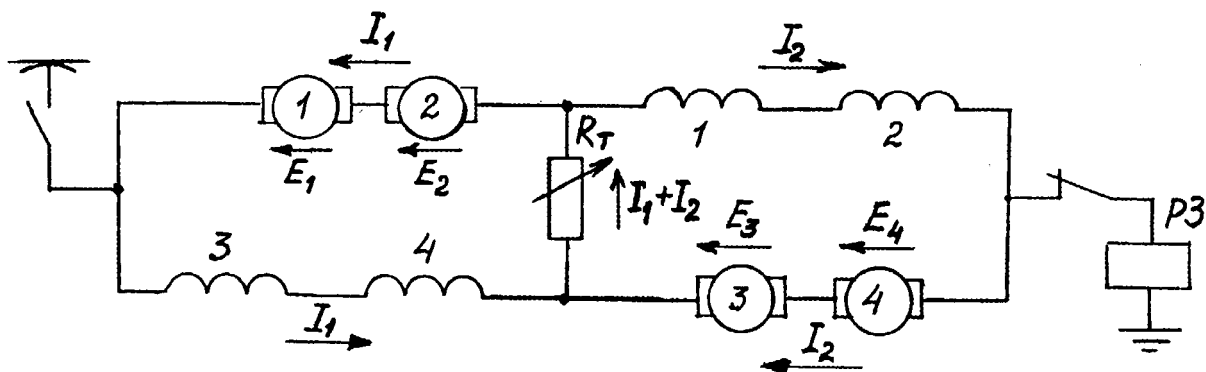


Рис. 9.15 – Схема реостатного гальмування вагонів метрополітену

На рис. 9.15 наведена перехресна схема реостатного гальмування чотирьох двигунів з діагональним включенням гальмівного реостата  $R_T$ , яка застосовується на вагонах метрополітену. Для зниження потенціалу стосовно землі схема заземлена через контакт гальмівного перемикача і реле заземлення РЗ.

Застосування схем з постійним послідовним включенням двох двигунів у режимі як тяги, так і реостатного гальмування, обумовлено відсутністю досить задовільних схем реостатного гальмування при чотирьох і більш рівнобіжних колоах з'єднання двигунів. Використовують також схеми з роздільними гальмівними опорами, що працюють на різні групи двигунів.

### Реостатне гальмування при тягових машинах змішаного збудження

При тягових машинах змішаного збудження, що у тяговому режимі працюють як двигуни згідно-змішанного збудження (рис. 9.16,а), принципово можливо чотири системи реостатного гальмування: живлення паралельної обмотки від мережі при зустрічному (рис. 9.16,б) або згідному (рис. 9.16,в) включенні паралельної і послідовної обмоток, самозбудження тягової машини також при зустрічному (рис. 9.16,г) або згідному (рис. 9.16,д) включенні обмоток збудження.

У схемах із самозбудженням струм в обмотках рівнобіжного збудження пропорційний падінню напруги  $R_T I$  у гальмівному реостаті, тобто струму якоря. Отже, при самозбудженні обох обмоток виходять такі ж характеристики, як у режимі реостатного гальмування машини послідовного збудження. Але, регулювати швидкість і гальмівну силу тут значно трудніше,

тому що при зменшенні опору гальмівного реостата різко знижується МРС паралельної обмотки, а разом з нею магнітний потік і гальмівна сила.

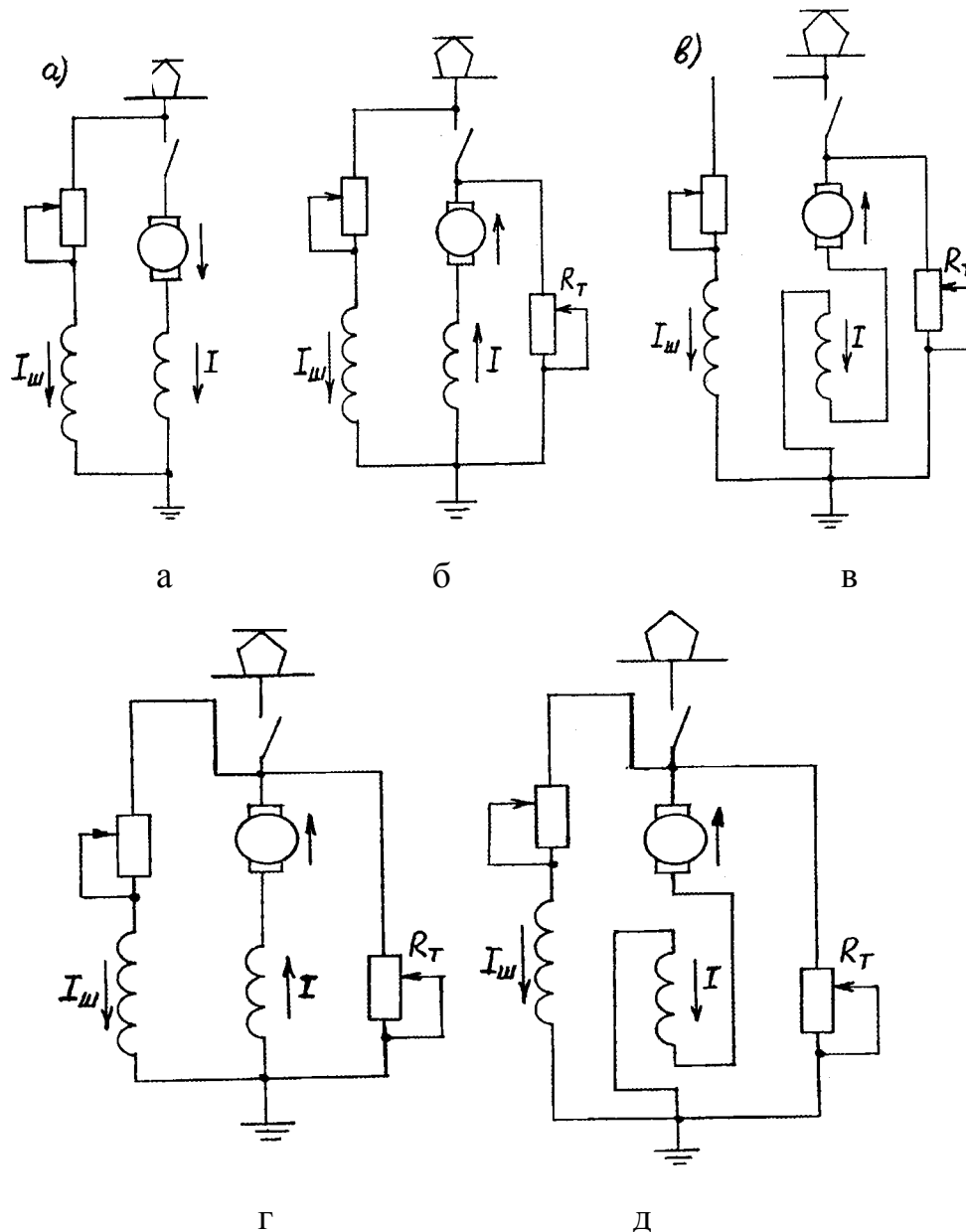


Рис. 9.16 – Схеми включення тягової машини змішаного збудження в режимі двигуна (а) і реостатного гальмування при живленні паралельної обмотки від мережі (б, в) і при самозбудженні (г, д)

При великих опорах цього реостата збільшується МРС паралельної обмотки, внаслідок чого може надмірно підвищитися напруга. Крім того, через велику постійну часу паралельної обмотки сповільнюється самозбудження. Тому, незважаючи на бажаність самозбудження, що забезпечує незалежність гальмування від напруги контактної мережі, його варто визнати недоцільним для реостатного гальмування машин змішаного збудження.

При живленні паралельної обмотки від мережі і згідному включенні паралельної та послідовної обмоток (рис. 9.16,в) умови гальмування і

характеристики будуть приблизно такими ж, як при машинах послідовного збудження з підживленням обмотки збудження або з додатковою обмоткою незалежного збудження. Однак більш сприятливі для реостатного гальмування умови створюються при зустрічно-змішаному збудженні з живленням паралельної обмотки від контактної мережі (рис. 9.16,б) або при незалежному її живленні. У цьому випадку забезпечується інтенсивне збудження при переході на гальмівний режим, стійка паралельна робота тягових машин і досить рівномірний розподіл навантажень між ними, зручне регулювання процесу гальмування. Для переходу з тягового на гальмівний режим досить відключити якір двигуна від контактної мережі і замкнути його на гальмівний опір  $R_T$  (можна також спочатку підключати  $R_T$  до коло якоря, а потім відключати це коло від мережі). При цьому в порівнянні з тяговим режимом напрямок струму в обмотках якоря і послідовного збудження змінюється, в результаті чого виникає гальмівний режим, тому що магнітний потік зберігає колишній напрямок під дією МРС паралельної обмотки збудження.

Характеристики реостатного гальмування будують, як і тягові, при струмі в паралельній обмотці  $I_{ш} = \text{const}$ . При  $I_{ш} = \text{const}$  і  $I = \text{const}$   $I/(C\Phi) = \text{const}$ , тому характеристики  $V(I)$  для  $R_T = \text{const}$  можна побудувати графо - аналітичним методом (див. рис. 9.9). Коли потрібно побудувати одну або кілька характеристик  $V(I)$ , то зручніше користуватися аналітичним методом. У цьому випадку при попередньо обраних  $I_{ш}$  і  $R_T$  можна задатися значенням струму якоря  $I$ , обчислити МРС збудження ТЕД

$$F_B = I_{ш} W_{ш} - I W_C \quad (9.21)$$

і за навантажувальними характеристиками  $\frac{E}{n}(F_B, I)$  або  $\frac{E}{\omega}(F_B, I)$  визначити

$$C\Phi = 5,3 \cdot \mu E / (n D_k) = \mu E / (1,8 \cdot \omega D_k).$$

Далі за формулою  $\frac{I}{C\Phi} \cdot (R_T + r) = V$  знаходять значення швидкості  $V$ .

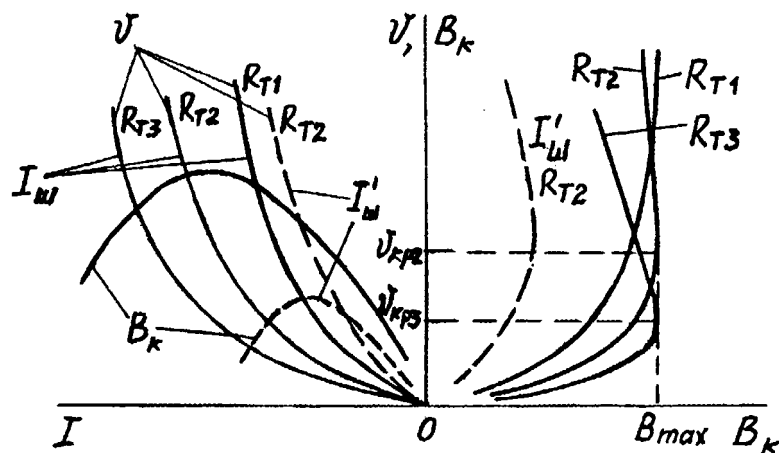


Рис. 9. 17 – Характеристики реостатного гальмування тягової машини змішаного збудження при включенні за схемою рис. 9.16,б

Для побудови однієї характеристики досить розрахувати 4-5 точок. Потім за розрахованим значенням СФ і  $V$  при заданому  $I$ , користуючись кривими магнітних і механічних втрат в двигуні і зубчатій передачі, обчислюють за формулою (9. 1) гальмівну силу  $B_K$ .

$$(R_{T1} > R_{T2} > R_{T3}; I_{ш} > I'_{ш})$$

Гальмівні характеристики показані на рис. 9.17 для трьох величин гальмівних опорів  $R_{T1}$ ,  $R_{T2}$ ,  $R_{T3}$ , і двох значень струму  $I_{ш}$  й  $I'_{ш}$  у паралельній обмотці. Гальмівна сила  $B_{эм}$ , що є основною складовою гальмівної сили  $B_K$ , пропорційна добуткові магнітного потоку на гальмівний струм, причому потік  $\Phi$  зменшується при збільшенні гальмівного струму. Тому характеристики  $B_K(I)$  мають максимум при деякому струмі  $I$  (рис. 9.17). Максимальне значення гальмівної сили  $B_{max}$  залежить від параметрів обмоток збудження  $W_{ш}$  й  $W_C$  і від значень струмів  $I_{ш}$  і  $I$ . При заданих значеннях  $W_{ш}$  і  $W_C$  сила  $B_{max}$  збільшується зі збільшенням  $I_{ш}$ . При досить великому числі витків  $W_C$  характеристики  $V(I)$  у широкому діапазоні швидкості мають велику похідну  $dV/dI$ . Це дає можливість використовувати на тролейбусах, обладнаних двигунами змішаного збудження, нерегульований опір  $R_T$  і для гальмування досить мати дві або три гальмівні характеристики при різних значеннях  $I_{ш}$ . Керування процесом гальмування при цьому здійснюється досить просто.

Для заданого двигуна (заданих  $W_{ш}$  і  $W_C$ ), гальмівні характеристики обумовлені значеннями  $I_{ш}$  і  $R_T$ . З характеристик  $V(B)$  для трьох значень  $R_T$ , показаних на рис. 9.17 суцільними лініями, найбільш незручною для гальмування з нерегульованим  $R_T$  є характеристика при  $R_{T1}$ , тому що вона забезпечує одержання максимальної гальмівної сили тільки при високих швидкостях. Її недоцільно застосовувати навіть у тому випадку, коли за умовами гальмування немає необхідності в гальмівній силі, одержуваній при  $I_{ш max}$ . У цьому випадку доцільно зменшити  $I_{ш}$  і відповідно  $B_{K max}$ , щоб одержати зниження навантаження обмотки рівнобіжного збудження і одержати більш зручну гальмівну характеристику.

Характеристика при  $R_{T3}$  найкраща при гальмуванні при малих швидкостях, тому що має найменшу критичну швидкість  $V_{кр.3}$ , при якій виходить  $B_{K max}$ . Але при гальмуванні з високих швидкостей виникає велике струмове навантаження ТЕД і гальмівних опорів, а гальмівна сила значно знижується в порівнянні з її максимальним значенням.

Для високих швидкостей більш зручною є характеристика при  $R_{T2}$ , в якій в широкому діапазоні швидкості гальмівна сила зберігається практично постійною або зменшується незначно в порівнянні з її максимальним значенням.

Перевагою схеми гальмування (див. рис. 9.16,б) при нерегульованому  $R_T$  є її простота. Однак обмотки збудження в генераторному режимі використовуються нерационально через зустрічний напрямок МРС. Через необхідність компенсації МРС послідовної обмотки збудження паралельну

обмотку перевантажують приблизно в 1,5-2 рази за струмом і відповідно в 3-4 рази за потужністю в порівнянні з тривалим режимом. Витрати енергії на збудження при цьому виходять значно більшими, ніж потрібно. При усуненні зустрічного напрямку МРС у генераторному режимі можна було б зменшити масу міді обмоток, а також зменшити габарити і масу тягових двигунів.

У схемі, зображеній на рис. 9.18,а, вказаний недолік усунутий. У ній при переході на реостатне гальмування реверсують обмотку якоря, а в коло обмотки рівнобіжного збудження вводять частину гальмівного (стабілізуючого) опору  $R_{T2}$ . Основна складова МРС у цій схемі створюється обмоткою послідовного збудження, а за допомогою резистора  $R_{T2}$  гальмівним характеристикам  $V(I)$  надається необхідний кут нахилу, що забезпечує достатню постійність гальмівної сили при зміні швидкості. При невеликих і середніх гальмівних струмах МРС паралельної і послідовної обмоток складаються. При великому гальмівному струмі падіння напруги на  $R_{T2}$  більше напруги контактної мережі  $R_{T2} \cdot I > U$ ; тому струм у паралельній обмотці збудження протікає в зворотному напрямку і її МРС віднімається з МРС послідовної обмотки.

Для розрахунку струму в паралельній обмотці можна написати наступні рівняння:

$$U = I_{шп} \cdot R_{шп} + r_{ш} r_p / (r_{ш} + r_p) + R_{T2} \pm I R_{T2} ; \quad (9.22)$$

$$I_{шп} = I_{ш} \cdot (r_{ш} + r_p) / r_p , \quad (9.23)$$

звідки

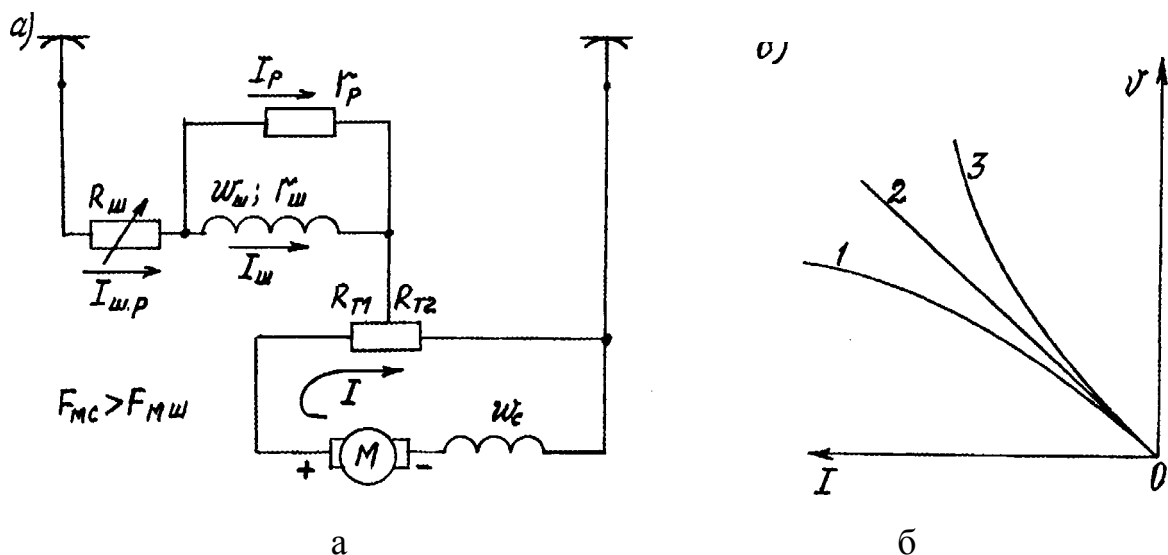


Рис. 9.18 – Схема реостатного гальмування (а) і характеристики при реверсуванні обмотки якоря і живленні обмотки паралельного збудження через частину гальмівного опору (б)

$$I_{\text{ш}} = \frac{U - IR_{T2}}{r_{\text{ш}} + (R_{\text{ш}} + R_{T2}) \cdot (r_{\text{ш}} + r_p) / r_p} = I_{\text{ш}0} - \lambda I, \quad (9.24)$$

де  $I_{\text{ш}0}$  - струм у паралельній обмотці при  $I = 0$ :

$$I_{\text{ш}0} = \frac{U}{r_{\text{ш}} + (R_{\text{ш}} + R_{T2}) \cdot (r_{\text{ш}} + r_p) / r_p}; \quad (9.25)$$

$\lambda$  - деякий безрозмірний коефіцієнт:

$$\lambda = \frac{R_{T2}}{r_{\text{ш}} + (R_{\text{ш}} + R_{T2}) \cdot (r_{\text{ш}} + r_p) / r_p}. \quad (9.26)$$

Для побудови характеристик можна використовувати рівняння (9.1), а також рівняння (9.10) і (9.21):

$$V = \frac{I}{C\Phi} \cdot (R_{T1} + R_{T2} + r); \quad (9.10')$$

$$F_B = I_{\text{ш}0} W_{\text{ш}} - (\lambda W_{\text{ш}} - W_C) \cdot I. \quad (9.21')$$

Ці рівняння показують, що при відповідному підборі параметрів схеми можна одержати гальмівні характеристики різної форми (рис. 9.18,б): при  $\lambda W_{\text{ш}} = W_C$  - характеристики незалежного збудження (пряма 2); при  $\lambda W_{\text{ш}} < W_C$  - характеристики послідовного збудження з підмагнічуванням (крива 1); при  $\lambda W_{\text{ш}} > W_C$  - характеристики з зустрічно-змішаним збудженням (крива 3).

Згідно з (9.24), струм  $I_{\text{ш}}$  в паралельній обмотці для схеми (див. рис 9.18,а) зменшується залежно від гальмівного струму  $I$  за прямолінійним законом і при деякому значенні струму  $I$  стає рівним нулю, а потім приймає негативне значення, тобто струм по обмотці паралельного збудження тече в контактну мережу. Потужність, затрачувана на збудження обмоток у схемі на рис. 9.18,а, виходить істотно меншою, ніж у схемі на рис. 9.16,б. Схема на рис. 9.18, а має ще й ту перевагу, що при зникненні напруги в контактній мережі гальмівна сила не пропаде, тому що в цьому випадку генератор працює на самозбудженні.

Однак для схеми на рис. 9.18, а потрібний реверсор з непрямим приводом, розрахований на велике число переключень, тому що щораз при переході на реостатне гальмування повинно відбуватися реверсування обмотки якоря. Крім того виходить більш складна схема керування. Тому більше поширення одержала схема реостатного гальмування, представлена на рис. 9.19. Ця схема відрізняється тим, що обмотка послідовного збудження відключена при гальмуванні. Тут не потрібно реверсування обмотки якоря, і схема спрощується. У цій схемі виходить достатнє розвантаження обмотки рівнобіжного збудження при відносно простому способі переходу на гальмівний режим. Вона дозволяє одержувати гальмівні характеристики, подібні до характеристик, що зображені на рис. 9.17.

Усі три схеми (див. рис. 9.16,б; 9.18,а; 9.19) дають можливість використовувати рекуперативне гальмування для зниження швидкості й гальмування на спусках при спільній дії двох обмоток збудження.

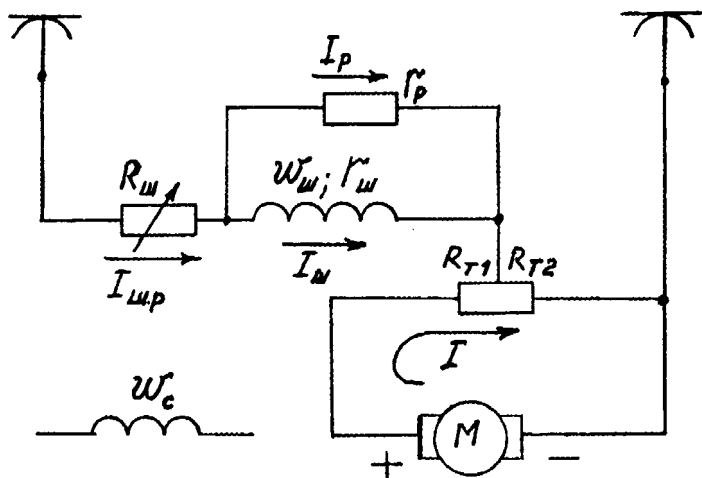


Рис. 9.19 – Схема реостатного гальмування при виключеній послідовній обмотці

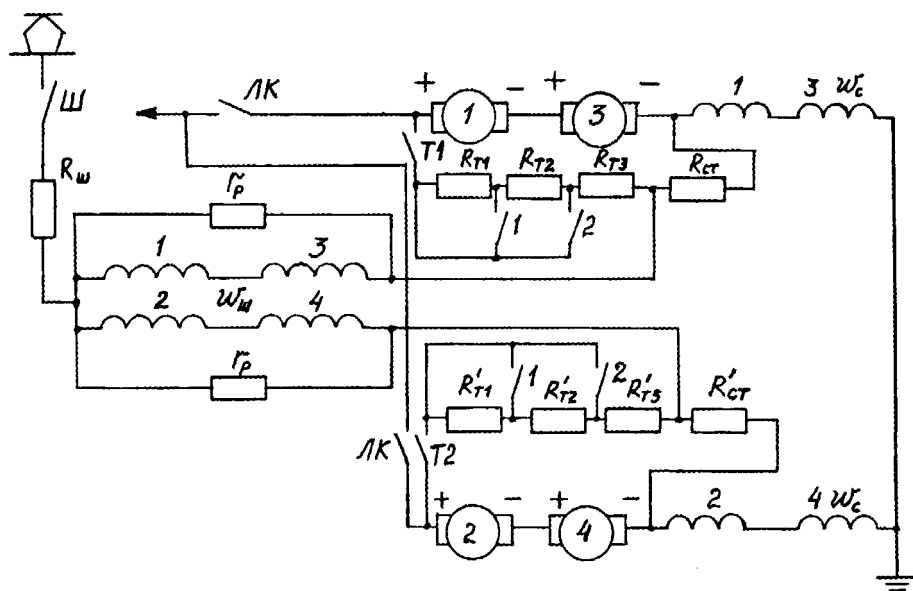
Коли на рухомому складі з ТЕД змішаного збудження не передбачається використання рекуперативного гальмування, доцільно виконувати ТЕД із МРС обмотки послідовного збудження, що переважає над МРС обмотки паралельного збудження. Так виконані тягові двигуни типів ДК - 207 Г и ДК - 210 АЗ для тролейбусів типів ЗіУ - 5Д и ЗіУ - 9, а також ДК – 259Г2 для трамвайних вагонів типу КТМ -5МЗ. У тяговому режимі працюють обидві обмотки, а при реостатному гальмуванні (див. рис. 9.19) - тільки обмотка паралельного збудження.

На рис. 9.20 подана схема реостатного гальмування з одним двигуном змішаного збудження з перевагою МРС послідовної обмотки. У цій схемі при гальмуванні послідовна обмотка не відключається і по ній протікає струм паралельної обмотки. МРС паралельної і послідовної обмоток збудження складаються, однак МРС послідовної обмотки невелика і її вплив на загальну МРС несуттєвий. Гальмування здійснюється при незмінному опорі в гальмівному контурі, тому ефективне гальмування забезпечується до швидкості  $V=16...12$  км/год. При досягненні цієї швидкості в дію вводиться механічне гальмо. При підгальмовуванні рухомого складу зменшується струм паралельної обмотки за рахунок включення додаткового опору.

Особливістю схем гальмування рухомого складу, що має чотири двигуни змішаного збудження (рис. 9.21) з перевагою МРС послідовної обмотки, є наявність двох незалежних контурів, що включають стабілізуючі опори. З метою зниження швидкості закінчення дії електродинамічного гальма трамвайних вагонів до 3...5 км/год гальмівний опір у цих схемах виконують регульованим.

Особливістю схем гальмування з двигунами змішаного збудження з перевагою МРС паралельної обмотки є використання двох обмоток збудження без

Рис. 9.20 – Схема реостатного гальмування з двигуном змішаного збудження з перевагою МДС послідовної обмотки



168



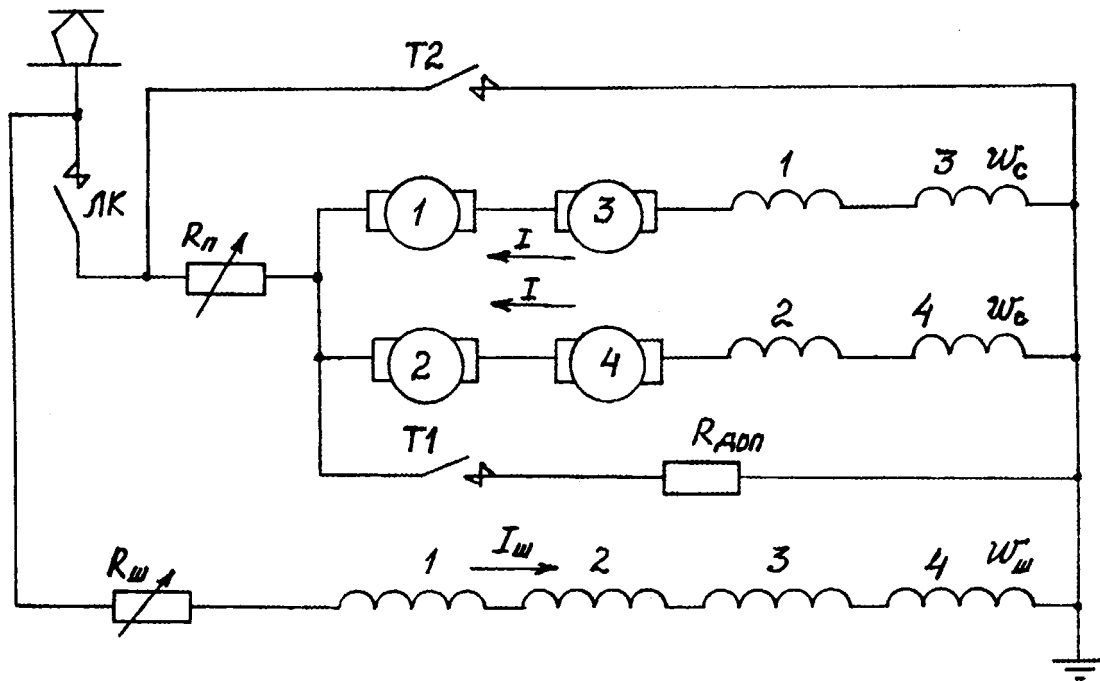


Рис. 9.22 – Схема реостатного гальмування з двигунами змішаного збудження з перевагою МРС паралельної обмотки

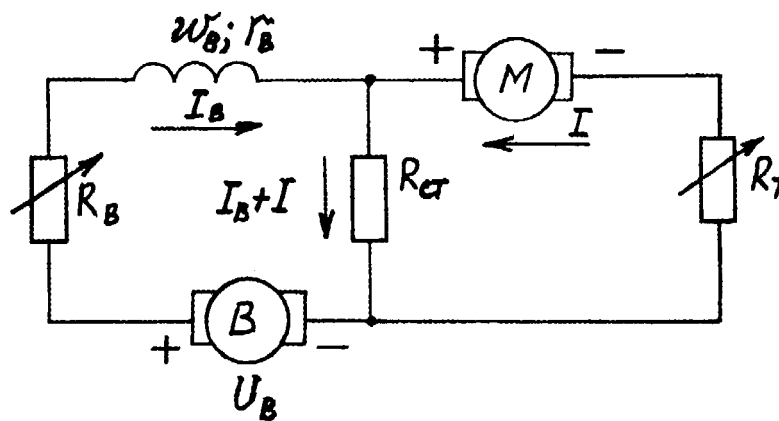


Рис. 9.23 – Схема реостатного гальмування з двигунами послідовного збудження при живленні обмоток збудження від збуджувача

Гальмівні характеристики, одержані при двигунах змішаного збудження, можна одержати також при незалежному збудженні. У цьому випадку при збереженні послідовного збудження в тяговому режимі для переходу на генераторний режим можна застосувати незалежний збуджувач. У схемі, зображеній на рис. 9. 23, коло збуджувача В замикається через стабілізуючий опір  $R_{ст}$ , по якому проходить сума струмів якоря і збудження.

Для контурів колоа якоря і збудження можна записати наступні рівняння:

$$CV\Phi = I \cdot (R_T + r_y) + (I + I_B) \cdot R_{CT} ; \quad (9.27)$$

$$U_B = I_B \cdot (R_B + r_B) + (I + I_B) \cdot R_{CT} . \quad (9.28)$$

Перетворивши (9.28), одержимо

$$I_B = (U_B - IR_{CT}) / (R_B + r_B + R_{CT}) = I_{B0} - \lambda I , \quad (9.29)$$

де

$$I_{B0} = U_B / (R_B + r_B + R_{CT}) \text{ и } \lambda = R_{CT} / (R_B + r_B + R_{CT}) . \quad (9.30)$$

Отже, залежність між струмом збудження (МРС) і гальмівним струмом по (9.29) така ж, як і в генераторі зустрічно-змішаного збудження [див. (9.21)]. Припустивши  $I_{B0} W_B = I_{ш} W_{ш}$  и  $\lambda W_B = W_C$ , одержимо в обох схемах однакову залежність  $F_B(I)$ .

Тому для двигуна послідовного збудження можна одержати гальмівні характеристики, подібні до гальмівних характеристик змішаного збудження.

При використанні як збуджувача акумуляторної батареї ступені гальмівних характеристик можна одержати зміною опору  $R_B$ . Якщо збуджувач застосовується тільки для живлення гальмівної схеми, то зміну струму збудження можна виконувати шляхом зміни його напруги замість використання змінюваного додаткового опору. Регулювання гальмівної сили можливо також зміною опору  $R_T$ .

## РЕКУПЕРАТИВНЕ ГАЛЬМУВАННЯ

*Основні рівняння.* При контакторно-реостатному керуванні для здійснення рекуперації необхідно, щоб ЕРС тягової машини або сума ЕРС тягових машин при послідовному з'єднанні перевищувала напругу контактної мережі. Цього можна досягти шляхом збільшення швидкості або магнітного потоку збудження тягових машин.

ЕРС тягового двигуна, рівна  $CV\Phi$ , врівноважує при рекуперації напругу мережі або частину напруги мережі, що приходить на один двигун, а також падіння напруги в ньому, тобто  $CV\Phi = U + Ir$ , звідки

$$I = \frac{CV\Phi - U}{r} . \quad (9.31)$$

Швидкість руху поїзда при рекуперації

$$V = \frac{U + rI}{C\Phi} , \quad (9.32)$$

а при  $n_c$  послідовно з'єднаних двигунах

$$V = \frac{U + \sum rI}{n_c C\Phi}, \quad (9.33)$$

де  $\sum rI$  - сумарне падіння напруги в силовому колі.

Гальмівна сила рекуперативного гальмування виражається загальними для всіх видів електричного гальмування формулами (9.1) і (9.2).

Коефіцієнт корисної дії  $\eta_{рек}$ , при рекуперації - це відношення відданої в мережу електричної потужності до механічної потужності гальмування, яка дорівнює  $B_K V$ :

$$\eta_{рек} = \frac{3,6 \cdot (UI - \Delta P_{\Pi})}{B_K V}, \quad (9.34)$$

де  $\Delta P_{\Pi}$  - потужність, Вт, споживана колами паралельного або незалежного збудження.

За формулами (9.2), (9.33) і (9.34) можна побудувати характеристики рекуперативного гальмування, якщо відома залежність магнітного потоку  $\Phi$  від струму рекуперації  $I$ .

*Електрична стійкість.* Електричне гальмування може бути здійснене в тому разі, якщо схема включення електричних машин при генераторному режимі задовольняє вимозі електричної стійкості.

Слід розрізняти зовнішню електричну стійкість від внутрішньої електричної стійкості. Під зовнішньою електричною стійкістю розуміється властивість відновлення стійкої електричної рівноваги системи при будь-якому відхиленні струму від сталого значення, обумовленого параметрами зовнішнього кола.

Під внутрішньою електричною стійкістю розуміється властивість відновлення стійкої електричної рівноваги при будь-якому взаємному відносному відхиленні струмів паралельно працюючих машин або групи машин.

Поняття зовнішньої електричної стійкості може відноситися як до групи машин, так і до однієї машини; поняття внутрішньої електричної стійкості може відноситися тільки до групи машин, включених у загальну схему.

Вихідними даними для перевірки зовнішньої електричної стійкості простих систем, що складаються з одного контура, служать зовнішні характеристики машин, що знаходяться в цьому контурі, і характеристики залежності напруги зовнішньої системи від струму в контурі. Точки перетинання цих характеристик задовільняють умові електричної рівноваги при сталому режимі. Стійкість електричної рівноваги в цих точках визначається з розгляду всіх ЕРС, що діють у контурі при перехідному процесі.

Аналізом встановлено, що загальною ознакою зовнішньої електричної стійкості нерозгалужених схем є дотримання в точках електричної рівноваги нерівності.

$$\frac{dU_r}{dI} < \frac{dU}{dI}, \quad (9.35)$$

де  $U_r$  - напруга генераторів;  $U$  - напруга зовнішнього кола.

Отже, для усталеної роботи машини на мережу з постійною напругою необхідно, щоб ця машина мала падаючу зовнішню характеристику. Цій умові задовольняють машини незалежного, паралельного і зустрічно-змішаного збудження і не задовольняють машини послідовного і згідно-змішаного збудження.

Таким чином, при контакторно-реостатному керуванні для рекуперації можуть бути застосовані тільки системи з незалежним, паралельним і зустрічно-змішаним збудженням.

*Рекуперативне гальмування при тягових машинах змішаного збудження.* Простіше здійснюється рекуперативне гальмування при тягових машинах змішаного збудження, що автоматично перетворюються при рекуперації в генератори зустрічно-змішаного збудження. Для переходу з рухового на генераторний режим необхідно збільшувати струм в обмотці паралельного збудження доти, поки ЕРС машин не перевищить напругу мережі. При цьому напрямок струму в якорі зміниться (рис. 9.24), а напрямок МРС і магнітного потоку залишиться колишнім.

МРС збудження в генераторному режимі визначають так само, як і при реостатному гальмуванні, згідно з (9.21):

$$F_B = I_{\text{ш}} W_{\text{ш}} - I W_C.$$

Швидкісні характеристики рекуперативного гальмування  $V(I)$  являють собою продовження швидкісних характеристик тягового режиму в області генераторних струмів (рис. 9.25) і їх звичайно будують спільно.

Характеристики гальмівної сили  $B_k(I)$  можна визначити за (9.1); при однакових струмах у паралельній обмотці  $I_{\text{ш}}$  вони є загальними для реостатного і рекуперативного гальмування (рис. 9.26). Для регулювання гальмівної сили в процесі рекуперативного гальмування використовують такі ж ступені зміни збудження, які застосовують для ослаблення поля в тяговому режимі, але їх переключають у зворотному порядку (рис. 9.25).

У системах зустрічно-змішаного збудження створюється залежна від струму рекуперації складова МРС, спрямована назустріч основній МРС. Тому залежність магнітного потоку від струму рекуперації має звичайно форму кривої  $\Phi(I)$ , зображеної на рис. 9.26,б. При малих струмах якоря, коли МРС велика і магнітна система тягового двигуна насичена, потік змінюється незначно. При великих же навантаженнях, коли двигун уже розмагнічений, потік швидко убаває зі збільшенням струму.

Оскільки швидкість приблизно зворотно пропорційна магнітному потокові, то при малих струмах вона змінюється незначно, а у разі збільшення струму починає швидко зростати і при струмі, що відповідає точці  $d$ , де потік близький до нуля, прагне теоретично до нескінченності.

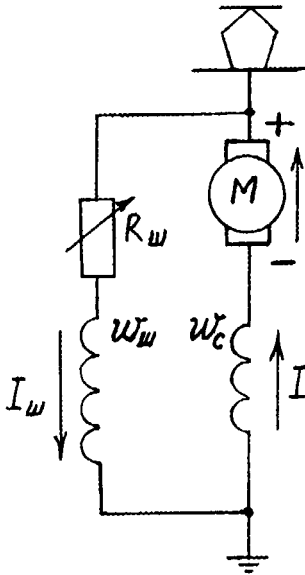


Рис. 9.24 – Схема рекуперативного гальмування двигуна змішаного збудження

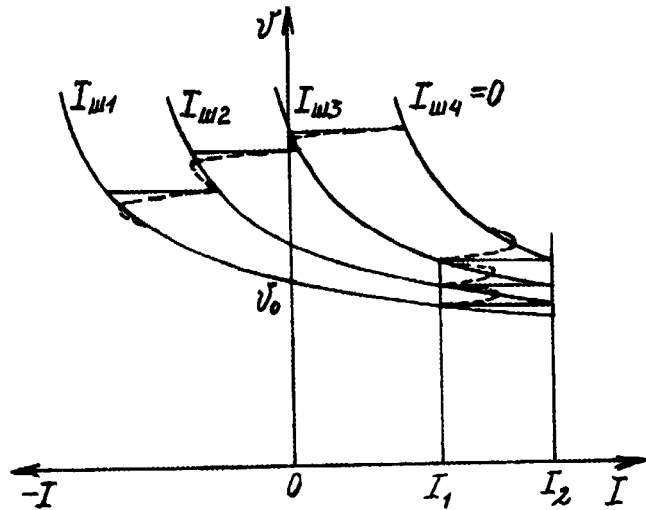


Рис. 9.25 – Швидкісні характеристики тягової машини змішаного збудження

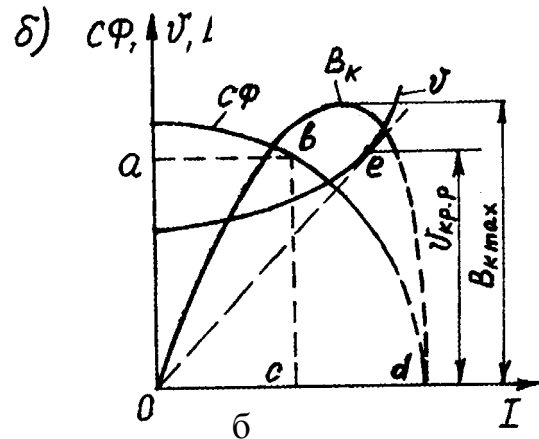
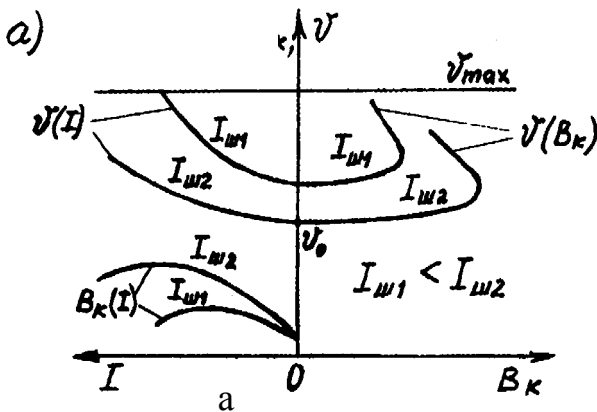


Рис. 9.26 – Характеристики рекуперативного гальмування з зустрічно-змішаним збудженням ТЕД

Гальмівні сили, приблизно пропорційні добуткові  $\Phi I$ , графічно виражаються площами прямокутників  $0 a b c$  зі сторонами, рівними абсцисам і ординатам кривої  $\Phi(I)$ . Тому зі збільшенням струму рекуперації гальмівна сила спочатку зростає до деякого максимуму  $B_{kmax}$ , а потім внаслідок різкого зниження магнітного потоку починає зменшуватися і, нарешті, при навантаженні, що відповідає точці  $d$ , знижується до нуля. Отже, при швидкостях, більших критичної швидкості рекуперації  $V_{кр.р}$ , що відповідає гальмівній силі  $B_{kmax}$ , рекуперативне гальмування стає механічно не стійким.

Гальмівній силі  $B_{k\max}$  відповідає на кривій  $V(I)$  точка  $e$  зіткнення з дотичною  $Oe$ , проведеною до цієї характеристики з початку координат. Дійсно, оскільки механічна потужність гальмування  $BV/3,6$  приблизно пропорційна електричній потужності, що віддається в мережу,  $UI$ , гальмівна сила приблизно пропорційна величині  $3,6UI/V$ . Якщо  $U=\text{const}$ , найбільшим значення гальмівної сили буде при максимумі відношення  $I/V$ . З усіх променів, проведених з початку координат до кривої  $V(I)$ , тангенс кутів нахилу яких до осі ординат пропорційні відношенню  $I/V$ , найбільше значення відношення дає дотична  $Oe$ . На рис. 9.26,а показані гальмівні характеристики  $B_k(V)$  при схемі зустрічно-змішаного збудження. Ці характеристики подібні до характеристик двигунів змішаного збудження в області негативних струмів.

Втрата механічної стійкості при швидкостях, більших за критичну, є недоліком схем зустрічно-змішаного збудження, коли рекуперативне гальмування застосовується для обмеження швидкості руху поїзда на спусках. У цих випадках для підвищення критичної швидкості, що повинна бути вище максимальних швидкостей руху на відповідних спусках, доводиться обмежувати розмагнічувальну дію струму рекуперації і виконувати характеристики більш жорсткими. Якщо ж рекуперативне гальмування використовується переважно для зупинки поїзда, що відповідає умовам моторвагонної тяги, питання механічної стійкості не мають значення, тому що при такому гальмуванні не потрібно підтримувати незмінну швидкість, а “м'яка” гальмівна характеристика дозволяє зберігати практично незмінну гальмівну силу в широкому діапазоні швидкостей.

При виборі параметрів обмоток збудження  $W_{III}$  і  $W_C$  необхідно враховувати вимоги як тягового режиму, так і режиму рекуперативного гальмування (значення  $I_{II}$ ,  $V_{II}$ ,  $V_0$ ,  $B_{\max}$ , число ступенів пускового реостата та ін.). При надмірно високих значеннях швидкості  $V_0$ , вище якої ще можливе рекуперативне гальмування, здійснення рекуперативного гальмування на спусках може виявитися неможливим за умов безпеки, а діапазон швидкостей ефективного гальмування до зупинки - недостатнім. За інших рівних умов чим менше  $V_0$ , тим вище економічний ефект від рекуперативного гальмування.

Вибір оптимальних характеристик двигуна змішаного збудження, розрахованого на ефективне використання рекуперативного гальмування, є техніко-економічним завданням, що повинно вирішуватися з урахуванням припустимого і доцільного збільшення його розмірів для одержання необхідного діапазону швидкостей рекуперативного гальмування.

*ТЕД змішаного збудження для ЕРС міського транспорту з перевагою намагнічувальної сили паралельної обмотки виконують з додержанням відношення*

$$I_q W_C / (I_{III.\max} \cdot W_{III}) = 0,3 \dots 0,4,$$

де  $I_q$  - струм у якорі при годинній потужності двигуна;

$I_{III.\max}$  - максимальний струм паралельної обмотки.

Звичайно  $I_{ш. \max} = (1,5 \dots 2,0) I_{ш. \text{дл}}$  ( $I_{ш. \text{дл}}$  - тривалий струм обмотки паралельного збудження).

При контакторно-реостатному керуванні ЕРС постійного струму основне поширення одержали системи рекуперативного гальмування із зустрічно-змішаним збудженням. Ці системи в порівнянні з незалежним збудженням мають досить м'які характеристики, що забезпечують меншу чутливість до коливань напруги в контактній мережі і більш рівномірний розподіл навантажень між паралельно працюючими машинами в режимі рекуперації.

У даний час на ЕРС із ТЕД змішаного збудження рекуперативне гальмування застосовують тільки для гальмування на спусках і як засіб зниження швидкості. Керування цим гальмуванням здійснюється на ходових позиціях контролера керування. Його не використовують для службового гальмування перед зупинкою, тому що при цьому водій повинен виконувати значну кількість операцій в дуже короткий час, що незручно для керування.

На ЕРС міського транспорту, обладнаного ТЕД послідовного збудження, рекуперативне гальмування не одержало поширення.

## 9. 2. Електричне гальмування

### *ЕРС постійного струму з імпульсним керуванням*

**Рекуперативне гальмування.** Імпульсне керування ЕРС дозволяє здійснювати плавне регулювання швидкості не тільки в тяговому режимі, але і при електричному гальмуванні. Процес електричного гальмування істотно розрізняється при імпульсному і контакторно-реостатному керуванні. У випадку контакторно-реостатного керування рекуперація можлива лише при незалежному або змішаному збудженні і з ЕРС тягової машини, яка перевищує напругу контактної мережі. Імпульсне керування дозволяє здійснити рекуперацію, навіть якщо ЕРС менше напруги мережі й у більшості випадків при двигунах послідовного збудження. Можливо також реостатне гальмування з плавним безконтактним регулюванням швидкості, причому і при опорі гальмівного реостата, більшому за критичний.

Розглянемо принцип роботи імпульсного перетворювача в процесі рекуперативного гальмування на прикладі спрощеної схеми (рис. 9.27,а). У цій схемі використані ті ж елементи, що й у схемі рис. 7.11 для тягового режиму, але змінені їхні з'єднання. Реактор  $L_p$  забезпечує згладжування струму в колі тягових машин, а вентиль  $V_0$  перешкоджає надходженню струму з контактної мережі в ці колої в проміжку часу, коли напруга на двигунах менше напруги мережі.

На рис. 9.27,б наведені діаграми струмів і напруг при рекуперації за схемою рис. 9.27,а. Замкнутому положенню тиристорно-імпульсного переривника ТИП відповідає частина періоду  $t_A$ , а розімкнутому  $t_B = T - t_A$ .

При вмиканні переривника утворюється контур струму тягового двигуна, що працює в генераторному режимі; він складається з двигуна, реактора  $L_p$  і переривника. Завдяки малому опору кола генераторний струм  $i_{я}$  збільшується з  $i_{я\min}$  до  $i_{я\max}$ , внаслідок чого зростає запас електромагнітної енергії контуру, зосереджений в основному в реакторі. У цьому інтервалі  $i_{рек} = 0$ . Потім після запирання переривника струм двигуна починає зменшуватися і ЕРС самоіндукції, обумовлена індуктивністю реактора  $L_p$  й обмоток двигуна, складається з ЕРС двигуна. Сума цих ЕРС перевищує напругу мережі, і струм двигуна надходить у тягову мережу, незважаючи на те, що його ЕРС менше напруги мережі.

Середня напруга  $U_{д\text{ ср}}$  двигуна, що працює в генераторному режимі, врівноважується середнім за період значенням напруги  $U_c = U_{аб}$ . Тому відповідно до діаграм рис. 9.27,б

$$U_{аб} = U_{д\text{ ср}} = \frac{1}{T} \int_0^T u_{аб} dt = U \left( 1 - \frac{t_A}{T} \right) = U(1 - \lambda) . \quad (9.36)$$

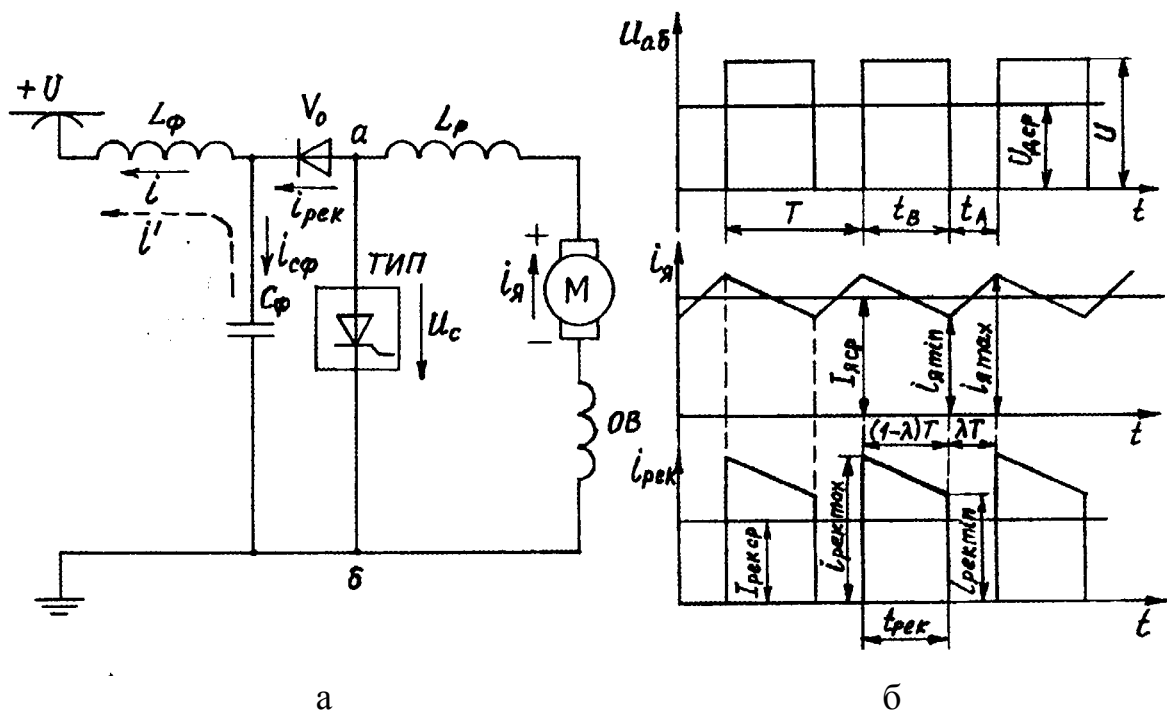


Рис. 9.27 – Принципова схема рекуперативного гальмування з використанням тиристорно-імпульсного регулятора (а) і діаграми струмів і напруг (б)



Приймаючи, як і при тяговому режимі,  $U_{\text{РЕК СР}} = U_{\text{Д СР}} I_{\text{Я СР}}$ , одержимо середній струм машини:

$$I_{\text{Я СР}} = I_{\text{РЕК СР}} \cdot \frac{T}{T - t_A} = \frac{I_{\text{РЕК СР}}}{1 - \lambda}, \quad (9.37)$$

де  $I_{\text{РЕК СР}}$  - середнє значення струму, що повертається при рекуперації в контактну мережу.

Як впливає з виразів (9.36) і (9.37), регулювання напруги  $U_{\text{Д СР}}$  і струму  $I_{\text{Я СР}}$ , а тим самим гальмівної сили і швидкості при імпульсному керуванні можна здійснити, змінюючи відношення  $\frac{t_A}{T} = \lambda$ . При частотно-імпульсних перетворювачах зі зменшенням тривалості  $T$  періоду і збільшенням частоти  $f = 1/T$  зменшується напруга  $U_{\text{Д СР}}$  і, отже, швидкість руху. У випадку широтно-імпульсного керування  $T = \text{const}$  і напруга регулюється зміною тривалості імпульсу  $t_A = \lambda T$ , яку потрібно збільшувати для зниження напруги  $U_{\text{Д СР}}$  і зменшувати для його збільшення.

У процесі рекуперативного гальмування струм у колі тягової машини безперервний і пульсує на рівні середнього значення  $I_{\text{Я СР}}$ , збільшуючись при відмиканні переривника і зменшуючись при замиканні переривника внаслідок підключення кола тягової машини до контактної мережі, напруга якої спрямована зустрічно ЕРС тягового двигуна. Струм рекуперації в контактній мережі від тягової машини при відсутності  $L_\Phi - C_\Phi$  фільтра є переривчастим, при замкнутому стані ТИП він дорівнює нулю, при розімкнутому  $i_{\text{РЕК}} = i_{\text{Я}}$ . Для одержання безперервного струму рекуперації в схемі використовують  $G$ - подібний  $L_\Phi - C_\Phi$  фільтр (див. рис. 9.27,а). Завдяки фільтрові в інтервалі періоду  $(1 - \lambda)T$  енергія не повністю надходить у контактну мережу, а частково запасається в конденсаторі  $C_\Phi$  фільтра і передається в іншу частину періоду  $\lambda T$  в контактну мережу. Це забезпечує безперервність струму рекуперації, що пульсує протягом періоду від  $i'_{\text{РЕК max}}$  до  $i'_{\text{РЕК min}}$  на рівні середнього значення  $I_{\text{РЕК СР}}$ .

Таким чином, за допомогою імпульсного регулятора виявляється можливим передати енергію від тягової машини з напругою  $U_{\text{Д СР}}$  в контактну мережу з більш високою напругою  $U$ . При цьому струм рекуперації завжди менший струму в ланцюзі якоря тягової машини:  $I_{\text{РЕК СР}} / I_{\text{Я СР}} = U_{\text{Д СР}} / U = 1 - \lambda$ . У розглянутому випадку робота імпульсного регулятора подібна до роботи підвищувального трансформатора з коефіцієнтом трансформації  $K = 1/(1 - \lambda)$ .

При схемі рис. 9.27а рекуперативного гальмування, коли ТИП розімкнутий, напруга на затисках генератора  $U_{\text{аб}}$  дорівнює напрузі на конденсаторі фільтра  $U_c$ , що при досить потужному фільтрі можна прийняти постійною і рівною середній напрузі в контактній мережі  $U$ .

Середня напруга на затисках двигуна (генератора) зв'язана з ЕРС обертання двигуна рівнянням

$$E = U_{\text{д ср}} + I_{\text{я ср}} R_{\text{д}}, \quad (9.38)$$

де  $R_{\text{д}}$  - сумарний опір послідовно з'єднаних обмоток двигуна і згладжуючого реактора.

Беручи до уваги, що  $E = CV\Phi$ , з урахуванням рівнянь (9.36) і (9.38) можна записати

$$V = \frac{U \cdot (1 - \lambda) + I_{\text{я ср}} R_{\text{д}}}{C\Phi}. \quad (9.39)$$

Для стійкого рекуперативного гальмування необхідно, щоб у режимі паузи (коли ТИП розімкнутий) струм у тяговому двигуні зменшувався. Ця умова буде виконуватися, якщо  $E < U \cdot (1 - \lambda) + I_{\text{я ср}} R_{\text{д}}$ . Вона повинна виконуватися при будь-яких можливих значеннях  $\lambda$ . Отже, найбільша або критична швидкість  $V_{\text{кр}}$ , при якій рекуперативне гальмування буде ще стійким, залежить від напруги в контактній мережі, магнітного потоку і струму в двигуні, а також від коефіцієнта заповнення  $\lambda$ . Причому найбільша критична швидкість гальмування відповідає мінімальному значенню коефіцієнта заповнення регулятора  $\lambda_0$ , що залежить від швидкодії тиристорів регулятора, а також схеми самого регулятора

$$V_{\text{кр}} = \frac{U \cdot (1 - \lambda_0) + I_{\text{я ср}} R_{\text{д}}}{C\Phi}. \quad (9.40)$$

Мінімальна швидкість  $V_{\text{мін}}$ , при якій припиняється рекуперація енергії в мережу, відповідатиме  $\lambda = 1$ . Відповідно до рівняння (9.39) маємо

$$V_{\text{мін}} = \frac{I_{\text{я ср}} R_{\text{д}}}{C\Phi}. \quad (9.41)$$

Для рухомого складу  $V_{\text{мін}} = (2 \dots 4)$  км/год, тобто при імпульсному керуванні рекуперативне гальмування може здійснюватися практично до повної зупинки.

З виразу (9.37) випливає

$$I_{\text{РЕК ср}} = I_{\text{я ср}} \cdot (1 - \lambda). \quad (9.42)$$

Таким чином, у діапазоні зміни швидкості руху  $V_{\text{кр}} \leq V \leq V_{\text{мін}}$  струм, що віддається в контактну мережу, змінюється в діапазоні  $(1 - \lambda_0) I_{\text{я ср}} \leq I_{\text{РЕК ср}} \leq 0$  (рис. 9.28).

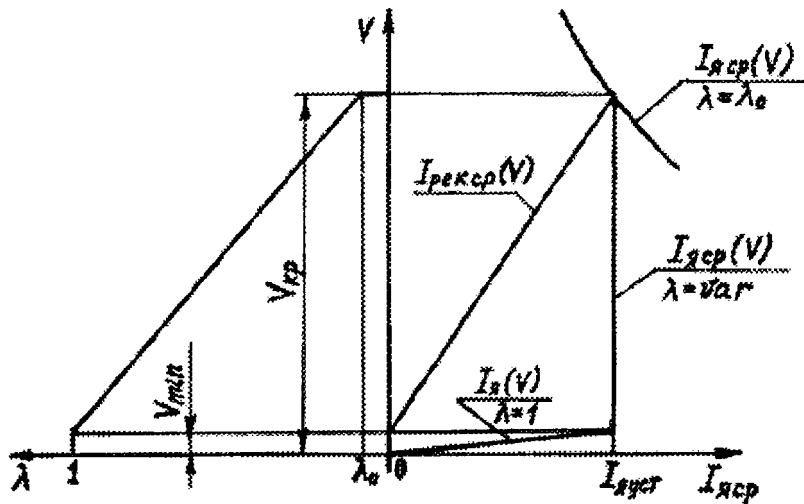


Рис. 9.28 – Залежності  $I_{я\text{ ср}}(V)$ ,  $I_{рек\text{ ср}}(V)$ ,  $\lambda(V)$  при рекупераивному гальмуванні

Характер зміни середнього струму рекуперації  $I_{рек\text{ ср}}$  від швидкості руху рухомого складу можна визначити зі спільного рішення рівнянь (9.39) і (9.42):

$$I_{рек\text{ ср}} = \frac{I_{я\text{ ср}}}{U} (CV\Phi - I_{я\text{ ср}} R_{\text{д}}) . \quad (9.43)$$

Відповідно до рівняння (9.43) залежність  $I_{рек\text{ ср}}(V)$  є лінійною і струм рекуперації  $I_{рек\text{ ср}}$  пропорційний швидкості рухомого складу  $V$ . У процесі рекупераивного гальмування середнє значення струму в тяговому двигуні  $I_{я\text{ ср}}$  підтримується постійним, рівним струму  $I_{я\text{ уст}}$  уставки, що задається водієм. При цьому регулятор повинен працювати з коефіцієнтом заповнення, який визначається з виразу (9.39):

$$\lambda = 1 - \frac{CV\Phi - I_{я\text{ ср}} R_{\text{д}}}{U} . \quad (9.44)$$

Процес підтримки струму  $I_{я\text{ ср}} = I_{я\text{ уст}} = \text{const}$  закінчується при  $\lambda = 1$ , коли коло тягової машини замикається регулятором накоротко і  $U_{\text{д ср}} = 0$ .

При послідовному збудженні не можна зберегти в режимі рекуперації просте паралельне з'єднання тягових машин або їхніх груп, тому що паралельна робота їх у генераторному режимі електрично не стійка. Тому доводиться або жити кожну групу послідовно з'єднаних машин від окремого перетворювача або фази, або застосовувати схеми включення, які використовуються при реостатному гальмуванні паралельно включених двигунів послідовного збудження. Крім того, виникають труднощі із забезпеченням самозбудження тягової машини, тому що воно повинно відбуватися при роботі на переривчастий коло, що складається з переривника і навантажувального

(згладжуючого) реактора. Тому потрібний спеціальний малопотужний збуджувач, короткочасно підживлюючий обмотку збудження в момент переходу на рекуперативне гальмування.

Для електричного гальмування можуть бути використані ті ж типи переривників (регуляторів), що й у тяговому режимі.

Незалежно від системи імпульсних перетворювачів розрізняють два способи їхнього застосування на електричному рухомому складі. У першому з них перетворювачі залишаються включеними протягом усього часу роботи тягових двигунів; при цьому номінальна напруга кола двигунів може відрізнятися від напруги тягової мережі. Як правило, напруга мережі значно вище сумарної напруги тягових машин. У цьому випадку імпульсний переривник, що працює протягом усього часу включення двигунів, виходить більш важким і дорогим, ніж при використанні його тільки при електричному гальмуванні, зато більш повно можна реалізувати переваги імпульсного керування. При цьому імпульсне керування режимом рекуперації можна здійснити без додаткових пристроїв у всьому діапазоні швидкостей. При другому способі імпульсні перетворювачі включають тільки в періоди пуску й електричного гальмування. Така система можлива тільки у випадку, якщо тяговий двигун або група послідовно з'єднаних двигунів розраховані на роботу при напрузі контактної мережі. Тому в режимі рекуперативного гальмування при високих швидкостях ЕРС тягових машин може виявитися вище напруги мережі. Для забезпечення можливості імпульсного керування необхідно знизити напругу, одержану від рекуперуючих машин. Найбільш просто це досягається включенням послідовно з імпульсним перетворювачем додаткового резистора  $R_{\text{доб}}$ . Опір цього резистора вибирають так, щоб різниця напруги тягових машин і падіння напруги в резисторі були менші напруги мережі. У резисторі губиться при гальмуванні 15...20 % енергії рекуперації, але забезпечується можливість рекуперативного гальмування в широкому діапазоні швидкостей. Для зменшення цих втрат енергії доцільно відключати резистор  $R_{\text{доб}}$  після того, як швидкість двигуна знизиться настільки, що сума ЕРС усіх послідовно включених тягових машин стане меншою напруги мережі.

**Реостатне гальмування.** За схемою рис. 9.27,а, яка використовується для рекуперативного режиму, можна здійснити також плавне імпульсне реостатне гальмування без регулювання опору гальмівного реостата. Розходження полягає лише в тому, що перетворювач не приєднується до живлячої мережі, а замикається на гальмівний резистор  $R_T$ . Робочі процеси при рекуперативному і реостатному гальмуванні майже однакові і відрізняються тільки тим, що при рекуперації вся система працює на мережу приблизно постійної напруги, а при реостатному - на резистор, напруга на якому пропорційна струму. Реостатне гальмування можливе при тягових машинах різних систем збудження, в тому числі послідовному, і опорі гальмівного резистора, більшому за критичний. У випадку декількох рівнобіжних груп тягових двигунів слід використовувати для забезпечення їхньої паралельної роботи спеціальні схеми керуванні.

На рис. 9.29 наведена найпростіша схема імпульсного регулювання процесу реостатного гальмування двигуна послідовного збудження. Робочий процес при цій схемі ілюструється тими ж діаграмами рис. 9.27,б, що були побудовані раніше стосовно рекуперативного гальмування, з тією лише зміною, що замість напруги  $U$  повинне бути прийнято падіння напруги  $I_T R_T$  в гальмівному резисторі.

Реостатне гальмування починається при відключенні перетворювача від контактної мережі і включенні контактора  $K$ . Включеному стану переривника ТИП відповідає інтервал  $t_A = \lambda T$ , а відключеному - інтервал  $t_B = (1 - \lambda)T$ . Якщо опір резистора  $R_T$  більший критичного, самозбудження тягової машини при відключеному ТИП неможливе. При включеному переривнику для тягової машини утвориться контур, що складається з цієї машини, реактора  $L_p$  і переривника ТИП, який можна вважати короткозамкненим. Відбувається інтенсивне самозбудження машини, її струм зростає, збільшується запас електромагнітної енергії в контурі реактора  $L_p$ .

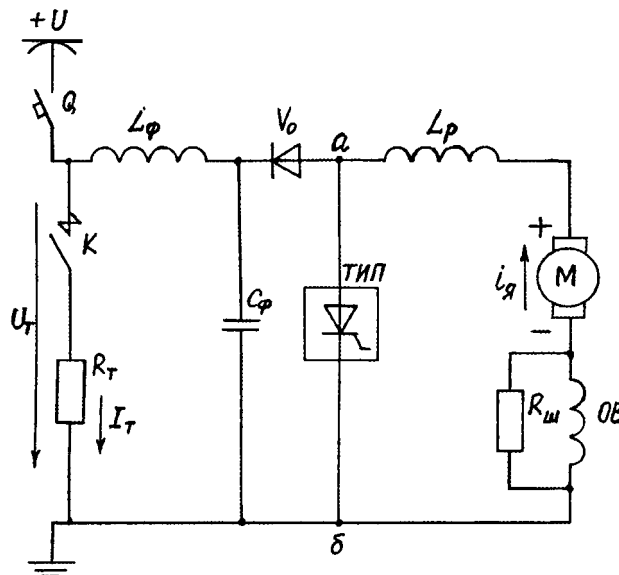


Рис. 9.29 – Принципова схема реостатного гальмування двигуна послідовного збудження з використанням тиристорно-імпульсного регулятора

Після відключення переривника струм тягової машини зменшується, завдяки чому сума її ЕРС і ЕРС самоіндукції стає достатньою для підтримки струму в резисторі, незважаючи на те, що його опір більший критичного.

Завдяки вхідному фільтру  $L_\phi - C_\phi$  можна прийняти, що струм  $I_T$  гальмівного резистора залишається практично незмінним протягом усього періоду. З рис. 9.27,б випливає, що

$$I_T = I_{я\text{ ср}}(T - t_A)/T = I_{я\text{ ср}}(1 - \lambda), \quad (9.45)$$

де  $I_{я\text{ ср}}$  - середній струм тягової машини.

Відповідно до формули (9. 45) напругу  $U_T$  на резисторі можна прийняти

$$U_T = I_T R_T = I_{я\text{ ср}} R_T (T - t_A) / T = I_{я\text{ ср}} R_T (1 - \lambda) . \quad (9.46)$$

Напруга в колі тягової машини дорівнює нулю в інтервалі  $t_A = \lambda T$  і напрузі  $U_T$  в інтервалі  $T - t_A = (1 - \lambda)T$ . Отже, середня напруга тягової машини

$$U_{д\text{ ср}} = U_T (T - t_A) / T = I_{я\text{ ср}} R_T (1 - \lambda)^2 . \quad (9.47)$$

Оскільки напруга  $U_{д\text{ ср}}$  приблизно пропорційна швидкості руху, а гальмівна сила залежить від струму якоря машини, з формули (9. 47) виходить, що регулювання гальмівної характеристики і всього гальмівного процесу можна здійснити, змінюючи коефіцієнт заповнення імпульсів  $\lambda$ . Зокрема, як впливає з формули (9. 47), для підтримки незмінного струму і незмінної гальмівної сили при реостатному гальмуванні необхідно змінювати величину  $(1 - \lambda)$  приблизно пропорційно  $\sqrt{V}$ . При частотному керуванні в міру зниження швидкості варто збільшити частоту, а при широтному - збільшувати тривалість замкнутого стану переривника.

При імпульсному керуванні реостатне гальмування використовується переважно для заміщення рекуперативного при відсутності на лінії достатнього навантаження для забезпечення необхідного гальмівного ефекту. На рис. 9.30 показана одна з можливих схем рекуперативно-реостатного гальмування. При навантаженні тягової мережі, недостатньому для сприйняття всієї потужності рекуперації, підвищується напруга на конденсаторі фільтра. Внаслідок цього спрацьовує система вмикання гальмівного тиристора  $V_T$ , що включає гальмівний резистор  $R_T$ . Тим самим рекуперативне гальмування заміщується реостатним.

При черговому включенні ТИП зворотною напругою закривається і тиристор  $V_T$ . Він може знову відімкнутися в наступних циклах, тільки якщо недостатнє споживання енергії в мережі і відповідно підвищується її напруга. Якщо ж навантаження достатнє для сприйняття енергії рекуперації, напруга не підвищується, не включається гальмівний резистор  $R_T$  і, отже, відновлюється рекуперативне гальмування.

У схемі рис. 9.30 на відміну від схеми рис. 9.29 струм  $i_T$  резистора  $R_T$  виходить переривчастим, тому що резистор включається між переривником і фільтром.

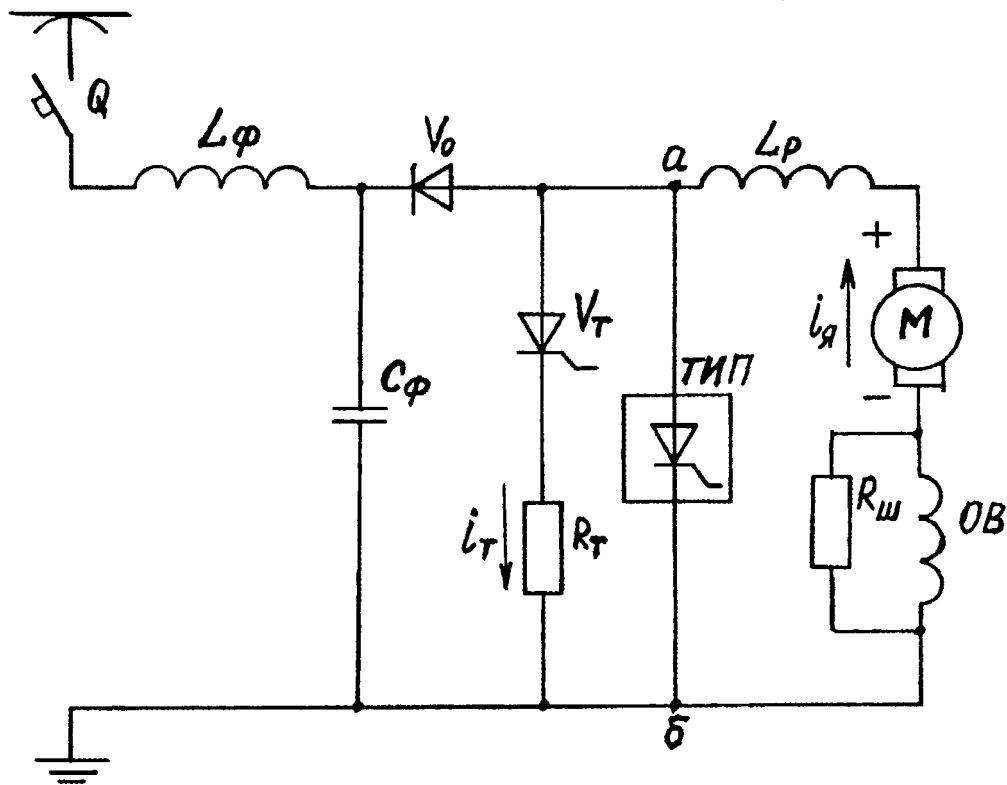


Рис. 9.30 – Принципова схема рекуперативно - реостатного гальмування

Протягом частини періоду  $T - t_A$  цей струм дорівнює струму  $I_{я\text{ }cp}$  тягової машини, а в інший час - нулю. Напруга як на резисторі, так і на тяговій машині дорівнює  $I_{я\text{ }cp} R_T$  в інтервалі  $T - t_A$  і нулю в інтервалі  $t_A$ . Звідси легко одержати значення середніх струмів і напруг:

$$I_T = I_{я\text{ }cp} (1 - t_A / T) = I_{я\text{ }cp} (1 - \lambda); \quad (9.48)$$

$$U_T = U_{д\text{ }cp} = I_{я\text{ }cp} R_T (1 - t_A / T) = I_{я\text{ }cp} R_T (1 - \lambda). \quad (9.49)$$

Тому середня напруга тягових машин у схемі рис. 9.30 дорівнює не  $I_{я\text{ }cp} R_T (1 - \lambda)^2$ , як у схемі рис. 9.29, а  $I_{я\text{ }cp} R_T (1 - \lambda)$ . Для підтримки незмінного гальмівного струму і гальмівної сили треба змінювати величину  $1 - \lambda$  приблизно пропорційно швидкості  $V$ .

Задане значення гальмівного струму підтримується тиристорним регулятором аж до швидкості  $V_{min}$ , при якій  $\lambda = 1$  і ЕРС обертання двигуна врівноважується падінням напруги на активному опорі кола двигуна  $R_d$ .

$$\text{Швидкість } V_{min} = \frac{I_{я\text{ }cp} R_d}{C\Phi}.$$

## 10. РОЗРАХУНОК КРИВИХ РУХУ

Для перевірки роботи поїзду на заданій ділянці дороги проводять тягові розрахунки. Їхніми завданнями є: розрахунок часу і швидкостей руху, визначення залежності спожитого струму і потужності від шляху і часу, розрахунок витрат електричної енергії на рух поїздів, розрахунок нагрівання тягових двигунів та іншого обладнання, визначення необхідної потужності тягових двигунів, встановлення раціональних режимів ведення поїзда, що забезпечують високі експлуатаційні показники при найменших витратах енергії. Вирішення перерахованих задач вимагає побудови кривих руху  $V(t)$  і  $V(\ell)$ .

Звичайно криві руху розраховують для номінальної напруги контактної мережі. Розрахунок кривих руху поїзду заснований на інтегруванні рівнянь руху (1.13) та (1.14):

$$102(1+\gamma) \frac{dV}{dt} = \zeta \cdot f_d;$$

$$102(1+\gamma) \cdot V \cdot \frac{dV}{d\ell} = \zeta' \cdot f_d.$$

З метою спрощення позначимо:

$$\xi = \frac{\zeta}{102 \cdot (1+\gamma)} \quad \text{і} \quad \xi' = \frac{\zeta'}{102 \cdot (1+\gamma)}, \quad (10.1)$$

тоді рівняння руху приймають вигляд:

$$\frac{dV}{dt} = \xi \cdot f_d; \quad (10.2)$$

$$V \cdot \frac{dV}{d\ell} = \xi' \cdot f_d. \quad (10.3)$$

Щоб одержати криву  $V(t)$  у межах довільної зміни швидкості від  $V_{n-1}$  до  $V_n$ , у виразі (10.2) розділяють змінні:

$$dt = \frac{dV}{\xi \cdot f_d}. \quad (10.4)$$

Після інтегрування знаходять відповідний час:

$$\Delta t_n = t_n - t_{n-1} = \frac{1}{\xi} \cdot \int_{V_{n-1}}^{V_n} \frac{dV}{f_d}. \quad (10.5)$$

Залежність  $V(\ell)$  аналогічно визначають за формулою (10.3), розділивши спочатку змінні

$$d\ell = \frac{V \cdot dV}{\xi' \cdot f_d}, \quad (10.6)$$



а потім, обчисливши шлях, пройдений поїздом при зміні швидкості від  $V_{n-1}$  до  $V_n$ :

$$\Delta \ell_n = \ell_n - \ell_{n-1} = \frac{1}{\xi'} \cdot \int_{V_{n-1}}^{V_n} \frac{V dV}{f_d}. \quad (10.7)$$

У рівняннях (10.5), (10.7) питома рівнодіюча сила в режимі тяги

$$f_d = f_0 - w_i = f - w_0 - w_i, \quad (10.8)$$

при відсутності струму

$$f_d = -(w_{0x} + w_i), \quad (10.9)$$

при гальмуванні

$$f_d = -(b_0 + w_i) = -(b + w_0 + w_i). \quad (10.10)$$

Під  $b_0$  розуміють питому сповільнюючу силу на прямому горизонтальному шляху для механічних ( $b_0=b+w_{0x}$ ) або електричних ( $b_0=b+w_0$ ) гальм, а також при їхній спільній дії. На кривих ділянках шляху додатково враховують питомий опір від кривої  $w_{кр}$ .

Щоб вирішити інтеграли (10.5) і (10.7), необхідно встановити залежність  $f_d(V)$ . Її визначають за характеристиками питомих залишкових сил тяги  $f_0$ , питомих сповільнюючих сил  $b_0$ , основного питомого опору руху  $w_{0x}$ , профілю плану шляху. На них наносять обмеження швидкості, викликані вимогами безпеки руху, правилами технічної експлуатації рухомого складу, а також умовами вуличного руху. Залежність  $f_d(V)$  звичайно представляють графічно. Для неї можна підібрати приблизні аналітичні вирази і, користуючись ними, інтегрувати рівняння руху. Але навіть найбільш прості аналітичні вирази у вигляді, наприклад, поліномів другого і більш високого ступенів або гіперболічної залежності приводять при інтегруванні до складних, не зручних для обчислення формул.

Практично інтегрують рівняння руху *методом кінцевих збільшень*, придатним при будь-якій формі кривої  $f_d(V)$ . У цьому випадку кусочно апроксимують криву  $f_d(V)$  послідовно в інтервалах швидкості  $\Delta V_n = V_n - V_{n-1}$  (при  $n=1,2,\dots,m$ ), на які розбивають діапазон її зміни. У межах кожного інтервалу  $\Delta V$  представляють  $f_d(V)$  простою функцією, що дозволяє за формулами (10.5) і (10.7) легко обчислити  $\Delta t$  і  $\Delta \ell$ .

Широко застосовуваною апроксимацією є заміна дійсної кривої  $f_d(V)$  східчастою при допущенні, що рівнодіюча сила залишається постійною і рівною її середньому значенню  $f_{дсрн}$  у розглянутому інтервалі  $\Delta V$  (рис. 10.1,а). Тоді для будь-якого інтервалу  $\Delta V_n$  після винесення  $f_{дсрн}$  з-під знака інтеграла у виразах (10.5) і (10.7) одержують:

$$\Delta t_n = t_n - t_{n-1} = \frac{V_n - V_{n-1}}{\xi \cdot f_{дсрн}} = \frac{\Delta V_n}{\xi \cdot f_{дсрн}}, \quad (10.11)$$

$$\Delta \ell_n = \ell_n - \ell_{n-1} = \frac{V_n^2 - V_{n-1}^2}{2 \cdot \xi' \cdot f_{дсрн}} = \frac{(V_n + V_{n-1}) \cdot (V_n - V_{n-1})}{2 \cdot \xi' \cdot f_{дсрн}}. \quad (10.12)$$

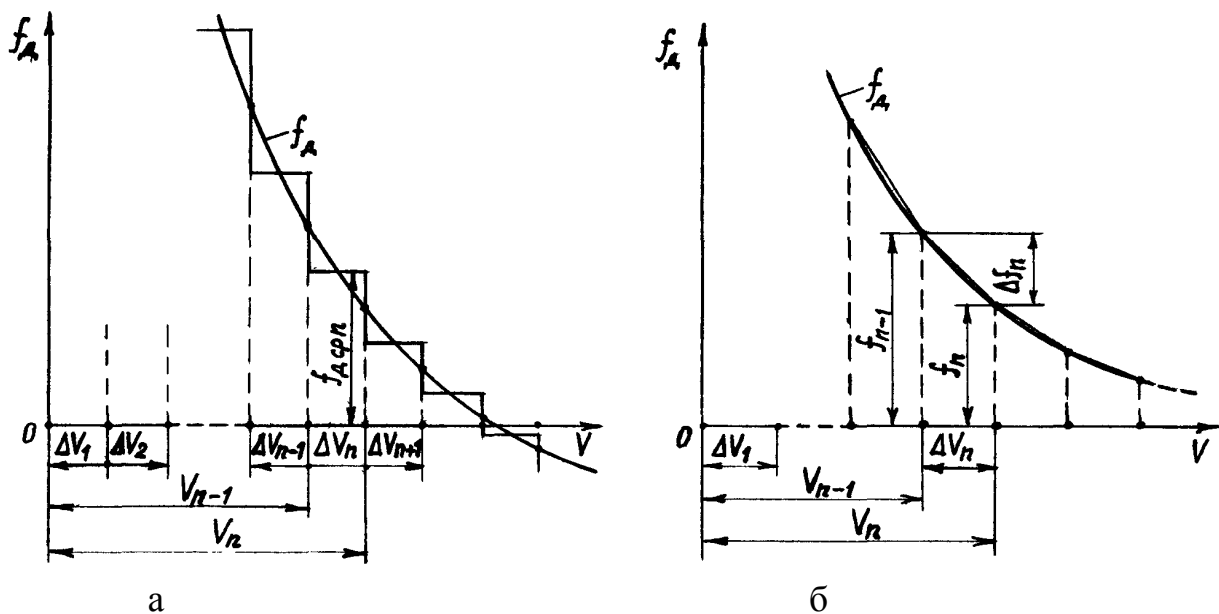


Рис. 10.1 – Східчаста (а) і кусочно-лінійна (б) апроксимація кривої  $f_d(V)$

Тому що в інтервалі  $\Delta V_n$  середня швидкість  $V_{\text{срн}} = (V_n + V_{n-1})/2$ , то

$$\Delta \ell_n = \frac{V_{\text{срн}} \cdot \Delta V_n}{\xi' \cdot f_{\text{срн}}}. \quad (10.13)$$

Замінивши у формулі (10.13)  $\Delta V_n / f_{\text{срн}}$  на  $\xi \cdot \Delta t_n$  (з рівності (10.11)), знаходять інший вираз для  $\Delta \ell_n$ :

$$\Delta \ell_n = \frac{\xi}{\xi'} \cdot V_{\text{срн}} \cdot \Delta t_n = \sigma \cdot V_{\text{срн}} \cdot \Delta t_n, \quad (10.14)$$

де  $\sigma = \xi / \xi'$ .

Велику точність дає кусочно-лінійна апроксимація, при якій у межах кожного інтервалу  $\Delta V$  реальну криву  $f_d(V)$  замінюють відрізком прямої лінії, а всю криву – ламаною лінією (спосіб професора А. О. Чечетта).

Позначивши початкове і кінцеве значення  $f_d$  в інтервалі  $\Delta V_n = V_n - V_{n-1}$  через  $f_{n-1}$  і  $f_n$  і різницю  $f_{n-1} - f_n = \Delta f_n$  (рис. 10.1,б), одержують для залежності  $f_d(V)$  в інтервалі  $\Delta V_n$  вираз

$$f_{\text{дн}} = \frac{f_{n-1} \cdot V_n - f_n \cdot V_{n-1}}{\Delta V_n} - \frac{\Delta f_n}{\Delta V_n} \cdot V. \quad (10.15)$$

Підставивши його у вирази (10.5) і (10.7) і виконавши інтегрування в межах від  $V_{n-1}$  до  $V_n$ , знаходять:

$$\Delta t_n = t_n - t_{n-1} = \frac{\Delta V_n}{\xi \cdot \Delta f_n} \cdot \ln \frac{f_{n-1}}{f_n}; \quad (10.16)$$

$$\Delta \ell_n = \ell_n - \ell_{n-1} = \frac{\Delta V_n}{\xi' \cdot \Delta f_n} \cdot \left( \frac{f_{n-1} \cdot V_n - f_n \cdot V_{n-1}}{\Delta f_n} \cdot \ln \frac{f_{n-1}}{f_n} - \Delta V_n \right). \quad (10.17)$$

З рівності (10.16) знаходять  $\frac{\Delta V_n}{\Delta f_n} = \xi \cdot \Delta t_n / \ln \frac{f_{n-1}}{f_n}$ . Підставивши його у вираз (10.17), одержують

$$\Delta \ell_n = \sigma \cdot \left( \frac{f_{n-1} \cdot V_n - f_n \cdot V_{n-1}}{\Delta f_n} - \frac{\Delta V_n}{\ln \frac{f_{n-1}}{f_n}} \right) \cdot \Delta t_n = \sigma \cdot V_{\text{срн}} \cdot \Delta t_n. \quad (10.18)$$

Множник у дужках виразу (10.18) дорівнює середній швидкості  $V_{\text{срн}}$  на ділянці шляху  $\Delta \ell_n$ .

Незалежно від способу кусочної апроксимації рівнодіючої сили зі зменшенням інтервалів  $\Delta V$  спрощену криву  $f_d(V)$  наближають до реальної, розрахункові криві руху – до дійсних, тобто точність методу кінцевих збільшень зростає.

**Випрямлення профілю колії.** Для кожної рейкової і безрейкової дороги складають поздовжній профіль, що містить дані, що визначають її розташування на місцевості: план лінії, оцінки висот точок перелому профілю над рівнем моря, крутість і довжину ухилів, розташування кривих, їхні радіуси, довжини, центральні кути, розташування станцій або зупинних пунктів, переїздів, штучних споруд.

Профіль колії міського транспорту складається з великої кількості окремих елементів, що відрізняються як ухилами, так і радіусами кривих і їхніх довжин. Швидкість руху поїзда визначеної ваги при незмінному режимі роботи тягових двигунів на кожному елементі шляху різна внаслідок зміни сил опору руху. Тому розрахунок швидкості і часу ходу необхідно робити для кожного елемента профілю й інтегрування рівняння руху виходить доволі трудомістким.

Для скорочення числа окремих елементів профілю і спрощення тягових розрахунків поздовжній профіль звичайно піддають обробці, що складається з двох операцій: *випрямлення профілю* – об'єднання ряду його суміжних елементів в одну ділянку з однорідним ухилом; *випрямлення кривих елементів профілю* – заміна їх відповідним чином елементами, прямолінійними в плані. Отриманий в результаті цих операцій профіль одержав назву *випрямленого*.

При першій операції заміняють групу близьких за крутістю суміжних елементів профілю  $i_1, i_2, \dots, i_m$ , питомі опори від ухилів і довжини яких відповідно рівні  $w_{i1}$  і  $\ell_1$ ,  $w_{i2}$  і  $\ell_2, \dots, w_{im}$  і  $\ell_m$  (рис. 10.2), одним елементом довжиною  $\ell_c = \ell_1 + \ell_2 + \dots + \ell_m$  з однорідним ухилом  $i'_c$ , питомий опір якого  $w'_{ic}$ . При цьому роботу, що йде на подолання опору руху від ухилу  $i'_c$ , дорівнюють роботі на

групі поєднаних елементів дійсного профілю, тобто  $w'_{ic} \cdot \ell_c = \sum_{j=1}^m w_{ij} \cdot \ell_j$ , звідки

$$w'_{ic} = \frac{\sum_{j=1}^m w_{ij} \cdot \ell_j}{\ell_c}. \quad (10.19)$$

Як впливає з рис. 10.2, при відмітках переломів профілю  $h_0, h_1, h_2, \dots, h_m$  об'єднаної групи елементів питомий опір  $w'_{ic}$  випрямленої ділянки, чисельно рівний ухилу  $i'_c$  цієї ділянки і може бути визначений як відношення різниці висот  $h_m - h_0$  крайніх точок до довжини  $\ell_c$  ділянки:

$$w'_{ic} = i'_c = (h_m - h_0) / \ell_c. \quad (10.20)$$

У цьому виразі  $\ell_c$  вимірюються в кілометрах;  $h$  – у метрах.

При обробці профілю не можна спрямляти ділянки, що мають різкі відмінності у величині ухилів і довгі елементи. Справа в тому, що першою і неодмінною умовою випрямлення профілю є рівноцінність підйомів по роботі. Тому випрямлення довгих елементів, наприклад, елемента, де  $w_i = 0$ , з елементом, де  $w_i > w_0$ , неприпустимо, тому що можливо, що на спрямленій ділянці  $w'_{ic}$  буде менше  $w_0$ . У цьому випадку після випрямлення будемо розраховувати, що енергія витрачається тільки на рух транспортної одиниці, тоді як до випрямлення ми врахували б також енергію, що витрачається на підгальмовування при спуску по елементу шляху з ухилом  $w_i > w_0$ . Короткі елементи з ухилами, на яких  $w_i$  не на багато перевершує  $w_0$ , де кінетична енергія на спуску по ухилу може бути використана на наступному елементі, спрямляти ще можливо.

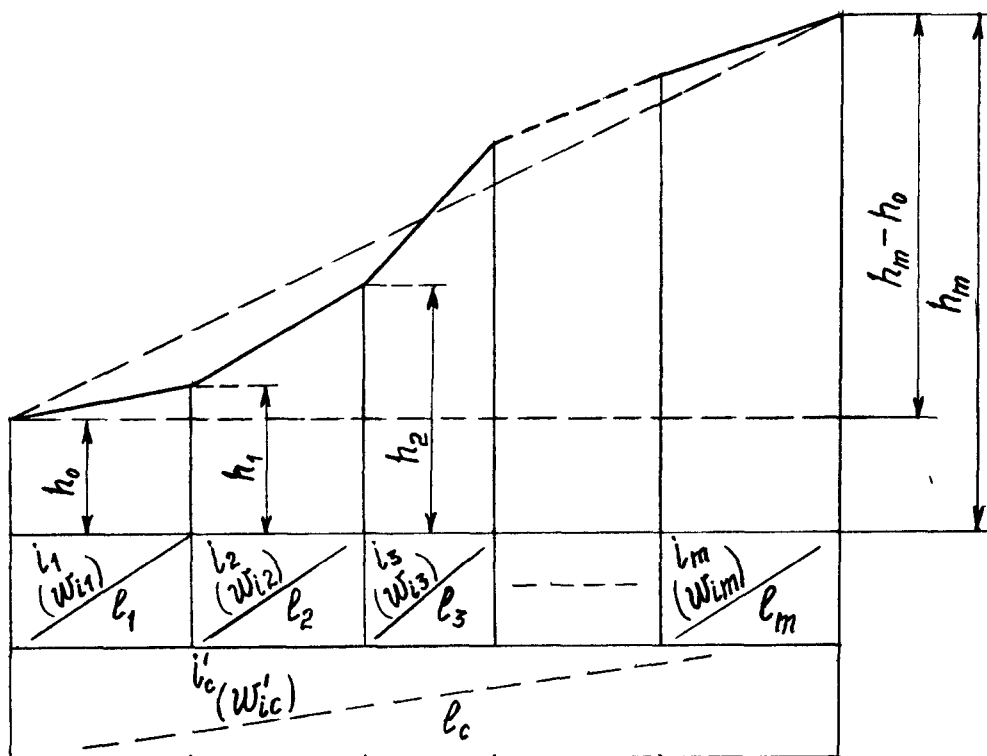


Рис. 10.2 – Приклад випрямлення профілю ділянки шляху

Другою умовою випрямлення є максимальне наближення кривої  $V(\ell)$  на випрямленій ділянці до такої ж кривої на дійсному профілі. Дотримання цієї умови при великих різницях в ухилах неможливо, тому що на великому ухилі як під час спуску, так і під час підйому швидкість руху буде меншою, ніж на випрямленій ділянці з малим ухилом. Тому при випрямленні елементів профілю ділянки шляху дотримуються наступних правил: у групу включають елементи профілю тільки одного знака; горизонтальні елементи відносять або до спусків, або до підйомів, як зручніше для розрахунку; елементи станційних колій у ці групи не включають; довжина  $\ell_j$ , м, кожного із отриманих елементів з ухилом  $i_j$  повинна задовольняти емпіричній нерівності

$$\ell_j \leq 2000 / \Delta i, \quad (10.21)$$

де  $\Delta i = |i_j - i'_c|$  - абсолютна різниця ухилу елемента, що перевіряється, і фіктивного ухилу спрямляємої ділянки профілю, ‰, обумовленого формулою

$$i'_c = \frac{\sum_{j=1}^m i_j \ell_j}{\ell_c}. \quad (10.22)$$

Перевіряють звичайно всі елементи групи. Якщо при перевірці довжина елемента профілю не задовольняє умові (10.21), його в одну групу з іншими не включають.

Для випрямлення кривої в плані елемента профілю її замінюють деяким фіктивним підйомом з крутістю, яка обчислена, виходячи з опору руху від кривої. Розрахунок заснований на принципі рівності робіт, затрачених на подолання опору від кривої і опору від фіктивного підйому.

Якщо на елементі профілю довжиною  $\ell_c$  з ухилом  $i'_c$  і питомим опором від нього  $w'_{ic}$  є крива довжиною  $\ell_{kp}$  з радіусом  $R_{kp}$  і питомим опором руху  $w_{kp}$  (рис. 10.3), то, позначивши  $w''_c$  питомий опір від шуканого фіктивного підйому  $i''_c$  і застосовуючи принцип рівності робіт, одержують  $w''_c \cdot \ell_c = w_{kp} \cdot \ell_{kp}$  і далі:

$$w''_c = w_{kp} \cdot \ell_{kp} / \ell_c. \quad (10.23)$$

Якщо на елементі профілю розташовано  $n$  кривих різних радіусів і довжин, то

$$w''_c = \frac{\sum_{i=1}^n w_{kpi} \cdot \ell_{kpi}}{\ell_c} = \frac{450}{\ell_c} \cdot \sum_{i=1}^n \frac{\ell_{kpi}}{R_{kpi}}. \quad (10.24)$$

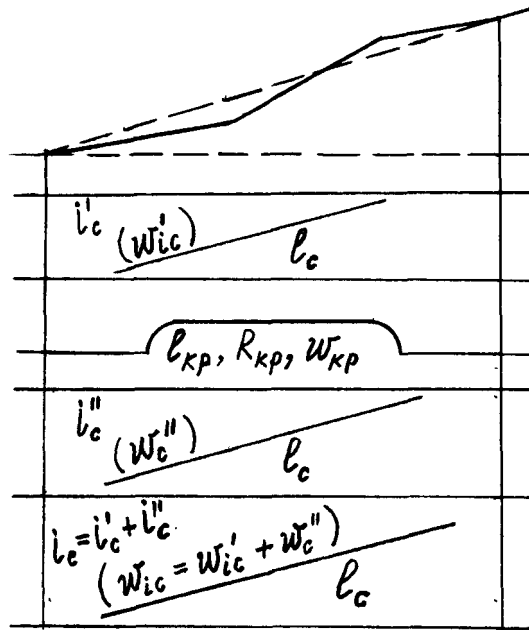


Рис. 10.3 – Приклад випрямлення кривих елементів профілю

Питомий опір руху від випрямленого ухилу з урахуванням кривих дорівнює сумі питомих опорів від випрямленого ухилу і фіктивного підйому:

$$w_{ic} = w'_{ic} + w''_c. \quad (10.25)$$

Відповідно результуючий випрямлений ухил, ‰,

$$i_c = i'_c + i''_c. \quad (10.26)$$

Знак  $w''_c$  завжди позитивний, а знак  $w'_{ic}$  залежить від напрямку руху поїзду. Тому при русі на підйом  $w_{ic} = w'_{ic} + w''_c$ , а на спуску  $w_{ic} = -w'_{ic} + w''_c$ .

Відповідно результуючий випрямлений ухил, ‰, при русі на підйом  $i_c = i'_c + i''_c$ , а на спуску  $i_c = -i'_c + i''_c$ .

Надалі під  $i$  розуміють цілком випрямлений ухил, якщо немає відповідного застереження в тексті.

**Класифікація методів розрахунку кривих руху.** За принципом виконання розрахунку кривих руху поїзду вони засновані на інтегруванні або аналітичному, або чисельному із застосуванням кінцевих збільшень. Аналітичне інтегрування, як було зазначено вище, недоцільне. Широко розповсюджений метод кінцевих збільшень, що містить у собі графоаналітичні способи і графічні, що відрізняються один від одного прийомами визначення  $\Delta t$  і  $\Delta \ell$ . При графоаналітичних способах для кожного інтервалу  $\Delta V$  обчислюють  $\Delta t$  і  $\Delta \ell$  і по них вичерчують криві руху. Графічні способи відрізняються тим, що  $\Delta t$  і  $\Delta \ell$  не обчислюють, а знаходять геометричними побудовами у вигляді відрізків ліній у певних масштабах. Ці способи мають багато різновидів. Під

графоаналітичним способом звичайно мають на увазі ту його модифікацію, при якому дійсну криву  $f_d(V)$  заміняють східчастою лінією (див. рис. 10.1,а).

**Графоаналітичний спосіб побудови кривих руху.** Криві руху при цьому способі будують по точках, координати яких визначають обчисленням збільшень часу  $\Delta t$  і шляху  $\Delta \ell$  для послідовного ряду інтервалів швидкості  $\Delta V$ . Розрахунок  $\Delta t$  і  $\Delta \ell$  роблять за формулами (10.11) і (10.14), що при вимірі швидкості  $V$  у кілометрах на годину, часу  $t$  – у секундах, шляху  $\ell$  – у метрах, питомої діючої сили  $f_d$  – у ньютонів на кілоньютон одержують вигляд:

$$\Delta t_n = \frac{28,3 \cdot (1 + \gamma) \Delta V_n}{f_{dcpn}}, \text{ с}; \quad (10.27)$$

$$\Delta \ell_n = V_{cpn} \cdot \Delta t_n / 3,6, \text{ м}. \quad (10.28)$$

Значення рівнодіючої сили  $f_{dcp}$  для будь-якої ділянки кривої  $f_d(V)$  відшуковують приблизно за середньою швидкістю  $V_{cp}$  в інтервалі  $\Delta V$ . Такий прийом визначення  $f_{dcp1}, f_{dcp2}, \dots$  в інтервалах  $\Delta V_1, \Delta V_2, \dots$  показаний на рис. 10.4 при розгоні поїзда на елементі профілю з ухилом  $+i_1$  і питомим опором руху від нього  $+w_{i1}$ . Для інших режимів руху поїзду рівнодіючу силу знаходять, керуючись формулами (10.8) – (10.10).

Інтервали  $\Delta V$  вибирають великими для положистих ділянок кривої  $f_d(V)$  і істотно меншими для крутих її частин. Доцільно приймати абсциси точок перелому кривих  $f_d(V)$  як границі суміжних інтервалів  $\Delta V$ , що збільшує точність розрахунку.

При системі тяги постійного струму і ЕРС із контакторно-реостатним керуванням період пуску поділяють на інтервали, межами яких служать швидкості в моменти переходу з одного угруповання тягових двигунів на іншу. Це спрощує побудову кривих споживання струму і визначення витрат енергії на рух поїзду.

У табл. 10.1 записують вихідні дані і результати розрахунків: обрані швидкості  $V_0, V_1, V_2, \dots$  і інтервали  $\Delta V_1, \Delta V_2, \dots$ , значення  $V_{cp}$ , сили  $f_{dcp1}, f_{dcp2}, \dots$ , обчислені  $\Delta t$  і  $\Delta \ell$ , загальний час ходу  $t = t_0 + \sum \Delta t$  від початку відліку  $t_0$  і пройдений шлях  $\ell = \ell_0 + \sum \Delta \ell$ . За значеннями  $V, t$  і  $\ell$  вичерчують криві залежностей  $V(t), V(\ell)$  і  $\ell(t)$ .

В описаному порядку розраховують криві для елементів профілю з різними ухилами і для кожного режиму руху поїзду.

При переході з режиму тяги на вибіг і гальмування, при вході на елемент профілю з великим підйомом і й у ряді випадків, зв'язаних з регулюванням тяги машиністом, рівнодіюча сила  $f_{dcp}$  може стати негативною і швидкість поїзду почне зменшуватися. У таких випадках задають негативні значення  $\Delta V$ .

На будь-якому елементі шляху з ухилом  $i$  швидкість руху поїзду при її зростанні не може перевищити стале значення  $V_y$ , а при її убутті – стати

менше його. Внаслідок цього крайньою границею останнього інтервалу  $\Delta V$  може бути тільки значення  $V_y$ . Якщо після досягнення поїздом швидкості  $V_y$  довжина шляху до наступного перелому профілю або до зміни машиністом режиму роботи двигунів дорівнює  $\ell_y$ , подальший розрахунок ведуть за формулою рівномірного руху:

$$t_y = \ell_y / (\sigma \cdot V_y) = 3,6 \cdot \ell_y / V_y, \text{ с.} \quad (10.29)$$

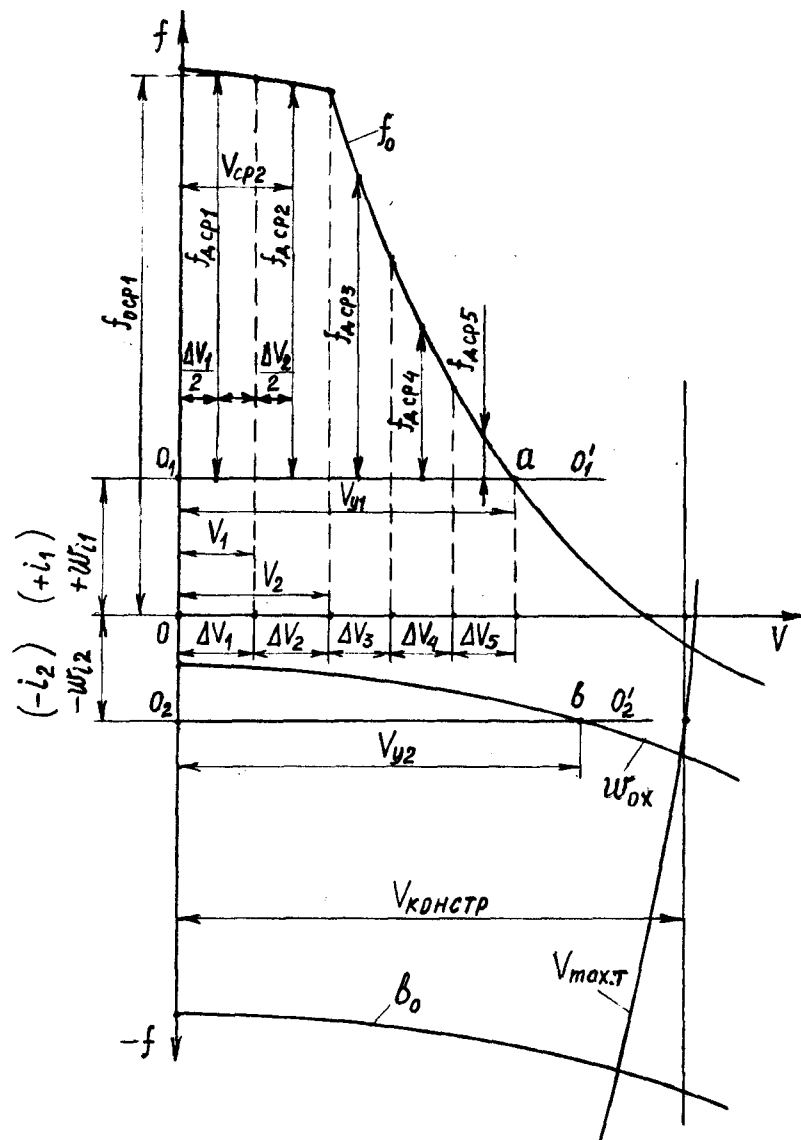


Рис. 10.4 – Криві питомих діючих сил з обмеженнями за швидкістю

Приклад знаходження сталої швидкості  $V_{y1}$  для режиму тяги на підйомі  $+i_1$  і  $V_{y2}$  для вибігу на ухилі  $-i_2$  показаний на рис. 10. 4 (точки  $a$  і  $b$ ).

Побудову кривих  $V(t)$  і  $V(\ell)$  на заданому перегоні роблять шляхом сполучення кривих для різних режимів руху поїзду, а також на переломах профілю.

Щоб побудувати криву руху поїзду на перегоні довжиною  $\ell_{пер}$  з постійним ухилом  $i$ , необхідно визначити координати точок початку вибігу і



початку гальмування. Їх знаходять за заданою швидкістю початку гальмування  $V_t$  або за ходовою швидкістю  $V_x$ , рідше за швидкістю вибігу  $V_b$ . Замість  $V_x$  часто використовують ходовий час  $t_x$ , а замість  $V_b$  – час ходу під струмом  $t_l$  або шлях  $\ell_1$ , пройдений під струмом.

Таблиця 10.1 – Вихідні дані і результати графоаналітичного розрахунку кривих руху

№ п/п	V	$\Delta V$	$V_{cp}$	$f_{лcp}$	$\Delta t$	$t = t_0 + \sum \Delta t$	$\Delta \ell$	$\ell = \ell_0 + \sum \Delta \ell$
0	$V_0$	-	-	-	-	$t_0$	-	$\ell_0$
1	$V_1$	$\Delta V_1 = V_1 - V_0$	$V_{cp1} = V_0 + \frac{\Delta V_1}{2}$	$f_{лcp1}$	$\Delta t_1$	$t_1 = t_0 + \Delta t_1$	$\Delta \ell_1$	$\ell_1 = \ell_0 + \Delta \ell_1$
2	$V_2$	$\Delta V_2 = V_2 - V_1$	$V_{cp2} = V_1 + \frac{\Delta V_2}{2}$	$f_{лcp2}$	$\Delta t_2$	$t_2 = t_0 + \Delta t_1 + \Delta t_2$	$\Delta \ell_2$	$\ell_2 = \ell_0 + \Delta \ell_1 + \Delta \ell_2$
...	...	...	...	...	...	...	...	...
n	$V_n$	$\Delta V_n = V_n - V_{n-1}$	$V_{cpn} = V_{n-1} + \frac{\Delta V_n}{2}$	$f_{лcpn}$	$\Delta t_n$	$t_n = t_0 + \sum_1^n \Delta t_i$	$\Delta \ell_n$	$\ell_n = \ell_0 + \sum_1^n \Delta \ell_i$

У системі координат  $V, \ell$  і  $V, t$  (рис. 10.5) вичерчують: від початку координат 0 – криві руху 0-а і 0-а' тягового режиму; від задовільного початку відліку шляху і часу – криві вибігу b-b і b'-b'; із точки 5 кінця перегону  $\ell_{пер}$  – криву m-m службового гальмування  $V_t(\ell)$  і лінію m'-m' залежності  $V_t(t)$  від довільно обраної точки k на осі часу  $t$ .

Якщо задано швидкість  $V_{T1}$ , на кривій m-m відзначають відповідну їй точку 4. Через неї проводять криву вибігу 4-2 шляхом переносу раніше побудованої кривої b-b на відстань e-4 паралельно осі  $\ell$ . Ордината точки 2 перетинання кривих 0-а і 4-2 визначає швидкість початку вибігу  $V_{B1}$ . У підсумку одержують криву руху на перегоні  $V(\ell)$  (крива 0-2-4-5).

Для побудови кривої  $V(t)$  зносять швидкість  $V_{B1}$  на лінію 0-а' і через отриману точку 2' проводять лінію 2'-4' паралельно кривій вибігу b'-b'. а лінії 2'-4' знаходять точку 4' з ординатою, рівною  $V_{T1}$ ; через неї проводять лінію 4'-5' паралельно прямій службового гальмування m'-m' до перетину в точці 5' з віссю абсцис. Отримана крива 0-2'-4'-5' являє собою шукану криву руху поїзду по перегону  $V(t)$ , при цьому час ходу дорівнює  $t_{x1}$ .



З цих рівнянь випливає, що для кривих руху  $0-3'-5''$  і  $0-2'-4'-5'$  площі, обмежені кривими  $2'-3'-6$  і  $5'-4'-6-5''$  (заштриховані на рис. 10. 5), повинні бути рівні, як і площі, обмежені кривими  $7'-2'-4'-X$  і  $5'-X-8'-5'''$  і т. д. На кривих  $0-a$  і  $0-a'$  точки  $1$  і  $1'$  відповідають закінченню пуску (при пусковій швидкості  $V_p$ ).

При сполученні кривих руху може виявитися, що вибіг починається від швидкості, близької до швидкості сталого руху або рівної їй. Тоді перенос швидкості вибігу з кривої  $V(\ell)$  на криву  $V(t)$ , як це виконано на рис. 10.5, може дати велику помилку або стати взагалі неможливим через положистість кривих або паралельності осі абсцис їхніх ділянок. У подібних випадках застосовують наступний прийом.

Припустимо, в координатних осях  $V, \ell$  крива вибігу  $b-b$  перетнула положисту ділянку кривої  $a-a$  режиму тяги в точці  $2$  між розрахованими точками  $K$  і  $K+1$  (рис. 10.6), для яких точно відомі координати шляху  $\ell_K$  й  $\ell_{K+1}$  і часу  $t_K$  і  $t_{K+1}$ , при цьому відстань точки  $2$  від точки  $K$  виявилася рівною  $\ell_{K2}$ . Тоді координата часу відповідної точки  $2'$  на кривій  $a'-a'$  тягового режиму буде більше координати точки  $K'$  на  $t_{K2}$ - час, необхідний для проходження поїздом шляху  $\ell_{K2}$ . При середній швидкості на цьому шляху  $V_{K2}$ , що приймають рівною швидкості в середині відрізка шляху  $\ell_{K2}$  (див. рис. 10.6), одержують  $t_{K2} = \ell_{K2} / (\sigma \cdot V_{K2})$ , і абсцису точки  $2'$  можна визначити як  $t_K + t_{K2}$ . При досягненні сталої швидкості поступають так само, дорівнюючи  $V_{K2} = V_y$ .

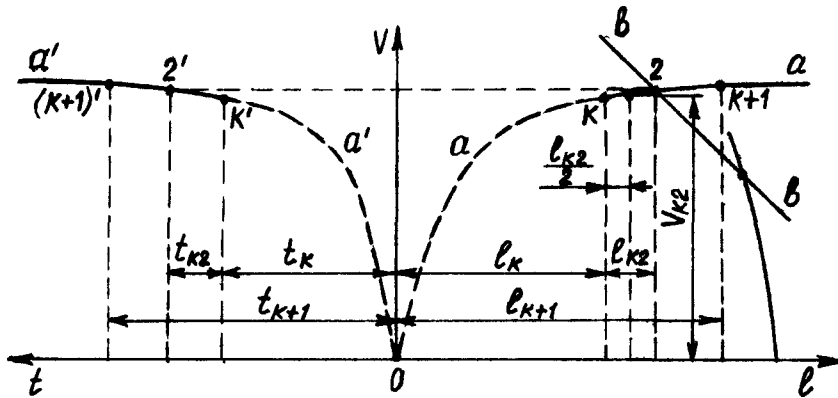


Рис. 10.6 – Сполучення кривих руху при швидкості  $V_b$ , близької до швидкості  $V_y$

Цей прийом застосовують і в інших аналогічних випадках: при переносі точки перетинання кривої гальмування з положистою кривою вибігу, при переносі швидкості, що відповідає точці перелому профілю.

*Побудова кривих руху на перегоні змінного профілю.* У цьому випадку треба одночасно з обчисленням  $\Delta t$  і  $\Delta \ell$  для кожного інтервалу швидкості вести побудову кривих  $V(t)$  і  $V(\ell)$ . Припустимо, що по точкам вже побудована крива

руху поїзду на елементі профілю з ухилом  $i_1$  до точки 3 (рис. 10.7) і досягнута швидкість  $V_3$ . Вибравши нове збільшення швидкості  $\Delta V_4$ , обчислимо  $\Delta t_4$  і  $\Delta \ell_4$ , відкладемо відповідні відрізки  $\Delta t_4$  і  $\Delta \ell_4$ , одержимо точки 4 і 4'.

Точка 4 виявиться за переломом профілю. Приблизно можна вважати, що швидкість, яку поїзд досягне в точці перелому профілю, визначиться точкою 4н, тобто замість швидкості  $V_4$  у межах цього елемента буде досягнута швидкість  $V_{4н}$ . Подальші обчислення зробимо для наступного елемента профілю з ухилом  $i_2$ . За початкову швидкість для нового інтервалу  $\Delta V_5$  приймемо швидкість у точці 4н. При заповненні розрахункової таблиці діючі сили будемо брати вже для ухилу  $i_2$ . Спочатку перевіримо за швидкістю  $V_{4н}$ , чи буде при цьому ухилі діюча сила позитивною або негативною.

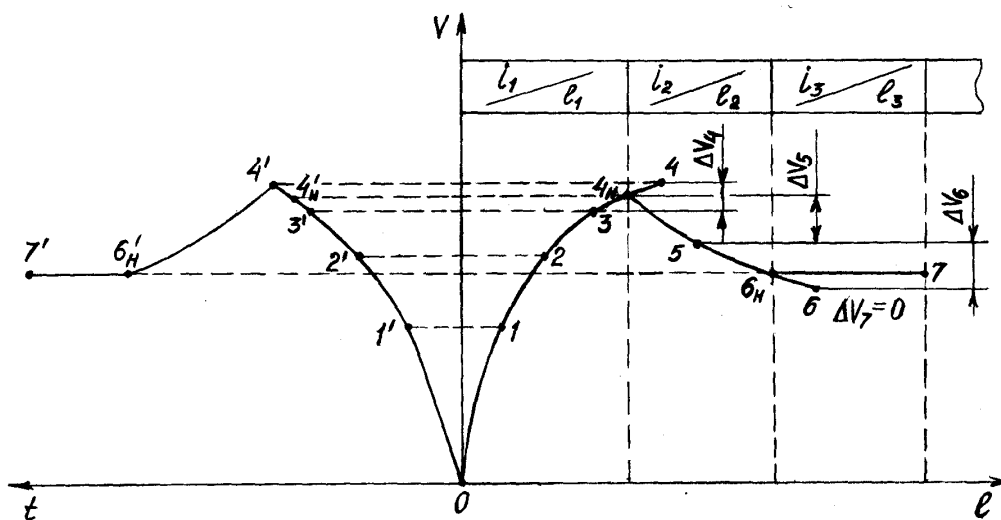


Рис. 10. 7 – Побудова кривих руху при змінному профілі

В останньому випадку збільшення швидкості  $\Delta V_5$  і  $\Delta V_6$  візьмемо також негативними, тобто швидкість наприкінці кожного інтервалу буде меншою, ніж швидкість на його початку:  $V_{4н} > V_5 > V_6$ . Рух поїзду буде сповільнюватися. Якщо при швидкості  $V_6$  на ухилі  $i_3$  діюча сила виявиться рівною нулю, то поїзд, в'їжджаючи на новий елемент профілю, одразу почне рухатися рівномірно зі сталою швидкістю  $V_y = V_{6н}$ . При довжині елемента профілю з ухилом  $i_3$ , рівній  $\ell_3$ , час руху по ньому складе  $t_7 = 3,6 \cdot \ell_3 / V_{6н}$ , с. Збільшення швидкості  $\Delta V_7$  буде дорівнювати нулю, а кінцева швидкість дорівнюватиме початковій  $V_{6н} = V_7$ .

**Графічний спосіб розрахунку кривих руху.** Можливість порівняно швидко побудови кривих руху на великій кількості перегонів при наявності елементів профілю з різними ухилами забезпечила саме широке застосування графічних способів у практиці тягових розрахунків.

Графічні способи інтегрування рівняння руху також засновані на методі кінцевих збільшень, але при цьому роблять не розрахунки, а геометричні

побудови на площині. Звичайно спочатку будують криву  $V(\ell)$ , потім залежність  $t(\ell)$ . Такий порядок дозволяє найбільше просто ув'язати побудову кривих із профілем колії й умовами руху.

Зі способів графічної побудови кривих  $V(\ell)$  найбільше поширення одержав спосіб А. І. Липеца, при якому задають послідовні збільшення швидкості  $\Delta V$ , як у графоаналітичному способі. Цей спосіб з наступною побудовою по кривій  $V(\ell)$  залежності  $t(\ell)$  прийомом, запропонованим Г. В. Лебедєвим, одержав назву спосіб Липец-Лебедєва.

Масштаби далі, як звичайно, виражені в одиницях довжини креслення на одиницю виміру зображуваної величини. Наприклад, масштаб шляху

$$m_\ell = 0,5 \text{ мм/м}, \text{ швидкості } m_v = 2 \text{ мм/км/год}, \text{ часу } m_t = 2 \text{ мм/с}.$$

**Побудова кривої  $V(\ell)$ .** Для побудови кривої  $V(\ell)$  задають послідовні інтервали  $\Delta V$  і в межах кожного вважають рівнодіючу силу  $f_d$  постійною і рівною її середньому значенню, як при графоаналітичному способі.

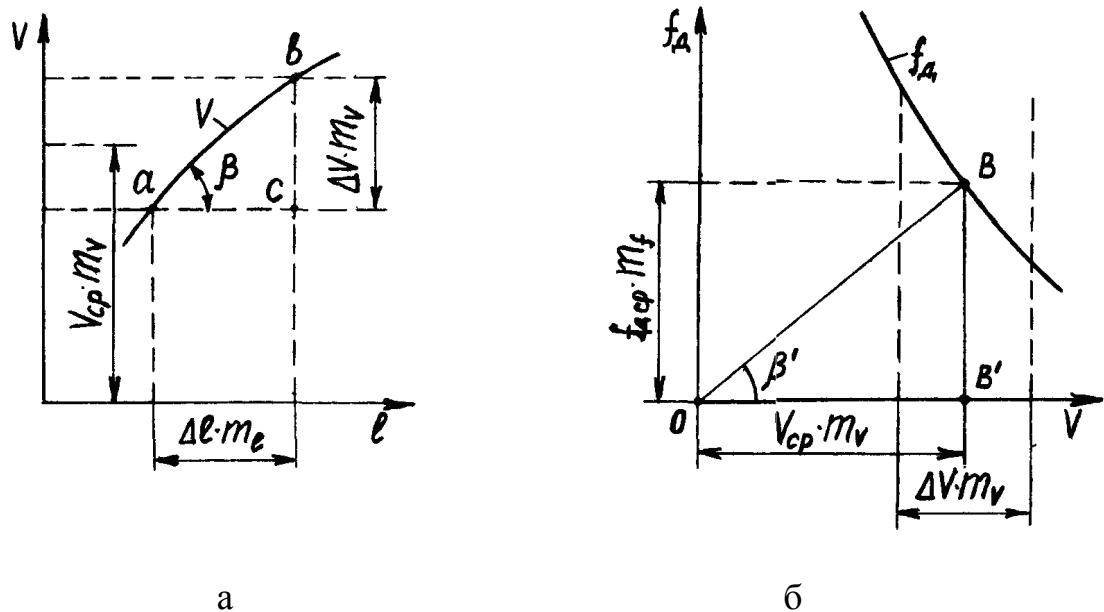


Рис. 10.8 – До визначення співвідношення масштабів кривих руху

Припустимо, що крива  $V(\ell)$  відома і накреслена в масштабах швидкості  $m_v$  і шляху  $m_\ell$ . З трикутника  $abc$  для довільного збільшення  $\Delta V$  (рис. 10.8,а) знаходять

$$\frac{\Delta V}{\Delta \ell} = \frac{m_\ell}{m_v} \operatorname{tg} \beta. \quad (10.30)$$

Відповідно до формули (10.13)

$$\frac{\Delta V}{\Delta \ell} = \xi' \frac{f_{\text{дср}}}{V_{\text{ср}}}. \quad (10.31)$$

Відношення  $f_{\text{дср}}/V_{\text{ср}}$  знаходять за тангенсом кута  $\beta'$  на графіку залежності  $f_{\text{д}}(V)$  (див. рис. 10.8,б), накресленому в масштабах швидкості  $m_v$  такому ж, як і кривої  $V(\ell)$ , і  $m_f$  – питомої рівнодіючої сили. З трикутника  $OBV'$  маємо  $\text{tg}\beta' = f_{\text{дср}} \cdot m_f / (V_{\text{ср}} \cdot m_v)$ , звідки

$$\frac{f_{\text{дср}}}{V_{\text{ср}}} = \frac{m_v}{m_f} \cdot \text{tg}\beta'. \quad (10.32)$$

Після підстановки виразу (10.32) у рівняння (10.31) маємо

$$\frac{\Delta V}{\Delta \ell} = \xi' \cdot \frac{m_v}{m_f} \cdot \text{tg}\beta'. \quad (10.33)$$

Вибравши відповідне співвідношення масштабів, можна забезпечити рівність кутів  $\beta' = \beta$ . Для цього порівнюють праві частини рівнянь (10.30) і (10.33) і, скоротивши на  $\text{tg}\beta$ , одержують:

$$m_f = \xi' \cdot m_v^2 / m_\ell. \quad (10.34)$$

При вимірі швидкості  $V$  у кілометрах за годину, шляху  $\ell$  – у метрах, питомої діючої сили  $f_{\text{д}}$  – у ньютонх на кілоньютон вираз (10.34) набуває вигляду:

$$m_f = \frac{0,127 \cdot m_v^2}{(1 + \gamma) \cdot m_\ell}. \quad (10.35)$$

Як впливає з формули (10.34), довільно можна задати тільки два масштаби з трьох. Звичайно вибирають стандартні масштаби  $m_v$  і  $m_\ell$ , а масштаб питомої сили  $m_f$  обчислюють, тому що при розрахунках часто доводиться користуватися кривими швидкість-шлях. Установивши масштаби швидкості, шляху і питомих діючих сил, необхідно побудувати в прийнятому масштабі характеристики питомих діючих сил при тязі, вибігу і гальмуванні.

Доцільний наступний порядок побудови кривої  $V(\ell)$ . Встановлюють масштаби  $m_v$ ,  $m_\ell$  і  $m_f$ , що задовольняють співвідношенню (10.34), і вичерчують діаграму рівнодіючих сил  $f_0(V)$ . Праворуч від неї наносять координатний кут  $V, \ell$  для розташування кривої  $V(\ell)$ , причому вісь  $V$  проводять паралельно осі  $f_0$

діаграми рівнодіючих сил, вісь  $\ell$  - співпадаючою по напрямку з віссю  $V$  (рис. 10.9). На осі  $\ell$  відзначають елементи профілю, їхні ухили і довжини.

Побудова кривої руху починають з моменту трогання поїзду на початку першого елемента профілю. Попередньо на діаграмі  $f_d(V)$  намічають інтервали швидкості  $\Delta V_1, \Delta V_2, \dots$  подібно до того, як це робилося в графоаналітичному способі; на ці ж інтервали поділяють вісь  $V$  системи координат  $V, \ell$ . Щоб одержати рівнодіючі сили для першого елемента профілю колії з ухилом  $i_1$ , на осі ординат  $f_d$  діаграми фіксують точку  $0_1$ , відклавши від початку  $0$  відрізок, рівний  $m_f \cdot w_{i1}$ , і проводять лінію  $0_1-0_1'$ , паралельно осі  $V$ . На кривій  $f_0(V)$  відзначають точки  $1, 2, \dots, c$  абсцисами, рівними середнім швидкостям  $V_{cp1}, V_{cp2}, \dots$  в інтервалах  $\Delta V_1, \Delta V_2, \dots$ . Тоді ординати цих точок, обмірювані від прямої  $0_1-0_1'$ , визначають рівнодіючі сили  $f_{дср1}, f_{дср2}, \dots$  режиму тяги, які є прискорюючими силами. Точку  $0_1$  з'єднують променями з точками  $1, 2, \dots$ , утворюючи з віссю абсцис кути  $\beta_1, \beta_2, \dots$ .

З точки  $0'$  початку побудови кривої  $V(\ell)$  проводять промінь  $0'-1'$  під кутом  $\beta_1$  до осі  $\ell$ , тобто паралельно променю  $0_1-1$ , до перетинання з прямою, що обмежує інтервал  $\Delta V_1$ . Проекція відрізка  $0'-1'$  на вісь  $\ell$  і дасть збільшення шляху  $\Delta \ell_1$  в масштабі  $m_\ell$ . Другу точку  $2'$  кривої одержують на перетинанні прямої  $1'-2'$ , проведеної паралельно променю  $0_1-2$  (під кутом  $\beta_2$ ) у межах інтервалу  $\Delta V_2$ . Одержують друге збільшення шляху  $\Delta \ell_2$ , що автоматично складається з  $\Delta \ell_1$ . Подібним же чином паралельно променю  $0_1-3$  проводять пряму  $2'-3'$  у межах  $\Delta V_3$  і т. д. Провівши через точки  $1', 2', 3', \dots$  плавну лінію, можна одержати криву  $V(\ell)$ . Як правило, цю лінію не вичерчують, а залишають нанесені при її побудові хорди.

Припустимо тепер, що в точці  $3'$  при швидкості  $V_3$  поїзд входить на більш крутий підйом  $+i_2$ . Для подальшої побудови  $V(\ell)$  криву  $f_0(V)$  розглядають уже щодо лінії  $0_2-0_2'$ , що знаходиться на відстані  $00_2 = m_f \cdot w_{i2}$  від осі  $V$ . Оскільки стала швидкість  $V_{y2}$  на підйомі  $i_2$  менше швидкості  $V_3$ , досягнутої на переломі профілю, далі беруть негативні значення  $\Delta V$ . На рис. 10.9 різниця швидкостей  $V_3 - V_{y2}$  розбита на два інтервали  $\Delta V_4$  і  $\Delta V_5$ . По середніх швидкостях у цих інтервалах відзначають на кривих  $f_0(V)$  точки  $4, 5$  і з'єднують їх із точкою  $0_2$ . Далі побудову ведуть, як описано вище: із точки  $3'$  в інтервалі  $\Delta V_4$  проводять пряму  $3'-4'$  паралельно лучу  $0_2-4$  і т. д. У точці  $5'$  швидкість досягає сталої  $V_{y2}$ , і далі поїзд буде рухатися рівномірно до наступного перелому профілю.

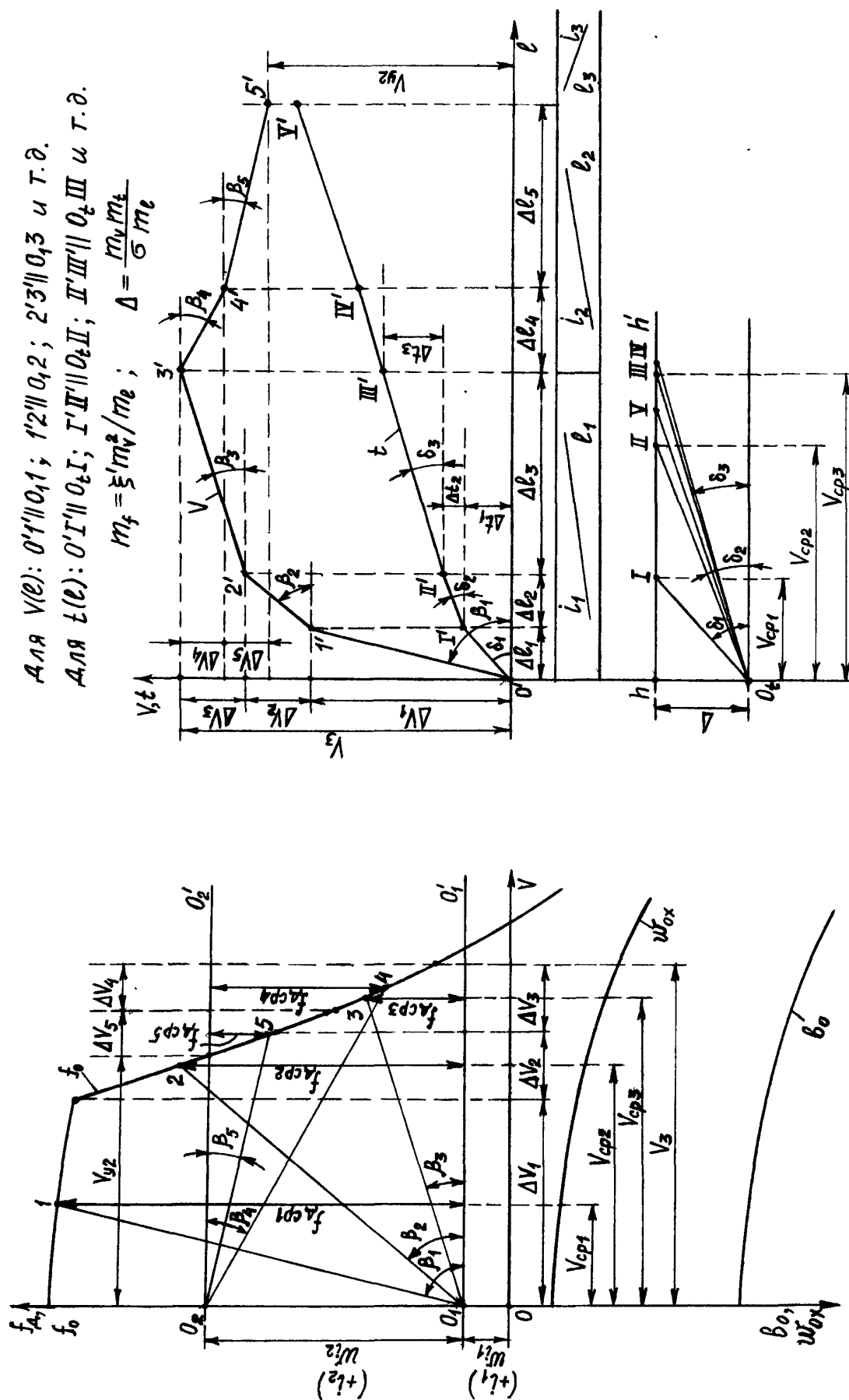


Рис. 10.9 – Побудова кривих руху  $V(l)$  и  $t(l)$  графічним способом



При підході до перелому профілю найчастіше остання точка, побудована для даного елемента профілю, попадає за його межу на наступний елемент з іншим ухилом, а не точно на границю між суміжними елементами (рис. 10.10).

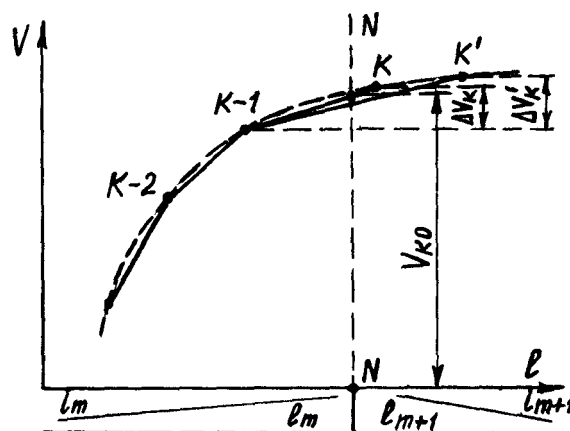


Рис. 10.10 – Побудова кривої  $V(\ell)$  на переломі профілю

Якщо точка лягла близько від лінії NN перелому профіля, як, наприклад, точка K, то швидкість  $V_{K0}$  в точці N шляху, що є початковою для подальшої побудови кривої руху, визначають як ординату точки перетину хорди (K-1) K з лінією N-N. Якщо ж точка лягла далеко від лінії N-N (точки K'), то повторюють побудову, взявши менше збільшення швидкості, наприклад  $\Delta V_K$  замість  $\Delta V'_K$ , так щоб побудована знову точка збіглася або лягла близько від лінії N-N. Швидкість  $V_{K0}$  також знаходять за плавною кривою  $V(\ell)$ , проведеною через побудовані точки, включаючи K або K', з відповідним перерахуванням часу ходу на ділянці шляху від крапки (K-1) до лінії N-N.

Можна розташувати діаграму  $f_d(V)$  поверненою на  $90^\circ$  проти годинної стрілки в порівнянні з її положенням, зазначеним на рис. 10.9. У такому випадку для побудови кутів  $\beta$  проводять прямі  $0'-1'$  і  $1'-2'$ , не паралельно, а перпендикулярно до променів  $0_1-1$ ,  $0_1-2$ ,... Але при цьому точність розрахунку залежить від того, наскільки точно виконаний прямий кут косинця. Перевага цього способу полягає в більш простій розмітці інтервалів швидкості  $\Delta V$ , що достатньо виконати тільки на одній осі V.

**Побудова кривої  $t(\ell)$ .** Залежність  $t(\ell)$  графічно знаходять за побудованою кривою  $V(\ell)$ . Припускають, що вже накреслена графічна залежність  $t(\ell)$  в масштабах часу  $m_t$ , мм/с, і шляху  $m_\ell$ , мм/м (рис. 10.11,а). Як впливає з трикутника  $ehk$ , відрізок, що зображує час  $\Delta t$  проходження інтервалу шляху  $\Delta \ell$ ,

$$\Delta t \cdot m_t = \Delta \ell \cdot m_\ell \cdot \operatorname{tg} \delta,$$

звідки

$$\frac{\Delta t}{\Delta \ell} = \frac{m_\ell}{m_t} \cdot \operatorname{tg} \delta. \quad (10.36)$$

На підставі виразу (10. 14) можна одержати

$$\frac{\Delta t}{\Delta \ell} = \frac{1/\sigma}{V_{cp}}, \quad (10.37)$$

де  $V_{cp}$  - середня швидкість поїзду на шляху  $\Delta \ell$ .

Праву частину цієї рівності виражають через тангенс кута  $\delta'$  прямокутного трикутника  $E0_t0$  (рис. 10.11,б), в якого катет  $0_t0$ , позначений  $\Delta$  і дорівнює величині  $1/\sigma$  у деякому масштабі  $m$ , тобто  $\Delta = m/\sigma$  і  $m = \sigma \cdot \Delta$ . В результаті  $\text{tg} \delta' = \frac{1/\sigma \cdot m}{V_{cp} \cdot m_v} = \frac{1/\sigma \cdot \sigma \Delta}{V_{cp} \cdot m_v}$ ; після введення  $\text{tg} \delta'$  в рівняння (10.37)

$$\frac{\Delta t}{\Delta \ell} = \frac{m_v}{\sigma \Delta} \cdot \text{tg} \delta'. \quad (10.38)$$

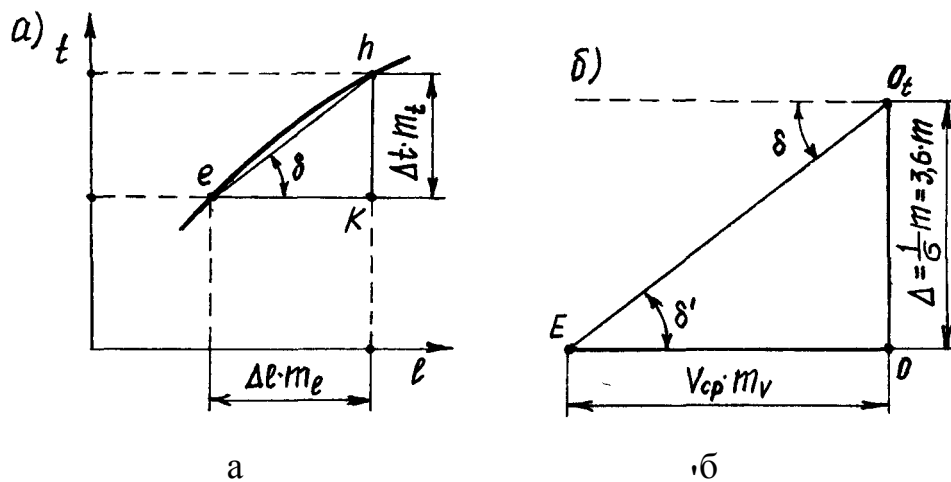


Рис. 10. 11 – До визначення полюсної відстані

Для графічної побудови  $t(\ell)$ , приймаючи що  $\delta' = \delta$ , порівнюють праві частини (10.36) і (10.38); для цього приймають

$$\Delta = \frac{m_t \cdot m_v}{\sigma \cdot m_\ell}, \text{ мм.} \quad (10.39)$$

При вимірі швидкості  $V$  у кілометрах за годину, шляху  $\ell$  - у метрах, часу  $t$  - у секундах коефіцієнт  $\sigma = \xi/\xi' = 1/3,6$  і вираз (10.39) одержує вигляд

$$\Delta = \frac{3,6 \cdot m_t \cdot m_v}{m_\ell}, \text{ мм.} \quad (10.40)$$

Відрізок  $0_t0 = \Delta$  називають полюсною відстанню, точку  $0_t$  (див. рис. 10.9) – полюсом.

Побудову кривої  $t(\ell)$  починають з вибору масштабу часу  $m_t$  і обчислення полюсної відстані  $\Delta$ ; масштаби  $m_v$  і  $m_\ell$  обрані раніше при побудові кривої  $V(\ell)$ .

На аркуші з накресленою кривою  $V(\ell)$  (див. рис. 10.9) по осі ординат відзначають в обраному масштабі час і знизу осі  $\ell$  відкладають полюсну відстань  $0_t h = \Delta$  від точки  $0_t$  (від полюса) нагору паралельно осі  $V$ . З точки  $h$  проводять пряму  $h-h'$  перпендикулярно  $0_t h$ . На ній від точки  $h$  вправо відкладають відрізки  $h-I$ ,  $h-II$ ,..., відповідно середнім швидкостям руху  $V_{cp1}$ ,  $V_{cp2}$ , ... у межах відповідних послідовних інтервалів  $\Delta V_1$ ,  $\Delta V_2$ ,..., і отримані точки  $I$ ,  $II$ ,... з'єднують прямими з полюсом  $0_t$ . Від початку відліку часу на осі ординат, що проходить через початкову точку кривої  $V(\ell)$ , будують криву  $t(\ell)$ . Проводять пряму  $0'-I'$  паралельно променю  $0_t-I$  у межах першого збільшення шляху  $\Delta \ell_1$ . З точки  $I'$  паралельно променю  $0_t-II$  проводять пряму  $I'-II'$  до точки перетинання з прямою, паралельно осі ординат, що проходить через кінець збільшення  $\Delta \ell_2$ , і т.д. Проекції відрізків  $0'-I'$ ,  $I'-II'$ ,... на вісь ординат дорівнюють збільшенням  $\Delta t_1$ ,  $\Delta t_2$ ,... відповідно до доведеного раніше. При прийнятому порядку виконання побудов  $\Delta t_1$ ,  $\Delta t_2$ ,... автоматично сумуються.

Для побудови кривих  $V(\ell)$  і  $t(\ell)$  для зворотного напрямку руху на тих же кресленнях (див. рис. 10.9), необхідно при способі проведення паралельних ліній повернути на  $180^\circ$  діаграму рівнодіючих сил навколо осі  $0-f_d$ , а пряму  $h-h'$  - навколо полюсної відстані  $0_t-h$ ; при кресленні перпендикулярних ліній – діаграму рівнодіючих сил навколо осі  $0-V$ , полюсну відстань  $0_t-h$  – навколо осі  $h-h'$ .

У табл. 10.2 наведені практично зручні масштаби для поїздів метрополітену, трамваїв і тролейбусів. Масштаби обчислені для середніх значень коефіцієнта інерції обертових частин  $1+\gamma$ , зазначених у таблиці. При інших значеннях  $1+\gamma$  їх можна перерахувати за формулами (10. 35) і (10. 40), однак похибка обчислення масштабів і подальших розрахунків, внесена помилкою при відхиленні значення  $\gamma$  навіть на 10. ...20% від прийнятих у таблиці, незначна.

Таблиця 10.2 – Рекомендовані значення масштабів для поїздів метрополітену, трамваїв і тролейбусів

Масштаб	Значення масштабів					
	Для метрополітену, $1+\gamma=1,1$		Для трамвая і тролейбуса, $1+\gamma=1,1$			
	1	2	1	2	3	4
$m_v$ , мм/км/го	2	2	2	2	2.5	2.5
$d$	0,23	0,154	0,23	0,5	0,36	0,5
$m_\ell$ , мм/м	2	3	2	0,92	2	1,44
	1	1	2	2	2	2
$m_f$ , мм/Н/кН	31,3	46,8	62,6	28,8	50	36
$m_t$ , мм/с						
$\Delta$ , мм						

### ***Аналітичний розрахунок параметрів руху***

Теоретичні основи руху поїзду викладені у розділах 1, 2,3 навчального посібника.

Розглядається аналіз існуючого програмного забезпечення для реалізації рішення поставленої задачі до виділення декількох можливих програмних засобів такого типу:

1. MathWorks MATLAB;
2. Soft Warehouse Derive for Windows;
3. MathCAD;
4. Microsoft Excel.

#### **MATLAB**

MATLAB є великою професійною системою, що містить у собі швидкодіючу мову для технічної обробки даних. Завдяки цій мові можливе обчислення, візуальне спостереження, і програмування в зручному середовищі, де задачі і їхні рішення виражені в математичній нотації. Крім основного ядра системи, у пакет MATLAB входить також безліч додаткових засобів для ряду специфічних задач таких як: дослідження нейронних мереж, інструментарії для побудови моделей на основі нечіткої логіки, обробка сигналів та ін.

Для рішення поставлених задач за допомогою системи MATLAB необхідно не тільки виконати розробку алгоритму рішення поставленої задачі, але також запрограмувати його на вбудованій мові і розробити інтерфейс оператора для введення і виводу даних.

Складність програмного комплексу MATLAB, необхідність великих витрат часу на вивчення інтерфейсу пакета, вбудованої мови, засобів візуалізації даних, високі вимоги до персонального ЕОМ і висока вартість пакета є основними недоліками пакета MATLAB для рішення задач одержання характеристик руху рухомого складу на електротягових двигунах.

Вищесказане дозволяє зробити висновок, що процес реалізації рішення поставленої задачі за допомогою пакета MATLAB містить у собі такі ж етапи як і у випадку розробки власного програмного продукту.

#### **MATHCAD**

Mathcad – це промисловий стандарт програмного забезпечення обчислення для технічних професіоналів, педагогів, і університетських студентів, що має досить зручний і інтуїтивно зрозумілий інтерфейс, але накладає деякі обмеження на реалізацію вихідної задачі.

#### **DERIVE**

Пакет Derive дозволяє проводити розрахунки з великою точністю, але немає інтуїтивно зрозумілого інтерфейсу. Оператор, що не знайомий та що немає навичок роботи в цьому пакеті, не зможе провести всі розрахунки. До того Derive також немає зручної можливості для введення даних, що повинні обновлятися досить часто.

#### **ОБҐРУНТУВАННЯ ОБРАНОГО ПІДХОДУ РЕАЛІЗАЦІЇ ЗАДАЧІ**

Всі вище перераховані програмні системи є універсальними математичними пакетами, що призначені для рішення задач будь-якого характеру. Така універсальність накладає великі вимоги до знань, що мають у

оператора, як в області використання даного математичного пакета, так і в області рішення прикладних математичних задач. Таке сполучення якостей є тільки у підготовлених операторів. Розроблюваний програмний продукт буде використовуватися не тільки викладацьким складом, але і студентами, що не мають відношення до обчислювальної техніки, тому використання професійних математичних пакетів у даному випадку нераціонально.

#### **ВИМОГИ ДО ПРОГРАМИ, ЩО ВИСУВАЮТЬСЯ ПОСТАВЛЕНОЮ ЗАДАЧЕЮ**

Розроблюваний програмний продукт повинний задовольняти всім запитам майбутнього користувача і повинний враховувати неоднорідність аудиторії, що буде використовувати його, тому він повинний:

- 1) забезпечувати можливість введення даних користувачем;
- 2) забезпечувати зручний інтерфейс для роботи з вихідними і результуючими даними;
- 3) розраховувати необхідні характеристики:
  - розраховувати характеристики руху рухомого складу;
  - накладати обмеження на вихідні і розрахункові дані.
- 4) виводити результуючі дані розрахунків у зручній для користувача формі:
  - виводити результуючі функції характеристик у виді таблиць і графіків;
  - виводити інформацію про те, чи порушуються накладені обмеження по даним характеристикам;
  - дозволяти зберігати ці дані для наступного використання, наприклад для оформлення якої-небудь документації.
- 5) забезпечувати гнучкість у настроюванні пакета на потрібний режим використання, що включає у себе:
  - повне настроювання розрахункових характеристик, а також введення нових чи видалення непотрібних;
  - можливість використання потрібного набору величин і характеристик у потрібний момент часу;
  - збереження заздалегідь уведених вихідних даних для різних типів рухомого складу, різних профілів колії й умов руху.

## **РОЗРОБКА АЛГОРИТМУ РІШЕННЯ ПОСТАВЛЕНОЇ ЗАДАЧІ**

### ***РОЗГЛЯД МОЖЛИВИХ ВАРІАНТІВ АЛГОРИТМУ ПРОГРАМИ***

Спочатку був запропонований алгоритм заснований на твердій реалізації розрахунку кожної характеристики в окремому модулі програми. Цей алгоритм мав кілька недоліків:

1. У випадку додавання нових характеристик руху рухомого складу необхідно було б щораз перекомпілювати програму, що дуже незручно.
2. Для кожної величини, що розраховується, потрібно було б додавати зміни в інтерфейс пакета, додавати код, який би керував введенням даних, розрахунком самої величини, виводом результуючих даних.

У такий спосіб перераховані недоліки алгоритму позбавляли б програмний пакет необхідної гнучкості у використанні і налаштуванні.

Суть другого алгоритму полягає в одночасному узагальненні всіх тягових характеристик, що будуть розраховуватися, та виділення у кожній з них якостей, що відрізняють їх від інших. Це дасть можливість побудувати ієрархію класів, що я назвав характеристиками, яка буде представляти все різноманіття можливих тягових характеристик. Це породжує ще одну проблему, яка пов'язана з необхідністю визначення типу характеристики та порядку її обчислення. Для цього розроблена ще одна ієрархія класів, названих операційними елементами (елементами обчислення). Ця ієрархія представляє всі елементи для побудови математичних виразів. Також для опису вхідних даних мною було прийнято рішення використовувати мову розмітки даних XML.

Структура вхідного файлу описується мовою розмітки даних XML. Найбільш очевидною перевагою XML є можливість розширення цієї мови для рішення специфічних для кожного користувача задач. Ця можливість робить XML незамінним для тих, кому приходится працювати з різними типами даних у якій-небудь спеціальній області. Інша, не настільки очевидна перевага полягає в тому, що для будь-яких розширень цієї мови при перевірці й обробці даних можна продовжувати використовувати інструментарій XML, якщо тільки при записі даних дотримані правила мови. Подібна гнучкість - це те, що потрібно для даної задачі.

## **ВИБІР АЛГОРИТМУ ДЛЯ ВИРІШЕННЯ ПОСТАВЛЕНОЇ ЗАДАЧІ**

Для рішення поставленої задачі був обраний другий алгоритм. Цей вибір пояснюється декількома перевагами цього алгоритму перед тим, що був розроблений спочатку. Обраний алгоритм забезпечує:

- потрібну гнучкість налаштування програми;
- можливість розробки зручного та уніфікованого користувацького інтерфейсу для доступу до будь-яких даних;
- зберігання, управління та використання самих розрахункових характеристик разом з вихідними даними.

Треба зазначити, що це обов'язкові вимоги до розроблюваної програми, які перелічені у підпункті 5 пункту 1.5 цього звіту.

Таким чином все вище сказане дає можливість зробити висновок, що прийняття до розробки першого алгоритму неможливе із-за недоліків, які не можуть бути усунені не під час розробки самого алгоритму, не під час кодування програми. Другий алгоритм прийнято до розробки.

## ОБҐРУНТУВАННЯ ВИБОРУ МОВИ ПРОГРАМУВАННЯ

Для програмування алгоритму, що розробляється у бакалаврській роботі, виберемо мову програмування Object Pascal у середовищі Delphi. Такий вибір пояснюється багатьма факторами.

Так, для того щоб перетворити не тільки алгоритм програми, а і її структуру у код на мові програмування потрібний об'єктно-орієнтований підхід. Крім того необхідно забезпечити тісну взаємодію між об'єктами класів розробленої програми та компонентами інтерфейсу. Це дуже ефективно реалізується за допомогою візуальних компонентів Delphi.

Вибір версії програмного середовища Delphi пояснюється наявністю необхідних компонентів, що необхідні при розробці. Так вільно розповсюджуване програмне забезпечення „the destructor.de XML Parser” розроблене для використання саме у Delphi 5.

Також треба зазначити, що Delphi має дуже широкі можливості для розробки інтерфейсу. Для поставленої задачі необхідно розробити специфічний зручний інтерфейс, який би задовольняв потреби усіх користувачів.

## РОЗРОБКА СТРУКТУР ДАНИХ

### ФОРМАТ ВХІДНОГО ФАЙЛУ

У термінах мови XML документом прийнято називати уміст файлу у форматі XML [10].

Перший рядок документа - оголошення XML, що містить інформацію, призначену для синтаксичного аналізатора. Оголошення XML ідентифікує тип документа і версію стандарту XML, що використовувався при створенні документа, а також кодування символів. Для створення файлу даних для розроблюваного пакета необхідно використовувати версію 1.0 стандарту, наприклад:

```
<?xml version="1.0" encoding="windows-1251" ?>
```

Слідом за оголошенням XML йдуть елементи. Елемент - форма розмітки документа; він виділяється за допомогою тегов і описує той фрагмент даних, що розміщений між ними. Елемент складається з відкриваючого і закриваючого тегов, або у випадку порожнього елемента з одного сполученого тегу. Тег являє собою ім'я елемента, розміщене усередині кутових дужок ("<" і ">").

У елементів можуть бути атрибути. Атрибут - це пара ім'я-значення, що розташована у відкриваючому тегі елемента, розділена знаком рівності. У XML значення атрибутів повинні бути розміщені в лапках (Рис. 10.12).

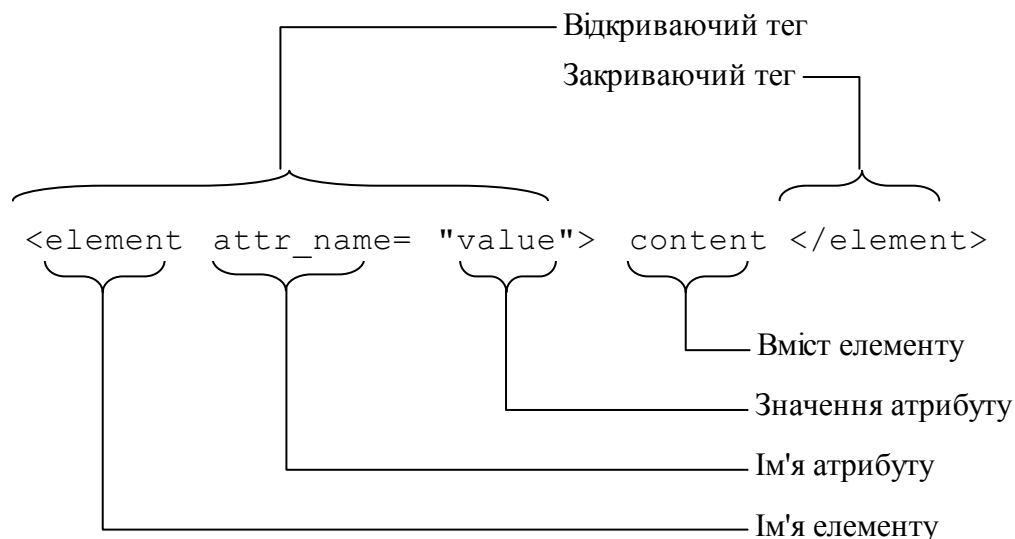


Рис. 10.12 – Форма запису елемента XML

Елемент, позбавлений вмісту, називається порожнім, і записується аналогічно відкриваючому тегу елемента, але із символом "/" перед закриваючою кутовою дужкою.

У такий спосіб файл XML щодо розроблюваного пакета буде мати формат описаний нижче.

### КОРЕНЕВИЙ ЕЛЕМЕНТ “НАБІР ХАРАКТЕРИСТИК”

Цей елемент є контейнером для всіх елементів характеристик. Він описується так:

```
<feature_line>
    перелік елементів, що описують характеристики
</feature_line>
```

### ЕЛЕМЕНТ „ХАРАКТЕРИСТИКА”

Цей елемент призначений для опису кожної розрахункової характеристики і є контейнером для елементів, що описують характеристику: назва, одиниці виміру, математичний символ, значення по замовчанню, формула, таблиця значень, область визначення. Які саме елементи вміщає елемент опису характеристики залежить від типу характеристики. Загальні вид цього елемента на мові XML має вигляд:

```
<feature name=... >
... перелік елементів, що описують характеристику </feature>
```



Ця характеристика має атрибути, опис яких наведений у таблиці 10.3.

Таблиця 10.3 – Опис атрибутів елементу “feature”

Назва атрибута	Опис	Можливі значення	Обов'язковий атрибут
name	ім'я в об'єкті-списку характеристик (ім'я має бути унікальним)	Будь-яке текстове значення	Так
Type	тип характеристики	ArgConst - константа, ArgCont - аргумент, FuncCont - аналітично задана функція, FuncTab - таблично задана функція з кусочно-лінійною апроксимацією, FuncTabSquare - таблично задана функція зі східчастою апроксимацією, Integrate - інтегруюча характеристика	Так
description	файл, що містить опис характеристики	допустиме текстове значення, що вказує місцезнаходження файлу у файловій системі	Ні

### ЗАГАЛЬНІ ЕЛЕМЕНТИ ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИКИ

У табл. 10.4 наведений перелік елементів, що призначені для опису розрахункових характеристик стосовно користувальницького інтерфейсу.

Таблиця 10.4 – Загальні елементи для опису характеристики

Назва елементу	ім'я тегу	Опис
Назва характеристики	label	вміст цього елементу – це текстова назва характеристики
Одиниці виміру	units	вміст цього елементу – це текстова назва одиниць виміру цієї характеристики
Символ	symbol	вміст цього елементу – це текстова назва математичного символу, яким позначається дана розрахункова характеристика

## ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТИПУ „АРГУМЕНТ”

Для визначення характеристик типу „Аргумент” застосовується елемент „Характеристика” зі значенням атрибуту name – „ArgCont”. Для визначення цих характеристик можна використовувати тільки загальні елементи визначення характеристики.

## ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТИПУ КОНСТАНТА

Для визначення характеристик типу „Константа” застосовується елемент „Характеристика” зі значенням атрибуту name – „ArgConst”. Для визначення цих характеристик можна використовувати загальні елементи визначення характеристики, та елемент визначення значень по замовчанню.

Елемент „Значення по замовчанню” є контейнером для елементів окремих значень. У документі XML цей елемент записується так:

```
<values>
... перелік елементів, що описують кожне окреме значення...
</values>
```

Елемент “Значення” являє собою значення, що може приймати характеристика типу „Константа”. Він має атрибути за назвою name та default. Значення атрибуту name – це текстовий рядок, що відображається на екрані при виборі користувачем одного значення зі списку. Атрибут default може бути тільки у одного елемента “value”, якщо цей атрибут приймає значення “yes”, то цей елемент буде прийнятим по замовчанню. Таким чином цей атрибут є і у інших елементів цього набору, тільки вони мають значення „no” по замовчанню. Ось приклад запису набору значень, що може приймати константна характеристика:

```
<values>
  <value      name="Для      моторних      вагонів      трамвая"
default=yes>5</value>
  <value      name="Для      тролейбусів      на      брукових
дорогах">16</value>
</values>
```

## ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТИПУ АНАЛІТИЧНО ЗАДАНА ФУНКЦІЯ

Для визначення характеристик типу „Аналітично задана функція” застосовується елемент „Характеристика” зі значенням атрибуту name – „FuncCont”. Для визначення цих характеристик можна використовувати загальні елементи визначення характеристики, та елемент визначення формули. Не забороняється використання таких елементів, як значення по замовчанню, але синтаксичний аналізатор буде ігнорувати їх.

Елемент „Формула” є контейнером для елементів, що у сукупності визначають математичний вираз, за яким і обчислюється тягова (чи будь-яка) характеристика.

```
<formula>
    перелік операційних елементів
</formula>
```

У таблиці 10.4 наведений перелік елементів, що можуть бути вмістом елемента „Формула”. Ці елементи у сукупності названі операційними.

Таблиця 10.5 – Операційні елементи

Назва операційного елементу	Форма запису	Клас операційного елементу
Операнд. А – це назва характеристики або числове значення, над якими виконується операція	<op/>А	Операнд
Операція додавання	<add/>	Двомісна операція
Операція віднімання	<sub/>	Двомісна операція
Операція множення	<mul/>	Двомісна операція
Операція ділення	<div/>	Двомісна операція
Логічна операція менше	<less/>	Двомісна операція
Логічна операція більше	<greater/>	Двомісна операція
Логічна операція менше або рівно	<lesse/>	Двомісна операція
Логічна операція більше або рівно	<greatere/>	Двомісна операція
Логічна операція рівно	<equal/>	Двомісна операція
Логічна операція І	<and/>	Двомісна операція
Логічна операція АБО	<or/>	Двомісна операція
Абсолютне значення	<abs/>	Одномісна операція
Унарний мінус	<minus/>	Одномісна операція
Ступінь	<power/>	Одномісна операція
Логічна операція НЕ	<not/>	Одномісна операція

Всі операційні елементи для побудови математичного виразу записуються у польській нотації, тобто спочатку записується операція, а потім її операнди, але фактичний запис у XML файлі виконується у зворотному порядку – у порядку розміщення у стеку операцій.

Нижче наведений приклад запису математичного виразу „(250+А)\*В”:

```
<formula>
    <op/>В
    <op/>А
    <op/>250
    <add/>
    <mul/>
</formula>
```

## ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТИПУ ТАБЛИЧНО ЗАДАНА ФУНКЦІЯ

Для визначення характеристик типу „Таблично-задана функція” застосовується елемент „Характеристика” зі значенням атрибуту name „FuncTab” (для кусочно-лінійної апроксимації), та значенням атрибуту name „FuncTabSquare” (для сходенової апроксимації). Для визначення цих характеристик можна використовувати загальні елементи визначення характеристики, та елемент визначення таблиці значень. Не забороняється використання таких елементів, як значення по замовчанню, але синтаксичний аналізатор буде ігнорувати їх.

Елемент „Таблиця значень” є контейнером для елементів, що визначають рядки таблиці. Вміст елементу „arg” є значенням аргументу для даної строки таблиці, вміст елементу „func” є значенням функції для даного аргументу. Пустий елемент „add” вказує синтаксичному аналізатору на додавання цього рядка таблиці у об’єктну модель документа. Нижче наведений приклад формування таблиці у вхідному файлі:

```
<table>
  <arg>00</arg><func>16.470</func><add/>
  <arg>14</arg><func>16.470</func><add/>
  <arg>15</arg><func>12.940</func><add/>
  <arg>17</arg><func>9.6100</func><add/>
  <arg>19</arg><func>6.7600</func><add/>
  <arg>21</arg><func>3.9200</func><add/>
  <arg>23</arg><func>2.9400</func><add/>
  <arg>27</arg><func>1.6660</func><add/>
</table>
```

## ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТИПУ ІНТЕГРАЛ

Для визначення характеристик типу „Інтеграл” застосовується елемент „Характеристика” зі значенням атрибуту name – „Integrate”. Для визначення цих характеристик можна використовувати загальні елементи визначення характеристики, та елемент визначення формули. Не забороняється використання таких елементів, як значення по замовчанню, але синтаксичний аналізатор буде ігнорувати їх. Визначення інтегруючої характеристики повністю співпадає з визначенням аналітично заданої функції, і у цьому випадку математичний вираз, що описаний у елементі „Формула” буде сприйматися як підінтегральна функція.

## ОСНОВНІ МОДУЛІ ПРОГРАМИ

Передбачається, що в структуру програмного пакета входять такі модулі:

- 1) синтаксичний аналізатор документа мовою XML;

- 2) аналізатор об'єктної моделі документа;
- 3) об'єкт-список розрахункових характеристик;
- 4) об'єкт створення графіків.

Вони послідовно виконуються в життєвому циклі програми і виконують необхідні дії по обробці даних (Рис. 10.13).

Оператор-користувач створює файл XML, що є вхідним для синтаксичного аналізатора. Цей файл має чітку структуру, визначену Консорціумом W3C у стандарті XML. Вона являє собою послідовність вкладених друг у друга елементів, що містять інформацію про тип і структуру розрахункової характеристики, її вхідних даних і способі взаємодії її з іншими характеристиками.

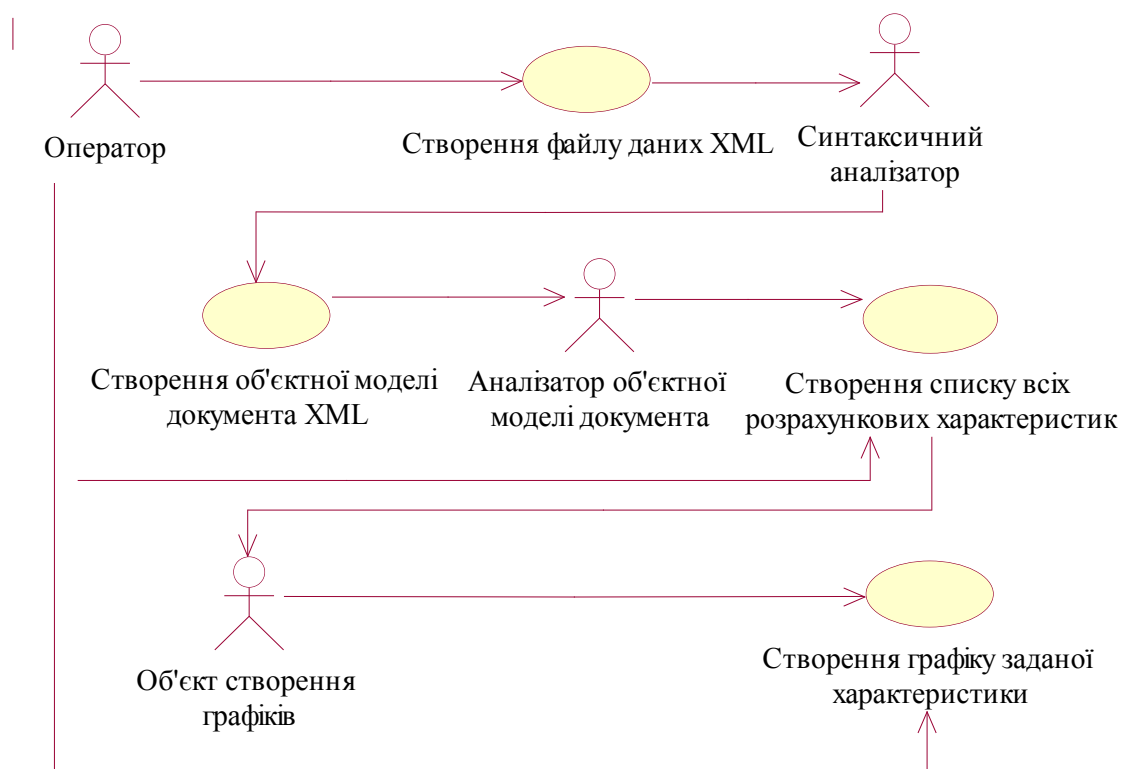


Рис. 10.13 – Життєвий цикл програмного пакету

Синтаксичний аналізатор, переглядаючи послідовно вхідний файл і витягаючи з нього всю необхідну інформацію про структуру кожної розрахункової характеристики, створює об'єктну модель документа. Об'єктна модель документа є проміжною ланкою в обробці вхідних даних. Її деревоподібна структура служить для спрощення алгоритму аналізатора об'єктної моделі, оскільки обхід такої структури не представляє особливої праці.

Аналізатор об'єктної моделі, здійснюючи обхід об'єктної моделі створює об'єкти розрахункових характеристик, з огляду на задані параметри (наприклад, додає табличні дані для таблично-заданих функцій, формує формули розрахунку безперервних функцій, заданих аналітично, приймає значення за замовчуванням для констант), додає характеристики в загальний список характеристик реалізований у виді об'єкта.

Об'єкт-список містить усі розрахункові характеристики, здійснює пошук і забезпечує доступ до потрібної характеристики з будь-якої точки програми.

Об'єкт створення графіків виконує побудову графіків по запиту користувача. При надходженні такого запиту об'єкт створення графіків звертається до відповідної функції об'єкта-списку й одержує доступ до потрібної характеристики.

## ХАРАКТЕРИСТИКИ

Характеристики - це клас об'єктів, що інкапсулює математичні функції. На рис. 10.14 приведена ієрархія класів усіх характеристик. Клас "Характеристика" - це базовий клас, що виконує всі рутинні дії по створенню, знищенню об'єктів, і дії, однакові для всіх нащадків. Клас "Константа" відбиває постійну характеристику, клас "Функція" - базовий клас для усіх видів функцій. Також створені два типи функцій: "Аналітично задана функція", "Таблично-задана функція". Усі характеристики мають віртуальну функцію `GetValue`, що виконує всі індивідуальні дії, зв'язані з обчисленням характеристики.

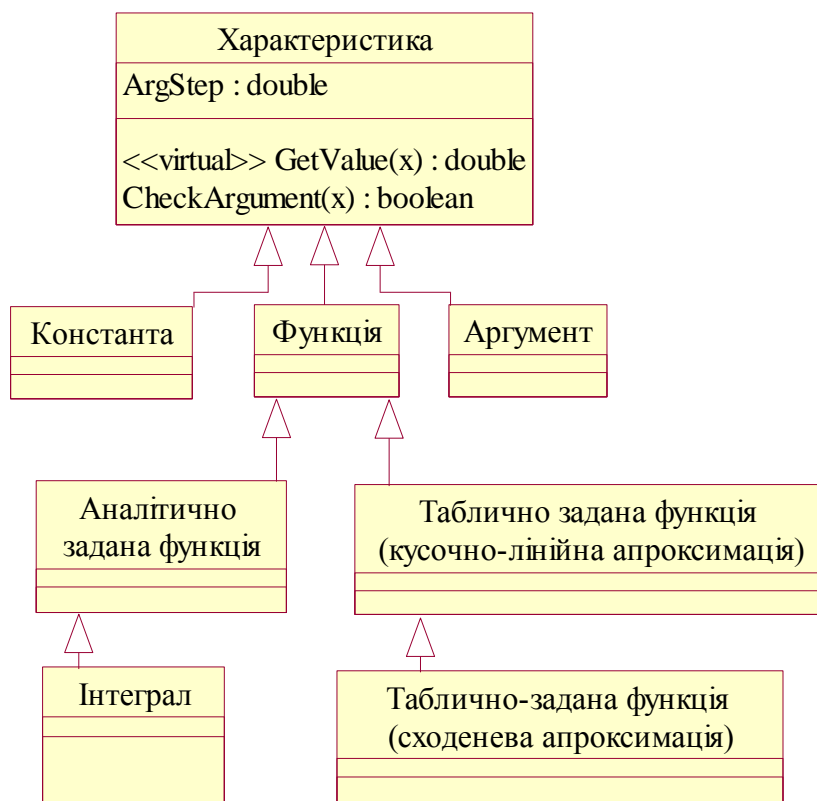


Рис. 10.14 – Ієрархія класів усіх характеристик

Слід зазначити, що ієрархія не відбиває реальний порядок речей. Ієрархія така з розуміння коректності її для розроблюваного алгоритму. Справді, клас "Функція" повинний бути предком для всіх інших класів, але в нашому випадку для простоти реалізації прийнятий описаний підхід.

## ЕЛЕМЕНТИ ОБЧИСЛЕННЯ

Для побудови аналітично заданих функцій у розробленому алгоритмі реалізований стек обчислювальних елементів. Формула завдання якої-небудь функції описується у вхідному файлі в польській нотації. Аналізатор об'єктної моделі документа створює стек і поміщає туди обчислювальні елементи, що зазначені у вхідному файлі. На рис. 10.15 зображена ієрархія класів обчислювальних елементів. Операнд є контейнером для будь-якої розрахункової характеристики. Над операндом може виконуватися операція (будь-яка математична, логічна операція). Операції бувають двох видів: одномісні і двомісні.

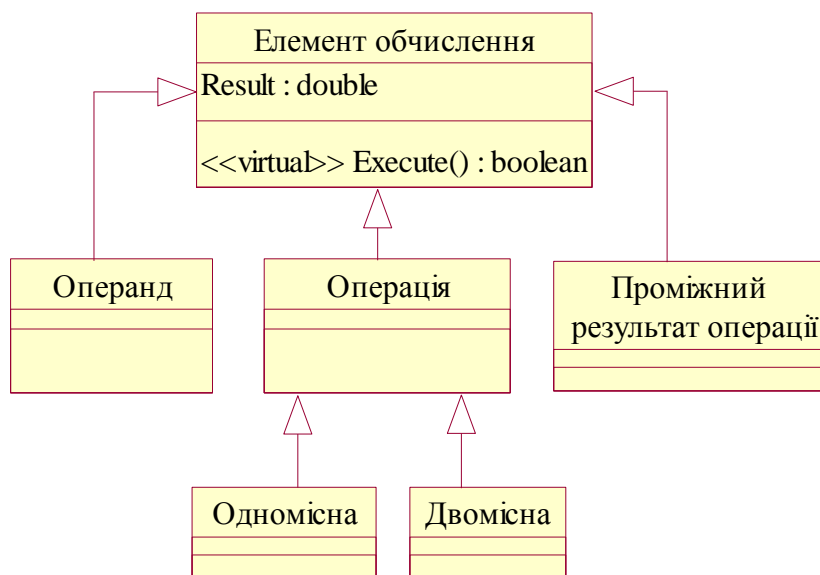


Рис. 10.15 – Ієрархія класів обчислювальних елементів

## РОЗРОБКА АЛГОРИТМУ ПРОГРАМИ

### ГОЛОВНА ПІДПРОГРАМА

Призначення: головна підпрограма пакету виконує управління всіма модулями та інтерфейсом користувача.

Вхідні дані: запити користувача.

Вихідні дані: графіки тягових характеристик.

На кресленні КІТ20А.00163-12 91 01-1 наведена блок-схема алгоритму головної програми.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – підготовка до синтаксичного аналізу

Блок 3 – виконання синтаксичного аналізу.

Блок 4 – підготовка до аналізу об'єктної моделі документа.

Блок 5 – виконання аналізу об'єктної моделі документа.

Блок 6 – введення запитів користувача.

Блок 7 – визначення типу наступних дій в залежності від запиту користувача.

Блок 8 – розрахунок характеристик та підготовка для видачі графіків.

Блок 9 – зміна параметрів видачі графіків, зміна значень константних характеристик.

Блок 10 – повернення управління операційній системі.

## **ПІДПРОГРАМА SYNPROCESS**

Призначення: підпрограма призначена для виконання синтаксичного аналізу вхідного файлу та побудови об'єктної моделі.

Вхідні дані: документ XML, де визначені тягові характеристики у форматі, необхідному для роботи аналізатора.

Вихідні дані: об'єктна модель документа.

На кресленні KIT20A.00163-12 91 02-1 наведена блок-схема алгоритму підпрограми SynProcess.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – зчитування файлу у пам'ять та підготовка до синтаксичного аналізу. Читання з файлу виконує компонент XML Scanner

Блок 3 – в разі досягнення кінця файлу управління передається на блок 11.

Блок 4 – в цьому блоці виконується визначення типу елемента, що повинен бути створений.

Блок 5 – це керуючий блок, він вирішує як буде оброблюватися даний елемент в залежності від його типу.

Блок 6 – обробка одиночного елемента.

Блок 7 – так як досягнутий кінцевий елемент, то виконується повернення до батьківського елемента об'єктної моделі документа.

Блок 8 – додавання дочірнього елемента до об'єктної моделі документа.

Блок 9 – підготовка змінних циклу та визначення кількості елементів, що будуть додаватися.

Блок 10 – додавання кожного атрибуту до дочірнього елемента об'єктної моделі.

Блок 11 – повернення до підпрограми що викликала SynProcess.

## **ПІДПРОГРАМА FEATURELINE**

Призначення: підпрограма призначена для аналізу об'єктної моделі, а саме для обробки всього набору тягових характеристик, що був сформований синтаксичним аналізатором.

Вхідні дані: об'єктна модель документа.

Вихідні дані: об'єкт-список, що містить всі об'єкти тягових характеристик.

На рис. 10.16 наведена блок-схема алгоритму підпрограми FeatureLine.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – початок переходу по елементам об'єктної моделі документа.

Блок 3 – у цьому блоці виконується перевірка, чи досягнутий вже кінець об'єктної моделі, чи ще є необроблені елементи. Якщо таких вже немає, то



відбувається перехід до блоку 6, а якщо є необроблені елементи, то починається їх обробка у блоці 4.

Блок 4 – обробка поточної характеристики. Основа цієї обробки – функція ProcessFeature.

Блок 5 – блок у якому відбувається перехід до наступного елементу об'єктної моделі на цьому ж рівні вкладеності, тобто фактично перехід до наступного елементу моделі, що представляє розрахункову характеристику. Всі елементи розрахункової характеристики, що вкладені у неї обробляються в функції ProcessFeature.

Блок 6 – повернення до головної підпрограми.

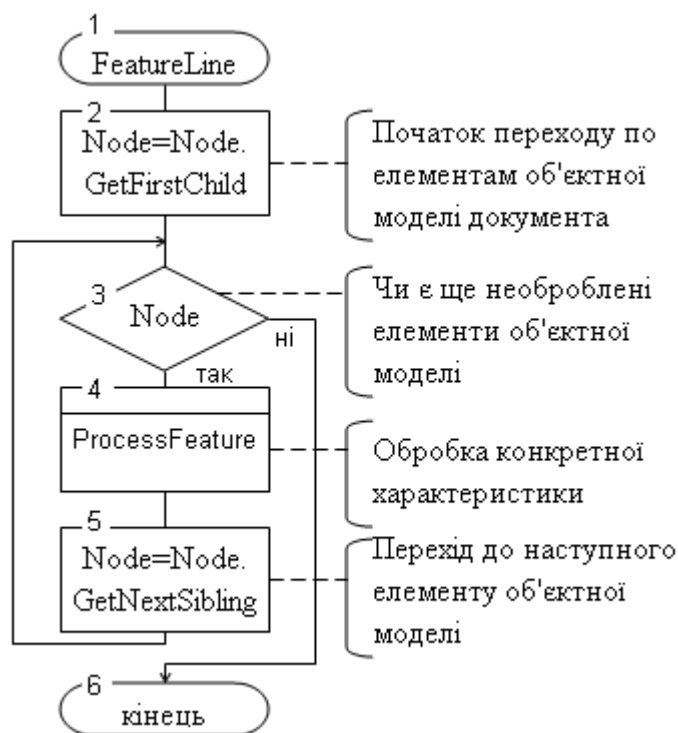


Рис. 10.16 – Схема алгоритму функції FeatureLine

## ПІДПРОГРАМА PROCESSFEATURE

Призначення: підпрограма призначена для аналізу об'єктної моделі, а саме для обробки однієї поточної тягової характеристики, що була сформована синтаксичним аналізатором.

Вхідні дані: об'єктна модель документа.

Вихідні дані: об'єкт тягової характеристики.

На кресленні KIT20A.00163-12 91 03-1 наведена блок-схема алгоритму підпрограми ProcessFeature.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – початок переходу по елементам об'єктної моделі документа.

Блок 3 – у цьому блоці починається цикл з передумовою обробки елементу об'єктної моделі, що представляє собою розрахункову

характеристику. Тут виконується перевірка, чи розглянуті всі елементи на поточному рівні вкладеності, тобто чи всі елементи стосовно даної характеристики оброблені. Якщо вже досягнутий кінець елемента, що представляє характеристику, то відбувається перехід до блоку 12, інакше починається обробка вкладеного елемента.

Блок 4 – обробка вкладеного елемента полягає в обробці всіх дочірніх елементів, а саме: атрибутів характеристики, та її параметрів. В цьому блоці відбувається визначення, що саме має бути виконано – обробка атрибуту, чи обробка параметру.

Блок 5 – блок у якому відбувається обробка атрибуту – вилучаються потрібні дані, такі як ім'я характеристики та її тип.

Блок 6 – відбувається обробка параметрів характеристики – вилучаються загальні дані, такі як ім'я характеристики, що буде виводитися на екран, символ, одиниці виміру; та різні для кожної типу: значення по замовчанню, область визначення функції, формула для аналітично заданої функції, таблиця значень для таблично-заданої функції.

Блок 7 – перехід до наступного елемента, що представляє собою параметр чи атрибут характеристики.

Блок 8 – у цьому блоці виконується заповнення змінної `TypeToCreate` числовим значенням, що означає тип створюваної характеристики, та визначається по значенню текстового рядка, вилученого з об'єктної моделі.

Блок 9 – блок, у якому виконується заповнення змінної `fName` ім'ям характеристики, що було вилучено як атрибут з об'єктної моделі.

Блок 10 – створення об'єкту характеристики у динамічній пам'яті та додавання до нього всіх специфічних параметрів, що були вилучені з об'єктної моделі.

Блок 11 – додавання створеного об'єкту до об'єкту-списку всіх характеристик.

Блок 12 – повернення до підпрограми `FeatureLine` обробки набору всіх характеристик.

## **ПІДПРОГРАМА PAINT**

Призначення: підпрограма виконує всі основні дії об'єкту створення графіків – побудову графіку та виведення його на екран, а також вивід маркерів.

Вхідні дані: об'єктна модель документа.

Вихідні дані: об'єкт тягової характеристики.

На кресленні KIT20A.00163-12 91 04-1 наведена блок-схема алгоритму підпрограми `Paint`.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – розрахунок меж побудови графіку, що зберігаються у змінних `MinX`, `MaxX`, максимальних та мінімальних значень функції, що будуть виводитися на екран `MinY`, `MaxY`, розрахунок кроку аргументу з обліком заданих масштабів, визначення початкового значення аргументу.

Блок 3 – у цьому блоці виконується ініціалізація об'єкту характеристики межами розрахунку.

Блок 4 – умова виходу з циклу з передумовою, що виконує дії по розрахунку поточного значення характеристики та виводу поточної точки графіку. Цикл закінчується коли значення аргументу, що зберігається у змінній  $x$  перевищує верхню межу значення аргументу  $MaxX$ .

Блок 5 – блок у якому відбувається перевірка значення аргументу на належність його області визначення функції, що задана характеристикою. У разі невиконання цієї умови поточне значення аргументу пропускається, та управління передається на блок 9.

Блок 6 – у цьому блоці відбувається отримання значення характеристики для поточного значення аргументу за допомогою віртуальної функції `GetValue` об'єкту характеристики, що задана для побудови графіку.

Блок 7 – виконання перетворення значення аргументу та поточного значення характеристики у координати точки на екрані  $x_i, y_i$  з обліком заданих користувачем масштабів та розмірів візуального компоненту.

Блок 8 – виведення лінії графіку для розрахованих координат на екрані  $x_i, y_i$ .

Блок 9 – блок, у якому виконується збільшення значення аргументу на крок аргументу, та перехід до слідуючого кроку циклу.

Блок 10 – виведення маркерів на екран.

Блок 11 – повернення до підпрограми внутрішнього циклу бібліотеки VCL Delphi, де виконується виклик функції `Paint` для малювання візуального компоненту.

У тілі функції `Paint` об'єкту створення графіків виконується віртуальна функція `GetValue` об'єкту характеристики. Кожний окремий тип характеристики, представлений своїм класом і має своє функцію `GetValue`.

## **ПІДПРОГРАМА `TFUNCCONTINUOUS.GETVALUE`**

Призначення: підпрограма виконує всі основні дії по розрахунку даної характеристики, що задана аналітично.

Вхідні дані: значення аргумента.

Вихідні дані: значення функції, що задана для характеристики.

На кресленні KIT20A.00163-12 91 05-1 наведена блок-схема алгоритму підпрограми `GetValue` класу характеристики, що інкапсулює аналітично задану функцію.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – виконується створення пустого стеку операцій, що буде використовуватися для побудови графіку.

Блок 3 – зв'язування створеного стеку зі стеком операцій, що був створений аналізатором об'єктної моделі для даної характеристики. Це виконує функція `SetOwner` класу стеку, що заносить у поле `FOwner` еталонного стеку посилання на створений стек.

Блок 4 – копіювання вмісту еталонного стеку у новий створений. Цю дію виконує функція `Assign` класу стеку операцій.

Блок 5 – витяг операційного елементу зі стеку. Результат виконання функції класу стеку Pop заноситься у змінну op – це посилання на операційний елемент.

Блок 6 – визначення значення аргументу для витягнутої операції виконується функцією SetArg класу операційного елементу. Ця функція заносить у поле FArg операційного елементу поточне значення аргументу.

Блок 7 – виконання операції – віртуальна функція Execute операційного елементу ініціює виконання всіх операцій і обчислення значення характеристики.

Блок 8 – у цьому блоці виконується перевірка, чи операція виконана без помилок. У випадку виникнення помилки управління передається на блок 10.

Блок 9 – звільнення динамічної пам'яті, що була виділена для розміщення операцій.

Блок 10 – встановлення признаку помилки.

Блок 11 – повернення до підпрограми, що викликала GetValue, зокрема це може бути функція Paint.

## **ПІДПРОГРАМА TFUNCTAB.GETVALUE**

Призначення: підпрограма виконує всі основні дії по розрахунку даної характеристики, що задана таблично.

Вхідні дані: значення аргументу.

Вихідні дані: значення функції, що задана для характеристики.

На кресленні KIT20A.00163-12 91 06-1 наведена блок-схема алгоритму підпрограми GetValue класу характеристики, що інкапсулює таблично-задану функцію.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – підготовка змінних циклу, що призначений для перевірки, чи не співпадає поточний аргумент з заданим значенням з таблиці.

Блок 3 – отримання значення аргументу у змінній l з таблиці поточної характеристики.

Блок 4 – перевірка збігу аргументу зі значенням із даної таблиці.

Блок 5 – якщо аргумент співпадає, то результатом є значення з таблиці, з яким співпав аргумент.

Блок 6 – інакше починає виконуватися цикл, що призначений для визначення, між якими значенням з таблицями знаходиться у даний час аргумент. Виконується підготовка змінних циклу.

Блок 7 – отримання нижньої та верхньої межі з таблиці у змінних l та r.

Блок 8 – у цьому блоці відбувається визначення, чи значення поточного аргументу знаходиться між даними рядками таблиці. Якщо умова не виконується то управління передається до блоку 6.

Блок 9 – блок, у якому розраховуються значення коефіцієнтів лінійної функції для двох точок з таблиці для кусочно-лінійної апроксимації.

Блок 10 – отримання значення характеристики за допомогою розрахованих коефіцієнтів k та b.

Блок 11 – повернення до підпрограми, що викликала GetValue.

## **ПІДПРОГРАМА TUNARY.EXECUTE**

Призначення: підпрограма призначена для розрахунку однієї операції (одномісної).

Вхідні дані: стек елементів обчислення.

Вихідні дані: проміжний елемент обчислення, що розміщується у стеку.

На кресленні KIT20A.00163-12 91 07-1 наведена блок-схема алгоритму підпрограми Execute класу елемента одномісної операції.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – виконується перевірка, чи вхідний стек елементів обчислення є копією еталонного стеку, якщо ні – перехід до блоку 9.

Блок 3 – витяг елемента обчислення зі стеку.

Блок 4 – виконання перевірки, чи вилучення операційного елемента зі стеку пройшло успішно, якщо ні – перехід до блоку 9.

Блок 5 – встановлення поточного значення аргументу для операційного елемента.

Блок 6 – виконання операції для витягнутого елемента.

Блок 7 – перевірка, чи виконана операція без помилок, якщо ні – перехід до блоку 9.

Блок 8 – запис результату виконання операції у змінну op.FResult.

Блок 9 – встановлення признаку помилки.

Блок 10 – звільнення пам'яті, що була виділена для виконання підпрограми.

Блок 11 – повернення до підпрограми GetValue.

## **ПІДПРОГРАМА TBINARY.EXECUTE**

Призначення: підпрограма призначена для розрахунку однієї операції (двомісної).

Вхідні дані: стек елементів обчислення.

Вихідні дані: проміжний елемент обчислення, що розміщується у стеку.

На кресленні KIT20A.00163-12 91 08-1 наведена блок-схема алгоритму підпрограми Execute класу елемента двомісної операції.

Опис роботи:

Блок 1 – точка входу в функцію.

Блок 2 – підготовка змінних циклу для виконання двомісної операції.

Блок 3 – витяг елемента обчислення зі стеку.

Блок 4 – виконання перевірки, чи вилучення операційного елемента зі стеку пройшло успішно, якщо ні – перехід до блоку 9.

Блок 5 – встановлення поточного значення аргументу для операційного елемента.

Блок 6 – виконання операції для витягнутого елемента.

Блок 7 – перевірка, чи виконана операція без помилок, якщо ні – перехід до блоку 9.

Блок 8 – запис результату виконання операції у змінну op.FResult.

Блок 9 – встановлення признаку помилки.

Блок 10 – звільнення пам'яті, що була виділена для виконання підпрограми, що була виділена для витягнутого операційного елемента.

Блок 11 – повернення до підпрограми GetValue.

## КЕРІВНИЦТВО КОРИСТУВАЧА

### ВІДКРИТТЯ ВХІДНОГО ФАЙЛУ

Для відкриття вхідного файлу необхідно (рис. 10.17):

- 1) вибрати пункт меню „Файл-Відкрити” або натиснути клавішу F3;
- 2) у діалоговому вікні в списку файлів вибрати необхідний файл;
- 3) натиснути кнопку „ОК”.

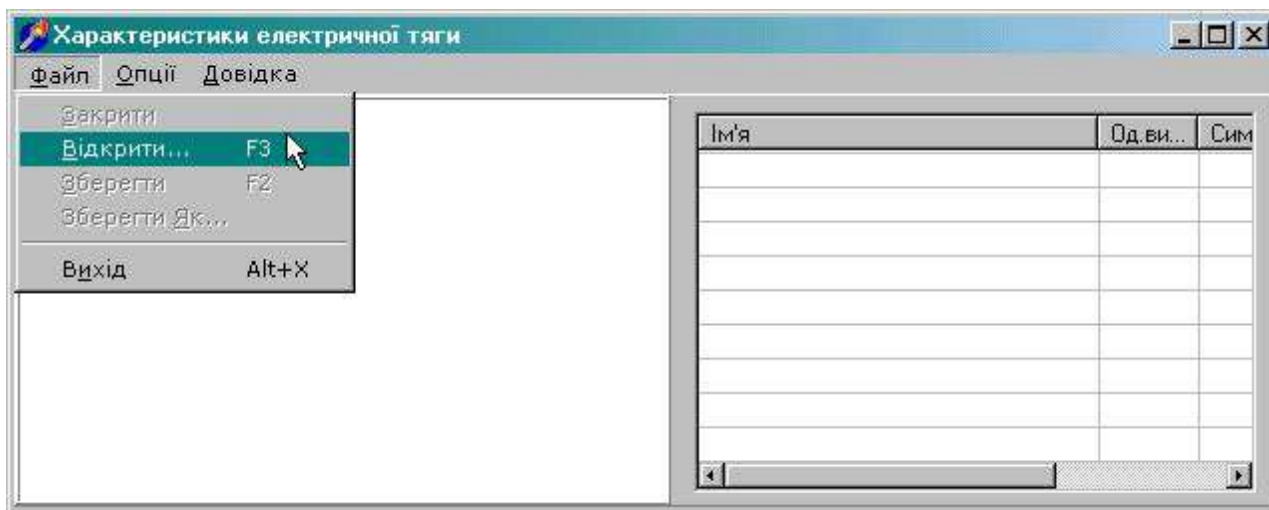


Рис. 10.17 – Відкриття вхідного файлу

### ВИБІР НЕОБХІДНОЇ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Для вибору характеристики необхідно виконати одну з слідуючи операцій (рис. 10.18):

- покажчик миші навести на список всіх характеристик і, коли він буде знаходитися над потрібною характеристикою натиснути ліву кнопку миші;
- натискаючи клавіш TAB перемістити поточний фокус вводу на список з усіма характеристиками, клавішами управління курсором (вверх, униз) вибрати необхідну характеристику.

### ЗАВДАННЯ ЗНАЧЕННЯ ДЛЯ КОНСТАНТНОЇ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Для завдання значення для обраної константної характеристики характеристики треба виконати одну з цих дій (Рис. 10.19):

- у полі „Вказати значення” ввести числове значення та натиснути кнопку „Встановити”
- вибрати зі списку потрібне значення та натиснути кнопку „ОК”.

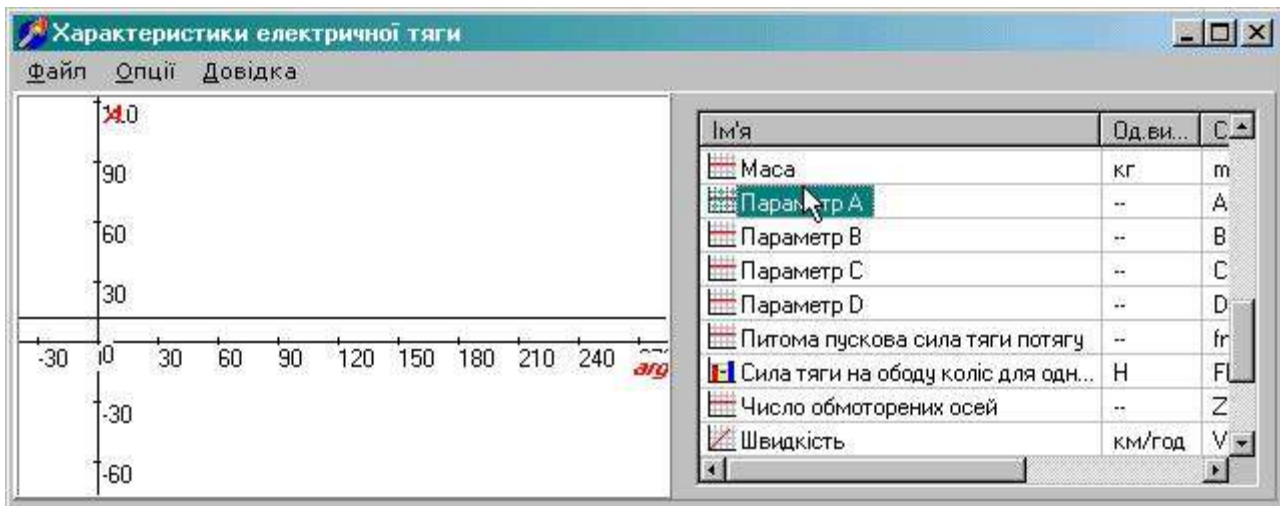


Рис. 10.18 – Вибір необхідної характеристики

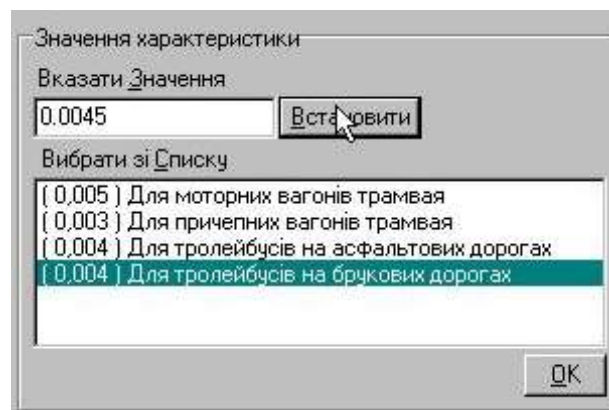


Рис. 10.19 – Завдання значення для константної характеристики

## ОТРИМАННЯ ІНФОРМАЦІЇ ПО ДАНІЙ ТЯГОВІЙ ХАРАКТЕРИСТИЦІ

У лівому нижньому куті вікна розміщена інформаційна панель, для переміщення тексту у цій панелі треба: натиснути на покажчики, що знаходяться праворуч на верхній та нижній границях цієї панелі (Рис. 10.20).

## ВИВЕДЕННЯ ВІКНА З ГРАФІКОМ

Для виклику вікна виведення графіку необхідно (Рис. 10.21):

- вибрати пункт меню „Опції-Показати вікно графіку”

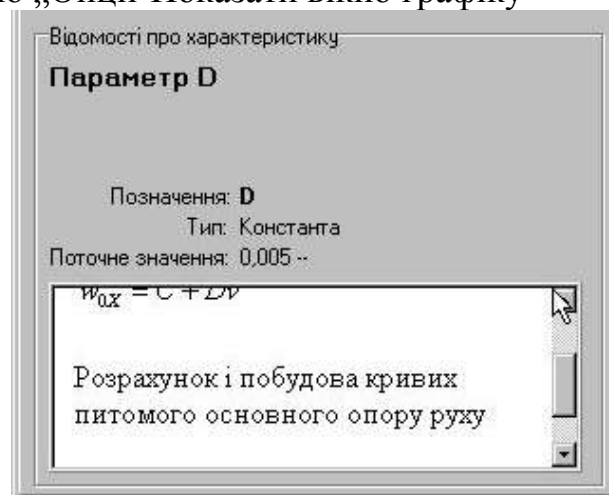


Рис. 10.20 – Отримання інформації по даній тяговій характеристиці



Рис. 10.21 – Виведення вікна з графіком

### ЗМІНА ПОЛОЖЕННЯ ПОЧАТКУ КООРДИНАТ НА ГРАФІКУ

Для зміни положення початку координат на графіку необхідно (Рис. 10.22):

- 1) навести покажчик миші на початок координат;
- 2) натиснути ліву кнопку миші та утримувати її;
- 3) перетягнути початок координат на потрібне місце та відпустити кнопку миші.

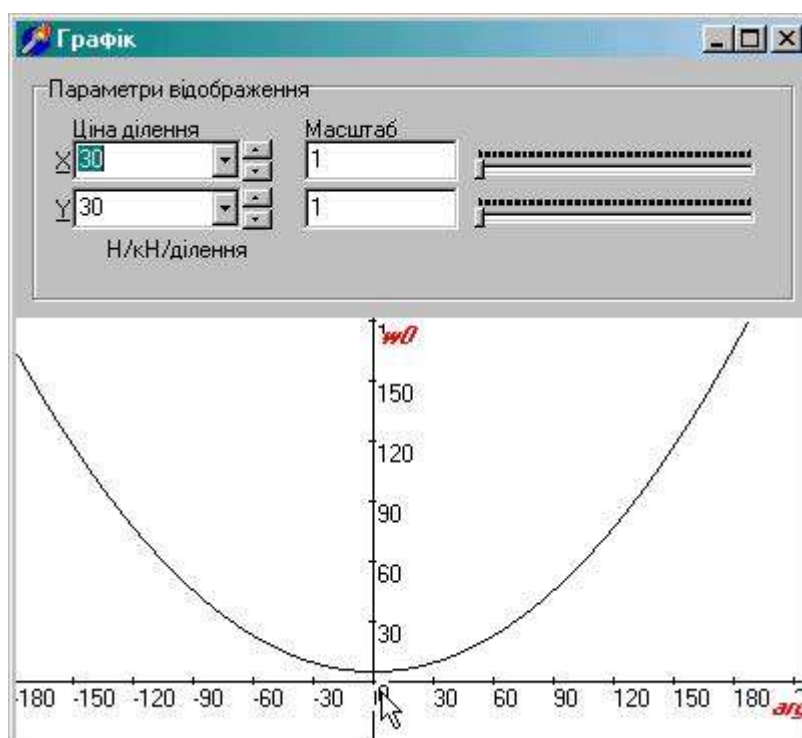


Рис. 10.22 – Зміна положення початку координат на графіку

### ЗМІНА ПАРАМЕТРІВ ВІДОБРАЖЕННЯ ГРАФІКУ

Для зміни масштабів графіку необхідно виконати одну з цих дій:

- 1) у полі „Масштаб” ввести значення масштабу та натиснути клавішу ENTER;



2) за допомогою бігунка, утримуючи натиснутою ліву кнопку миші, змінити масштаб відображення графіку (Рис.10.23).

Для зміни ціни ділення на графіку необхідно виконати одну з цих дій:

1) у полі „Ціна ділення” ввести значення ціни ділення та натиснути клавішу ENTER;

2) за допомогою перемикача вверх-униз змінити ціну ділення на осях графіку.

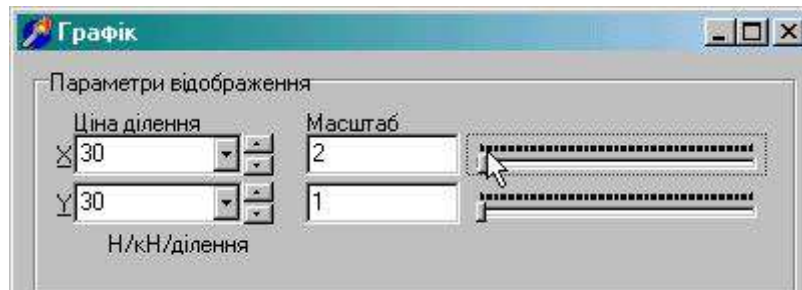


Рис. 10.23 – Зміна масштабів графіку

Програмне забезпечення розрахунків розміщено на комп'ютерах кафедри електричного транспорту

**Гальмівні задачі.** В умовах роботи на лінії припустима швидкість руху рухомого складу визначається його гальмівними засобами. При екстреному гальмуванні вони повинні забезпечити максимально можливі уповільнення для зупинки рухомого складу на заданому за умовами безпеки гальмівному шляху. Тому що потреба в екстреній зупинці може виникнути в будь-який момент руху і, отже, у будь-якій точці шляху, то найбільша припустима швидкість руху не повинна перевищувати швидкість початку екстреного гальмування, при якій гальмівний шлях виходить рівним припустимому гальмівному шляху.

При вирішенні гальмівних задач виходять з найбільш важкого випадку екстреного гальмування, при якому використовують, як правило, механічні гальма з найбільшим натисканням колодок. У зв'язку з тим, що неможливо передбачати всі випадки екстреного гальмування, звичайно задаються розрахунковим гальмівним шляхом  $\ell_{\text{тр}}$ , на якому при будь-яких умовах гальмівні засоби повинні забезпечити зупинку рухомого складу.

Гальмівний шлях залежить від уповільнючої сили, яка створюється гальмівними засобами рухомого складу, ухилу шляху і швидкості початку гальмування. Для того, щоб рухомий склад міг у будь-який момент часу зупинитися поїздом розрахункового гальмівного шляху, необхідно знайти залежність між  $\ell_{\text{тр}}$ , питомою діючою гальмівною силою  $b_0 = b + w_{0x}$ , швидкістю початку гальмування  $V_T$  і ухилом  $i$  шляху.

Можливі чотири варіанти гальмівних задач:

1) за заданим гальмівним шляхом  $\ell_{\text{тр}}$ , ухилом  $i$  і питомою діючою гальмівною силою  $b_0$  визначити припустиму швидкість початку гальмування  $V_T$ ;

2) за гальмівним шляхом  $\ell_{\text{тп}}$ , ухилом  $i$  і швидкістю гальмування  $V_{\text{т}}$  визначити питому діючу гальмівну силу  $b_0$ ;

3) визначити гальмівний шлях  $\ell_{\text{тп}}$  за заданим ухилом  $i$ , швидкістю гальмування  $V_{\text{т}}$  і питомою діючою гальмівною силою  $b_0$  рухомого складу;

4) знайти значення ухилу  $i$  при заданих  $\ell_{\text{тп}}$ ,  $V_{\text{т}}$  і питомій гальмівній силі  $b_0$ .

На практиці найбільш часто зустрічаються задачі першого і другого варіантів.

Розрахунковий гальмівний шлях  $\ell_{\text{тп}}$  - це шлях, який проходить рухомий склад з моменту виникнення необхідності гальмування до повної зупинки. Він складається з дійсного гальмівного шляху  $\ell_{\text{т}}$ , де на рухомий склад діє гальмівна сила, і шляху підготовки гальм до дії  $\ell_{\text{п}}$ , що рухомий склад проходить за час підготовки  $t_{\text{п}}$ . Це час необхідний для виникнення реакції у водія на виявлену небезпеку, приведення їм у дію гальм і спрацьовування гальмівної системи:

$$\ell_{\text{тп}} = \ell_{\text{т}} + \ell_{\text{п}} . \quad (10.41)$$

Шлях  $\ell_{\text{п}}$  розраховують, допускаючи, що поїзд проходить його з постійною швидкістю  $V_{\text{т}}$ :

$$\ell_{\text{п}} = \frac{1}{3,6} \cdot t_{\text{п}} \cdot V_{\text{т}}, \text{м.} \quad (10.42)$$

Для повітряних колодкових гальм час підготовки

$$t_{\text{п}} = t_1 + 0,5 \cdot t_2 , \quad (10.43)$$

де  $t_1$  – проміжок часу від моменту сприйняття водієм небезпеки до початку виникнення натискання  $K$  колодки;  $t_2$  – час, протягом якого натискання колодки досягає найбільшого значення  $K_{\text{max}}$ .

Приблизно можна вважати процес наростання натискання  $K$  прямолінійним і вести розрахунок за його найбільшим значенням  $K_{\text{max}}$ , зрушеним на  $0,5t_2$  від початку своєї дії. Час  $t_2$  залежить від часу наповнення гальмівних циліндрів стисненням повітрям.

Час підготовки  $t_{\text{п}}$  не нормується; орієнтовно приймають для вагонів метрополітену  $t_{\text{п}}=2\text{с}$ , для трамваїв і тролейбусів  $t_{\text{п}}=1\text{с}$ .

Загальне вирішення гальмівних задач одержують в результаті інтегрування рівняння руху для режиму гальмування:

$$V \cdot \frac{dV}{d\ell} = -\xi' \cdot (b_0 + w_i)$$

за швидкістю від  $V=V_T$  до  $V=0$  і за шляхом від  $\ell=0$  до  $\ell=\ell_T$ :

$$\int_{V_T}^0 V dV = -\xi' \cdot \int_0^{\ell_T} (b_0 + w_i) d\ell,$$

звідки

$$\frac{V_T^2}{2} = \xi' \cdot \int_0^{\ell_T} (b_0 + w_i) d\ell. \quad (10.44)$$

Введемо середнє значення сповільнюючої сили  $(b_0 + w_i)_{cp} = \frac{1}{\ell_T} \cdot \int_0^{\ell_T} (b_0 + w_i) d\ell$  в праву частину виразу (10.44). Тоді

$$V_T^2 = 2 \cdot \xi' \cdot (b_0 + w_i)_{cp} \cdot \ell_T = 2 \cdot \xi' \cdot (b_0 + w_i)_{cp} \cdot (\ell_{TP} - \ell_n). \quad (10.45)$$

Рівняння (10.45) є вихідним для вирішення гальмівних задач будь-якого типу. Однак вирішення цього рівняння ускладнюється тим, що коефіцієнт тертя  $\varphi_k$  колодок об поверхню гальмівного барабана, коефіцієнт тертя  $\varphi_{mp}$  гальмівного башмака об рейку й основний опір рухові  $w_0$  залежать від швидкості, а середні їхні значення необхідно визначати в залежності від пройденого шляху.

Внаслідок цього гальмівні задачі вирішують графічними або наближеними аналітичними способами.

*Визначення припустимих швидкостей руху.* Розрахунок найбільшої припустимої швидкості поїзду на шляху з ухилом  $i=i_1$  зводиться до вирішення першої гальмівної задачі. Розраховують характеристику  $b_0(V)$  для гальмівного коефіцієнта  $\Theta$ , що відповідає умовам екстреного гальмування. Для ухилу  $i_1$  будь-яким способом будують криву гальмування  $V(\ell)$  протягом розрахункового гальмівного шляху  $\ell_{TP}$ . Побудову ведуть у зворотному порядку – з кінця  $0'$  гальмівного шляху і від  $V=0$  (рис. 10.24). З точки  $0'$  початку гальмівного шляху вичерчують залежність шляху підготовки від швидкості  $\ell_n(V)$ , що при  $t_n = const$  згідно з рівнянням (10.42) є прямою лінією. Точку А знаходять, відкладаючи перпендикулярно осі  $0'-B$  відрізок  $BA = t_n \cdot V/3,6$  для довільної швидкості  $V$ . Ордината точки **a** перетину прямої  $0'-A$  із кривою  $V(\ell)$  визначає шукану швидкість  $V_{T1}$ , що дорівнює найбільшій припустимій швидкості  $V_{maxT1}$  при русі поїзду на ухилі  $i_1$ . Виконавши такі ж побудови для декількох інших ухилів  $i_2, i_3, \dots$ , за знайденими швидкостями  $V_{T1}, V_{T2}, V_{T3}, \dots$  вичерчують графік залежності  $V_{maxT}(i)$  (рис. 10.25).

Швидкості  $V_{maxT}$  можуть виявитися вище конструкційної  $V_{констр}$ , як, це, наприклад, показано на рис. 10.13. Нанесена на ньому крива  $w_{ox}(V)$  перетинає

лінію  $V_{\max T}(i)$  у точці  $d$ , абсциса якої визначає найбільший спуск  $i_d$ , що допускає рух по ньому без підгальмовування при найбільшій припустимій швидкості  $V_{\max Td}$ .

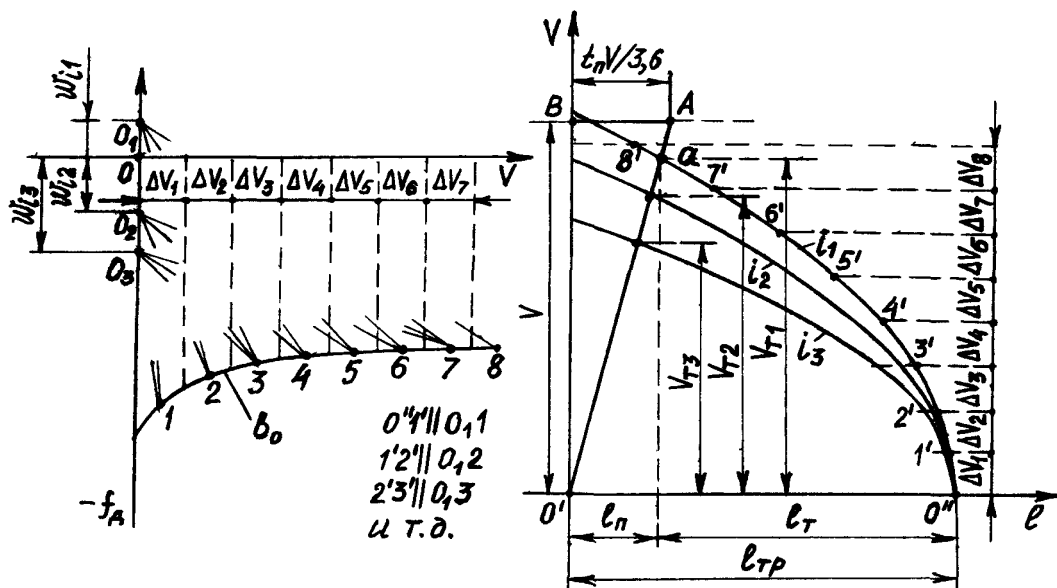


Рис. 10.24 – Графічне визначення припустимих швидкостей руху

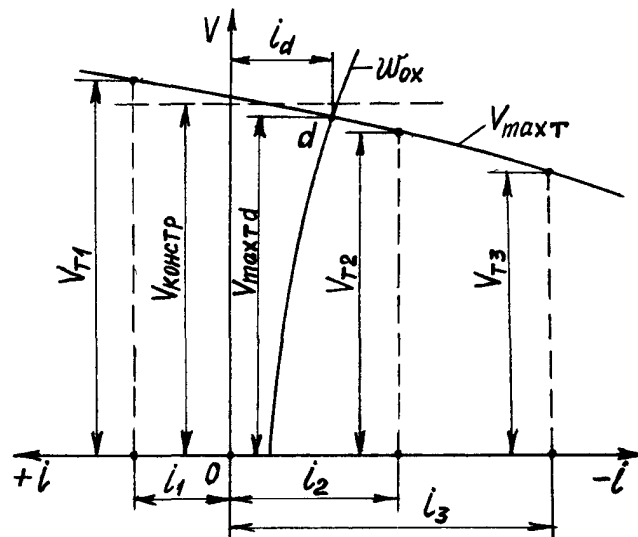


Рис. 10. 25 – Крива найбільшої припустимої швидкості руху поїзду

*Визначення питомої діючої гальмівної сили поїзду.* Другу гальмівну задачу - визначення питомої діючої гальмівної сили (гальмівного коефіцієнта) поїзду за заданим значенням  $\ell_{TP}$ ,  $V_T$  і  $i$  – вирішують графічною інтерполяцією. Задаються декількома значеннями гальмівного коефіцієнта  $\Theta_1, \Theta_2, \Theta_3, \dots, i$  для кожного з них розраховують характеристику питомої гальмівної сили  $b(V)$  по

формулі (8.11) і характеристику питомого основного опору руху  $w_{ox}(V)$  для даного типу рухомого складу. Потім для кожної кривої питомої діючої гальмівної сили  $b_{01}(V)$ ,  $b_{02}(V)$ ,  $b_{03}(V)$ ,... будь-яким способом розраховують криві гальмування  $V(\ell)$  від заданої швидкості  $V_T$  до  $V = 0$  і знаходять дійсні гальмівні шляхи  $\ell_{T1}, \ell_{T2}, \ell_{T3}, \dots$ . Додавши до них шлях підготовки  $\ell_{\pi} = t_{\pi} \cdot V_T / 3,6$ , одержують розрахункові гальмівні шляхи  $\ell_{TP1}, \ell_{TP2}$ , і будують залежність  $\Theta(\ell_{TP})$  (рис. 10.26), по якій і відшуковують шукане значення  $\Theta_T$  гальмівного коефіцієнта для заданого значення  $\ell_{TP}$ . За значенням  $\Theta_T$  розраховують питому гальмівну силу  $b$  поїзду, за значенням  $V_T$  визначають питомий основний опір  $w_{ox}$ , потім знаходять питому діючу гальмівну силу поїзду  $b_0 = b + w_{ox}$ .

*Знаходження гальмівного шляху.* Для вирішення третьої гальмівної задачі – за заданим значенням  $\Theta$ ,  $V_T$  і  $i$  знайти  $\ell_{TP}$  – будують будь-яким способом криву  $V(\ell)$  від початкової швидкості  $V_T$  до  $V=0$  за розрахованою (або заданою) залежністю сповільнюючої сили  $(b_0 + w_i)$  від швидкості  $V$  і одержують дійсний гальмівний  $\ell_T$  шлях. Додаючи до  $\ell_T$  шлях підготовки  $\ell_{\pi} = t_{\pi} \cdot V_T / 3,6$ , знаходять розрахунковий гальмівний шлях  $\ell_{TP}$ .

*Четверту гальмівну задачу* на практиці вирішують рідко. Ухил  $i$  за заданим значенням інших трьох величин визначають графічною інтерполяцією аналогічно прийому знаходження гальмівного коефіцієнта  $\Theta_T$ .

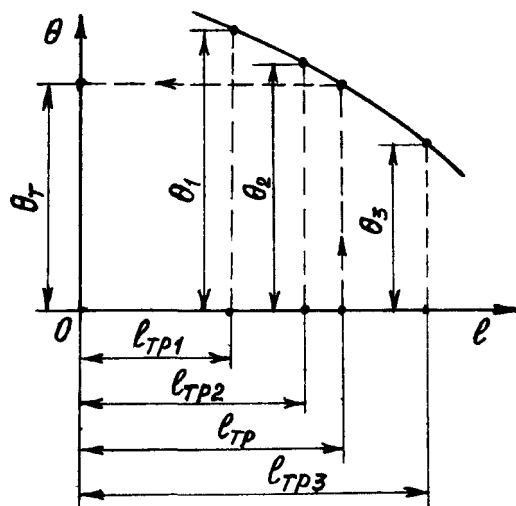


Рис. 10. 26 – Визначення гальмівного коефіцієнта поїзду графічною інтерполяцією

## Криві споживання поїздом струму

У задачу тягових розрахунків входить побудова кривих спожитого поїздом струму у функції від шляху  $I_{\text{л}}(\ell)$ , часові  $I_{\text{л}}(t)$  і кривих зміни струму двигуна від часу  $I(t)$ . Криві  $I_{\text{л}}(\ell)$  і  $I_{\text{л}}(t)$  необхідні для визначення витрат електричної енергії на рух поїзду і для розрахунку системи електропостачання. Криві струму тягового двигуна від часу  $I(t)$  потрібні для розрахунку нагрівання тягових двигунів.

Споживання поїздом струму і потужності розглядають при постійній напрузі контактної мережі  $U_{\text{к}}$ , рівній середньому її значенню, для якого побудовані криві руху поїзду.

При системі тяги постійного струму криві  $I_{\text{л}}(\ell)$  і  $I_{\text{л}}(t)$  являють собою залежності спожитої поїздом потужності  $P$  від шляху і часу, але в іншому масштабі, тому що при  $U_{\text{к}}=\text{const}$  потужність  $P$  пропорційна струму  $I_{\text{л}}$ . Ці ж криві являють собою (за винятком пускового періоду) залежності струму двигуна  $I$  від шляху і часу, але в іншому масштабі, тому що при числі  $n_{\text{п}}$  включених паралельно двигунів у потязі  $I_{\text{л}}=n_{\text{п}}I$ . Струм  $I_{\text{л}}$  у період пуску визначають, з огляду на систему керування тяговими двигунами: контакторно-реостатна із застосуванням переключення їх у різні угруповання або імпульсна. При плавному імпульсному пуску поїзду крива  $I_{\text{л}}(V)$  спожитого поїздом струму в період пуску може бути знайдена за виразом

$$I_{\text{л}} = \frac{F_{\text{п}} \cdot V}{3,6 \cdot U_{\text{к}} \cdot \eta_{\text{пр}} \cdot \eta}, \text{ А}, \quad (10.46)$$

де  $F_{\text{п}}$  – пускова сила тяги поїзду, Н;  $U_{\text{к}}$  – середня напруга контактної мережі, В;  $V$  – швидкість, км/год;  $\eta_{\text{пр}}$  – ККД перетворювача;  $\eta$  – ККД тягового двигуна на ободі колеса при повному полі для значення струму  $I=I_{\text{л}}$ . У тій частині тягової характеристики, де пуск закінчений, криву  $I_{\text{л}}(V)$  будують на підставі електромеханічних характеристик.

Якщо є крива руху  $t(\ell)$ , немає необхідності будувати обидві залежності  $I_{\text{л}}(\ell)$  і  $I_{\text{л}}(t)$ . У тому випадку, коли відома, наприклад, крива  $I_{\text{л}}(t)$ , по кривій  $t(\ell)$  для будь-якого моменту часу знаходять відповідну точку шляху і в результаті одержують криву  $I_{\text{л}}(\ell)$ . Точно так само за відомою кривою  $I_{\text{л}}(\ell)$  визначають залежність  $I_{\text{л}}(t)$ .

Струм  $I_{\text{сн}}$  (або потужність  $P_{\text{сн}}$ ), що йде на живлення кіл власних потреб рухомого складу, звичайно не враховують у струмі  $I_{\text{л}}$  (або потужності  $P_{\text{л}}$ ), а визначають окремо.

*Побудова кривих струму.* Криві  $I_{\text{л}}(\ell)$  і  $I_{\text{л}}(t)$  будують на підставі кривих руху  $V(\ell)$  і  $V(t)$  і залежності струму, спожитого поїздом на тому або іншому ступеню регулювання, від швидкості  $I_{\text{л}}(V)$ . Залежність  $I_{\text{л}}(V)$  на всіх ступінях регулювання будують на підставі швидкісних характеристик двигуна  $V(I)$ .

На рис. 10.27,а представлені електромеханічні характеристики двигуна  $V(I)$  з послідовно-паралельним переключенням і трьома позиціями ослаблення збудження (поля) ОП1, ОП2, ОП3. На першому ступені, коли двигуни з'єднані послідовно ( $n_p=1$ ), струм, спожитий рухомих складом, дорівнюватиме струму двигуна ( $I_d=I$ ). Тому переносимо першу ступінь швидкісної характеристики  $V(I)$  на діаграму  $I_d(V)$  (рис. 10.27,б) без зміни. На другому ступені двигуни з'єднані паралельно ( $n_p=2$ ), отже  $I_d=2I$ .

При переході з послідовного на паралельне з'єднання струм рухомого складу змінюється стрибком (у даному випадку подвоюється). Швидкість руху (пускова), при якій відбувається ця зміна струму, дорівнює  $V_{п1}$ . До швидкості  $V_{п2}$  рухомий склад буде споживати струм  $2I_p$ .

При східчастому пуску пусковий струм на кожній позиції міняється від  $I_{пmax}$  до  $I_{пmin}$  (див. рис. 10.27,а), але через короткочасність періоду пуску прийнято вважати струм двигуна постійним і рівним середньому пусковому струму  $I_p$ . На рис. 10.27,б показана побудова кривих  $I_d(V)$  для періоду пуску при незмінному середньому пусковому струмі. При переході з повного збудження на ослаблене, а також з одного ступеня ослаблення збудження на іншу пусковий струм змінюється від свого найбільшого значення до найменшого.

Струм, спожитий з контактної мережі, при всіх системах регулювання можна розрахувати за швидкістю і силою тяги в режимі тяги

$$I_d = \frac{F \cdot V}{3,6 \cdot U_k \cdot \eta_{пр} \cdot \eta_d}; \quad (10.47)$$

а струм, що віддається в мережу при рекуперації, можна розрахувати по гальмівній силі і швидкості в режимі рекуперативного гальмування

$$I_d = \frac{B \cdot V \cdot \eta_{пр} \cdot \eta_p}{3,6 \cdot U_k}, \quad (10.48)$$

де  $\eta_d$  і  $\eta_p$  – ККД тягового двигуна відповідно в тяговому і рекуперативному режимах;  $\eta_{пр}$  – ККД перетворювача.

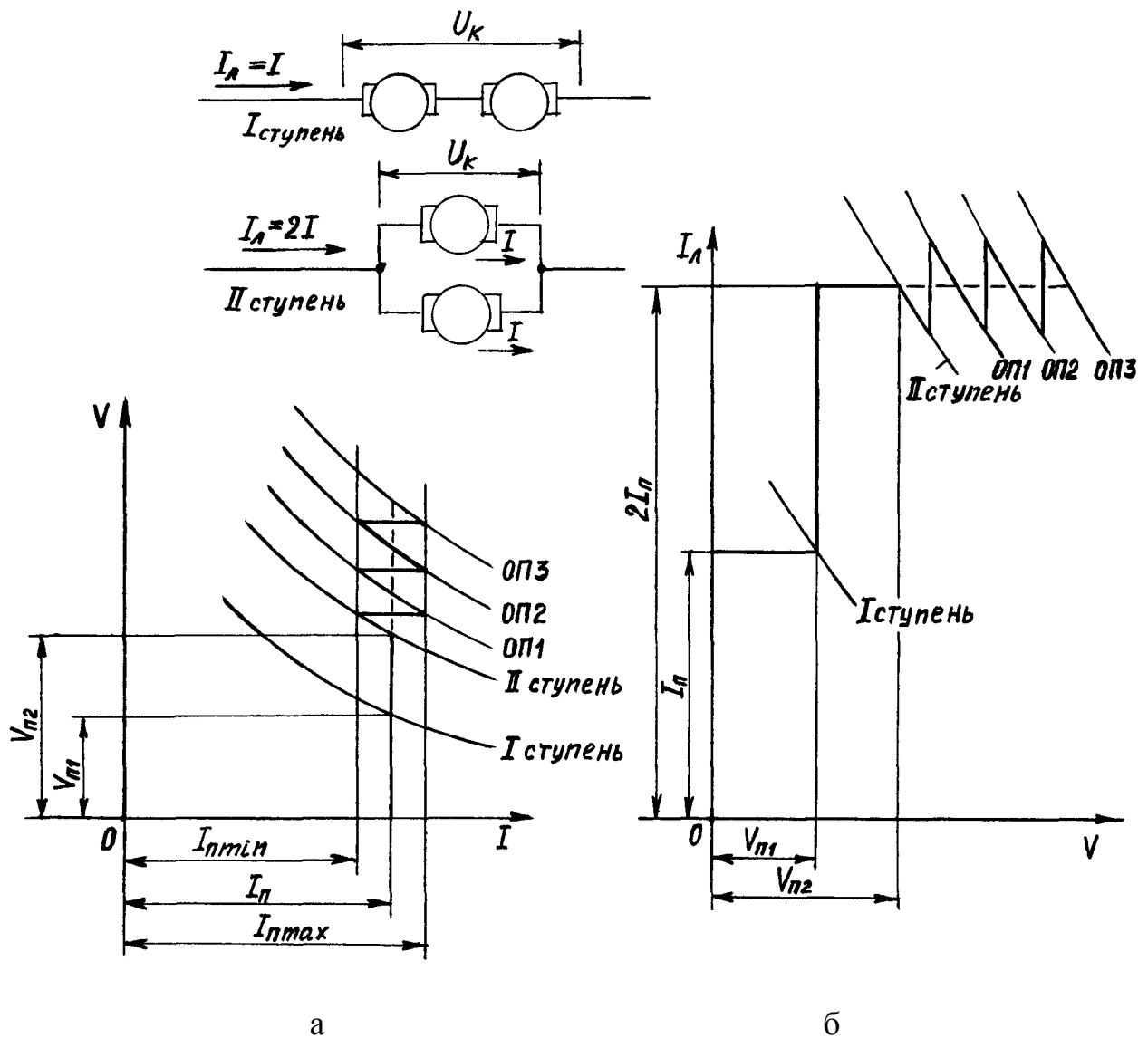


Рис. 10.27 – Електромеханічні характеристики тягового двигуна (а)  
і крива споживання поїздом струму (б)

Побудувавши залежність  $I_n(V)$  (рис. 10.28,а) і криві руху  $V(\ell)$  і  $V(t)$ , можна побудувати криві струму  $I_n(\ell)$  і  $I_n(t)$ . Побудову виконують за точками. Для ряду значень пройденого шляху  $\ell_1, \ell_2, \dots$  (рис. 10.28,б) або часу  $t_1, t_2, \dots$  (рис. 10.28,в) знаходять за кривими руху  $V(\ell)$  і  $V(t)$  відповідні значення швидкостей  $V_1, V_2, \dots$ . Для цих швидкостей по кривій  $I_n(V)$  встановлюють значення струмів  $I_{n1}, I_{n2}, \dots$ , спожитих рухомим складом. Вісь струму на кривій руху  $I_n(\ell)$  розташовується вертикально, паралельно осі швидкості. Знайдені значення струмів  $I_{n1}, I_{n2}, \dots$  відкладають в обраному масштабі як ординати точок шуканих кривих струму, абсциси яких рівні відповідно  $\ell_1, \ell_2, \dots$  або  $t_1, t_2, \dots$ . Порядок побудови кривих  $I_n(\ell)$  і  $I_n(t)$  пояснюється на рис. 10.28,б,в.



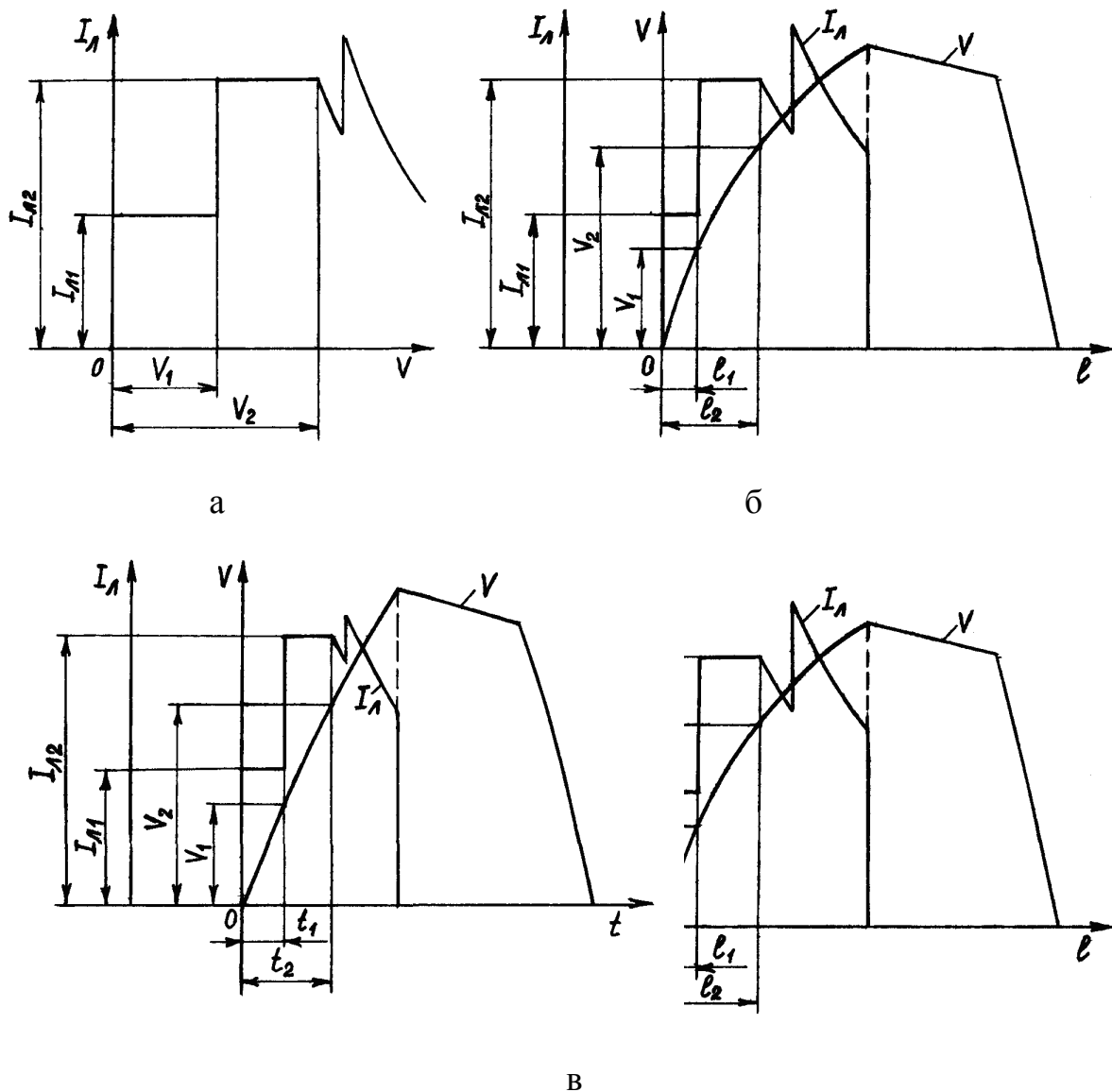


Рис. 10.28 – До побудови кривих споживання поїздом струму:

$$a - I_A(V); б - I_A(l) ; в - I_A(t)$$

Оскільки на кривих руху  $V(l)$  і  $V(t)$  найбільш точними є точкою, які відповідають границям кінцевих збільшень, по яких вони розраховувалися, то значення струму необхідно встановлювати саме для цих точок. Тому в таблицю графоаналітичного розрахунку кривих руху поїзду варто додати графі для струмів  $I$  і  $I_A$ , залежності яких від  $t$  і  $l$  треба побудувати.

На кривій струму необхідно ретельно відзначати такі характерні точки, як точки переходу з одного з'єднання двигунів на інше, точки переходу з одного ступеню регулювання режиму роботи двигунів на інший, наприклад, перехід з повного збудження на ослаблене.

Піки струму в пусковому періоді при реостатному пуску звичайно не враховують і в тягових розрахунках приймають середні їхні значення (наприклад, середній пусковий струм  $I_n$ ). Іноді заміняють піки струму при

декількох ступенях збудження лінією, проведеною по їхніх середніх значеннях (штрихові лінії на рис. 10.27), що не викликає істотної помилки в результатах розрахунків кривих руху.

### ***Вплив змін напруги в тяговій мережі на рух поїзду***

Розрахунок кривих руху роблять у припущенні сталості напруги в контактній мережі, яка дорівнює середньому її значенню  $U_{\text{ср}}$ . У дійсності напруга на струмоприймачах ЕРС  $U_k$  змінюється в часі внаслідок коливань напруги в первинній системі електропостачання, що живить тягові підстанції, втрат напруги в агрегатах підстанції і в контактній мережі. Істотний вплив на значення  $U_k$  робить зміна струму, спожитого поїздом на різних елементах профілю колії при регулюванні машиністом швидкості руху і переміщенні поїзда між підстанціями або живлячими пунктами, а також зміна числа, величини і розташування навантажень від інших поїздів на тій же ділянці живлення. Коливання напруги  $U_k$  відбиваються на основних характеристиках руху поїзду: швидкості, а отже, і часу ходу поїзду, споживаних їм струмах, витрат енергії, нагріванні тягових двигунів, а також на роботі допоміжних машин. При зниженні напруги зменшується швидкість руху поїзду, а при збереженні швидкості збільшується питома витрата енергії за рахунок збільшення спожитого струму; збільшення струму, у свою чергу, викликає ще більше падіння напруги. В результаті збільшується число вагонів або машин на одиницю довжини шляху і створюється скупчення їх на кінцевих перегонах. Розрахунок режиму роботи поїзду при коливаннях напруги  $U_k$  досить важкий через його залежність від різноманітних факторів.

Результати тягових розрахунків, проведених при допущенні сталості напруги в контактній мережі, як показує практика, виходять прийнятною точності, якщо розрахункове значення  $U_{\text{ср}}$  дорівнює або мало відрізняється від дійсного середнього значення напруги на струмоприймачі. Якщо ж прийняте  $U_{\text{ср}}$  в умовах роботи поїзду на лінії або на окремих перегонах значно відрізняється від дійсної середньої напруги, то необхідно зробити перерахування кривих руху на дійсну напругу або ввести корективи в зроблені розрахунки. Таким чином, для обліку впливу коливань напруги принципово необхідно розрахунок кривих руху супроводжувати визначенням втрат напруги в контактній мережі.

Задачу розрахунку кривих руху при безперервних змінах напруги на струмоприймачі поїзду вирішують при ручних обчисленнях точно, лише коли на ділянці живлення знаходиться один поїзд. При декількох поїздах на ділянці живлення задача ускладнюється через численність варіантів розташування і навантажень поїздів.

Врахувати дійсну напругу контактної мережі можна методом послідовних наближень. Він полягає в тому, що по побудованих кривих руху для вихідної розрахункової напруги  $U_{\text{ср}}$  на підставі розрахунку тягової мережі визначають середні втрати напруги на окремих перегонах або інших ділянках

шляху, на які розділяють лінію. Для кожного перегону або ділянки будують криві руху при нових знайдених середніх значеннях напруги  $U'_{кр1}, U'_{кр2}, \dots$ . По цих кривих руху для тих же перегонів або ділянок знову роблять розрахунок тягової мережі і знову знаходять середні значення напруг  $U''_{кр1}, U''_{кр2}, \dots$ . Для них будують знову криві руху і т.д., поки середня напруга на будь-якому перегоні або ділянці при наступному визначенні не виявиться близькою до попереднього її значення.

Побудова кривих руху вимагає перерахування тягових і струмових характеристик ЕРС для всіх середніх значень напруги. Таким чином, метод виявляється досить трудомістким, але цей недолік значною мірою знімається при застосуванні ЕОМ. Практично розрахунки обмежують першим або другим наближенням. Описаний метод однаково застосовується для систем тяги як змінного, так і постійного струму.

В урахування впливу напруги на криві руху істотну невизначеність вносить можливість варіації режиму ведення поїзда при зміні напруги. У багатьох випадках можна забезпечити збереження часу ходу по ділянці шляхом збільшення або зменшення тривалості їзди під струмом, зміни інтенсивності пуску та інших заходів. Разом з тим це викликає необхідність виконання ще ряду розрахунків, зокрема для перевірки нагрівання тягових двигунів, особливо при значному зниженні напруги контактної мережі.

## 11. ВИТРАТИ ЕНЕРГІЇ НА РУХ ПОЇЗДУ

### *Визначення витрат енергії за кривими руху*

**Енергетична характеристика руху поїзду.** Електрична енергія  $A_{\text{полн}}$ , підведена до поїзду з контактної мережі, дорівнює сумі робіт  $A_{\text{мх}}$ , виконаної тяговими двигунами, втрат енергії  $\Delta A$  в окремих елементах ЕРС і енергії  $A_{\text{сн}}$ , що витрачається на власні потреби поїзду:  $A_{\text{полн}} = A_{\text{мх}} + \Delta A + A_{\text{сн}}$ .

За час руху під струмом тягові двигуни перетворюють підведену до них електричну енергію в механічну  $A_{\text{мх}}$ , що йде на роботу подолання сил опору руху  $A_{w,li}$  на шляху  $l_i$  і створення кінетичної енергії поїзда  $A_k$ :  $A_{\text{мх}} = A_{w,li} + A_k$ .

Після відключення тягових двигунів рух поїзда продовжується за рахунок накопиченої кінетичної енергії  $A_k$ . Ця енергія витрачається на роботу з подолання сил опору руху  $A_{w,lg+IT}$  на шляху вибігу і зупинного гальмування  $l_g + l_T$ , а частина, що залишилася,  $A_T$  при відсутності рекуперації гаситься в гальмах перед зупинкою поїзда:  $A_k = A_{w,lg+IT} + A_T$ . У випадку, якщо застосовується рекуперативне гальмування, частина кінетичної енергії перетворюється знову в електричну і повертається в тягову мережу. Таким чином, незважаючи на те, що значна частина роботи тягових двигунів переходить у кінетичну енергію поїзда, що рухається, при проходженні поїздом усього перегону між двома зупинками його кінетична енергія не змінюється – як у момент початку, так і кінця руху вона дорівнює нулю.

Частина електричної енергії, спожитої поїздом, витрачається при русі на підйомах на зміну його потенційної енергії. На спусках потенційна енергія, накопичена при підйомі, зменшується і витрачається на роботу з подолання основного опору руху й опору в кривих, а на крутих спусках поглинається частково в гальмах.

Робота, пов'язана зі зміною потенційної енергії, позитивна, якщо кінцевий пункт ділянки, на якому визначається витрата енергії, розташований вище початкового, якщо ж він розташований нижче початкового, вона буде негативною. При рівності оцінок початкового і кінцевого пунктів ділянки потенційна енергія не змінюється. Якщо визначається витрата енергії на проходження поїздом якої-небудь ділянки в обох напрямках, то також вважають, що потенційна енергія не змінюється. Тут збільшення потенційної енергії можливо лише у випадку, коли маса поїзда при русі в бік підйому більша, ніж при русі його вбік спуску, при цьому частина зробленої тяговими двигунами роботи йде на зміну потенційної енергії перевезених вантажів чи пасажирів.

Електрична енергія, що витрачається на рух поїзда, перетворюється в основному в теплову. Частина її, наприклад втрати в пускових реостатах при постійному струмі і втрати в тягових двигунах, безпосередньо перетворюється в тепло. Інша ж частина спочатку перетворюється в механічну, а потім витрачається на подолання основного опору руху, опору в кривих і на тертя гальмових колодок, розсіюючись у вигляді теплової енергії в навколишнє

середовище. Ще більш складне перетворення відбувається при реостатному гальмуванні, коли кінетична енергія поїзда перетворюється спочатку в електричну, а в кінцевому рахунку - в теплову.

Таким чином, електрична енергія, підведена до поїзда з контактної мережі, може бути розділена на наступні складові: витрати на подолання основного опору руху поїзда й опору від кривих, на подолання опору від ухилів, тобто зміну потенційної енергії поїзда; втрати енергії – при підгальмуваннях на спусках, у гальмах при зупинках поїзда і зниженні швидкості перед кривими, стрілками, станційними коліями, у тягових двигунах, передавальних механізмах, перетворювачах, у пускових пристроях.

Крім того, з мережі повинна бути підведена додатково певна кількість енергії для ланцюгів опалення, охолодження, освітлення, а також для живлення ланцюгів керування ЕРС.

Для порівняльної оцінки витрат енергії в різних умовах необхідно віднести його до певного вимірника. Найбільш природним і в той же час зручним вимірником є питома витрата енергії  $A_{уд}$ , віднесена до 1т маси поїзда (1 кН ваги поїзда) і до 1км пройденого шляху. Його виражають звичайно у Вт·год/т·км:

$$A_{уд} = \frac{A}{ml}, \quad (11.1)$$

де  $A$  – витрати енергії на проходження поїздом масою  $m$  ділянки довжиною  $l$ .

Тому що облік електричної енергії на тягу поїздів ведеться звичайно на вводах тягової підстанції, необхідно також визначати її питомі витрати  $A_{уд.полн}$ , віднесені до шин первинного струму тягових підстанцій. Ці витрати енергії

$$A_{уд.полн} = \frac{K_{сн} \cdot A_{уд}}{\eta_{тс} \cdot \eta_{птс}}, \quad (11.2)$$

де  $\eta_{тс}$  і  $\eta_{птс}$  – середні значення ККД відповідно тягової мережі і тягових підстанцій;  $K_{сн}$  – коефіцієнт, яким враховуються витрати енергії на власні потреби поїзду.

Коефіцієнт  $K_{сн}$  може бути прийнятий орієнтовно рівним 1,02. . . 1,05 при відсутності електричного опалення і кондиціонування повітря, однак вірніше розраховувати ці витрати енергії за даними про потужність електроустаткування власних потреб і додавати їх до витрат енергії на рух.

Витрати енергії на рух поїзду можуть бути визначені за кривими спожитого струму чи потужності або аналітичним шляхом розрахунку окремих складових витрат енергії.

**Визначення витрат енергії за кривими спожитого поїздом струму.**  
Електрична енергія, що витрачається на рух поїзда за який-небудь період часу  $T$ , визначається інтегралом, Дж:

$$A = \int_0^T U_k i_{\text{л}} dt, \quad (11.3)$$

де  $U_k$  – миттєве значення напруги на струмоприймачі поїзда, В;  $i_{\text{л}}$  – миттєве значення струму, А, спожитого всіма двигунами поїзда при постійному струмі або його активної складової при змінному;  $t$  – час, с.

При розрахунках за формулою (11.3) вважають звичайно напругу на струмоприймачі поїзда незмінною і рівною його значенню  $U_k$ , якому відповідають тягові характеристики, використані для побудови кривих руху. Як правило, цю напругу приймають рівною номінальній напрузі мережі і виносять за знак інтеграла:

$$A = U_k \int_0^T i_{\text{л}} dt. \quad (11.4)$$

Питома витрата енергії  $A_{\text{уд.полн}}$  на первинних шинах тягових підстанцій визначається відповідно до (11.2) і (11.4) виразом, Вт·год/т·км:

$$A_{\text{уд.полн}} = \frac{K_{\text{сн}} U_k \int_0^T i_{\text{л}} dt}{3600 \cdot m_l \cdot \eta_{\text{тс}} \eta_{\text{нст}}}, \quad (11.5)$$

де 3600 – коефіцієнт перекладу джоулів у ват·год.

Якщо крива струму побудована у функції часу, то вхідний у (11.4) і (11.5) інтеграл  $\int_0^T i_{\text{л}} dt$  визначається за площею кривої  $i_{\text{л}}(t)$  у заданих межах.

Позначивши площу цієї кривої  $S_I$ , мм<sup>2</sup>, одержимо

$$\int_0^T i_{\text{л}} dt = \frac{S_I}{m_I m_t}, \quad (11.6)$$

де  $m$  – масштаб струму, мм/А;  $m_t$  – масштаб часу, мм/с.

У випадку застосування рекуперативного гальмування площа, обмежена позитивною частиною кривої  $i_{\text{л}}(t)$ , являє собою енергію, отриману з мережі; площа, обмежена негативною частиною цієї кривої, – енергію, повернуту в мережу при рекуперації, а різниця обох площ – дійсна витрата енергії. Втрату частини рекуперованої енергії при передачі її по тяговій мережі враховують тим, що рекуперативні характеристики будують для напруги на 10% більшими, ніж при тяговому режимі. Тому у формулі (11.7) середні напруги при тязі і рекуперації прийняті однаковими.

Криві руху поїзду розраховують звичайно у функції шляху. У цьому випадку для підрахунку  $\int_0^T i_{\text{л}} dt$  криву  $i_{\text{л}}(l)$  розбивають на окремі невеликі інтервали, наприклад, що відповідають інтервалам шляху, взятим при побудові кривої руху. Для кожного з них визначається середній струм  $I_{\text{лср}}$  як напівсума початкового  $I_{\text{лн}}$  і кінцевого  $I_{\text{лк}}$  значення струмів на границі інтервалу, а по кривих  $t(l)$  – час  $\Delta t$  проходження цього інтервалу. Перемножуючи значення  $I_{\text{лср}}$  і  $\Delta t$  і підсумовуючи добуток  $I_{\text{лср}} \cdot \Delta t$  по всіх інтервалах ділянки, одержимо величину  $\sum I_{\text{лср}} \cdot \Delta t$ , яку можна прийняти приблизно рівною  $\int_0^T i_{\text{л}} dt$ .

Витрати енергії, віднесені до струмоприймачів ЕРС, визначають при цьому як

$$A = U_k (\sum I_{\text{лср}} \cdot \Delta t)_T - (\sum I_{\text{лср}} \cdot \Delta t)_{\text{рек}} . \quad (11.7)$$

Тут першу суму беруть за період тяги, а другу – за час рекуперації.

Середній струм поїзда,  $A$ :

$$I_{\text{л}} = \frac{(\sum I_{\text{лср}} \cdot \Delta t)_T - (\sum I_{\text{лср}} \cdot \Delta t)_{\text{рек}}}{\sum \Delta t} . \quad (11.8)$$

Якщо необхідно знайти середнє навантаження двигуна  $I$ , то при підрахунку добутків, що сумуються, варто брати струми тягових двигунів  $I_{\text{ср}}$  (а не всього поїзда) і не віднімати, а додавати  $(\sum I_{\text{ср}} \cdot \Delta t)_{\text{рек}}$ . Отже,

$$I = \frac{(\sum I_{\text{ср}} \cdot \Delta t)_T + (\sum I_{\text{ср}} \cdot \Delta t)_{\text{рек}}}{\sum \Delta t} . \quad (11.9)$$

**Визначення витрат енергії графічним способом.** Вихідними даними при графічному способі визначення витрат енергії на рух поїзда є крива руху  $V(l)$  і крива споживання поїздом струму  $I_{\text{л}}(V)$ . Витрати енергії  $\Delta A$ , Вт·год, на будь-якому елементі шляху довжиною  $\Delta l$ , м, який поїзд проходить за час  $\Delta t$ , с, при середній швидкості  $V_{\text{ср}}$ , км/год,

$$\Delta A = \frac{U_k \cdot I_{\text{лср}} \cdot \Delta t}{3,6 \cdot 10^3} , \quad (11.10)$$

де  $I_{\text{лср}}$  – середній струм, споживаний поїздом на елементі шляху  $\Delta l$ .

З виразу для елемента шляху  $\Delta l = V_{\text{ср}} \cdot \Delta t / 3,6$  знаходимо  $\Delta t = 3,6 \cdot \Delta l / V_{\text{ср}}$ . Підставляючи це значення  $\Delta t$  у вираз для  $\Delta A$ , одержимо

$$\Delta A = \frac{U_k}{10^3} I_{\text{лср}} \frac{\Delta l}{V_{\text{ср}}} ,$$

$$\text{звідки} \quad \frac{\Delta A}{\Delta l} = \frac{U_k}{10^3} \cdot \frac{I_{\text{лср}}}{V_{\text{ср}}} . \quad (11.11)$$

Припустимо, що крива  $A(l)$  витрат електроенергії на рух поїзду відома і накреслена в масштабах енергії  $m_A$ , мм/Вт·год, і шляху  $m_l$ , мм/м (рис. 11.1,а). З трикутника ABC для довільного елемента шляху  $\Delta l$  знаходять

$$\frac{\Delta A}{\Delta l} = \frac{m_l}{m_A} \operatorname{tg} \beta . \quad (11.12)$$

Відношення  $I_{л. \text{cp}}/V_{\text{cp}}$  знаходять по тангенсу кута  $\beta'$  на графіку залежності  $I_{\text{л}}(V)$  (рис. 11.1,б), накресленому в масштабах швидкості  $m_V$  такому ж, як і кривій  $V(l)$ , і  $m_I$  – спожитого поїздом струму. З трикутника ODE маємо  $\operatorname{tg} \beta' = I_{\text{л. cp}} \cdot m_I / (V_{\text{cp}} \cdot m_V)$ , звідки

$$\frac{I_{\text{л. cp}}}{V_{\text{cp}}} = \frac{m_V}{m_I} \cdot \operatorname{tg} \beta' . \quad (11.13)$$

Після підстановки (11.13) у (11.11) одержимо

$$\frac{\Delta A}{\Delta l} = \frac{U_k}{10^3} \cdot \frac{m_V}{m_I} \operatorname{tg} \beta' . \quad (11.14)$$

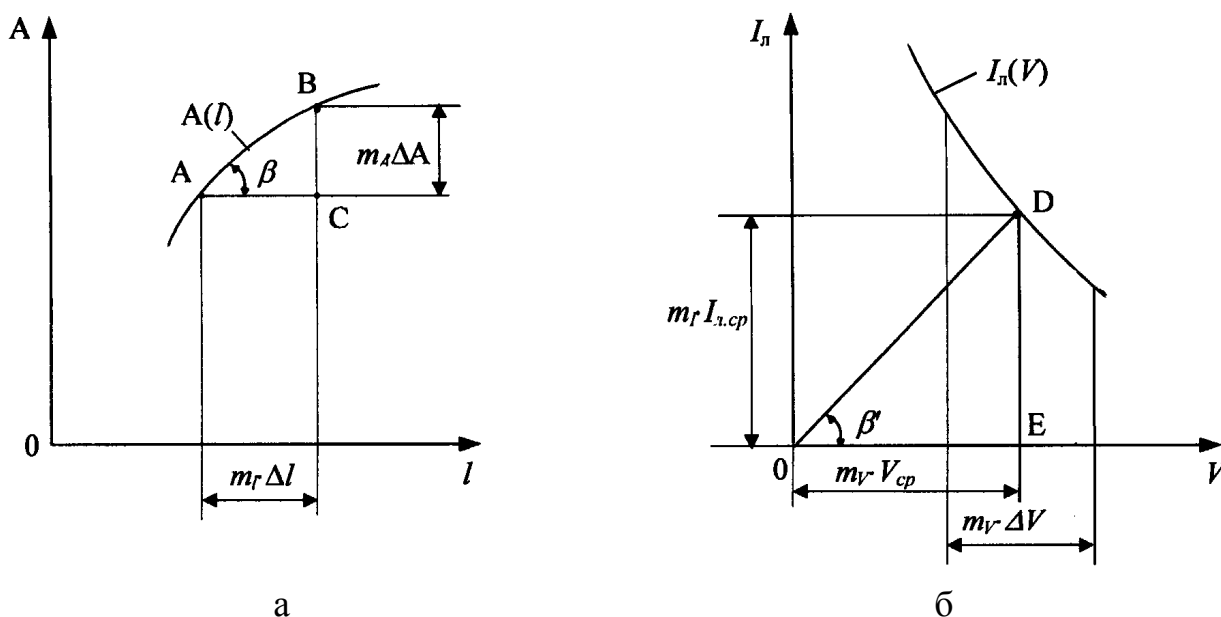


Рис. 11.1 – До визначення співвідношення масштабів при графічному способі визначення витрат енергії на рух поїзда



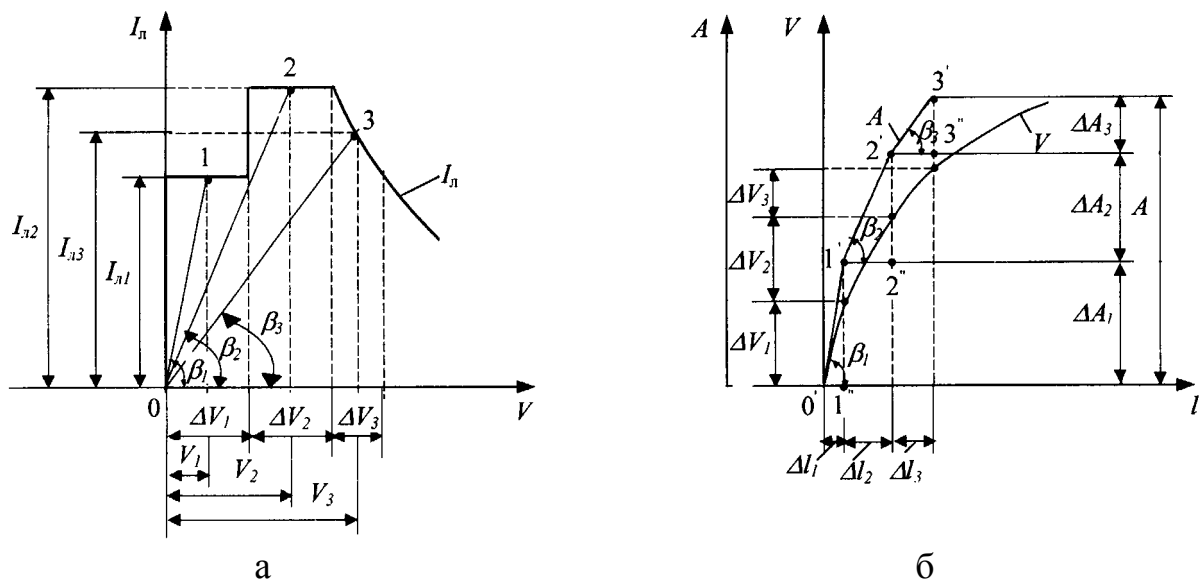


Рис. 11.2 – Побудова кривої  $A(l)$  за кривими  $I_l(V)$  і  $V(l)$

Вибравши відповідне співвідношення масштабів, можна забезпечити рівність кутів  $\beta' = \beta$ . Для цього прирівнюють праві частини рівнянь (11.12) і (11.14) і, скоротивши на  $\text{tg}\beta$ , одержують

$$m_A = \frac{10^3}{U_k} \cdot \frac{m_l m_I}{m_V}, \frac{\text{мм}}{\text{Вт} \cdot \text{год}}. \quad (11.15)$$

Довільно можна вибрати тільки три масштаби з чотирьох. Масштаби  $m_l$  і  $m_v$  були обрані при побудові кривої руху. За виразом (11.15) треба вибрати зручний масштаб витрат енергії  $m_A$  шляхом підбору масштабу струму  $m_I$ .

Побудова кривої  $A(l)$  показана на рис. 11.2. На кривій  $I_l(V)$  (рис. 11.2,а) знаходять точки 1,2,3,..., значення струмів, що дають,  $I_{l1}$ ,  $I_{l2}$ ,  $I_{l3}$ ... для середніх швидкостей руху  $V_1$ ,  $V_2$ ,  $V_3$ , ... на елементах швидкості  $\Delta V_1$ ,  $\Delta V_2$ ,  $\Delta V_3$ , ..., відповідних проходженню елементів шляху  $\Delta l_1$ ,  $\Delta l_2$ ,  $\Delta l_3$ , ... (рис. 11.2,б). Початок координат діаграми  $I_l(V)$  (точка 0 на рис. 11.2,а) з'єднують променями з точками 1,2,3,... і одержують кути  $\beta_1$ ,  $\beta_2$ ,  $\beta_3$ , .... З точки 0' початку побудови кривої  $V(l)$  (рис. 11.2,б) проводять пряму 0'1' під кутом  $\beta_1$  до осі абсцис до перетину з вертикальною прямою, проведеною з кінця першого елемента шляху  $\Delta l_1$ . Для цього досить провести пряму 0'1' паралельно променю 01 діаграми  $I_l(V)$ , якщо розташувати осі координат кривих  $V(l)$  і  $I_l(V)$  так, як це показано на рис. 11.2. Тоді відповідно до доведеного вище, відрізок 1'-1'' у масштабі  $m_A$  буде дорівнювати витратам енергії  $\Delta A_1$  на елементі шляху  $\Delta l_1$ . Далі з точки 1' проводять пряму 1'2' паралельно променю 02 у межах елемента шляху  $\Delta l_2$ ; одержують відрізок  $2' - 2'' = \Delta A_2 \cdot m_A$ , який автоматично сумується з відрізком 1'-1''. З точки 2' проводять пряму 2'3' паралельно променю 03 у межах елемента шляху  $\Delta l_3$  і т.д.

Через точки 1', 2', 3',... буде проходити крива, яку знаходимо,  $A(l)$ . Ордината  $A$  остання точка цієї кривої відповідає витратам енергії на рух поїзда на перегоні.

### *Аналітичний розрахунок витрат енергії на рух поїзду*

**Рівняння витрат енергії.** Для вивчення шляхів економії енергії велике значення має виявлення окремих складових загальних витрат і факторів, що впливають на них. Тому поряд з визначенням витрат енергії за кривими руху знайшов широке застосування наближений аналітичний спосіб розрахунку, по якому безпосередньо визначають складові витрат енергії без побудови кривої руху.

Рівняння витрат енергії на рух поїзда вагою  $G$ , кН, по перегону довжиною  $l_{пер}$ , м, на якому не роблять додаткові підгальмовування і пуски, можна записати в наступному вигляді:

$$A = \frac{A_{мх}}{\eta'_{cp}} + A_n = \frac{A_w + A_i + A_T}{\eta'_{cp}} + A_n . \quad (11.16)$$

Тут  $A_{мх}$  – механічна робота, виконана тяговими двигунами;  $A_w$ ,  $A_i$ ,  $A_T$  – складові механічної роботи тягових двигунів, що визначають витрати енергії відповідно на подолання основного опору руху на перегоні, ухилів і кривих на перегоні і гальмування до зупинки поїзда;  $\eta'_{cp} = \eta_{cp} \cdot \eta_{np}$  – середнє значення ККД двигунів, передач і перетворювача (при системах електричної тяги з перетворювачами на ЕРС), обумовлене добутком середнього значення ККД двигунів і передач  $\eta_{cp}$  на середнє значення ККД перетворювача  $\eta_{np}$ . Подібний спосіб урахування втрат у двигунах, передачах і перетворювачах може бути визнаний припустимим, тому що в межах робочої частини характеристики ККД змінюються не дуже значно. Середнє значення ККД двигунів може бути узятє на 1...1,5%нижче його максимального значення. Середнє значення ККД перетворювача при імпульсному керуванні приблизно на 1% менше максимального. Орієнтовно можна прийняти  $\eta_{np} = 0,95$ ;  $A_n$  – складова витрат енергії на рух поїзда, що відповідає втратам енергії в пускових пристроях.

Повна і питома витрата енергії на подолання основного опору руху поїзда на всьому перегоні визначається за виразами:

$$A_w = \frac{G \cdot l_{пер} \cdot w_{cp}}{3600}, Bm \cdot ч ; \quad (11.17)$$

$$A_{w,уд} = \frac{w_{cp}}{3,6}, \frac{Bm \cdot ч}{кН \cdot км} , \quad (11.18)$$

де  $G$  – вага поїзда, кН;  $l_{пер}$  – довжина перегону, м;  $w_{cp}$  – середнє по всьому перегоні значення питомого основного опору руху, Н/кН:  $w_{cp} = \frac{1}{l_{пер}} \int_0^{l_{пер}} w_0 dl$ , що через складність його вибору визначають звичайно за кривими  $w_0(V)$  для їзди без струму при швидкості  $V$ , яка на 10. ...15% перевищує середню швидкість руху поїзда по перегоні.

Складову витрат енергії, що залежить від траси і профілю колії, визначають за виразами

$$A_i = \frac{G \cdot l_{\text{пер}} \cdot w_{i_3}}{3600}, \text{ Вт} \cdot \text{год} ; \quad (11.19)$$

$$A_{i_{\text{уд}}} = \frac{w_{i_3}}{3,6}, \frac{\text{Вт} \cdot \text{год}}{\text{кН} \cdot \text{км}} , \quad (11.20)$$

де  $w_{i_3} = i_3$  – питомий опір руху, Н/кН, від еквівалентного по витратам енергії ухилу  $i_3, \text{ }^0/\text{00}$ , уздовж всього перегону.

Еквівалентним по витратам енергії ухилом називають такий незмінний уздовж усього перегону (ділянки) ухил, на подолання якого затрачується енергія, рівна сумі витрат енергії на подолання ухилів і кривих і витрат енергії в гальмах при підгальмовуванні на спусках при русі по реальному профілю перегону:

$$i_3 = i_{\text{ср}} + \frac{\sum (i_6 - w_{\text{ср}}) l_6 + \sum w_{\text{кр}} l_{\text{кр}}}{l_{\text{пер}}} , \quad (11.21)$$

де  $i_{\text{ср}}$  – середній ухил реального профілю перегону, обумовлений за виразом:

$$i_{\text{ср}} = \frac{\sum i_{\text{нд}} l_{\text{нд}} - \sum i_6 l_6 - \sum i_6 l_6}{l_{\text{пер}}} = \frac{1000(h_k - h_n)}{l_{\text{пер}}} . \quad (11.22)$$

Тут  $i_{\text{нд}}$  і  $l_{\text{нд}}$ ,  $i_6$  і  $l_6$ ,  $i_6$  і  $l_6$  – відповідно ухили і довжини підйомів, нешкідливих і шкідливих спусків;  $h_k$  і  $h_n$  – висоти кінцевого і початкового пунктів перегону (ділянки).

З виразу (11.21) випливає, що значення  $i_3$  завжди більше величини  $i_{\text{ср}}$ , що визначає зміну потенційної енергії поїзда, на значення, що відповідає втратам енергії в гальмах при підгальмовуваннях на шкідливих спусках і на подолання додаткового опору руху в кривих.

Спуски називають шкідливими, коли  $|w_i| > (w_0)_{\text{max}}$ , де  $(w_0)_{\text{max}}$  – питомий основний опір руху при максимально припустимій на даному спуску швидкості. Тому що на таких спусках  $w_0 - |w_i| < 0$ , то при виключених двигунах рух поїзду буде прискореним і якщо його не підгальмовувати, поїзд може досягти швидкості, не припустимої за умовами безпеки руху. Тому доводиться застосовувати гальмування, що викликає додаткові втрати енергії в гальмах.

Дане визначення шкідливого спуску справедливе лише для спусків такої довжини, на яких поїзд встигає розігнатися до гранично допустимої швидкості.

Нешкідливими називають спуски, для яких  $|w_i| \leq (w_0)_{\text{max}}$ . На таких спусках при виключених двигунах поїзд буде сповільнювати свій рух чи рухатися з рівномірною швидкістю, меншою за значенням максимально допустимої на даному спуску швидкості.

При рекуперативному гальмуванні еквівалентний ухил зменшується внаслідок зниження гальмівних втрат. Формула для розрахунку еквівалентного ухилу приймає при рекуперативному гальмуванні наступний вигляд:

$$i_s = i_{cp} + \frac{1}{l_{пер}} (1 - \eta'_{cp} \cdot \eta'_{рек}) \sum (w_{iv} - w_{cp}) l_s + \sum w_{кр} l_{кр} , \quad (11.23)$$

де  $\eta'_{cp}$  і  $\eta'_{рек}$  - середні значення ККД двигунів і рекуперації, помножені на ККД перетворювача ( $\eta'_{cp} = \eta_{cp} \cdot \eta_{np}$ ,  $\eta'_{рек} = \eta_{рек} \cdot \eta_{np}$ ).

Наведені формули для визначення еквівалентного ухилу не зовсім точні, тому що в них не врахована можливість проходження коротких шкідливих спусків без гальмування, використання шкідливих спусків для збільшення кінетичної енергії поїзда і можливість проходження кривих на шкідливих спусках, а отже, відсутність додаткової витрати енергії на подолання цих кривих. З іншого боку, не враховано, що при русі поїзда може виникнути необхідність у додатковому гальмуванні перед кривими, станціями, прохідними без зупинки, і сигналами автоблокування. Проте точність цих формул достатня для практичного їхнього використання.

При русі по перегону в протилежному напрямку еквівалентний за витратою енергії ухил матиме інше значення. Для обох напрямків руху по перегоні значення еквівалентного ухилу можна знайти як середнє арифметичне з двох значень.

Втрати енергії в гальмах при зупинці поїзда, рівні кінетичній енергії поїзда в момент початку гальмування за винятком роботи сил опору руху на гальмівному шляху, визначаються за формулою:

$$A_T = \frac{1}{3600} \left[ \frac{m(1+\gamma)V_T^2}{2 \cdot 3,6^2} - G(w_T + w_{iT})l_T \right], Bm \cdot год , \quad (11.24)$$

де  $m(1+\gamma) = m_n$  – приведена маса поїзда, кг;

$V_T$  – швидкість у момент початку гальмування, км/год;

$l$  – шлях гальмування, м;

$w_T$  – середнє значення питомого основного опору руху на гальмівному шляху, Н/кН:  $w_T = \frac{1}{l_T} \int_0^{l_T} w_0 dl$ , що визначають за кривими  $w_0(V)$  при швидкості приблизно  $0,7V_T$ ;

$w_i = i$  – питомий опір руху, Н/кН, від середнього на гальмівному шляху ухилу  $i, ‰$ .

Рух за період нормального зупинного гальмування цілком припустимо прийняти рівномірно уповільненим з деяким середнім уповільненням  $a$ , м/с<sup>2</sup>. При цій умові гальмівний шлях  $l$ , м, можна подати як

$$l_T = \frac{V_T^2}{2 \cdot 3,6^2 \cdot a_T} . \quad (11.25)$$

Підставляючи у вираз (11.24) значення  $l_T$  з формули (11.25) і виражаючи масу поїзда  $m$ , кг, через його вагу  $G$ , кН:  $m = 10^3 \cdot G / g$ , де  $g = 9,81 \text{ м/с}^2$  – прискорення вільного падіння, одержимо наступні вирази для розрахунку повної і питомої витрат енергії на гальмування до зупинки поїзда:

$$A_T = \frac{10^{-3} G V_T^2}{2 \cdot 3,6^3} \left[ 102(1 + \gamma) - \frac{w_T + w_{iT}}{a_T} \right], \text{ Вт} \cdot \text{год} ; \quad (11.26)$$

$$A_{T,y0} = \frac{V_T^2}{2 \cdot 3,6^3 l_{\text{пер}}} \left[ 102(1 + \gamma) - \frac{w_T + w_{iT}}{a_T} \right], \frac{\text{Вт} \cdot \text{год}}{\text{кН} \cdot \text{км}} , \quad (11.27)$$

де  $G$  – вага поїзда, кН;  $l_{\text{пер}}$  – довжина перегону, м; коефіцієнт  $102 = 10^3 / g = 10^3 / 9,81$ .

У разі застосування рекуперації значно скорочуються втрати енергії на гальмування до зупинки, що враховується множенням формул (11. 26) і (11. 27) на величину  $1 - \eta'_{cp} \cdot \eta'_{рек}$ .

Більшість систем рекуперації забезпечує гальмування не до повної зупинки, а лише до деякої мінімальної швидкості  $V_0$ . У цих умовах у формули (11.26) і (11.27) слід підставляти замість  $V_T^2$  вираз  $(V_T^2 - V_0^2)(1 - \eta'_{cp} \cdot \eta'_{рек}) + V_0^2$ .

При контакторно-реостатному керуванні ЕРС постійного струму втрати енергії в пускових пристроях дорівнюють корисній роботі, виконаній тяговими двигунами під час пуску, помноженій на коефіцієнт  $K_n$  пускових втрат. У випадку імпульсного керування ці втрати невеликі й обумовлені лише погіршенням ККД перетворювачів при низьких вихідних напругах, а іноді втратами, що виникають у процесі переключення пускових ступенів. При цих системах додаткові втрати також приблизно пропорційні корисній роботі за період пуску, але коефіцієнт  $K_n$  значно менше, ніж при контакторно-реостатному керуванні і приблизно дорівнює 0,1...0,15

Корисна робота двигунів за період пуску складається з роботи сил опору руху на шляху пуску поїзда і його кінетичної енергії наприкінці пуску. Отже втрати енергії  $A_n$  на один пуск:

$$A_n = \frac{K_n}{3600} \left[ \frac{m(1 + \gamma) \cdot V_n^2}{2 \cdot 3,6^2} + G(w_n + w_{in})l_n \right], \text{ Вт} \cdot \text{год} , \quad (11.28)$$

де  $V_n$  – швидкість наприкінці пуску, км/год;  $l_n$  – шлях, пройдений поїздом у пусковий період, м;  $w_n$  – середнє значення питомого основного опору руху за час пуску, Н/кН;  $w_{in} = i_n$  – питомий опір руху, Н/кН, від середнього за період пуску ухилу  $i_n, 0/00$ .

Приймаючи рух за час пуску рівномірно прискореним із прискоренням  $a_{\Pi}$ , м/с<sup>2</sup>, а отже,  $l_{\Pi} = V_{\Pi}^2 / (2 \cdot 3,6^2 \cdot a_{\Pi})$ , м, одержимо наступні вирази для розрахунку повної і питомої витрат енергії в пускових пристроях у процесі одного пуску поїзда:

$$A_{\Pi} = \frac{10^{-3} K_{\Pi} G V_{\Pi}^2}{2 \cdot 3,6^3} \left[ 102(1 + \gamma) + \frac{w_{\Pi} + w_{i\Pi}}{a_{\Pi}} \right], \text{Вт} \cdot \text{год}; \quad (11.29)$$

$$A_{\Pi, \text{yo}} = \frac{K_{\Pi} V_{\Pi}^2}{2 \cdot 3,6^3 \cdot l_{\text{пер}}} \left[ 102(1 + \gamma) + \frac{w_{\Pi} + w_{i\Pi}}{a_{\Pi}} \right], \frac{\text{Вт} \cdot \text{год}}{\text{кН} \cdot \text{км}}. \quad (11.30)$$

Таким чином, можна записати наступну формулу для визначення загальної витрати енергії  $A$ , Вт·год, на проходження поїздом вагою  $G$ , кН, перегону довжиною  $l_{\text{пер}}$ , м:

$$A = \frac{G \cdot l_{\text{пер}}}{3600} \left\{ \frac{w_{cp} + w_{i3}}{\eta'_{cp}} + \frac{V_T^2}{2 \cdot 3,6^2 \cdot l_{\text{пер}} \cdot \eta'_{cp}} \left[ 102(1 + \gamma) - \frac{w_T + w_{iT}}{a_T} \right] + \right. \\ \left. + \frac{K_{\Pi} V_{\Pi}^2}{2 \cdot 3,6^2 \cdot l_{\text{пер}}} \left[ 102(1 + \gamma) + \frac{w_{\Pi} + w_{i\Pi}}{a_{\Pi}} \right] \right\}. \quad (11.31)$$

Для визначення витрат енергії на ділянці довжиною  $l$  метрів з декількома перегонами середньою довжиною  $l_{\text{пер}}$  варто помножити праву частину виразу (11.31) на  $l/l_{\text{пер}}$ .

Питомі витрати енергії  $A_{yo}$ , Вт·год/(кН·км), дорівнюють витратам енергії  $A$ , що визначаються за формулою (11.31), поділеній на добуток ваги поїзда  $G$ , кН, і довжини перегону  $l_{\text{пер}}$ , км.

Отже,

$$A_{yo} = \frac{w_{cp} + w_{i3}}{3,6 \cdot \eta'_{cp}} + \frac{10,7}{10^3 \cdot l_{\text{пер}}} \left\{ \frac{V_T^2}{\eta'_{cp}} \left[ 102(1 + \gamma) - \frac{w_T + w_{iT}}{a_T} \right] + K_{\Pi} V_{\Pi}^2 \left[ 102(1 + \gamma) + \frac{w_{\Pi} + w_{i\Pi}}{a_{\Pi}} \right] \right\} \quad (11.32)$$

Коефіцієнт  $10,7/10^3$  у цій формулі являє собою величину  $1/(2 \cdot 3,6^3)$ .

Другі складові в квадратних дужках формул (11.31) і (11.32), що виражають роботу сил опору руху на гальмівному і пусковому шляхах, відносно невеликі, тому що ці шляхи малі в порівнянні із загальною довжиною перегону. До того ж ці члени входять у формули з протилежними знаками. Тому для спрощення розрахунків цілком припустимо приймати  $w_T = w_{\Pi} = w_{cp}$  і  $i_T = i_{\Pi} = i_3$ , чи навіть  $i_T = i_{\Pi} = 0$ .

До витрат енергії на рух поїзда необхідно додати витрати її на власні потреби поїзда, які можна врахувати, помноживши витрати енергії на рух на поправочний коефіцієнт  $K_{cn}$ . Але точніше можна розрахувати його у Вт·год/(кН·км) за середньою потужністю на власні потреби  $P_{cn}$ , кВт:

$$A_{cn, yo} = \frac{10^3 \cdot P_{cn}}{G \cdot V_{c, \text{уч}}}, \quad (11.33)$$

де  $V_{c, \text{уч}}$  – швидкість повідомлення на ділянці (дільнична швидкість), км/год.

Загальні питомі витрати енергії  $A'_{\text{уд}}$ , Вт·год/(кН·км), віднесені до первинної сторони тягових підстанцій, дорівнюють сумі всіх складових витрат енергії поїзда, поділених на ККД тяговій мережі  $\eta_{\text{тс}}$  і тягової підстанції  $\eta_{\text{пст}}$ :

$$A'_{\text{уд}} = \frac{K_A}{\eta_{\text{тс}} \eta_{\text{пст}}} \left\{ \frac{w_{\text{ср}} + w_{\text{із}}}{3,6 \cdot \eta'_{\text{ср}}} + \frac{10,7 \cdot V_{\text{т}}^2}{10^3 \cdot \eta'_{\text{ср}} \cdot l_{\text{пер}}} \left[ 102(1 + \gamma) - \frac{w_{\text{т}} + w_{\text{іт}}}{a_{\text{т}}} \right] + \right. \\ \left. + \frac{10,7 \cdot K_{\text{п}} \cdot V_{\text{п}}^2}{10^3 \cdot l_{\text{пер}}} \left[ 102(1 + \gamma) + \frac{w_{\text{п}} + w_{\text{іп}}}{a_{\text{п}}} \right] + \frac{10^3 \cdot P_{\text{сн}}}{G \cdot V_{\text{с.уч}}} \right\}. \quad (11.34)$$

У формулу (11.34) введено коефіцієнт  $K_A$  для обліку витрат енергії на деповських коліях, при маневровій роботі, а також на додаткові підгальмовування і пуски, можливі при русі поїзда. Цей коефіцієнт може бути прийнятий орієнтовно рівним 1,03 для доріг з окремим полотном і 1,1...1,15 для наземного міського транспорту на ділянках з інтенсивним рухом.

Формула (11.34) дає наочне уявлення про окремі елементи загальних питомих витрат енергії на рух поїзда на ділянці шляху.

### ***Економія і нормування витрат електричної енергії***

**Загальні положення.** Дбайлива і правильна витрата електричної енергії є одним з найважливіших державних завдань, поставлених перед всіма галузями народного господарства в нашій країні. Електричний транспорт є великим споживачем електроенергії. Наприклад, Харківське комунальне підприємство "Міськелектротранс" щомісяця споживає близько 13млн. кВт·год електроенергії. Тому проблема економії електроенергії на міському й іншому видах електричного транспорту набуває все більшого значення.

З погляду витрат електроенергії умови роботи поїздів при електровозній тязі на магістральних дорогах і промислового транспорту значно відрізняються від умов роботи приміських поїздів, трамваїв, тролейбусів і поїздів метрополітену. При електровозній тязі основна частина електроенергії витрачається на подолання опору руху і підгальмовування на шкідливих спусках. Втрати в гальмах перед зупинками і пускові втрати складають у цьому випадку, особливо на двоколіїних ділянках лише невелику частину загальних витрат енергії: вони не перевищують 10...20%. У приміському ж і міському русі, для якого характерні короткі перегони між зупинками, гальмові й пускові втрати досягають 60...70% загальних витрат енергії на рух поїзда.

Витрати енергії на рух вантажних поїздів при різних умовах руху складає 10...20 Вт·год/т·км. Для пасажирських поїздів питомі витрати енергії ще більші через високі швидкості і складають 20...30 Вт·год/т·км, а при дуже великих швидкостях до 60 Вт·год/т·км.

В умовах приміських ділянок з електропоїздами питомі витрати енергії вищі внаслідок збільшення пускових і особливо гальмівних втрат, обумовлених малими відстанями між зупинками. Вони складають 30...40 Вт·год/т·км, а при електропоїздах з рекуперативним гальмуванням 20...30 Вт·год/т·км.

На метрополітені, незважаючи на значно менші швидкості, ніж у приміському русі, питомі витрати енергії більші і дорівнюють в середньому 50...70 Вт·год/т·км. Це пояснюється меншими відстанями між зупинками і підвищеним основним опором руху в тунелях. При рекуперативному гальмуванні й імпульсному керуванні витрати енергії знижуються до 35... 5 Вт·год/т·км.

Трамвай має ще меншу швидкість, ніж поїзд метрополітену. Однак через малу відстань між зупинками, великий опір руху і неминучість додаткових гальмувань і пусків в умовах вуличного руху питомі витрати енергії для трамвая в більшості випадків більші, ніж на приміських ділянках з моторвагонною тягою. Внаслідок розмаїтості умов роботи різних трамваїв за профілем, трасою, довжиною перегонів, типом вагонів, швидкостям питомі витрати енергії коливаються в широких межах – від 35 до 80 Вт·год/т·км. При високих швидкостях, зокрема для швидкісних трамваїв, що знаходить все більше поширення, витрати енергії збільшуються до 100 Вт·год/т·км, а іноді і перевищують це значення.

Особливо великі питомі витрати енергії на безрейковому електричному транспорті – тролейбусах і електромобілях. Внаслідок великого основного опору руху при коченні колеса по дорозі питомі витрати енергії дорівнюють 150...180 Вт·год/т·км.

На промисловому транспорті залежно від умов його роботи питомі витрати енергії можуть бути різними. Наприклад, в умовах підземного рудничного відкочування внаслідок великого питомого опору руху вони досягають 100 Вт·год/т·км.

**Методи зниження витрат енергії.** Основні шляхи зниження питомих витрат енергії на рух поїздів полягають у зменшенні основного опору руху поїзда шляхом удосконалення і правильного утримання рухомого складу і шляху, підвищення середнього коефіцієнта корисної дії ЕРС, обумовленого відношенням роботи, зробленої тяговими двигунами за період тяги, до енергії, взятої з мережі за деякий період часу  $T$ :  $\eta_{cp} = \frac{\int_0^l F dl}{\left( U_k \int_0^T i_a \cdot dt \right)}$ , зменшення втрат

у гальмах на шкідливих спусках і скорочення втрат у них при зупинках поїзда, а також пускових втрат, зменшення втрат енергії в контактній мережі і на тягових підстанціях.

Істотне зменшення витрат енергії можна було б одержати зниженням швидкості руху, тому що при цьому зменшився б опір руху і втрати в гальмах перед зупинками. Але одні лише витрати енергії не повинні служити критерієм для вибору режиму руху поїзда, тому що зниження швидкості може викликати додаткове подорожчання експлуатації, яке більше вартості зекономленої енергії. Отже, якщо скорочення витрат енергії зв'язано зі зменшенням швидкості, завдання вибору режиму руху поїзда варто вирішувати на підставі економічних розрахунків з урахуванням витрат, що залежать як від швидкості, так і від споживання енергії.



Розглянемо способи зниження витрат електроенергії без зменшення швидкості руху поїздів.

Слід розрізняти дві групи методів зниження витрат енергії. Перша група методів зв'язана з правильною експлуатацією ЕРС, а друга – з його раціональною конструкцією.

До першої групи методів зниження витрат енергії треба віднести заходи щодо зниження основного опору руху, підвищення середнього ККД роботи тягових двигунів, економії енергії на власні потреби поїзда, вибору економічних режимів руху поїздів по перегону.

Зменшення основного опору руху досягається підтримкою справного стану рухомого складу, особливо його гальмівної системи, і шляхового господарства. Втрати в двигунах постійного струму можна дещо знизити, широко застосовуючи ослаблення збудження, тому що при середніх і великих навантаженнях помітну роль відіграє зменшення електричних втрат у колі збудження. Значно погіршує ККД двигунів і перетворювачів робота в режимі зниженої напруги. Тому варто уникати їзди на послідовному з'єднанні тягових двигунів на позиціях зниженої напруги ЕРС з перетворювачами.

Втрати в гальмах при зупинках і втрати в пускових реостатах (при системі тяги постійного струму) залежать головним чином від способу ведення поїзда – від прискорення, уповільнення, швидкості в момент початку гальмування. Ці втрати, як уже було відзначено, відіграють значну роль на міському транспорті при коротких відстанях між зупинками.

Пускове прискорення  $a_n$  і швидкість  $V_n$  у момент виходу на природну характеристику визначаються пусковим струмом  $I_n$ : чим більше пусковий струм  $I_n$ , тим більше прискорення  $a_n$  і менше швидкість  $V_n$  (рис. 11.3,а). Отже, з підвищенням прискорення зменшуються втрати в пускових реостатах внаслідок зменшення кінетичної енергії наприкінці пуску і пускового шляху  $l_n$  [ф-ла (11.28)].

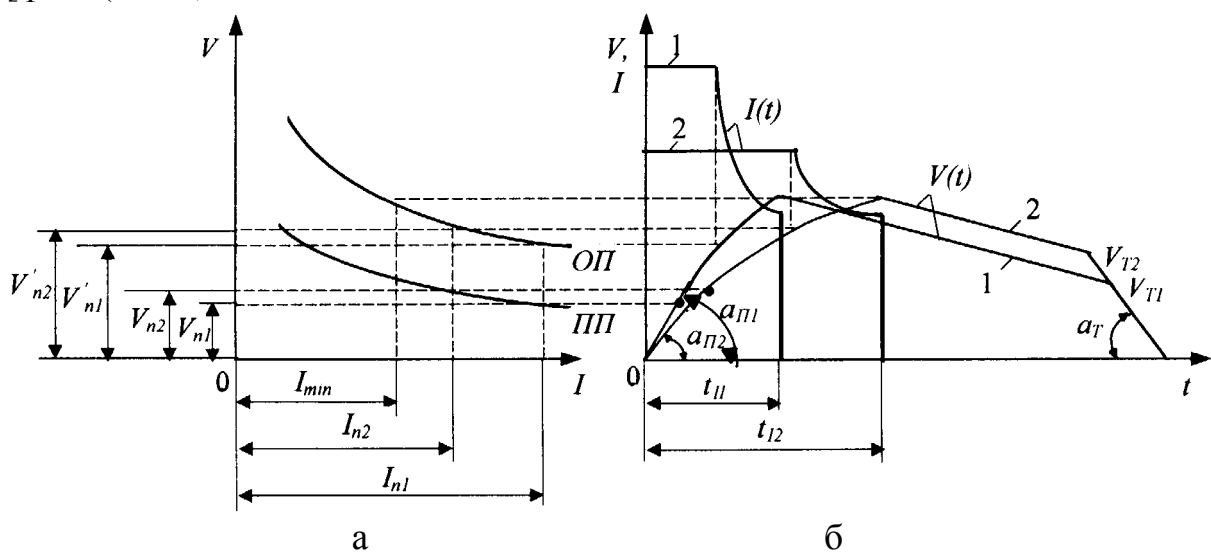


Рис. 11.3 – Характеристики  $V(I)$  двигуна при повному й ослабленому полі (а) і криві  $V(t)$  і  $I(t)$ , побудовані для різних значень пускових прискорень, однакових довжин перегонів і середніх швидкостей руху

Економія енергії при збільшенні прискорення не обмежується зменшенням пускових втрат. Це ілюструє рис. 11.3,б, на якому зображені дві залежності швидкості від часу: крива 1 при більшому прискоренні  $a_{n1}$  і крива 2 при меншому  $a_{n2}$ . Тому що для порівняння витрат енергії довжини перегонів і середніх швидкостей повинні бути прийняті однаковими, то площі, обмежені кривими руху, пропорційні довжині перегону, однакові, загальний час ходу в обох випадках також однаковий. Як видно з рис. 11.3,б, завдяки більш швидкому розгону при більшому прискоренні виявляється можливим зменшити швидкість у момент початку гальмування з  $V_{T2}$  до  $V_{T1}$ . Тому з підвищенням пускового прискорення зменшуються втрати в гальмах при зупинці поїзда, що пропорційні квадрату гальмівної швидкості [ф-ла (11.24)].

Зменшення витрат енергії на рух поїзда показаний на рис. 11.3,б кривими спожитого поїздом струму  $I(t)$ . Площа, обмежена кривою 2, більше площі, обмеженої кривою 1. Отже, витрати енергії при меншому пусковому прискоренні будуть більші, тому що витрати енергії пропорційні при  $U = \text{const}$  площам, обмеженим кривими  $I(t)$ .

Таким чином, збільшення пускового струму  $I_n$ , а отже, і пускового прискорення  $a_n$  є безумовно вигідним з погляду економії енергії на рух рухомого складу.

На рис. 11.4 показані залежності питомих витрат енергії від прискорення для трамвайного вагона. При малих прискореннях підвищення їх викликає значне скорочення витрат енергії. В міру ж подальшого збільшення прискорення вплив його на витрати енергії зменшується. Збільшувати прискорення понад 1,2.....1,5 м/с<sup>2</sup> практично недоцільно.

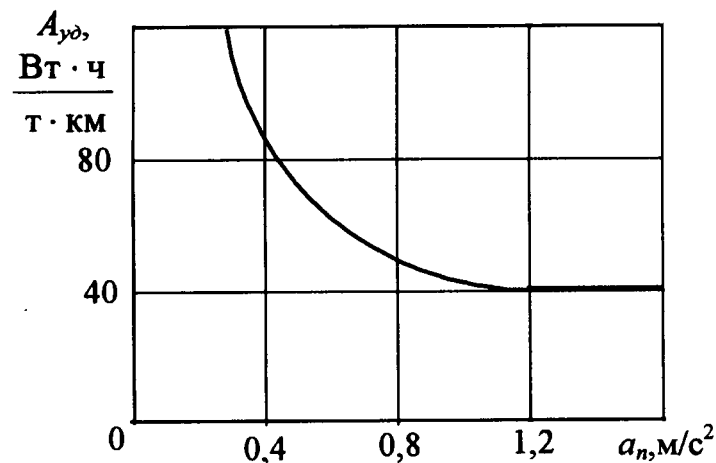


Рис. 11.4 – Залежності  $A_{уд.}(a_n)$  для трамвайного вагона

Однак в умовах міського транспорту може виявитися доцільним застосування і більш високих прискорень – до 1,5.....2 м/с<sup>2</sup>.

Підвищення пускового прискорення збільшує навантаження тягових двигунів і апаратів, а також тягових підстанцій і мереж і втрати енергії в системі електропостачання. Найбільше прискорення обмежене максимально

припустимим струмом тягових двигунів і зчепленням. Підвищувати прискорення можна лише шляхом збільшення відношення зчіпної маси до повної маси поїзда і підвищенням потужності тягових двигунів, що зв'язано зі збільшенням вартості ЕРС і частково системи електропостачання. Отже, підвищення прискорення доцільно лише у певних межах, що залежать від довжини перегону: чим менше довжина перегону, тим більше найвигідніше прискорення. В умовах моторвагонної тяги для збільшення прискорень і середніх швидкостей на коротких перегонах використовують поїзди з великим відношенням зчіпної маси до загальної маси поїзда. Звичайно застосовують електропоїзди, у яких від 33 до 100% осей є рушійними, що дозволяє реалізувати прискорення від 0,5.....0,6 до 1...1,5м/с<sup>2</sup>. На трамваї і метрополітені в даний час, як правило, застосовують тільки моторні вагони.

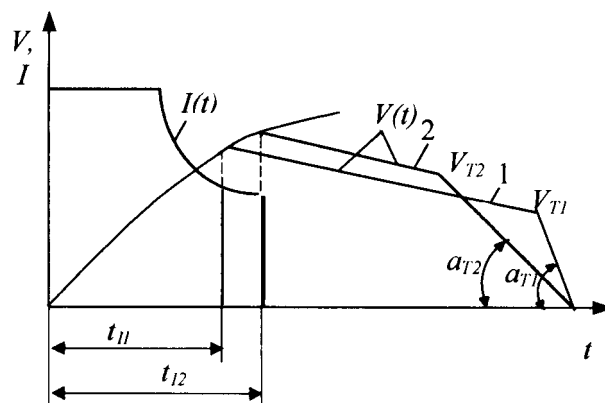


Рис. 11.5 – Криві руху  $V(t)$  і  $I(t)$  при різних гальмівних уповільненнях і однакових довжинах перегонів і середніх швидкостях

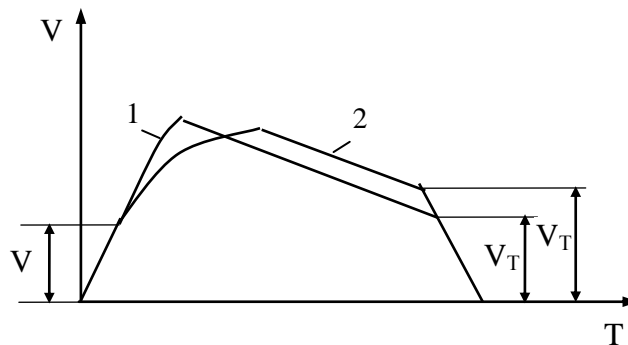


Рис. 11.6 – Вплив ослаблення збудження тягових двигунів на втрати в гальмах

Збільшення гальмівного уповільнення  $a_T$  при даній середній швидкості також знижує витрати енергії, але не в настільки значному ступені, як збільшення пускового прискорення. Як видно з рис. 11.5, на якому крива 1 відноситься до більшого уповільнення, а крива 2 – до меншого, збільшення уповільнення дозволило знизити швидкість початку гальмування з  $V_{T2}$  до  $V_{T1}$ . Завдяки цьому зменшуються втрати в гальмах і відповідно скорочується час споживання струму з  $t_2$  до  $t_1$ , а отже, і витрати енергії. Крива залежності  $A_{y0}(a_T)$  має такий же вид, як і крива  $A_{y0}(a_n)$  (див. рис. 11.4). Тому недоцільно збільшувати середнє службове гальмівне уповільнення  $a_T$  більше ніж

до  $1,2 \text{ м/с}^2$ , тому що подальше його збільшення, мало відбивається на витратах енергії, але значно ускладнює гальмівне обладнання рухомого складу.

Застосування регулювання збудження тягових двигунів постійного струму також сприяє зниженню витрат енергії. Це видно з рис. 11.6, де зображені криві руху на тому самому перегоні з однаковою середньою швидкістю при зменшеному (крива 1) і повному (крива 2) збудженні. Завдяки ослабленню магнітного потоку збільшується швидкість руху після закінчення пуску, здійснюваного в обох випадках при найбільшому збудженні, внаслідок чого можна дещо знизити швидкість у момент початку гальмування і зменшити втрати в гальмах.

Великий вплив на витрати енергії робить швидкість у момент початку гальмування. На рис. 11.7 зображені криві  $V(t)$  на тому самому перегоні при двох різних швидкостях у момент початку гальмування. Порівняння цих кривих показує, що при збільшенні гальмівної швидкості з  $V_{T1}$  до  $V_{T2}$  загальний час руху по перегону зменшується з  $T_1$  до  $T_2$ , проте збільшується з  $t_1$  до  $t_2$  час споживання струму, тобто підвищуються витрати енергії. Це пояснюється збільшенням втрат у гальмах.

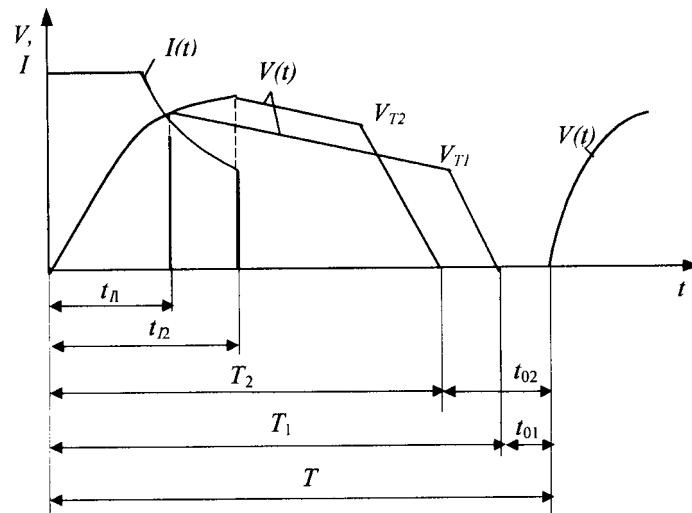


Рис. 11.7 – Вплив швидкості в момент початку гальмування і тривалості зупинок на витрати електричної енергії

З погляду економії енергії найвигіднішим був би режим руху з вибігом до повної зупинки, але подібний режим явно неприйнятний через різке зниження середньої швидкості. Питання про вибір швидкості в момент початку гальмування, як і багато інших питань, пов'язане з вибором режиму руху, повинний зважуватися на підставі економічних розрахунків.

При одній і тій же швидкості повідомлення по перегону  $V_{с. н.} = l_{пер}/T$ , де  $T$  – час ходу по перегону плюс час зупинки (див. рис. 11.7), зниженню витрат енергії сприяє зменшення тривалості зупинок. Скорочення часу зупинок  $t_0$  дозволяє збільшити час вибігу і зменшити швидкість початку гальмування.

Усякі затримки руху і пов'язані з ними нагони запізнень неминуче приводять до збільшення витрат енергії. При нагоні приходится підвищувати швидкість до більш економічно вигідної, внаслідок чого збільшується середній

опір руху і зменшується вибіг, тобто збільшуються втрати в гальмах перед зупинками. Нерідко хвилина непередбаченої стоянки викликає більшу витрату енергії, ніж хвилина руху поїзда.

Друга група методів, пов'язаних з раціональною конструкцією ЕРС, припускає наступне:

перехід при системі тяги на постійному струмі з контакторно-реостатного керування ЕРС на імпульсне, при якому різко скорочуються пускові втрати (рис. 11.8) і виявляється можливим здійснити особливо ефективне рекуперативне гальмування не тільки на спусках, але і до зупинки.

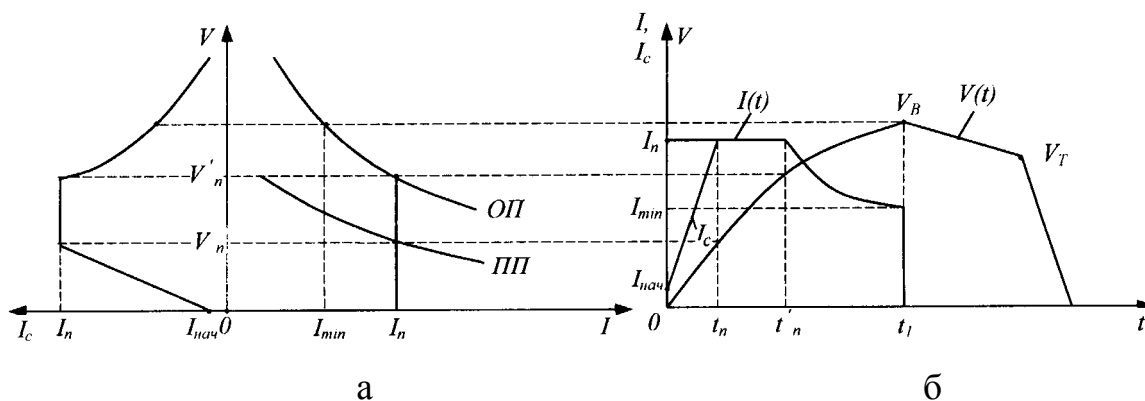


Рис. 11.8 – Криві струму якоря двигуна  $I(V)$  і струму в контактній мережі  $I_c(V)$  при імпульсному регулюванні напруги на двигуні при пуску (а) і криві  $I(t)$ ,  $I_c(t)$ ,  $V(t)$  (б)

Характерною рисою при імпульсному регулюванні напруги на тяговому двигуні в процесі його пуску є поступове наростання струму в контактній мережі  $I_c$  від малого початкового значення  $I_{нач}$  до значення середнього пускового струму якоря двигуна  $I_n$  при зростанні швидкості  $V$  від нуля до значення швидкості закінчення пуску  $V_n$  (рис. 11.8,а). Отже, площа, обмежена кривою  $I_c(t)$ , менше площі, обмеженої кривою  $I_n(t)$ , в інтервалі часу від нуля до  $t_n$ ; відповідно витрати енергії за час пуску  $t_n$  при імпульсному регулюванні напруги майже в 2 рази менші, ніж при реостатному пуску (рис. 11.8,б). В умовах міського руху з його частими пусками і гальмуваннями імпульсне регулювання напруги має незаперечні переваги в порівнянні із системами реостатного пуску.

При моторвагонній тязі основний ефект рекуперації виявляється в процесі гальмування перед зупинками. Тому що втрати в гальмах досягають 40...60% усієї витраченої енергії, тобто, застосовуючи рекуперацію, можна заощадити при моторвагонній тязі від 15 до 30% електроенергії.

Важливою перевагою рекуперативного гальмування для моторвагонної тяги є можливість без надмірного збільшення витрат енергії значного підвищення середньої швидкості завдяки збільшенню швидкості початку гальмування;

перехід на ЕРС із частотно-регульованим асинхронним тяговим приводом дозволить знизити експлуатаційні витрати міського електричного транспорту;

застосування цілком обмоторених осей на рухомому складі;

обладнанням рухомого складу сучасними ефективними типами гальм, що дозволяє підняти обмеження по швидкості на спусках і тим самим знизити витрати електроенергії на підгальмовування, а також збільшити гальмівне уповільнення;

застосування на пасажирському ЕРС зручних пристроїв для посадки пасажирів, що скорочує час стоянки;

використання пускових і гальмівних втрат у реостатах для опалення салонів;

зниження тари ЕРС;

вживання заходів для вирівнювання струмів навантаження спільно працюючих на ЕРС тягових двигунів.

### ***Принципи нормування витрат електроенергії на тягу ЕРС***

Велике значення для планування роботи міського електричного транспорту має нормування питомої витрати електроенергії на рух ЕРС. Правильно встановлена норма є потужним стимулом для найкращої організації експлуатації і вишукування експлуатаційним персоналом способів економії електроенергії. У той же час недостатньо вдумливо і невірно складені норми можуть звести нанівець всю роботу зі зниження споживання енергії.

Незважаючи на нагальну потребу можливість точного встановлення норм витрат енергії на тягу поїздів, методика складання таких норм ще не відпрацьована внаслідок значних труднощів, пов'язаних з різноманітністю мінливості факторів, що впливають на споживання електроенергії. Принципово можливі два способи нормування витрат енергії. Перший з них полягає в розрахунку витрат енергії аналітичним методом чи шляхом побудови кривої руху щодо конкретних умов, для яких виробляється нормування споживання енергії. Наприклад, можливо попередньо визначити деякі загальні для всієї мережі теоретично підраховані витрати енергії для руху на площадці з визначеною середньою відстанню між зупинками при номінальному навантаженні ЕРС з наступним додаванням додаткових витрат енергії, обумовлених конкретними умовами роботи ЕРС на розглянутому маршруті чи ділянці шляху. Такими умовами є наявність шкідливих спусків, відстані між зупинками, обмеження максимальної швидкості руху рухомого складу відповідно до Правил дорожнього руху і Правил технічної експлуатації окремих видів міського електротранспорту, експлуатація ЕРС різних типів.

Однак методи, засновані на теоретичному розрахунку витрат енергії, не дозволяють одержати норми, що відповідають реальним умовам, тому що похибки тягових розрахунків відносно великі і можуть призвести до помилок 5.....8% і більше при визначенні витрат енергії. Такі похибки неприйнятні при нормуванні, тому що в експлуатації має істотне значення кожен відсоток зекономленої енергії.

Правильніше приймати як вихідні витрати енергії на даній ділянці за предплановий період і коригувати цю вихідну норму відповідно до намічуваних змін умов експлуатації на планований період. Коригування доцільно проводити аналітичним методом. Оскільки в ньому розчленовані всі складові загальних витрат енергії, то користуючись ними, можна врахувати вплив різних факторів. Так, підвищення швидкості руху збільшує основний опір руху і витрати енергії на його подолання; поліпшення гальмівних засобів викликає зменшення еквівалентного за витратою енергії ухилу; збільшення пускового струму зменшує втрати в пускових реостатах; скасування обмежень швидкості зменшує втрати енергії в гальмах при зниженні швидкості.

Основна перевага такого методу нормування полягає в тому, що розраховують не всі витрати енергії, а тільки окремі поправки, пов'язані зі змінами умов експлуатації, кожна з яких складає незначну частину загального споживання енергії. Тому при тих же похибках розрахунку відхилення розрахованої в такий спосіб норми від дійсних умов невеликі і, як правило, не перевищують частку відсотка.

Легше за все врахувати вплив метеорологічних умов на витрати енергії. Тут доводиться базуватися на статистичних даних, що пов'язують питомі витрати енергії з показниками, що характеризують вплив метеорологічних умов на режим руху поїздів. Найбільш істотні з цих показників середня температура і кількість опадів у різні місяці чи сезони року. Велику користь можуть зробити зібрані протягом багатьох років дані про відносні питомі витрати енергії в окремі місяці і середньорічні до питомих витрат того місяця, для якого ці витрати енергії були найменшими.

Для нормування витрат енергії на тягу поїздів взагалі необхідно якомога ширше використовувати статистичні дані, засновані як на експлуатаційних показниках, так і на результатах спеціальних випробувань і вимірів. При наявності великого досвідного матеріалу про витрати енергії на рух поїздів при різних масах поїздів, поздовжніх профілях, швидкостях, метеорологічних умовах можна шляхом ретельної обробки цього матеріалу методами математичної статистики виявити вплив на витрати енергії різноманітних експлуатаційних факторів. Подібні дані дозволяють обґрунтовано вносити корективи в норми питомих витрат енергії стосовно до конкретних умов експлуатації. Оптимальне споживання електроенергії ЕРС МЕТ при встановлених нормах питомих витрат електроенергії можливо тільки при обліку витрат енергії на самому транспортному засобі за допомогою установки лічильників електроенергії. Це в даний час складає значні труднощі через відсутність промислових лічильників електроенергії, що відрізняються простою конструкцією, підвищеною надійністю, малими габаритами, безпекою і досить високою точністю реєстрації енергії.

## 12. РОЗРАХУНОК НАГРІВАННЯ ЕЛЕКТРОТЯГОВОГО ОБЛАДНАННЯ

**Загальні положення.** Електричні машини, перетворювачі, апаратура ЕРС нагріваються під час роботи внаслідок виділення в них втрат енергії. Тому працездатність електрообладнання обмежується не тільки найбільшими допустимими напругами і струмами, механічною міцністю та іншими умовами, що залежать від його призначення і типу, але і тривалістю тих чи інших електричних навантажень.

Основною метою розрахунку нагрівання різних елементів електроустаткування є визначення їхніх температур, що не повинні перевершувати допустимих значень, вказаних у відповідних нормах або технічних умовах.

В особливо важких умовах роботи з різко змінними навантаженнями знаходяться тягові двигуни. Тому визначення нагрівання тягових двигунів у тягових розрахунках роблять обов'язково. Все інше електрообладнання вибирають при проектуванні ЕРС з урахуванням забезпечення повного використання потужності тягових машин і нагрівання його в тягових розрахунках, як правило, не перевіряють.

**Обмеження навантажень за нагріванням.** Безпечна тривалість навантаження електротягових пристроїв при встановлених нормах або технічними умовами найбільших припустимих температур їхнього нагрівання зростає зі зменшенням навантаження.

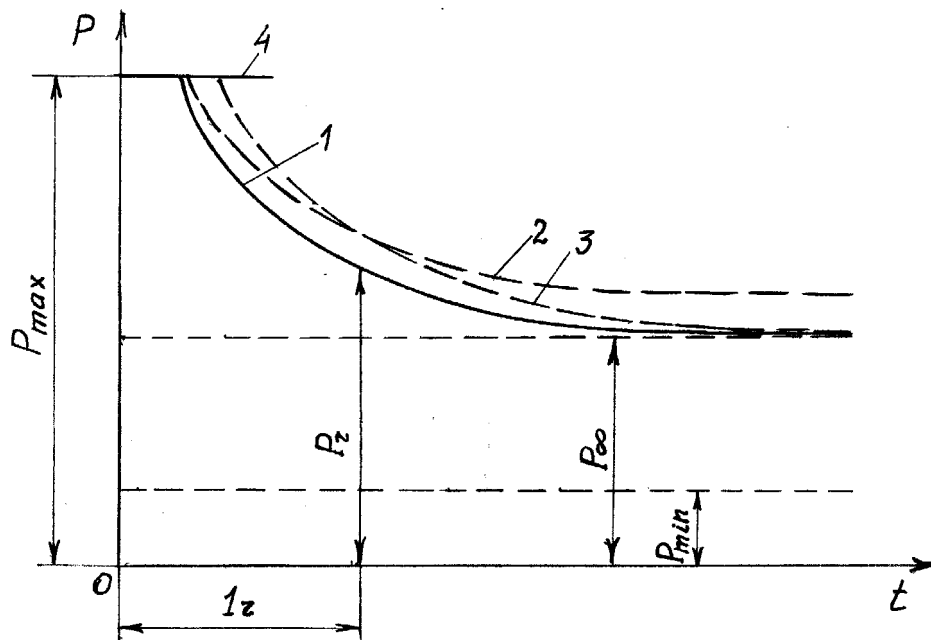


Рис. 12.1 – Залежність припустимої за нагріванням потужності від часу безперервної роботи тягового двигуна



На рис. 12.1 показана залежність  $P(t)$  припустимої за нагріванням потужності від часу безперервної роботи тягового двигуна (лінія 1) за умови, що яким би не було значення  $P$ , він починає працювати при одній і тій же температурі, рівній температурі навколишнього повітря.

Крива  $P(t)$  асимптотично прагне до значення  $P_{\infty}$  - до *тривалої потужності*, при якій настає тепла рівновага у випадку найбільшої температури двигуна, що допускається, тобто тепло, виділюване в ньому, повністю віддається навколишньому середовищу.

Якщо, підсиливши вентиляцію двигуна, збільшити його тепловіддачу, значення  $P_{\infty}$  зростає й ординати кривої  $P(t)$  стають більшими, особливо в зоні менших потужностей (лінія 2), але мало відрізняються від ординат лінії 1 в зоні великих потужностей, коли переважне значення має теплоємність двигуна.

Зі збільшенням теплоємності при тій же тепловіддачі тривалість перевантажень, що допускається, зростає і відповідна цьому лінія 3 розташується вище лінії 1 в області значних навантажень, асимптотично наближаючись до тієї ж тривалої потужності  $P_{\infty}$ .

Пряма 4 обмежує криві  $P(t)$  за найбільшою припустимою потужністю  $P_{max}$ . Для двигунів послідовного збудження, крім того, обмежена мінімальна потужність  $P_{min}$ , якій відповідає найбільш припустима кутова швидкість якоря. Аналогічний характер мають залежності  $P(t)$  та інші елементи тягового електрообладнання.

**Норми на тягові електричні машини.** Відповідно до ДЕРЖСТАНДАРТУ 2582-81 тягові електричні машини повинні забезпечувати роботу на висоті до 1200м над рівнем моря при температурі навколишнього повітря від мінус 50 до плюс 40<sup>0</sup>С. При розрахунку довговічності ізоляції варто приймати за умовну ефективну температуру навколишнього повітря плюс 25<sup>0</sup>С.

Граничні перевищення температур, що допускаються, частин електричних машин залежно від класів нагрівостійкості застосованих у них матеріалів стосовно температури охолоджуючого повітря на стенді і в експлуатації не повинні перевищувати значень, зазначених у табл. 12.1.

Таблиця 12. 1 – Граничні перевищення температур частин електричних машин

Режим роботи	Частини електричної машини	Метод вимірювання температур	Граничні перевищення температур, що допускаються <sup>0</sup> С, для ізоляції класів			
			Е	В	Ф	Н
Тривалий, годинний, короточасний, повторно-короточасний	Обмотки якоря	Метод опору	105	120	140	160
	Обмотки збудження	Те ж	115	130	155	180
	Колектор	Метод термометра	95	95	95	105

Класи нагрівостійкості ізоляційного матеріалу, зазначені в табл. 12.1 для колекторів, відносяться до ізоляції колектора або до ізоляції приєднаної до нього обмотки, якщо клас нагрівостійкості останньої нижче класу нагрівостійкості ізоляції колектора.

Для електричних машин, охолоджуваних повітрям, що забирається з кузова, перевищення температур частин електричних машин повинно бути нижче зазначених у табл. 12.1 відповідно до різниці температур у місці забору повітря в кузові і поза рухомим складом.

В електричних машин змінного струму граничні перевищення температур, що допускаються, варто приймати за табл. 12.1: для нерухомих обмоток – як для обмоток збудження; для обертових обмоток збудження – як для обмоток якорів; для контактних кілець – як для колекторів. Граничні перевищення температур, що допускаються, обмоток короткозамкнених роторів для ізоляції класів А, Е, В, F і Н - відповідно 65, 80, 90, 110 і 135 °С.

На температуру перегріву в тривалому режимі не впливає теплоємність частин електричної машини. Однак теплоємність впливає на швидкість наростання температури. Тому поряд з потужністю тривалого режиму для тягових двигунів як потужність, що визначає його тимчасове перевантаження за нагріванням, приймають потужність годинного режиму (рис. 12.1).

Для тягових двигунів у якості номінальних встановлюють тривалий і годинний режими.

*Тривалий номінальний режим* – режим роботи тягового двигуна з найбільшим струмом якоря, при якому робота протягом необмеженого часу при номінальній напрузі із збудженням і вентиляцією, що відповідають даному режимові, не викликає перевищення температур, що гранично допускаються.

*Годинний номінальний режим* – режим роботи тягового двигуна з найбільшим струмом якоря, при якому робота з практично холодного стану протягом однієї години при номінальній напрузі і відповідному даному режимі збудження і вентиляції не викликає перевищення температур, що гранично допускаються.

Параметри двигуна, що відповідають цим режимам, називають тривалими або годинними, і відзначають відповідно індексами "∞" і "год" (рис. 12.1).

Визначення перевищення температури *методом опору* роблять шляхом виміру спочатку опору  $r_1$  обмотки при відомій температурі  $\theta_1$ , а потім опору нагрітої обмотки  $r_2$ . Перевищення температури  $\tau$  мідної обмотки над температурою охолоджуючого повітря  $\theta_v$ , тобто її перегрів обчислюють за формулою

$$\tau = \frac{r_2 - r_1}{r_1} (235 + \theta_1) + \theta_1 - \theta_v. \quad (12.1)$$

Якщо обмотка алюмінієва, то у виразі (12. 1) заміняють 235 на 245.

При вимірі нагрівання *методом термометра* як температурний датчик, що прикладається до нагрітої частини машини, використовують або термопару, детектор опору або напівпровідниковий терморезистор.

*Коефіцієнт вентиляції тягових двигунів.* Коефіцієнтом вентиляції називають відношення тривалої потужності двигуна до годинної:

$$K_B = P_{\infty} / P_{\text{ч}}. \quad (12.2)$$

Значення  $K_B$  залежить від інтенсивності вентиляції, яка істотно впливає на тривалу потужність двигуна і значно менше на годинну. Для двигунів з незалежною вентиляцією, через які повітря продувають окремим вентилятором,  $K_B = 0,85 \dots 0,95$ , а в двигунів із самовентиляцією  $K_B = 0,7 \dots 0,9$ , причому верхню межу мають швидкохідні двигуни. Часто за коефіцієнт вентиляції приймають відношення  $I_{\infty} / I_{\text{ч}}$ , що практично збігається з відношенням потужностей для двигунів постійного струму і незначно відрізняється для двигунів змінного струму.

*Умови й особливості розрахунків нагрівання тягових двигунів.* Придатність тягових двигунів даної номінальної потужності для заданих умов руху ЕРС визначають з урахуванням нагрівання двигунів.

Тяговий двигун складається з великого числа частин різних геометричних форм, мас і матеріалів. Залежно від взаємного розташування й інтенсивності теплотворення окремі частини нагріваються неоднаково, тому тепловий розрахунок ведуть для найбільш небезпечної щодо нагрівання частини двигуна. У колекторних тягових двигунів такою частиною в більшості випадків є обмотка якоря і рідше обмотка збудження, в асинхронних двигунів з короткозамкненим ротором – обмотка статора.

Для визначення перевищення температури тягового двигуна на лінії використовують криві руху  $V(t)$  або  $V(l)$  і  $t(l)$ , а також залежності навантаження двигуна від часу або шляху:  $I(t)$  або  $I(l)$ . Перевірку нагрівання роблять стосовно найбільш важких умов роботи. На міському електротранспорті перевірку роблять для маршрутів, найбільш важких за навантаженням двигунів.

Внаслідок складності теплових процесів у тяговому двигуні його нагрівання визначають наближеними способами. Найбільш широке використання в тягових розрахунках одержали способи визначення перевищення температури частин двигуна, засновані на застосуванні законів нагрівання однорідного твердого тіла, що володіє нескінченною теплопровідністю у всіх напрямках, постійною теплоємністю і тепловіддачею з поверхні пропорційну перевищенню  $\tau$  температури тіла над температурою навколишнього повітря. Користуючись цими методами, можна знаходити теплові параметри і характеристики двигуна за його номінальними даними.

Частину двигуна, температуру якої потрібно визначити, заміняють фіктивним однорідним твердим тілом, еквівалентним їй за нагріванням і яке має деякі *приведені* значення теплоємності  $C_{np}$ , тепловіддачі  $B_{np}$  і втрат потужності  $\Delta P_{np}$ , що відрізняються від дійсних для розглянутої частини машини.

На нагрівання будь-якої обмотки двигуна впливають електричні втрати, що приходяться на неї,  $RI^2$ , магнітні втрати  $\Delta P_m$  у прилягаючих до обмотки

сталевих частинах двигуна й у меншій мірі втрати в інших його елементах. Як показують дослідні дані, приведені втрати, на які впливає залежність опору обмотки  $r$  від температури, із прийнятним ступенем точності можуть бути виражені як

$$\Delta P_{np} = r_0(1 + \alpha_\theta \tau)I^2 + K_m \cdot \Delta P_m, \quad (12.3)$$

де  $r_0$  – опір обмотки при температурі навколишнього повітря  $\theta_0$ ;  $\alpha_\theta$  – температурний коефіцієнт електричного опору обмотки для температури  $\theta_0$ ;  $\Delta P_m$  – магнітні втрати в сталі двигуна;  $K_m < 1$  – досвідний коефіцієнт (коефіцієнт підігріву), що враховує ступінь впливу магнітних втрат в сталі і додаткових втрат на нагрівання обмотки.

Втрати  $\Delta P_m$  визначають по кривих втрат холостого ходу двигуна ( $\Delta P_m + \Delta P_{mx}$ ) ( $\omega$ ) при різних значеннях МРС збудження  $F_m$ . Значення коефіцієнта  $K_m$  залежить від конструкції тягового двигуна і його навантаження. Зі збільшенням навантаження двигуна і відповідним зменшенням частоти обертання значення коефіцієнта  $K_m$  зростає, а втрати  $\Delta P_m$  знижуються. Тому добуток  $K_m \cdot \Delta P_m$  практично постійний в робочому діапазоні навантажень. У середньому приймають  $K_m = 0,35 \dots 0,5$  для колекторних і  $K_m = 0,4 \dots 0,55$  для безколекторних машин, а значення  $\Delta P_m$  беруть для тривалого режиму.

**Розрахунок теплових процесів в обмотці тягового двигуна як еквівалентному однорідному тілі.** Протягом часу  $dt$  в обмотці, прийнятої за еквівалентне однорідне тверде тіло з приведеними теплоємністю  $C_{np}$ , тепловіддачею  $B_{np}$  і втратами потужності в ньому  $\Delta P_{np}$ , виділиться перетворювана в тепло енергія  $\Delta P_{np} \cdot dt$ . Частина цієї енергії  $C_{np} \cdot d\tau$  викликає підвищення температури обмотки на  $d\tau$ , а інша частина  $B_{np} \cdot \tau \cdot dt$  віддається через поверхню обмотки в навколишнє середовище. З огляду на ці складові й прийняті раніше допущення одержують наступне рівняння балансу теплової енергії:

$$\Delta P_{np} dt = C_{np} d\tau + B_{np} \tau dt. \quad (12.4)$$

Підставивши у формулу (12. 4) вираз (12. 3) для  $\Delta P_{np}$ , знаходять

$$(r_0 I^2 + K_m \Delta P_m) dt = C_{np} d\tau + (B_{np} - \alpha_\theta r_0 I^2) \tau dt. \quad (12.5)$$

Позначивши  $\Delta P_\tau = r_0 I^2 + K_m \Delta P_m$ ;  $B_\tau = B_{np} - \alpha_\theta r_0 I^2$  і  $T_\tau = C_{np} / B_\tau$ ,

одержують 
$$\frac{\Delta P_\tau}{B_\tau} dt = T_\tau d\tau + \tau dt. \quad (12.6)$$

Величини  $\Delta P_\tau$ ,  $B_\tau$ ,  $T_\tau$  називають *еквівалентними* відповідно втратами, тепловіддачею і постійною часу. Розділивши змінні в рівнянні (12.6), тобто записавши  $dt / T_\tau = d\tau / (\Delta P_\tau / B_\tau - \tau)$ , і інтегруючи його, знаходять у припущенні, що при  $t = 0$  перевищення температури обмотки дорівнює  $\tau_0$ :

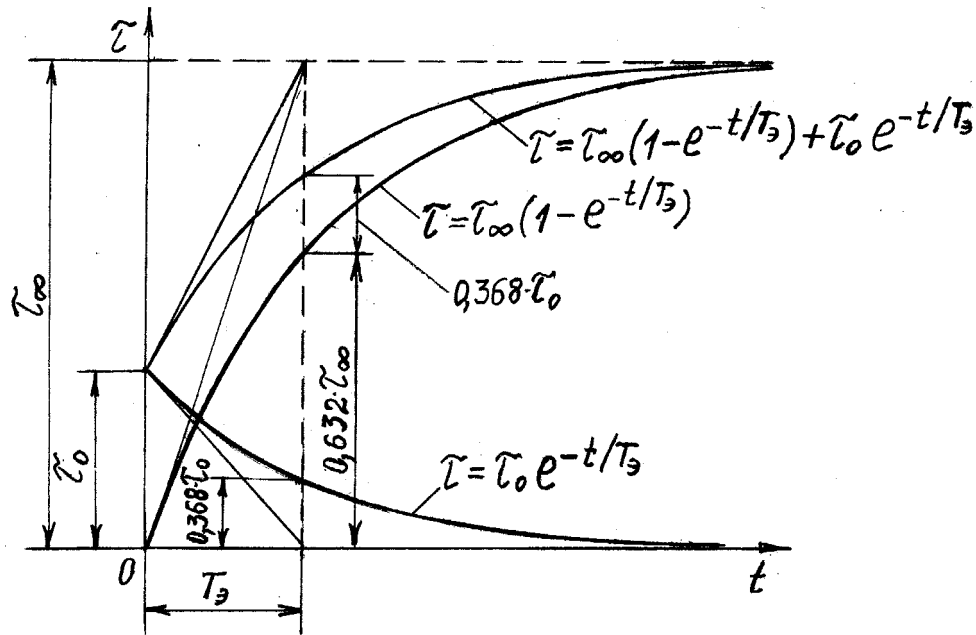


Рис. 12.2 – Графічне зображення рівняння нагрівання при  $\tau_0 > 0$

$$\tau = \tau_{\infty} - (\tau_{\infty} - \tau_0)e^{-t/T_{\theta}}, \quad (12.7)$$

або

$$\tau = \tau_{\infty}(1 - e^{-t/T_{\theta}}) + \tau_0 e^{-t/T_{\theta}}. \quad (12.8)$$

Тут  $\tau_{\infty}$  - стале перевищення температури обмотки, що досягається теоретично через  $t = \infty$ :

$$\tau_{\infty} = \frac{\Delta P_{\theta}}{B_{\theta}} = \frac{r_0 I^2 + K_m \Delta P_m}{B_{np} - \alpha_{\theta} r_0 I^2}. \quad (12.9)$$

Вирази (12.7) і (12.8) є рівняннями експоненти. Вираз (12.8) пояснює фізичний зміст *рівняння нагрівання*: результуюче значення  $\tau$  дорівнює сумі зростаючого перевищення температури тіла при нагріванні його від холодного стану й зменшуваного, зв'язаного з процесом охолодження тіла від початкового значення  $\tau_0$  (рис. 12.2).

Зі збільшенням часу  $t$  значення  $\tau$  прагне до сталого  $\tau_{\infty}$ : при  $t = \infty$  маємо  $\tau = \tau_{\infty}$ . При цьому з формули (12.9) випливає, що  $\tau_{\infty}(B_{np} - \alpha_{\theta} r_0 I^2) = \Delta P_{\theta}$ , або  $\tau_{\infty} B_{np} = \Delta P_{\theta} + \alpha_{\theta} r_0 \tau_{\infty} I^2 = \Delta P_{np}$ , тобто виділене тепло буде повністю передаватися навколишньому повітрю.

При вимиканні двигуна  $\Delta P_{\theta} = 0$ , тому що  $I = 0$  і  $\Delta P_m = 0$ . Рівняння охолодження обмотки одержують з рівняння (12.7) шляхом підстановки в нього  $\tau_{\infty} = 0$  і замість  $T_{\theta}$  приведеної постійної часу  $T_{np} = C_{np} / B_{np}$ :

$$\tau = \tau_0 e^{-t/T_{np}}. \quad (12.10)$$

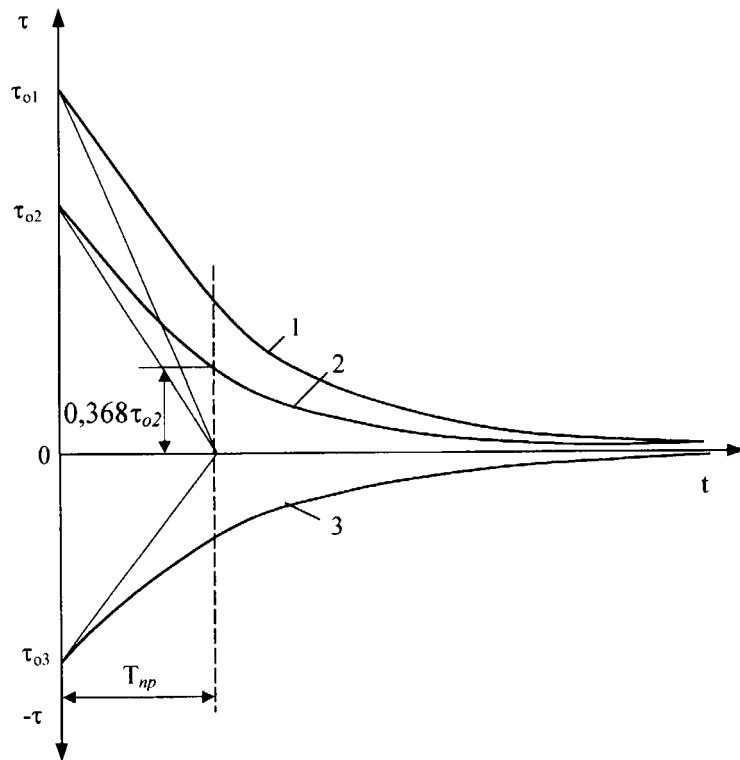


Рис. 12.3 – криві  $\tau(t)$  при  $\Delta p_3 = 0$ ; 1, 2 – для  $\tau_{o1} > \tau_{o2} > 0$ ; 3 – для  $\tau_{o3} < 0$

На рис. 12.3 дані криві  $\tau(t)$  при відсутності в обмотці втрат: криві 1 і 2 – для  $\tau_{o1} > \tau_{o2} > 0$  і крива 3 – для  $\tau_{o3} < 0$ . У цих випадках температура обмотки асимптотично прагне до температури навколишнього повітря, тобто до  $\tau_{\infty} = 0$ .

На рис. 12.4 дане графічне зображення рівняння нагрівання при  $\tau_0 < 0$ , а на рис. 12.5 – при зменшенні навантаження.

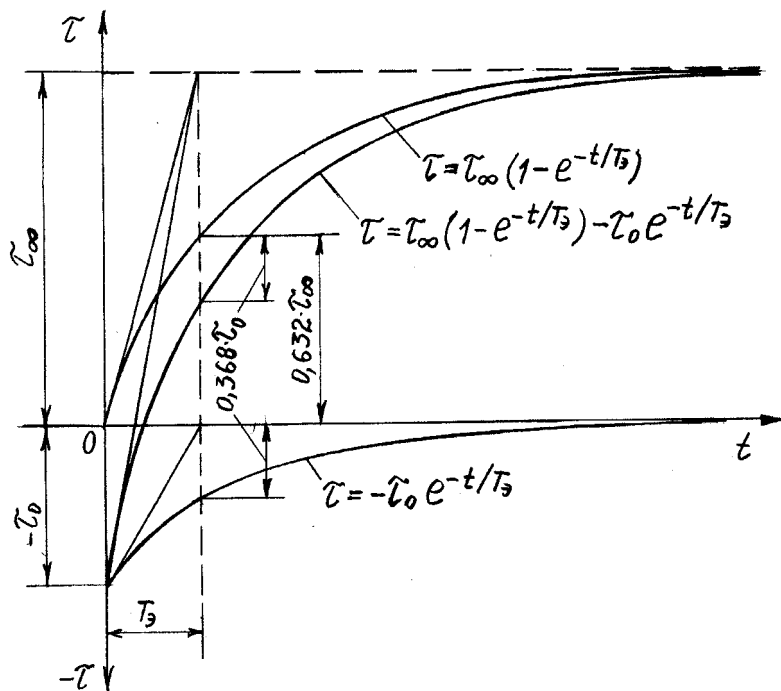


Рис. 12.4 – Графічне зображення рівняння нагрівання при  $\tau_0 < 0$

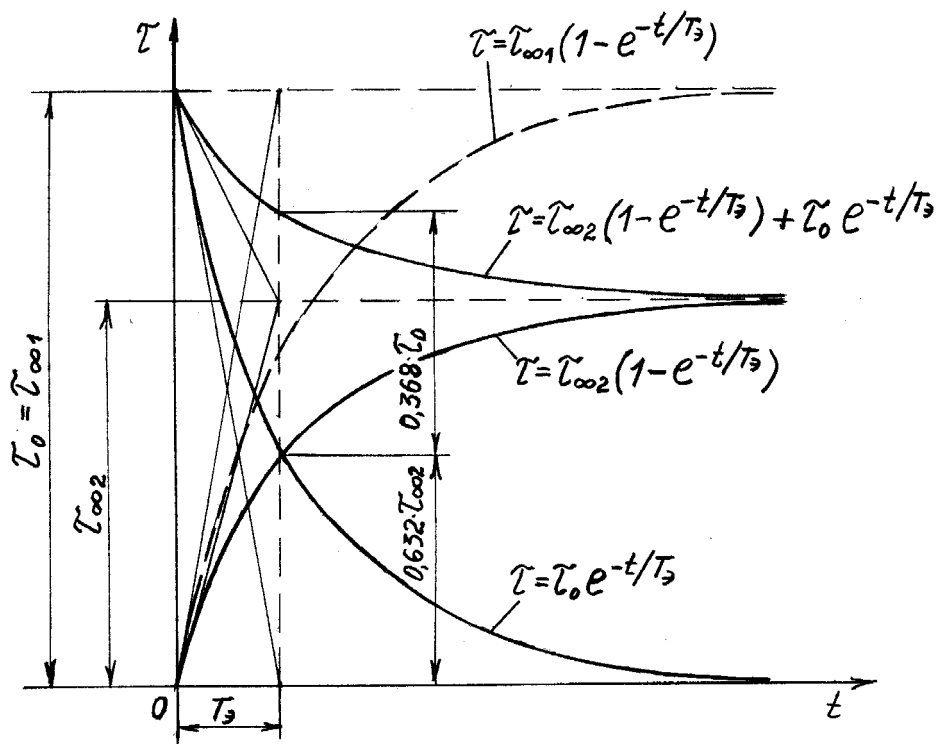


Рис. 12.5 – Графічне зображення рівняння нагрівання при зменшенні навантаження:  $\Delta P_{\infty 1} > \Delta P_{\infty 2}$

Вплив тепловіддачі на стале перевищення температури обмотки при незмінних  $\Delta P_{\infty}$  і  $C_{np}$ , ілюструють криві  $\tau(t)$ , наведені на рис. 12.6. Крива 1 відповідає  $B_{\infty 1}$ , а крива 2- значенню  $B_{\infty 2}$ , причому  $B_{\infty 1} < B_{\infty 2}$ . Перевищення температури  $\tau_{\infty 1} > \tau_{\infty 2}$ , як це впливає з виразу (12.9).

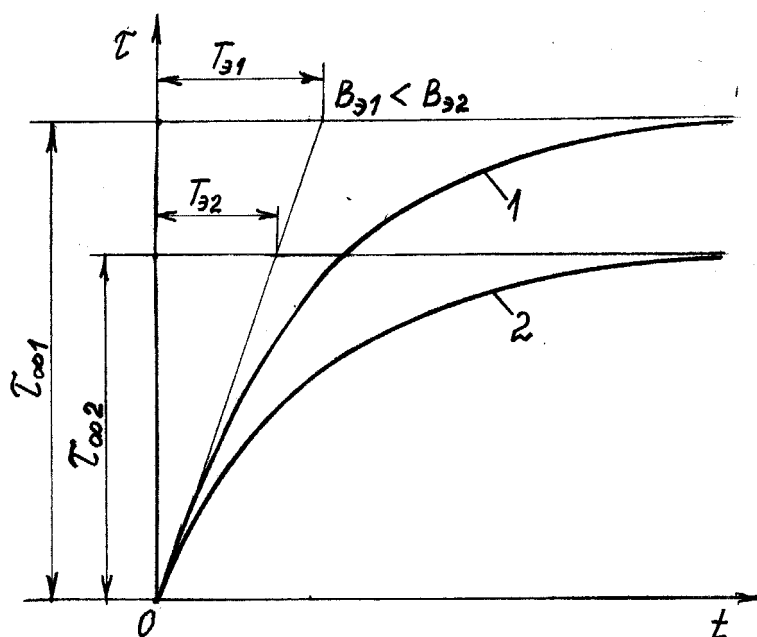


Рис. 12.6 – Вплив тепловіддачі на  $\tau_{\infty}$  при  $\Delta P_{\infty} = \text{const}$  і  $C_{np} = \text{const}$

Теплоємність не впливає на  $\tau_{\infty}$ , а тільки визначає швидкість наростання температури. Чим менше теплоємність обмотки, тим швидше вона нагрівається внаслідок зменшення постійної часу  $T_{\vartheta} = C_{np} / B_{\vartheta}$  при незмінному значенні  $B_{\vartheta}$ .

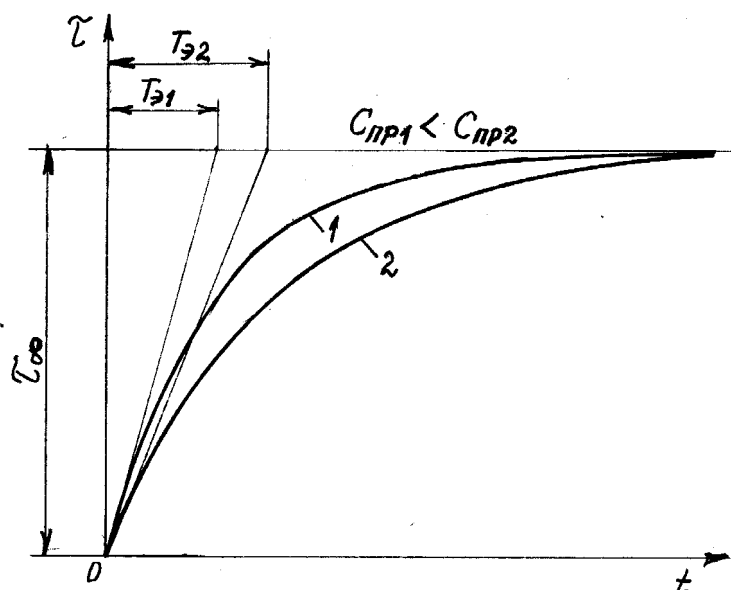


Рис. 12.7 – Вплив теплоємності на швидкість наростання температури при  $\Delta P_{\vartheta} = \text{const}$  і  $B_{\vartheta} = \text{const}$

У початковій частині кривої  $\tau(t)$  при  $t = 0$  швидкість наростання  $\tau$  залежить тільки від втрат  $\Delta P_{\vartheta}$  і теплоємності  $C_{np}$ . З рівняння (12.5) одержують

$$\Delta P_{\vartheta} = C_{np} \frac{d\tau}{dt} + B_{\vartheta} \tau$$

і в момент часу  $t = 0$  при  $\tau = 0$

$$\left( \frac{d\tau}{dt} \right)_{t=0} = \frac{\Delta P_{\vartheta}}{C_{np}}. \quad (12.11)$$

Процес нагрівання при різних теплоємностях й однакових  $B_{\vartheta}$  і  $\Delta P_{\vartheta}$  (однакових  $\tau_{\infty}$ ) характеризують криві 1 і 2, показані на рис. 12.7 відповідно для теплоємностей  $C_{np1}$  і  $C_{np2} > C_{np1}$ .

У припущенні, що процес нагрівання обмотки відбувається без віддачі теплоти в навколишнє середовище, перевищення температури її змінюється за лінійним законом (тонкі лінії на рис. 12.2-12.7). Звідси випливає, що постійна часу нагрівання (охолодження) обмотки дорівнює відрізкові, укладеному між перпендикуляром до осі абсцис, проведеним через точку торкання дотичної до експонентної кривої  $\tau(t)$  і точкою перетинання цієї дотичної з асимптотой (на рис. 12.2-12.7, це вісь ординат).



У реальних умовах внаслідок тепловіддачі обмотки за час  $T_9$  перевищення температури обмотки досягне значення  $\tau = 0,632\tau_\infty$ , що впливає з рівняння (12.8) при  $\tau_0 = 0$  і  $t = T_9$ :

$$\tau = \tau_\infty(1 - e^{-1}) = \tau_\infty(1 - 0,368) = 0,632 \cdot \tau_\infty.$$

Дійсна крива нагрівання трохи відрізняється від експоненти. На початку процесу нагрівання підвищення температури обмотки йде швидше, ніж по теоретичній кривій, і тільки починаючи з  $\tau = (0,5 \dots 0,6)\tau_\infty$  до  $\tau = \tau_\infty$  дійсна крива наближається до експонентної. Тому визначення постійної часу нагрівання на початковій ділянці за методом дотичної може призвести до значної помилки.

Як впливає з (12.7) або (12.8), час нагрівання обмотки до сталої температури дорівнює нескінченності. Практично нагрів обмотки можна вважати закінченим, коли перевищення температури її досягне значення  $(0,95 \dots 0,98)\tau_\infty$  відповідно через час від початку нагрівання, який дорівнює  $(3 \dots 4)T_9$ .

**Визначення теплових параметрів  $\tau_\infty$ ,  $T_9$  і  $T_{np}$  за кривими нагрівання та охолодження.** Теплові параметри, необхідні для розрахунку теплових процесів, визначають за кривими нагрівання та охолодження, знятих експериментально. Звичайно відома тільки частина кривої нагрівання 1 і охолодження 2 обмотки (рис. 12.8).

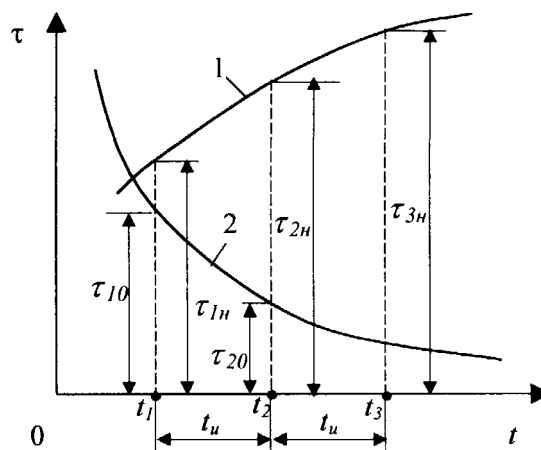


Рис. 12.8 – Визначення теплових параметрів  $\tau_\infty$ ,  $T_9$  і  $T_{np}$  за кривими нагрівання та охолодження

Для визначення  $T_9$  і  $\tau_\infty$  відшукують за кривою 1 три значення  $\tau_{1H}$ ,  $\tau_{2H}$  і  $\tau_{3H}$  через два рівних інтервали часу  $t_H = t_2 - t_1 = t_3 - t_2$ . Відповідно до рівняння (12.7):

$$\tau_{2H} = \tau_\infty - (\tau_\infty - \tau_{1H})e^{-t_H/T_9};$$

$$\tau_{3H} = \tau_\infty - (\tau_\infty - \tau_{2H})e^{-t_H/T_9}.$$

Віднімаючи з другого рівняння перше, одержують

$$\tau_{3H} - \tau_{2H} = (\tau_{2H} - \tau_{1H}) e^{-t_H/T_3},$$

звідки

$$e^{-t_H/T_3} = \frac{\tau_{3H} - \tau_{2H}}{\tau_{2H} - \tau_{1H}}. \quad (12.12)$$

З виразу (12.12) випливає, що

$$T_3 = \frac{t_H}{\ln (\tau_{2H} - \tau_{1H}) / (\tau_{3H} - \tau_{2H})}. \quad (12.13)$$

Замінивши  $e^{-t_H/T_3}$  в рівнянні для  $\tau_{2H}$  виразом (12. 12), знаходять

$$\tau_{\infty} = \frac{\tau_{2H}^2 - \tau_{1H} \tau_{3H}}{2\tau_{2H} - \tau_{1H} - \tau_{3H}}. \quad (12.14)$$

Для обчислення  $T_{np}$  відшукують на кривій охолодження 2 два значення  $\tau_{10}$  і  $\tau_{20}$  через інтервал  $t_H = t_2 - t_1$ . На рис. 12.8 цей інтервал дорівнює інтервалу, прийнятому для кривої нагрівання, але його можна взяти й іншої величини.

Застосувавши рівняння (12. 10), одержимо  $\tau_{20} = \tau_{10} e^{-t_H/T_{np}}$ , звідки

$$T_{np} = \frac{t_H}{\ln \frac{\tau_{10}}{\tau_{20}}}. \quad (12.15)$$

Графічний спосіб визначення  $\tau_{\infty}$  заснований на лінійній залежності  $d\tau / dt$  (тобто тангенса кута нахилу  $\alpha_H$  дотичної до кривої нагрівання) від величини  $\tau$ .

Диференціюючи за часом рівняння (12.7), одержуємо

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{(\tau_{\infty} - \tau_0) e^{-t/T_3}}{T_3} = \frac{\tau_{\infty} - \tau}{T_3}. \quad (12.16)$$

При досить малому  $\Delta t$  приблизно вважають, що  $d\tau/dt = \Delta\tau/\Delta t$ . Коли брати збільшення часу  $\Delta t$  скрізь однакові (рис. 12.9, крива 1),  $\Delta\tau$  залежатиме також лінійно від  $\tau$  і  $\Delta\tau$  стане рівним нулю при  $\tau = \tau_{\infty}$ . Використовуючи цю властивість, відкладають  $\Delta\tau_1, \Delta\tau_2, \dots$  за кілька послідовних і рівних проміжків часу  $\Delta t$  у функції  $\tau$ , відносячи їх до середніх значень  $\tau_{cp. 1}, \tau_{cp. 2}, \dots$  за відповідні  $\Delta t$  (можна відносити  $\Delta\tau$  і до значень  $\tau$ , які відповідають початковим проміжкам  $\Delta t$ ).

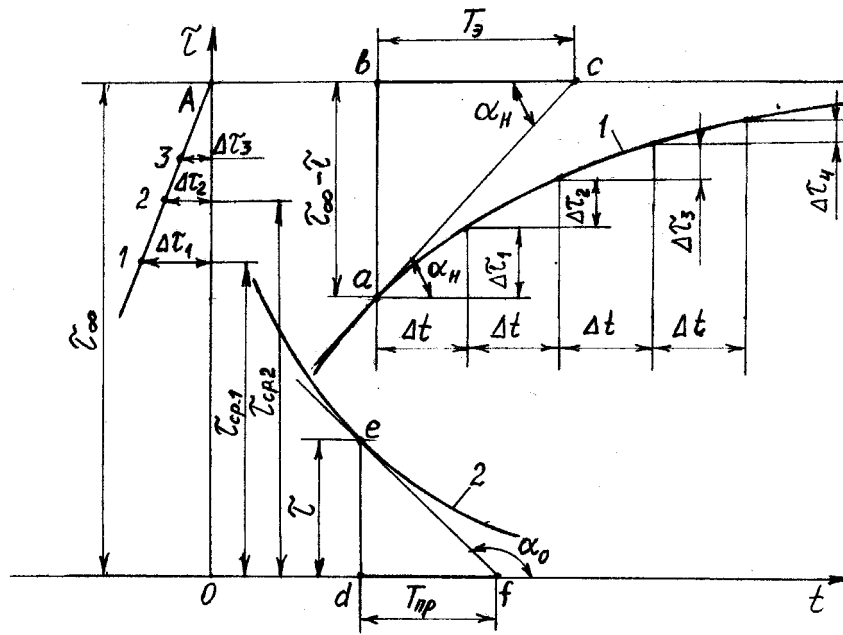


Рис. 12.9 – Визначення теплових параметрів  $\tau_{\infty}$ ,  $T_z$  і  $T_{пр}$  графічним способом

Продовження лінії, проведеної через отримані точки 1,2,... (див. рис. 12.9), перетне вісь  $\tau$  у точці А, ордината якої дорівнює  $\tau_{\infty}$ .

Постійні часу  $T_z$  і  $T_{пр}$  дорівнюють довжинам проекцій дотичних у будь-якій точці відповідно кривій нагрівання 1 і кривій охолодження 2 (див. рис. 12.9), тому що з рівнянь нагрівання (12.7) і охолодження (12.10) відповідно випливає

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{\tau_{\infty} - \tau}{T_z} = \frac{m_t}{m_{\tau}} \operatorname{tg} \alpha_H; \quad (12.17)$$

$$\frac{d\tau}{dt} = -\frac{\tau}{T_{пр}} = \frac{m_t}{m_{\tau}} \operatorname{tg} \alpha_0, \quad (12.18)$$

де  $m_t$ , мм/с, і  $m_{\tau}$ , мм/ $^{\circ}\text{C}$  – відповідно масштаби часу і перевищення температури.

На рис. 12.9 відрізок  $bc = m_t \cdot T_z$  є проекцією дотичної до точки а кривої 1 на її асимптоту  $\tau_{\infty} = \text{const}$ , а відрізок  $df = m_t \cdot T_{пр}$  – проекцією дотичної до точки е кривої 2 на її асимптоту  $\tau_{\infty} = 0$ .

Постійну часу  $T_z$  знаходять за кривою  $\tau(t)$  як час, необхідний для підвищення значення  $\tau$  від 0 до  $\tau_{\infty}(1 - e^{-T_z/T_z}) = 0,632 \cdot \tau_{\infty}$  (рис. 12.2); за кривою охолодження постійну часу  $T_{пр}$  визначають як час спадання  $\tau$  від  $\tau_0$  до  $\tau_0 \cdot e^{-T_{пр}/T_{пр}} = 0,368 \cdot \tau_0$  (рис. 12.3).

**Визначення теплових характеристик за номінальними даними тягових двигунів.** Залежності теплових параметрів двигуна від навантаження  $\tau_{\infty}(I)$ ,  $T_z(I)$ ,  $T_{пр}(V)$ , необхідні для розрахунків його нагрівання та охолодження, встановлюють на підставі кривих  $\tau(t)$ , знятих експериментально, як було

показано вище. Однак не для всіх типів тягових двигунів є подібні криві. У таких випадках теплові характеристики визначають виходячи з тривалої і годинної (або іншої короткочасної) потужності двигуна при різних напругах і за деякими його конструкційними параметрами.

Розрахунок теплових характеристик принципово однаковий для колекторних і безколекторних двигунів. Першим етапом розрахунку теплових характеристик є знаходження залежності наведеної тепловіддачі від швидкості  $B_{np}(V)$ . Можливі два випадки.

1. *Двигун з незалежною вентиляцією.* У цих двигунів  $B_{np}$  практично не залежить від кутової швидкості якоря, є величиною постійною і визначається за даними тривалого режиму з виразу

$$B_{np} = \frac{r_0 I_\infty^2 + K_m \Delta P_{m\infty}}{\tau_{ном}} + \alpha_\theta r_0 I_\infty^2 = \frac{\Delta P_{\infty}}{\tau_{ном}} + \alpha_\theta r_0 I_\infty^2 = B_{\infty} + \alpha_\theta r_0 I_\infty^2, \frac{Bm}{0C}. \quad (12.19)$$

Тут  $I_\infty$  - струм тривалого режиму, А;

$\Delta P_{m\infty}$  - магнітні втрати (втрати в сталі) у тривалому режимі, Вт, знайдені по кривих втрат холостого ходу двигуна для частоти обертання  $n_\infty$ , що відповідає струму  $I_\infty$  за характеристикою  $n(I)$  тривалого режиму; при відсутності експериментальних кривих втрат холостого ходу в двигуні можна скористатися універсальними кривими втрат холостого ходу  $\Delta P_m + \Delta P_{mx}$  у відсотках від потужності  $UI_q$  годинного режиму у функції виражених у відсотках відносин  $V/V_q$  і  $F_m/F_{mч}$ ;

$\tau_{ном}$  - граничне перевищення температури обмотки для ізоляції відповідного класу нагрівостійкості (див. табл. 12.1); при потужності тривалого режиму  $\tau_\infty = \tau_{ном}$ ;

$\Delta P_{\infty}$  - еквівалентні втрати потужності в обмотці при тривалому режимі, Вт;

$B_{\infty}$  - еквівалентна тепловіддача обмотки в тривалому режимі,  $Вт/0C$ .

2. *Двигун із самовентиляцією.* У цих двигунів наведену тепловіддачу  $B_{np}$  сильно впливає кутова швидкість якоря. Залежність  $B_{np}(\omega)$  або  $B_{np}(V)$  приймають лінійною:

$$B_{np} = a_B + \epsilon_B V, \quad (12.20)$$

де  $a_B$  і  $\epsilon_B$  - коефіцієнти, обумовлені системою вентиляції, потужністю і конструкцією двигуна.

Для побудови прямої лінії досить знайти координати двох її точок. Значення  $B_{np\infty 1}$  і  $B_{np\infty 2}$ , що відповідають швидкостям  $V_{\infty 1}$  і  $V_{\infty 2}$ , визначають за виразом (12.19), виходячи з даних для тривалого режиму при напрузі  $U_{ном}$  і  $U_{ном}/2$  (у тривалому режимі при  $U_{ном}/2$  значення  $I_\infty$  і  $\Delta P_{m\infty}$  відповідно менші, ніж при номінальній напрузі).

Якщо для розрахунку теплових характеристик колекторного двигуна із самовентиляцією є тільки одне значення струму тривалого режиму, наприклад

для  $I_{\infty \text{ном}}$ , то друге значення  $I_{\infty}$  одержують на підставі того, що в колекторних тягових двигунів у нерухомому стані ( $V = 0$ ) тривалий струм  $I_{\infty 0}$  приблизно дорівнює половині струму  $I_{\infty \text{ном}}$ , тобто  $I_{\infty 0} = 0,5 \cdot I_{\infty \text{ном}}$ . Тоді (при  $V = 0$ ) еквівалентні втрати можна визначити як

$$\Delta P_{\infty 0} = 0,25 \cdot r_0 I_{\infty \text{ном}}^2, \quad (12.21)$$

тепловіддача і приведена тепловіддача відповідно

$$B_{\infty 0} = \Delta P_{\infty 0} / \tau_{\text{ном}}; \quad (12.22)$$

$$B_{\text{пр}\infty 0} = B_{\infty 0} + \alpha_{\theta} \cdot \Delta P_{\infty 0}. \quad (12.23)$$

Після побудови залежності  $B_{\text{пр}}(V)$  розраховують не залежну від струму приведену теплоємність за формулою

$$C_{\text{пр}} = B_{\text{эч}} \cdot T_{\text{эч}}, \frac{Bm \cdot c}{0C} \text{ або } \frac{Bm \cdot x \cdot v}{0C}, \quad (12.24)$$

де  $B_{\text{эч}}$  і  $T_{\text{эч}}$  – відповідно еквівалентна тепловіддача й еквівалентна постійна часу при годинному режимі.

Значення  $B_{\text{эч}}$  розраховують за виразом

$$B_{\text{эч}} = B_{\text{прч}} - \alpha_{\theta} r_0 I_{\text{ч}}^2, \frac{Bm}{0C}. \quad (12.25)$$

Тепловіддачу  $B_{\text{прч}}$  знаходять за залежністю  $B_{\text{пр}}(V)$  для значення швидкості  $V_{\text{ч}}$  при годинному режимі (при незалежній вентиляції  $B_{\text{прч}} = B_{\text{пр}\infty}$ ).

Еквівалентну постійну часу  $T_{\text{эч}}$  знаходять за рівнянням (12.8), підставивши в нього час  $t = t_{\text{ч}} = 1 \text{ год}$ ,  $\tau_{\infty} = \tau_{\infty 0}$  і  $\tau_0 = 0$ . Оскільки на підставі визначення годинної потужності в момент часу  $t = t_{\text{ч}}$  маємо  $\tau = \tau_{\text{ном}}$ , то

$$\tau_{\text{ном}} = \tau_{\infty \text{ч}} (1 - e^{-t_{\text{ч}} / T_{\text{эч}}}),$$

Звідки

$$T_{\text{эч}} = t_{\text{ч}} / \ln \frac{\tau_{\infty \text{ч}}}{\tau_{\infty \text{ч}} - \tau_{\text{ном}}}. \quad (12.26)$$

З урахуванням співвідношень  $\tau_{\infty} = \Delta P_{\text{эч}} / B_{\text{эч}}$ ,  $\ln x = 2,3 \lg x$ , вираз (12.26) одержує вигляд

$$T_{\text{эч}} = \frac{3600}{2,3 \lg \frac{\Delta P_{\text{эч}}}{\Delta P_{\text{эч}} - B_{\text{эч}} \tau_{\text{ном}}}}, c \quad (12.27)$$

або

$$T_{\text{эч}} = \frac{60}{2,3 \lg \frac{\Delta P_{\text{эч}}}{\Delta P_{\text{эч}} - B_{\text{эч}} \tau_{\text{ном}}}}, xв . \quad (12.28)$$

Еквівалентні втрати потужності в годинному режимі:

$$\Delta P_{\text{эч}} = r_0 I_{\text{ч}}^2 + K_{\text{м}} \cdot \Delta P_{\text{мч}}.$$

У розрахунках можна прийняти  $K_{\text{м}} \cdot \Delta P_{\text{мч}} = K_{\text{м}} \cdot \Delta P_{\text{м\infty}}$ .

Далі розраховують і будують залежності  $\tau_{\infty}(I)$ ,  $T_{\text{э}}(I)$  і  $T_{\text{нр}}(V)$ . Розрахунок проводять за формулами:

$$\tau_{\infty} = \frac{\Delta P_{\text{э}}}{B_{\text{э}}} = \frac{r_0 I^2 + K_{\text{м}} \cdot \Delta P_{\text{м}}}{B_{\text{нр}} - \alpha_{\theta} r_0 I^2}; T_{\text{э}} = \frac{C_{\text{нр}}}{B_{\text{э}}}; T_{\text{нр}} = \frac{C_{\text{нр}}}{B_{\text{нр}}}.$$

Через те, що величина  $K_{\text{м}} \Delta P_{\text{м}}$  практично постійна в робочому діапазоні навантажень, то значення магнітних втрат  $\Delta P_{\text{м}}$  слід брати для тривалого режиму, тобто можна прийняти  $K_{\text{м}} \cdot \Delta P_{\text{м}} = K_{\text{м}} \cdot \Delta P_{\text{м\infty}} = \text{const}$ .

Розрахунок теплових характеристик зручно вести за допомогою табл. 12.2.

Таблиця 12.2 – Розрахункові дані для побудови теплових характеристик  $\tau_{\infty}(I)$ ,  $T_{\text{э}}(I)$ ,  $T_{\text{нр}}(V)$

№ п/п	режим	V, км/ год	I, A	$r_0 I^2$ , Вт	$\alpha_{\theta} r_0 I^2$ , Вт/°C	$K_{\text{м}} \Delta P_{\text{м}}$ , Вт	$B_{\text{нр}}$ , Вт/°C	$B_{\text{э}}$ , Вт/°C	$T_{\text{э}}$ , "с" або "хв"	$T_{\text{нр}}$ , "с" або "хв"	$\Delta P_{\text{э}}$ , Вт	$\tau_{\infty}$ , °C
	Тяга ПП Тяга ОП Вибіг											
	Гальмування ОП											
	Гальмування ПП											

Для двигуна з незалежною вентиляцією  $T_{np} = \text{const}$  і залежності  $\tau_{\infty}(I)$  і  $T_{\infty}(I)$  однакові як для режиму повного поля, так і для режиму ослабленого поля.

При великих значеннях струму якоря  $I$  величини  $\tau_{\infty}$  і  $T_{\infty}$  можуть приймати негативні значення. Зразковий вид теплових характеристик показаний на рис. 12.10.

Теплові характеристики бажано мати для всіх, які використовуються в експлуатації ступенів регулювання швидкості, тобто для послідовного і паралельного з'єднання двигунів, а також нормального й ослабленого збудження. Однак у двигунів з незалежною вентиляцією криві  $\tau_{\infty}(I)$  і  $T_{\infty}(I)$  близькі для різних ступенів регулювання збудження. Тому для цих двигунів припустимо розраховувати теплові характеристики, наприклад, тільки для повного збудження і номінальної напруги.

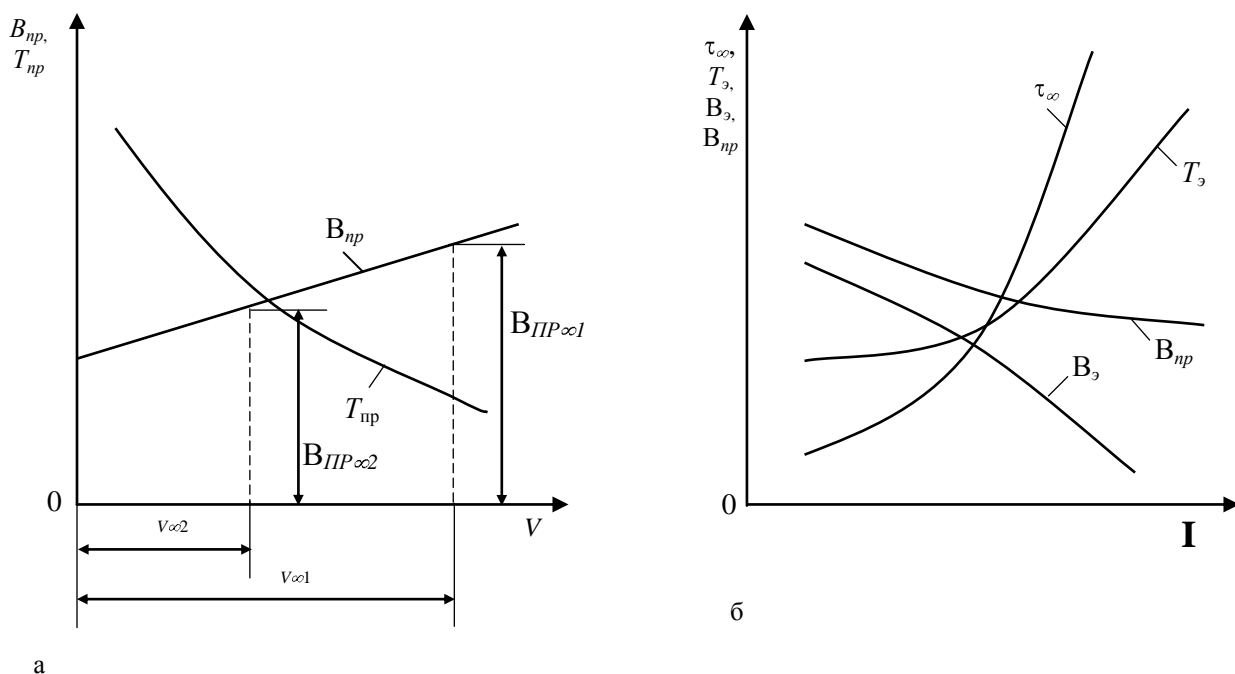


Рис. 12.10 – Вигляд кривих  $B_{np}(V)$ ,  $T_{np}(V)$  (а)  
і  $\tau_{\infty}(I)$ ,  $T_{\infty}(I)$ ,  $B_{np}(I)$ ,  $B_{\infty}(I)$  (б)

У двигунів із самовентиляцією при ослабленні поля при заданих струмах зростають значення швидкості і приведеної тепловіддачі, тому криві  $B_{np}(I)$  і  $B_{\infty}(I)$  проходять вище, а криві  $\tau_{\infty}(I)$  і  $T_{\infty}(I)$  – нижче відповідних кривих при повному полі.

## Визначення нагрівання тягових двигунів в умовах експлуатації

**Загальні положення.** Змінні навантаження тягових двигунів в умовах експлуатації істотно ускладнюють розрахунок їхнього нагрівання. Потрібно знайти не тільки найбільше перевищення температури, але і місце профілю дороги, де воно настає, щоб у разі потреби відповідно відкоригувати режим руху або обрану потужність двигунів. Це призводить до необхідності побудови залежності  $\tau(t)$  або  $\tau(l)$ , яку виконують, користуючись, як правило, методом кінцевих збільшень.

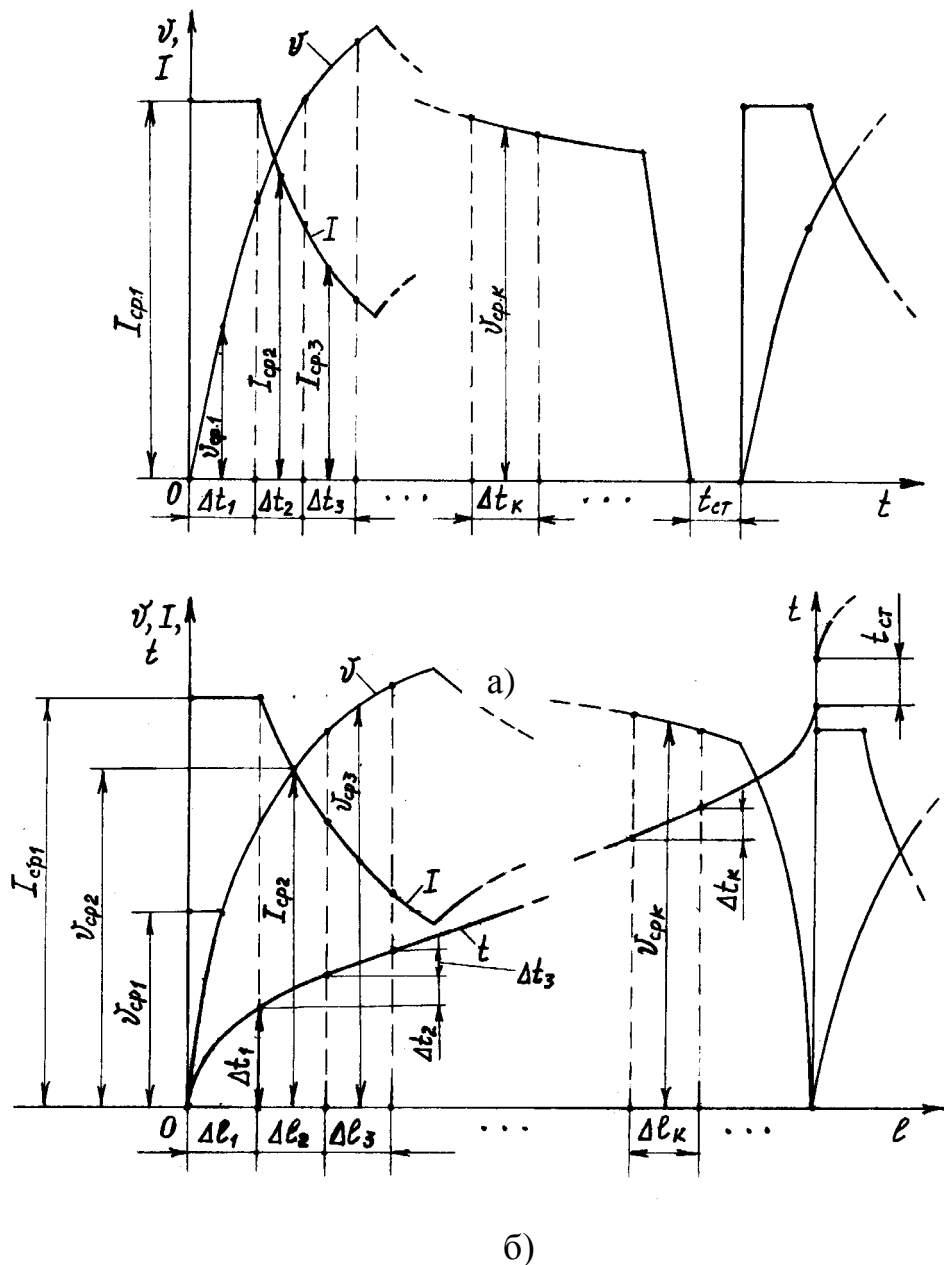


Рис. 12.11 – Визначення нагрівання тягових двигунів по кривих руху а) і споживання струму б)



Криві руху і споживання струму  $V(t)$ ,  $I(t)$  або  $V(l)$ ,  $I(l)$  розбивають по аргументу на ряд інтервалів  $\Delta t_1, \Delta t_2, \dots$  або  $\Delta l_1, \Delta l_2, \dots$  і для кожного відшукують середні значення струмів  $I_{cp}$ , а для періодів руху без струму у випадку двигунівгунів із самовентиляцією – середні значення швидкості  $V_{cp}$ . Для кривих у функції від шляху, крім того, знаходять за кривою  $t(l)$  час  $\Delta t_1, \Delta t_2, \dots$  проходження елементів шляху  $\Delta l_1, \Delta l_2, \dots$  (рис. 12.11, а і б).

У межах кожного інтервалу допускають, що тяговий двигун нагрівається незмінним струмом  $I_{cp}$  або охолоджується при постійній швидкості  $V_{cp}$ , і перехід до іншого середнього струму або іншої середньої швидкості сусіднього інтервалу відбувається миттєво.

За способом перебування значення  $\tau$  в інтервалі  $\Delta t$  розрізняють метод розрахунку по сітці температурних кривих  $\tau(t)$  для різних навантажень двигуна, знятих на стенді, і аналітичний з використанням еквівалентних теплових параметрів і характеристик. Загальний недолік обох методів полягає в тому, що в них не враховується процес перерозподілу тепла між окремими частинами двигуна і його вплив на нагрівання розглянутої обмотки при зміні навантаження. Інакше кажучи, процес нагрівання вважається не залежним від розподілу тепла в двигуні, обумовленого режимом його попередньої роботи.

#### Побудова залежності $\tau(t)$ за сіткою температурних кривих.

Перевищення температури двигуна можна визначити за кривими  $\tau(t)$ , знятих експериментально для різних струмів навантаження двигуна  $I_1, I_2, \dots$ , починаючи як від  $\tau_0 = 0$ , так і від  $\tau_0 = \tau_{ном}$ , а також кривими охолодження при  $I = 0$  (на рис. 12.12 показаний приклад таких кривих). У випадку двигунів із самовентиляцією криві охолодження знімають для декількох швидкостей  $V$ , а при незалежній вентиляції використовують одну криву, що відповідає номінальному обсягові  $V_{ном}$  повітря, що продувається через двигун.

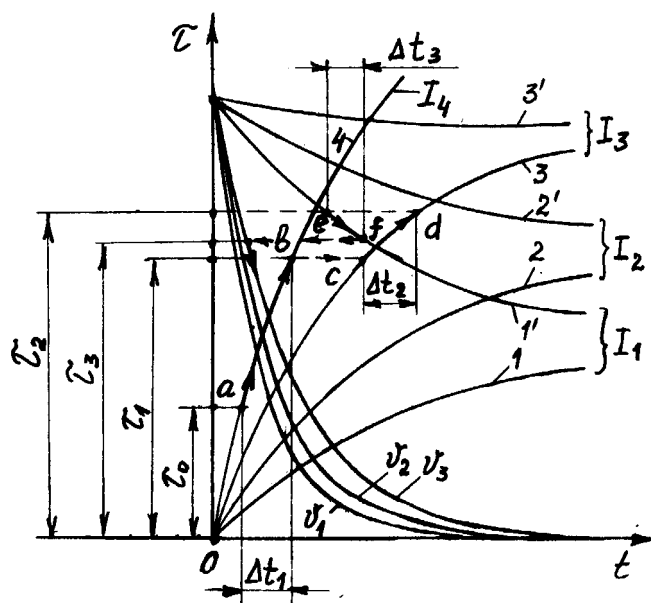


Рис. 12.12 – Побудова залежності  $\tau(t)$  за сіткою температурних кривих

Порядок знаходження значень  $\tau$  наприкінці кожного інтервалу  $\Delta t_1, \Delta t_2, \dots$  розглянемо на наступному прикладі. Допустимо, що початкове перевищення температури двигуна дорівнює  $\tau_0$  і в інтервалі  $\Delta t_1$  струм  $I_{cp1} = I_4$ . На сітці температурних кривих (див. рис. 12.12) відшукують криву 4 (для струму  $I_4$ ) і від точки  $a$  на ній, що відповідає значенню  $\tau_0$ , відкладають  $\Delta t_1$  і відзначають точку  $b$ , ордината якої відповідає  $\tau_1$  двигуна наприкінці першого інтервалу часу  $\Delta t_1$ . Якщо в наступному інтервалі  $\Delta t_2$  струм  $I_{cp2} = I_3$ , на криву 3 зносять значення  $\tau_1$ , що є початковим для  $\Delta t_2$ , знаходять точку  $c$  і відкладають від неї  $\Delta t_2$ . Точка  $d$  на кривій 3 визначить значення  $\tau_2$  наприкінці інтервалу  $\Delta t_2$ , що у свою чергу зносять у точку  $e$  на криву 1' для струму  $I_{cp3} = I_1$ , відкладають  $\Delta t_3$  і знаходять  $\tau_3$ . Якщо досягши струму  $I_1$ , двигуни відключаються, значення  $\tau_3$  (крапка  $f$ ) зносять на криву вибігу, наприклад  $V_3(t)$ .

За знайденими  $\tau_1, \tau_2, \tau_3, \dots$  і відповідно їм часом від початку роботи двигуна  $\Delta t_1, \Delta t_1 + \Delta t_2, \Delta t_1 + \Delta t_2 + \Delta t_3, \dots$  будують залежності  $\tau(t)$ , а потім  $\tau(l)$  за відомою кривою руху  $t(l)$ . Може виявитися, що для струму  $I_{cp}$  у деякому інтервалі  $\Delta t$  немає відповідної залежності  $\tau(t)$  на сітці температурних кривих. Тоді вдаються до побудови її в межах  $\Delta t$  за допомогою інтерполяції.

Незважаючи на вдавану простоту графічних операцій для визначення перевищень температури двигуна, цей спосіб трудомісткий і вимагає великої уважності при його використанні, особливо якщо число інтервалів значне. Слід врахувати також, що бажано мати кілька сіток температурних кривих для різних ступенів регулювання роботи двигуна (за напругою, зміною збудження, частоти та ін.). Розрахунок по одній лише сітці для найбільш часто застосовуваного режиму роботи двигуна на лінії приводить до додаткових неточностей. До того ж механізацію розрахунків і застосування ЕОМ тут важко використати.

#### **Аналітичний спосіб визначення перевищення температури двигуна.**

Аналітичний розрахунок заснований на застосуванні рівнянь (12.7) і (12.10) для кожного з інтервалів  $\Delta t$ , на які розбито час роботи двигуна на лінії. Допустимо, що для  $n$  послідовних інтервалів  $\Delta t_1, \Delta t_2, \dots, \Delta t_{k2}, \dots, \Delta t_n$  по теплових характеристиках встановлені теплові константи  $\tau_{\infty 1}, T_{\infty 1}; \tau_{\infty 2}, T_{\infty 2}; \dots; \tau_{\infty k}, T_{\infty k}; \dots; \tau_{\infty n}, T_{\infty n}$ . В інтервалах  $\Delta t$  руху поїзда під струмом  $T_i$  позначені еквівалентні постійні часу, а при русі без струму – приведені; відповідно в цих межах  $\tau_{\infty} = 0$ .

Тому що початкове перевищення температури в наступному інтервалі  $\Delta t$  дорівнює перевищенню її наприкінці попереднього, по рівнянню (12.7) одержують для інтервалів  $\Delta t_1, \Delta t_2, \dots, \Delta t_k$  відповідно:

$$\tau_1 = \tau_{\infty 1} - (\tau_{\infty 1} - \tau_0) e^{-\Delta t_1 / T_{\infty 1}}; \quad (12.29)$$

$$\tau_2 = \tau_{\infty 2} - (\tau_{\infty 2} - \tau_1) e^{-\Delta t_2 / T_{\infty 2}}; \quad (12.30)$$

.....

$$\tau_k = \tau_{\infty k} - (\tau_{\infty k} - \tau_{k-1}) e^{-\Delta t_k / T_{\infty k}}. \quad (12.31)$$

Для  $\Delta t_n$  після закінчення часу  $t_n = \sum_{i=1}^n \Delta t_i$

$$\tau_n = \tau_{\infty n} - (\tau_{\infty n} - \tau_{n-1}) e^{-\Delta t_n / T_{\infty n}}. \quad (12.32)$$

За обчисленими значеннями  $\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_k, \dots, \tau_n$  і відповідним їм часом від початку руху  $t_1 = \Delta t_1, t_2 = \Delta t_1 + \Delta t_2, \dots, t_n$  будують криву  $\tau(t)$  (рис. 12.13).

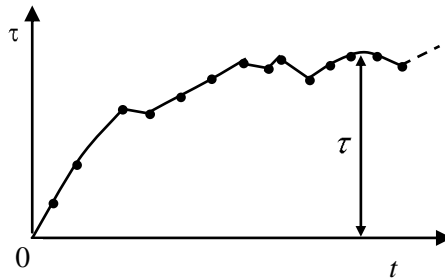


Рис. 12.13 – Розрахункова крива нагрівання двигуна

Розрахунки за виразами (12.29) ... (12.32) іноді спрощують, розклавши  $e^{-\Delta t / T_{\infty}}$  в ряд Маклорена, і використовують перші два члени ряду  $e^{-\Delta t / T_{\infty}} = 1 - \Delta t / T_{\infty}$ . Тоді одержують рівняння:

для режимів тяги й електричного гальмування

$$\tau_k = (\tau_{\infty k} - \tau_{k-1}) \frac{\Delta t_k}{T_{\infty k}} + \tau_{k-1} \quad (12.33)$$

або

$$\Delta \tau_k = \tau_k - \tau_{k-1} = (\tau_{\infty k} - \tau_{k-1}) \frac{\Delta t_k}{T_{\infty k}}; \quad (12.34)$$

для режиму вибігу і на зупинці

$$\tau_k = \tau_{k-1} - \tau_{k-1} \frac{\Delta t_k}{T_{npk}} \quad (12.35)$$

або

$$\Delta \tau_k = \tau_k - \tau_{k-1} = -\tau_{k-1} \frac{\Delta t_k}{T_{npk}}. \quad (12.36)$$

Розрахунок зручно проводити за допомогою таблиці 12.3.

Таблиця 12. 3 – Розрахункові дані для побудови кривої нагрівання

№ п/п	РЕЖИМ	$\Delta t_k,$ с	$t_{\Sigma},$ с	$V_{k,cp},$ км/год	$I_{k,}$ ср, А	$T_{\Sigma k}, T_{npk},$ "с" або "хв"	$\frac{\Delta t_k}{T_{\Sigma k}},$ $\frac{\Delta t_k}{T_{npk}}$	$\tau_{\infty 0},$ °С	$\tau_{\infty k} - \tau_{k-1},$ °С	$\Delta \tau_k,$ °С	$\tau_k,$ °С
	Тяга ПП Тяга ОП Вибіг Гальмуван ня ОП Гальмуван ня ПП										

Інтервал часу вибирають з умови, щоб зміна струму двигуна по кривій  $I(t)$  або швидкості по кривій  $V(t)$  були незначні і щоб значення

$$\frac{\Delta t}{T_{\Sigma}} \leq 0,1 \quad \text{або} \quad \frac{\Delta t}{T_{np}} \leq 0,1.$$

Теплові параметри  $\tau_{\infty}$ ,  $T_{\Sigma}$  або  $T_{np}$  знаходять за раніше побудованими залежностями відповідно до режиму руху поїзда. Значення  $\tau_{k-1}$  відповідає перегріву обмотки якоря в попередньому інтервалі часу  $\Delta t_{k-1}$  або швидкості  $V_{k-1}$  ( $k=1, 2, 3, \dots, n$ )...

За даними табл. 12.3 будують криву нагрівання  $\tau(t)$  на одному графіку з кривими  $V(t)$  і  $I(t)$  (рис. 12.14).

## Розрахунок перевищення температури при повторних рейсах

Рухомий склад міського електротранспорту може робити за робочий день кілька рейсів з повторними циклами навантажень тягових двигунів. Якщо простої на кожному кінцевому пункті маршруту або ділянки однакові або мало розрізняються, досить розрахувати криву  $\tau(t)$  за перший рейс при  $\tau_0 = 0$ , щоб мати можливість обчислювати перевищення температури в будь-якій точці шляху для будь-якого наступного рейса.

Значення перегріву наприкінці рейса при їхній нескінченній кількості

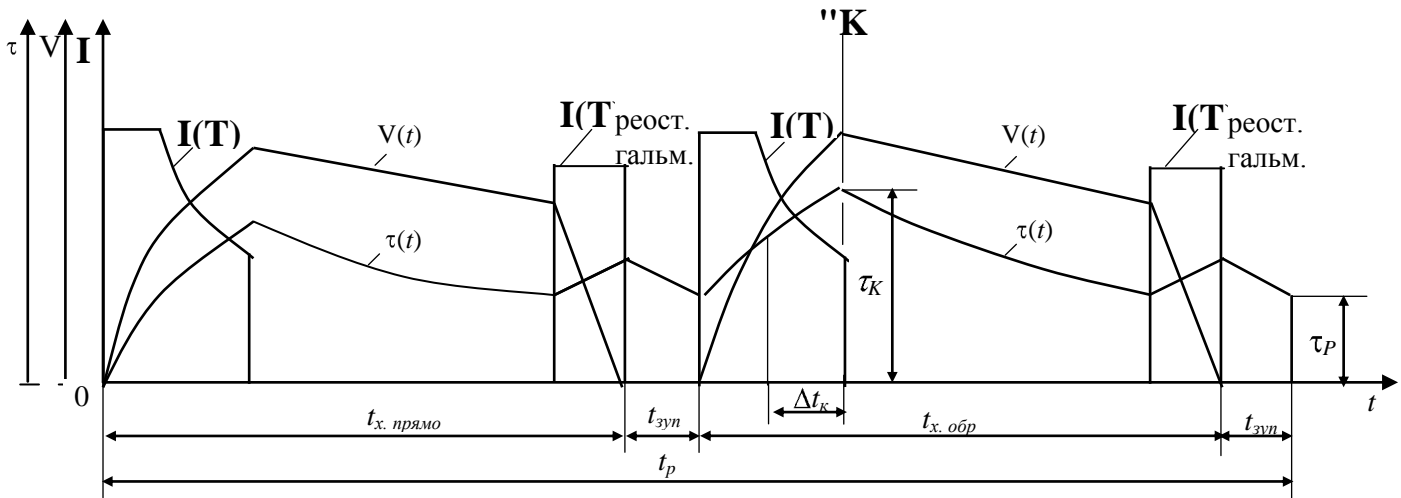


Рис. 12.14 – Приклад побудови кривої нагрівання двигуна  $\tau(t)$

$\tau_{m \rightarrow \infty}$  визначають за виразом

$$\tau_{m \rightarrow \infty} = \tau_p / \left( \sum_{i=1}^n \frac{\Delta t_i}{T_{\text{эи}}} \right)^0 C. \quad (12.37)$$

Тут  $\tau_p$  – перегрів (перевищення температури) наприкінці першого рейса,  $^{\circ}\text{C}$  (див. рис. 12.14);

$m$  – число рейсів;

$n$  – число послідовних інтервалів часу  $\Delta t_1, \Delta t_2, \dots, \Delta t_{\text{до}}, \dots, \Delta t_n$ , на які розбитий час рейсу  $t_p$ ;

$\sum_{i=1}^n \frac{\Delta t_i}{T_{\text{эи}}}$  – знаходиться підсумовуванням за весь рейс відповідних значень

$\Delta t/T_{\text{э}}$  табл. 12. 3.

Перевищення температури  $(\tau_k)_{m \rightarrow \infty}$  наприкінці  $k$ -го інтервалу часу  $\Delta t_k$  при кількості рейсів  $m \rightarrow \infty$  розраховують за формулою

$$(\tau_k)_{m \rightarrow \infty} = \tau_k + \tau_{m \rightarrow \infty} \cdot e^{-\sum_{i=1}^k \frac{\Delta t_i}{T_{\text{эл}}}}, \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (12.38)$$

Тут  $\tau_k$  – перевищення температури (перегрів) наприкінці  $k$ -го інтервалу часу  $\Delta t_k$  першого рейсу, що знаходять за побудованою кривою нагрівання  $\tau(t)$  (див. рис. 12.14);

$\tau_{m \rightarrow \infty}$  – перегрів наприкінці  $m$ -го рейсу при  $m \rightarrow \infty$ ;

$\sum_{i=1}^k (\Delta t_i / T_{\text{эл}})$  – знаходиться підсумовуванням  $\Delta t / T_{\text{эл}}$  за частину часу рейсу до точки  $k$  відповідного стовпця табл. 12.3.

Якщо перегрів  $(\tau_k)_{m \rightarrow \infty} < \tau_{\infty} = \tau_{\text{ном}}$ , тяговий двигун задовольняє вимогам за умовами нагрівання. "Небезпечною точкою"  $k$  щодо нагрівання є точка з перегрівом після тривалого протікання по двигуну струму в режимі тяги або гальмування зі значенням вище  $I_{\infty}$  (наприклад, точка  $k$  на рис. 12.14).

**Перевірка потужності тягових двигунів способом середнього квадратичного струму.** Якщо приблизно прийняти, що нагрів обмоток двигуна визначають тільки втрати  $rI^2$  і не враховувати зміну  $r$  від температури, то середня потужність цих втрат за час рейсу  $t_p$

$$\Delta P_{\text{cp}} = \frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} rI^2 dt = \frac{r}{t_p} \int_0^{t_p} I^2 dt. \quad (12.39)$$

Інтеграл  $\int_0^{t_p} I^2 dt$  умовно називають *витратою квадратичного струму*.

Підставивши у вираз (12.39) середній квадратичний струм двигуна

$$I_{\text{эф}} = \sqrt{\frac{1}{t_p} \int_0^{t_p} I^2 dt},$$

одержують

$$\Delta P_{\text{cp}} = rI_{\text{эф}}^2. \quad (12.40)$$

При цих втратах сталий перегрів двигуна

$$\tau_{\infty} = rI_{\text{эф}}^2 / B_{\text{эл.ср}},$$

де  $B_{\text{эл.ср}}$  – середня еквівалентна тепловіддача за час роботи двигуна.

Значення  $\tau_{\infty}$  не повинне перевищувати встановлену норму  $\tau_{ном}$  при потужності двигуна в тривалому режимі:

$$\tau_{ном} = rI_{\infty}^2 / B_{\infty},$$

де  $B_{\infty}$  - еквівалентна тепловіддача при струмі  $I_{\infty}$ .

$$\text{Отже, } rI_{\infty}^2 / B_{\infty} \leq rI_{\infty}^2 / B_{\infty}, \text{ звідки } I_{\infty}^2 \leq I_{\infty}^2 \frac{B_{\infty}}{B_{\infty}} \text{ або } I_{\infty}^2 \leq I_{\infty}^2 / K_B, \text{ якщо}$$

$$K_B = B_{\infty} / B_{\infty}.$$

Таким чином, наближена перевірка придатності двигуна за потужністю зводиться до порівняння середнього квадратичного струму навантаження двигуна з його струмом тривалого режиму.

Тепловіддача  $B_{\infty}$  відрізняється від  $B_{\infty}$  в основному тому, що кутова швидкість двигуна на лінії менше, ніж при потужності тривалого режиму, внаслідок наявності періодів руху без струму і зупинок. При незалежній вентиляції  $K_B = 1$ , а при самовентиляції  $K_B = 1,05 \dots 1,15$

Для двигунів із самовентиляцією

$$K_B = \frac{B_{\infty}}{B_{\infty}} \approx \frac{V_{\infty}}{V_{cp}}, \quad (12.41)$$

де  $V_{\infty}$  - швидкість руху, що відповідає тривалому режиму роботи двигуна; визначається за струмом  $I_{\infty}$  тривалого режиму при номінальній напрузі  $U_{ном}$  і швидкісній електромеханічній характеристиці  $V(I)$  для повного поля  $\alpha = 1$  (якщо немає для даного двигуна окремих вказівок, що тривала потужність відповідає іншому значенню  $\alpha$ );

$V_{cp}$  – середня швидкість повідомлення на ділянці (маршруті), що може бути визначена за формулою

$$V_{cp} = \frac{L}{t_p} \cdot 3,6, \text{ км/год} \quad (12.42)$$

де  $L$  – довжина ділянки (маршруту), м;

$t_p$  – час руху на ділянці (маршруті), с.

Вводячи поправочний коефіцієнт  $K_H > 1$  при  $I_{\infty}^2$ , враховують вплив нерівномірності розподілу навантажень між спільно працюючими двигунами. Для двигунів з м'якими характеристиками  $K_H = 1,05 \dots 1,15$ , а з жорсткими  $K_H = 1,15 \dots 1,25$  (при паралельному з'єднанні двигунів послідовного збудження можна прийняти  $K_H = 1,1$ , змішаного збудження –  $1,15$ , паралельного збудження –  $1,25$ ). При сучасних системах керування, що

передбачають вирівнювання навантажень двигунів, значення  $K_H$  може бути істотно знижено.

Беручи до уваги перевантаження двигунів на крутих елементах профілю, при пуску, а також покладені в основу розглянутого методу допущення, вводять ще коефіцієнт запасу  $K'_3$ . Залежно від профілю лінії й умов руху  $K'_3 = 1, 1,1, \dots, 1,2$ .

У результаті придатність тягового двигуна за потужністю визначають співвідношенням

$$I_{\text{эф}}^2 \leq \frac{I_{\infty}^2}{K_B \cdot K_H \cdot K'_3} \quad \text{або} \quad I_{\text{эф}} \leq \frac{I_{\infty}}{K_3}, \quad (12.43)$$

де  $K_3 = \sqrt{K_B \cdot K_H \cdot K'_3} \approx 1,1 \dots 1,2$ .

При розрахунках інтеграл  $\int_0^{t_p} I^2 \cdot dt$  заміняють сумою  $\sum_1^n I_{\text{ср.і}}^2 \cdot \Delta t_i$ , де  $I_{\text{ср.і}}$  – середні струми двигуна, обумовлені в інтервалі  $\Delta t_i$  по кривих  $I(t)$  струму двигуна в режимах тяги й електричного гальмування.

Криві  $I(t)$  струму двигуна будують з використанням електромеханічних характеристик  $V(I)$  двигуна на ободі колеса і струмових характеристик електричного гальмування. За кривими руху  $V(l)$  і  $t(l)$  встановлюють значення  $V$  і  $t$ , а потім залежно від режиму руху по електромеханічних характеристиках  $V(I)$  – значення струму двигуна.



### 13. ЕЛЕКТРОРУХОМИЙ СКЛАД З ЧАСТОТНО-РЕГУЛЬОВАНИМ АСИНХРОННИМ ТЯГОВИМ ПРИВОДОМ

**Переваги безколекторних тягових двигунів.** Застосовані на електрорухомому складі тягові двигуни постійного струму поряд із задовільними тяговими властивостями й експлуатаційними показниками (високе використання потужності в діапазоні робочих швидкостей руху, рівномірний розподіл навантажень між двигунами одного екіпажа, мінімальна зміна струму при різких змінах підведеної напруги, досить повне використання сили зчеплення колес з рейками) володіють і серйозними недоліками. Вони обумовлені насамперед наявністю колекторно-щіткового вузла, що знижує надійність тягових двигунів, збільшує витрати на їхнє технічне обслуговування. Крім цього двигуни постійного струму є напруженими в комутаційному і тепловому відношенні, частота обертання їх обмежена механічною міцністю обмотки якоря і колектора.

Найпростіші за конструкцією асинхронні тягові двигуни (АТД) з короткозамкненим ротором при частотному регулюванні повністю задовільняють умовам і вимогам електричної тяги. У них немає необхідності виконувати роботи з поточного обслуговування колектора і щіток; при тих же габаритах виявляється можливим створити двигун більшої потужності, чим колекторний, тому що відпадають обмеження за міцністю обмоток якоря і колектора. Отже асинхронний тяговий двигун з короткозамкненим ротором допускає велику частоту обертання, має меншу масу, меншу вартість і високу надійність. Витрата міді при виробництві асинхронних тягових двигунів може бути зменшена у порівнянні з витратою на колекторні тягові двигуни постійного струму в 2, 5...3 рази при однакових потужностях і моментах.

Перераховані переваги асинхронного тягового привода, підтверджені випробуваннями та експлуатацією вагонів метрополітену в Західному Берліні, Хельсінкі, Осаці та інших містах, настільки істотні, що перспективність такого тягового привода не викликає сумнівів.

Однак для живлення асинхронних двигунів доводиться мати складні перетворювачі енергії, що дозволяють змінювати систему струму і напруги. Роль колектора як перетворювача постійного струму в змінний струм регульованої частоти в тяговому асинхронному приводі виконує напівпровідниковий перетворювач частоти.

**Системи з напівпровідниковими перетворювачами.** Розглянемо деякі принципові питання, що дозволяють перейти від розгляду колекторних машин до асинхронних тягових двигунів.

Якірна обмотка найпростішої машини постійного струму (рис. 13.1,а) складається з трьох котушок (вони можуть бути багатовитковими) і колектора (три колекторні пластини). У цьому варіанті конструкції машини постійного струму при живленні її постійним струмом  $I_d$  струм у котушках матиме форму, показану в нижній частині рис. 13.1,а, з обліком того, що період комутації

значно коротше періоду зміни струму в котушці. Тривалість протікання струму  $I_d$  в одній котушці й в одному напрямку протягом  $120^\circ$  ел. обумовлена наявністю трьох колекторних пластин. Котушки якірної обмотки зміщені в просторі на  $120^\circ$ , тому в них протікає трифазний струм, з якого може бути виділена перша гармонійна складова (штрихова лінія).

Кожну колекторну пластину можна замінити двома напівпровідниковими вентилями, що дозволяє перейти від механічного комутатора (колектора) до напівпровідникового електронного комутатора, найпростіша схема якого подана на рис. 13.1,б. Для роботи в режимі двигуна напівпровідникові вентилялі мають бути керованими, а електронний комутатор буде служити в цьому випадку інвертором.

Формування трифазних струмів і створення обертової МРС у симетричній трифазній статорній обмотці електронним комутатором (інвертором) може бути виконано двома способами. При одному з них (рис. 13.2,а) струм  $I_d$  обтікає одночасно дві фази, створюючи результуючу МРС  $F_1$  для розглянутого інтервалу часу. Переключивши струм  $I_d$  з фази В на фазу С при збереженні струму у фазі А одержимо нове положення МРС  $F_1'$ . Дотримуючись необхідного чергування переключення струму у фазах, можна забезпечити обертання МРС і поля статора. Частота обертання поля, як звичайно, пропорційна частоті зміни живлячого струму  $f_1$  і зворотно пропорційна числу пар полюсів  $p$ :  $n_1 = f_1 \cdot 60 / p$ . При зазначеному способі формування МРС  $F_1$  ідеалізована форма фазних струмів матиме вигляд, показаний на рис. 13.1,а і б.

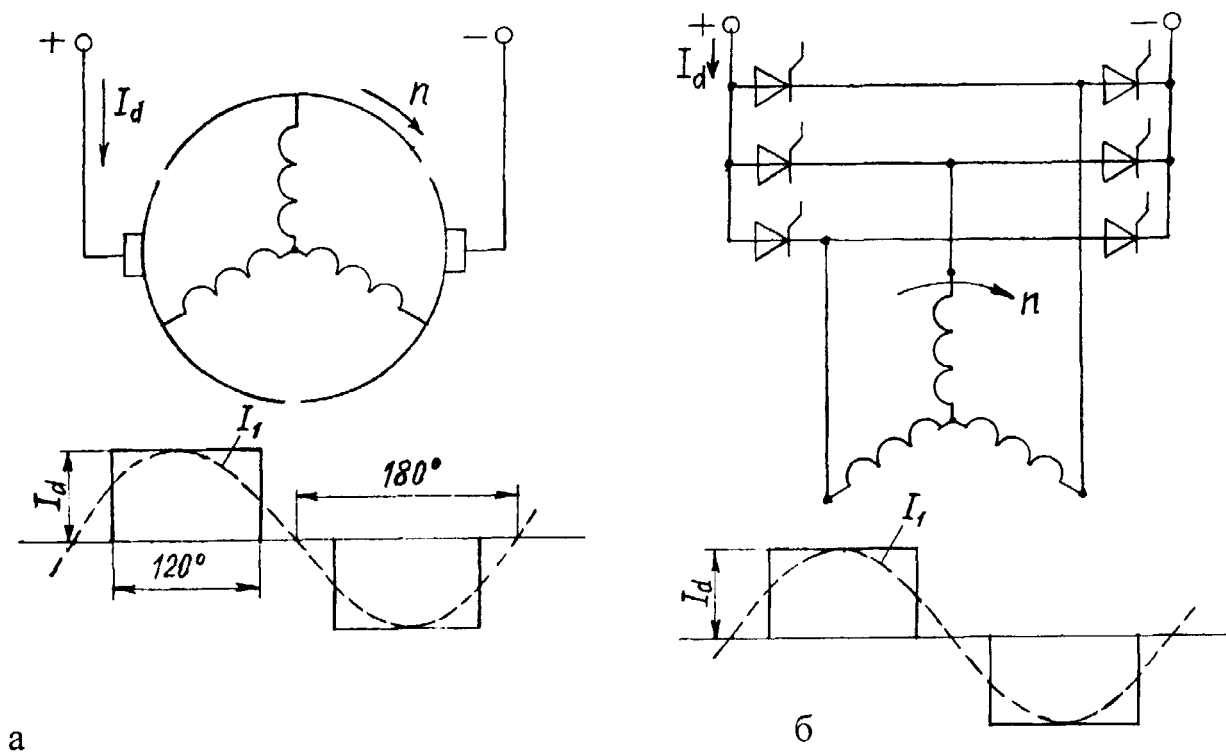


Рис. 13.1 – Схема трифазного двигуна і фазні струми при механічному (а) і електронному (б) комутаторах

Формування трифазної системи струмів у трифазній обмотці може бути забезпечено й іншим способом. Струм  $I_d$  може обтікати всі три фази, причому в одній з них буде протікати повний струм  $I_d$ , а в двох інших –  $I_d / 2$ . Як впливає з рис. 13.2,б, у цьому випадку для зміни положення вектора  $F_1$  у просторі необхідно змінити напрямок струму у фазі В. Такий спосіб формування обертової в просторі МРС статорної обмотки  $F_1$  приведе до ідеалізованої форми фазних струмів, показаної в нижній частині рис. 13.2,б.

Розходження в способах формування МРС статорної обмотки асинхронних двигунів обумовлює принципові розходження в схемах живлячих їх інверторів. Це питання розглядається у спеціальній літературі. Стосовно до тягового двигуна різна ідеалізована форма фазних струмів приведе до різного складу вищих тимчасових гармонік струму і напруги, що може вплинути на робочий процес машини.

На закінчення необхідно звернути увагу на взаємозв'язок процесів у перетворювачі частоти (інверторі) і тяговому двигуні. Інвертор також повинний бути зв'язаний з обмоткою статора як механічний комутатор (колектор) з обмоткою якоря. Необхідність у створенні обертової МРС обмотки з визначеною частотою задає строгий закон регулювання переключення струмів у тиристорах інвертора. Цього ж вимагає забезпечення режимів роботи тягового двигуна за електромагнітним моментом. Враховувати цей взаємозв'язок процесів в інверторі і тяговому двигуні необхідно як при виборі оптимального варіанта перетворювача, так і при проектуванні АТД.

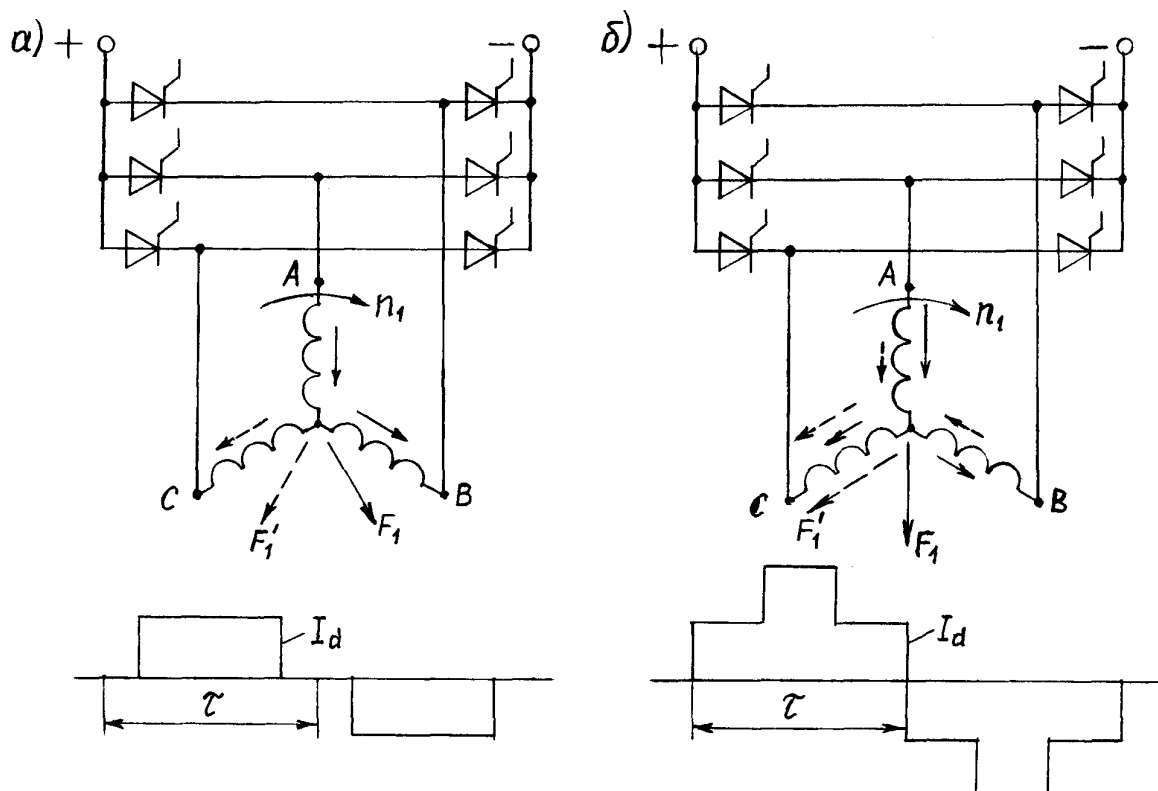


Рис. 13.2 – Умови формування обертової МРС і ідеалізована форма фазових струмів для інвертора струму (а) і напруги (б)

Головним в освоєнні системи тяги з АТД є поряд з подальшим удосконаленням їхньої конструкції створення найбільш простих, надійних і економічних перетворювачів енергії, що мають найкраще співвідношення потужності й основних параметрів вузлів. Перетворювачі і вся система живлення АТД у цілому повинні мати достатню надійність і високий ККД, тому що його зниження тільки на 2...2,5% у порівнянні з існуючим ЕРС поглине усю вигоду від застосування цих двигунів. Щоб вирішити ці проблеми, необхідно, по-перше, вибрати найкращу структурну схему самого перетворювача, тобто число і схему з'єднання функціональних блоків, ступінь резервування; по-друге, створити систему керування перетворювачем, що володіє достатньою точністю і високою швидкістю, що залежить головним чином від похибок і власного часу використаних елементів. Система повинна плавно регулювати режими роботи перетворювача і двигуна у всьому можливому діапазоні без шкідливого (індуктивного) впливу на системи зв'язку, сигналізації і т.п.

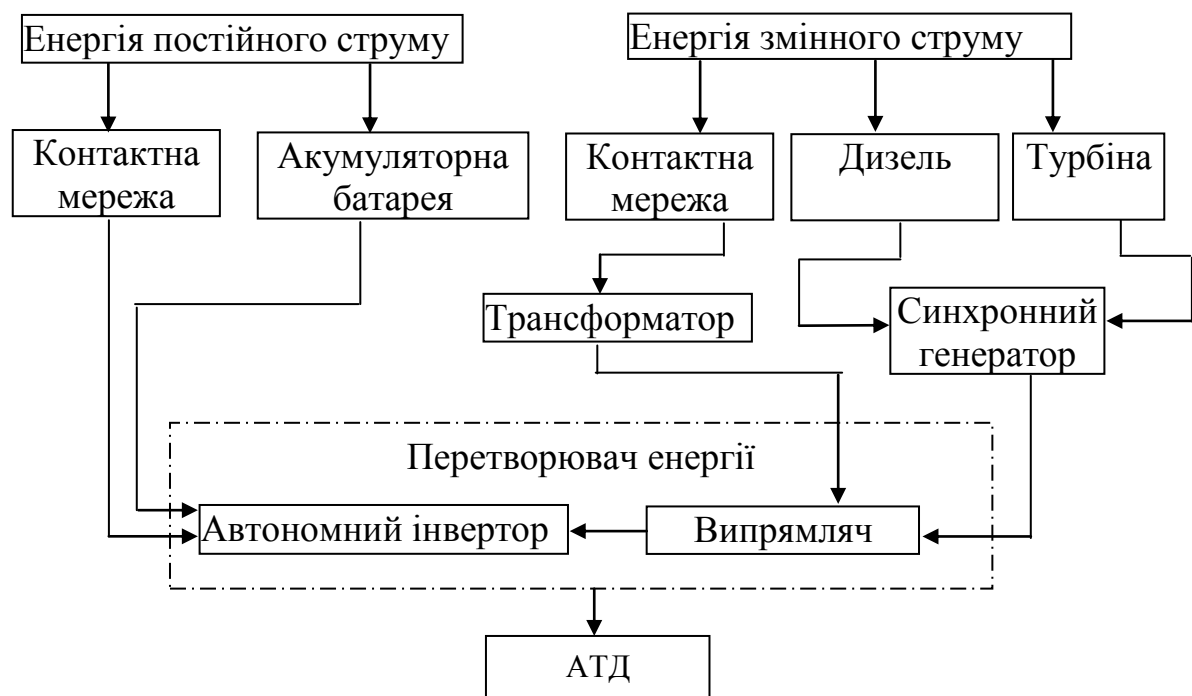


Рис. 13.3 – Системи перетворення енергії на ЕРС з АТД

Завдяки тому що тиристорні перетворювачі забезпечують можливість регулювання різних параметрів у широких межах, асинхронні тягові двигуна можуть бути застосовані на ЕРС будь-якого типу (рис. 13.3).

Принципова силова схема ЕРС з асинхронними короткозамкненими тяговими двигунами представлена на рис. 13.4. Основне обладнання такого ЕРС складається з автономного інвертора напруги АИН, асинхронного тягового двигуна АТД і системи штучної комутації, не показаної на рисунку. Для подолання вищих гармонік на вході автономного інвертора встановлений  $L_{\phi} - C_{\phi}$  — фільтр. Тому із кола джерела живлення споживається практично постійний струм. Автономний інвертор формує трифазну напругу змінної частоти, яка подається на обмотку статора двигуна.

У будь-який момент живлення тягового двигуна здійснюється через три групи тиристорів, при цьому в одній з фаз обмотки статора протікає повний струм  $I_d$ , а в двох інших фазах – струми  $I_d / 2$ . Кут відкриття кожної тиристорної групи постійний і дорівнює  $180^\circ$ . На рис. 13.5,а представлена діаграма розгорнення кутів відкриття тиристорних груп інвертора, на рис. 13.5,б – напрямок струмів у кожній фазі обмотки статора двигуна і положення вектора результуючої МРС обмотки статора в момент роботи даної тиристорної групи.

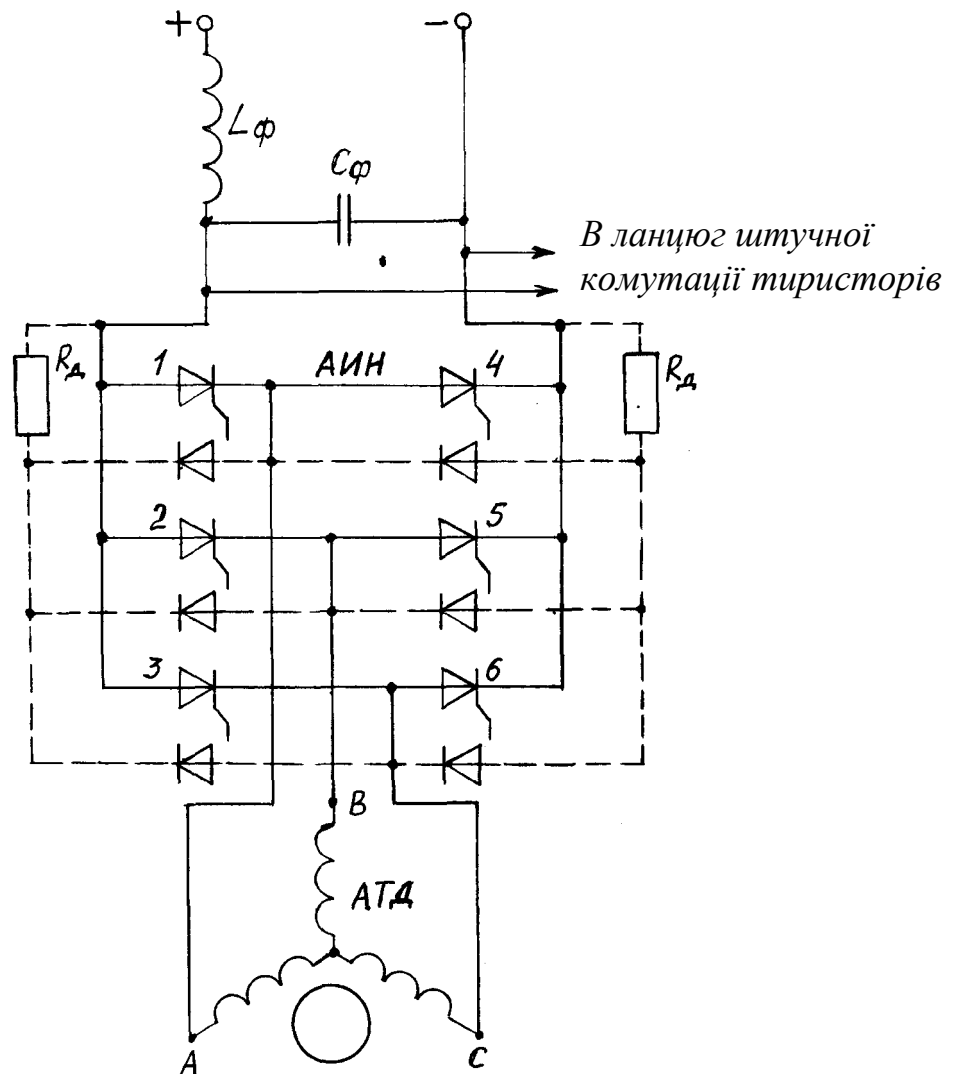


Рис. 13.4 – Принципова електрична силова схема ЕРС з АТД

З рис. 13.5,б видно, що при кожному переключенні групи тиристорів рис. 13.4 – вектор результуючої МРС  $F_1 = \frac{3}{2} F$ , де  $F$  – МРС фази, яка обтікається струмом  $I_d$ , повертається за годинниковою стрілкою на  $60^\circ$ . За один період вектор результуючої МРС повертається на два полюсних розподіли, причому його напрямок завжди збігається з віссю тієї фази, струм у якій максимальний. Обертовий магнітний потік, створений результуючою МРС обмотки статора, взаємодіючи з наведеними струмами в провідниках короткозамкненої обмотки ротора, створює обертаючий момент, що діє на ротор.

Комутація тиристорів інвертора здійснюється примусово за допомогою спеціальних конденсаторів. Справа в тому, що в короткозамкненому асинхронному тяговому двигуні неможливо здійснити природну комутацію тиристорів, при якій зменшення струму в тиристорі до нуля відбувається під дією ЕРС у контурі комутації. Для цього потрібно мати фазний струм, що випереджає фазну ЕРС, як, наприклад, у синхронному двигуні. У короткозамкненому асинхронному двигуні фазний струм відстає від фазної ЕРС. Тому доводиться влаштовувати штучну комутацію, тобто примусову, у необхідний момент знижувати струм тиристора до нуля і, отже, виключати його.

При асинхронному тяговому двигуні для забезпечення протікання фазних струмів необхідні діоди зворотного струму, ланцюги яких показані на рис. 13. 4 штриховими лініями. Відзначені особливості системи не тільки викликають ускладнення перетворювача, але й обумовлюють виникнення високочастотних пульсацій напруги і струму двигуна, які впливають на пристрої зв'язку і телемеханіки. Для їхнього зменшення застосовують фільтри.

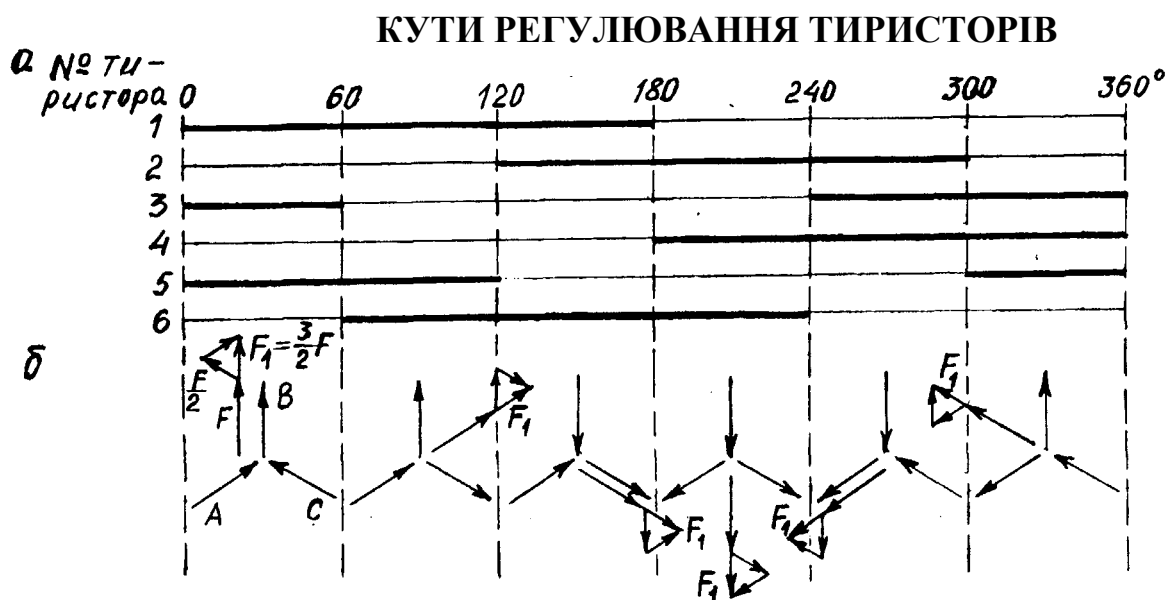


Рис. 13.5 – Діаграма розгорнення кутів відкриття тиристорів (а) і поворот вектора МРС трифазної обмотки (б)

#### **РЕГУЛЮВАННЯ РЕЖИМІВ РОБОТИ АСИНХРОННОГО ТЯГОВОГО ДВИГУНА**

Асинхронний двигун працює за принципом взаємодії обертового магнітного поля статора і струму, що виникає в роторі під впливом наведеної ЕРС.

Одним з важливих параметрів режимів роботи асинхронного двигуна є відносне ковзання

$$s = (n_1 - n_2) / n_1, \quad (13.1)$$

де  $n_1$  – частота обертання магнітного поля статора;  $n_2$  – частота обертання ротора.

Тому що частота струму, що живить обмотку статора (або електрична частота обертання магнітного поля статора)  $f_1 = p \cdot n_1/60$ , а електрична частота обертання ротора  $f_2 = p \cdot n_2/60$ , то

$$s = (f_1 - f_2)/f_1. \quad (13.2)$$

Різницю  $f_1 - f_2 = \Delta f$  називають *абсолютною електричною частотою ковзання ротора*. ЕРС, що наводиться в обертовому роторі, має саме цю частоту. Абсолютна електрична частота ковзання ротора  $\Delta f$  зв'язана з його відносним ковзанням залежністю, обумовленою на підставі виразу (13.2), як  $\Delta f = s \cdot f_1$ .

Відносне ковзання міняється від  $s = 1$  при нерухомому роторі до  $s = 0$ , що відповідає синхронній частоті обертання ротора. Робочою частиною механічної характеристики  $M(s)$  є її відрізок, укладений в інтервалі зміни ковзання від  $s = 0$  до  $s \leq s_{кр}$ , за яким лежить область нестійкої роботи. Запас стійкості (перевантаження) двигуна визначають як відношення максимального або критичного моменту, що відповідає критичному  $s_{кр}$  ковзанню, до його номінального моменту:

$$K_{\pi} = M_{\max}/M_{\text{ном}}. \quad (13.3)$$

Для умов тяги й електричного гальмування відносне ковзання  $s$  не повністю визначає режим роботи асинхронного двигуна: при русі поїзда приходится регулювати швидкість, а отже,  $f_1$  і  $f_2$ . Виявляється можливим регулювати і напругу, яка підводиться до тягового двигуна. Тому режими роботи асинхронного тягового двигуна можуть бути найрізноманітнішими при тому самому відносному ковзанні  $s$ . Коли ще врахувати, що максимальний момент двигуна також залежить від величини прикладеного до нього напруги і частоти струму, що живить статор, то при зміні режимів роботи тягового двигуна буде змінюватися і запас його стійкості  $K_{\pi}$ .

Для того щоб встановити найбільш ефективні закони регулювання режимів роботи асинхронного тягового двигуна, розглянемо залежність електромагнітного обертаючого моменту  $M$ , Н·м, від його параметрів:

$$M = \frac{9,81 p m_1 r_2' U_1^2 \cdot s}{2 \pi f_1 [(C_1 r_2' + s r_1)^2 + (x_1 + C_1 x_2')^2 s^2]}, \quad (13.4)$$

де  $p$  і  $m_1$  – число пар полюсів і число фаз обмотки статора;  $r_1$  і  $x_1$  – активний і індуктивний опори обмотки статора, Ом;  $C_1$  – постійна статора, що вважають рівною 1;  $r_2'$  і  $x_2'$  – приведені до параметрів кола статора активний і індуктивний опори ланцюга ротора, Ом;  $U_1$  – напруга живлення, прикладена до однієї фази

обмотки статора, В; зневажаючи падінням напруги в обмотці статора, вважаємо  $U_1 \approx E_1$ , де  $E_1$  – ЕРС фази обмотки статора.

Оскільки відносне ковзання при нормальній роботі асинхронного тягового двигуна мале, то вважаючи  $s^2 = 0$  і зневажаючи активним опором обмотки статора, тобто думаючи  $s r_1' \approx 0$ , запишемо в компактній формі:

$$M = C U_1^2 \cdot s / f_1, \quad (13.5)$$

де  $C = 9,81 p m_1 / (2 \pi f_1')$ .

Оскільки навантаження тягового двигуна, а отже, і його обертаючий момент міняються в експлуатації в широких межах, важливо дотримуватись умови, що забезпечить найбільш економічну роботу тягового двигуна. Вона полягає в тому, що при всіх можливих режимах роботи потужність втрат у двигуні повинна бути мінімальною, тобто

$$\Delta P_{\min} = (\Delta P_{\text{мх}} + \Delta P_{\text{м}} + \Delta P_2)_{\min} = \text{const}, \quad (13.6)$$

де  $\Delta P_{\text{мх}}$  і  $\Delta P_{\text{м}}$  – механічні й магнітні втрати в двигуні, Вт, які у першому наближенні вважають не залежними від навантаження двигуна, тобто від струму ротора  $I_2$ ;  $\Delta P_2 = M(\omega_1 - \omega_2)$  – втрати в роторі, Вт;  $\omega_1$  і  $\omega_2$  – кутові швидкості обертання поля статора і ротора, рад/с.

Різницю кутової швидкості обертання поля статора  $\omega_1 = 2\pi \cdot f_1 / p$  і кутової швидкості ротора  $\omega_2 = 2\pi \cdot f_2 / p$  називають *абсолютним ковзанням ротора*, рад/с:

$$\Delta \omega = \omega_1 - \omega_2 = \frac{2\pi}{p} (f_1 - f_2) = \frac{2\pi}{p} \Delta f. \quad (13.7)$$

Таким чином, втрати в роторі, Вт,

$$\Delta P_2 = \frac{2\pi}{p} M (f_1 - f_2) = \frac{2\pi}{p} M \cdot \Delta f. \quad (13.8)$$

Отже умова  $\Delta P_{\min} = \text{const}$  вимагає того, щоб абсолютна різниця частот обертання поля статора і ротора (абсолютне ковзання  $\Delta \omega$ ) була мінімальною і постійною у всіх режимах:

$$\Delta f = (f_1 - f_2)_{\min} = \text{const}. \quad (13.9)$$

Щоб виявити способи реалізації умови (13. 9), розглянемо два режими навантаження двигуна. У першому з них напруга, що живить статор, дорівнює  $U_1$  і частота його  $f_1$ , у другому – відповідно  $U_1'$  і  $f_1'$ . Відносне ковзання ротора в першому і другому режимах відповідно

$$s_1 = (f_1 - f_2) / f_1 \text{ и } s_1' = (f_1' - f_2') / f_1'.$$



Обертаючий момент двигуна в першому режимі на підставі виразу (13.5)

$$M_1 = C \frac{U_1^2}{f_1} \cdot \frac{f_1 - f_2}{f_1} = C \frac{U_1^2 (f_1 - f_2)}{f_1^2}, \quad (13.10)$$

у другому режимі

$$M'_1 = C \frac{(U'_1)^2}{f'_1} \cdot \frac{f'_1 - f'_2}{f'_1} = C \frac{(U'_1)^2 (f'_1 - f'_2)}{(f'_1)^2}. \quad (13.11)$$

Оскільки за умовою (13. 9) сталості втрат у двигуні повинна бути витримана рівність  $(f_1 - f_2)_{\min} = (f'_1 - f'_2)_{\min} = \text{const}$ , то на підставі виразів (13.10) і (13.11) відношення обертаючих моментів при розглянутих режимах складе

$$\frac{M_1}{M'_1} = \frac{U_1^2}{(U'_1)^2} \cdot \frac{(f'_1)^2}{f_1^2}. \quad (13.12)$$

Звідси

$$\frac{U_1}{U'_1} = \frac{f_1}{f'_1} \sqrt{\frac{M_1}{M'_1}}. \quad (13.13)$$

Отже, оптимальний режим роботи асинхронного короткозамкненого двигуна визначається співвідношенням трьох його параметрів: напруги  $U_1$ , його частоти  $f_1$  і обертаючого моменту  $M_1$ . Змінюючи співвідношення між цими параметрами за законом (13.13), можна забезпечити роботу асинхронного двигуна з мінімальними втратами, тобто з найбільшим ККД,  $\cos \varphi$ , і постійною перевантажувальною здатністю. При великих навантаженнях слід враховувати вплив падіння напруги в обмотці статора, яким дотепер зневажали. Тому для одержання найкращих показників роботи двигуна вводять корективи в закон регулювання, що враховують фактичну напругу на обмотці статора. З цією метою на рухомому складі передбачені системи автоматичного регулювання роботи двигунів.

Оскільки режим роботи рухомого складу характеризується швидкістю руху  $V$ , км/год, і силою тяги  $F$ , кН, то, з огляду на те, що  $V = 0,1885 \frac{D}{\mu} \cdot \frac{60 \cdot f_1}{p} (1-s)$ , або приблизно на робочій галузі характеристики, де  $s$  мале,  $V = 0,1885 \frac{D}{\mu} \cdot \frac{60 \cdot f_1}{p} = C_1 f_1$ , а  $F = \frac{2M}{D} \mu \eta_s = C_2 M$ , одержимо на підставі виразу (13.13) загальний закон регулювання режимів роботи рухомого складу з асинхронними тяговими двигунами у вигляді

$$\frac{U_1}{U'_1} = \frac{V_1}{V'_1} \sqrt{\frac{F_1}{F'_1}}. \quad (13.14)$$

Тут швидкість руху  $V_1$  і сила тяги  $F_1$  відповідають частоті  $f_1$  живлячої напруги  $U_1$ , а  $V_1'$  і  $F_1'$  - частоті  $f_1'$  живлячої напруги  $U_1'$ .

Найбільш характерні закони регулювання роботи ЕРС представлені на рис. 13.6 ( $V_{ном}$  – швидкість виходу на номінальну характеристику). Крпка **1** відповідає номінальній потужності тягового двигуна  $P_{ном}$ , що може підтримуватися до крпки **2**. При конструкційній швидкості  $V_{max}$  звичайно потрібна потужність менше номінальної або близька до неї.

Для ЕРС конкретних типів точки **1** і **2** можуть зміщуватися на осі швидкостей. Точці **3** теж може відповідати різне значення потужності. Для колекторних тягових двигунів реалізація значної потужності при конструкційній швидкості  $V_{max}$  викликає ускладнення за умовами струмознімання, для АТД цього обмеження немає.

Графіки вхідних параметрів АТД (рис. 13.7) досить схожі з вхідними параметрами тягових двигунів постійного струму при наявності плавного регулювання напруги. Вихід на номінальну напругу  $U_{1ном}$  здійснюється звичайно при швидкості  $V_{ном}$  або близькій до неї.

З характерних графіків навантаження, представлених на рис. 13.6 і 13.7, випливає, що для АТД потрібно мати принаймні два регульованих параметри: напруга  $U_1$  і частоту його  $f_1$ , що приблизно пропорційна швидкості руху  $V$ . Але регулювання тільки цих параметрів може не забезпечити необхідні режими навантаження за потужністю і силою тяги.

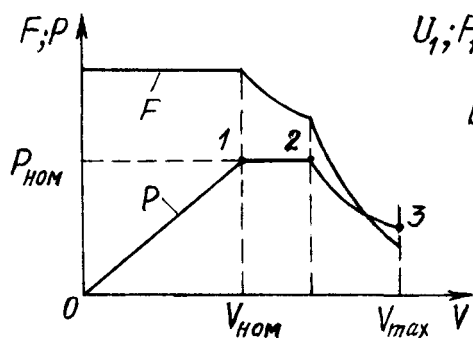


Рис. 13.6 – Залежності потужності  $P$  і сили тяги  $F$  від швидкості  $V$

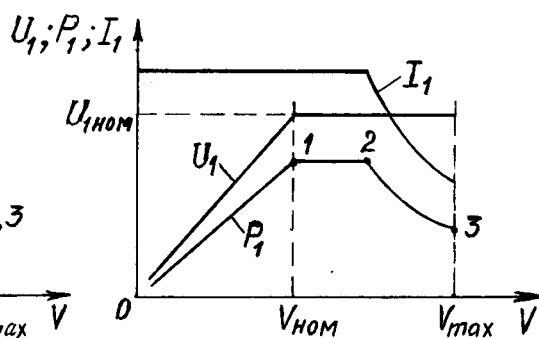


Рис. 13.7 – Залежності підведеної потужності  $P_1$ , фазної напруги  $U_1$  і фазного струму статора  $I_1$  АТД від швидкості руху

З графіків зміни параметрів режиму (рис. 13.8) випливає необхідність регулювання ще одного параметра. Криві  $P_1(V)$  і  $F(V)$  збережені такими ж, як і на рис. 13.6. На рис. 13.8 показані також залежності потоку  $\Phi$ , ЕРС  $E_1$  і частоти струму ротора  $\Delta f = f_1 \cdot s$  залежно від швидкості руху  $V$ .

Для збереження значної сили тяги при розгоні поїзда в зоні швидкостей  $0 - V_{ном}$  треба мати постійний найбільший електромагнітний момент. Для того щоб одержати найбільший момент при найменшому струмі, бажано реалізовувати режим розгону з найбільшим магнітним потоком, що і відображено на рис. 13.8.

Рис. 13. 8 – Криві зміни параметрів режиму АТД залежно від швидкості

Обертаючий момент двигуна визначається взаємодією магнітного потоку  $\Phi$  и струму  $I_2'$ , приведенного до параметрів ланцюга статора:

$$M = \frac{1}{2\sqrt{2}} \cdot p \cdot N_2 \cdot I_2 \cdot \Phi \cdot \cos\psi_2 \quad (13.15)$$

або

$$M = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot p \cdot m_1 \cdot w_1 \cdot K_{об1} \cdot \Phi \cdot I_2' \cdot \cos\psi_2, \quad (13.16)$$

де  $N_2$  – число стержнів роторної обмотки;  $I_2$  і  $I_2'$  – струм у стержні ротора і значення його, приведене до параметрів обмотки статора;  $w_1$  і  $K_{об1}$  – число витків у фазі й коефіцієнт обмотки статора;  $\psi_2$  – кут зрушення між векторами струму і ЕРС роторної обмотки:  $\cos\psi_2 = r_2 / \sqrt{r_2^2 + (2\pi \cdot \Delta f \cdot L_2)^2}$ ;  $r_2$  – еквівалентний активний опір стержня роторної обмотки або неприведений її опір;  $L_2$  – індуктивність стержня роторної обмотки від потоків розсіювання.

Рівняння (13.15) і (13.16) найбільш повно відповідають фізичній природі виникнення обертаючого моменту, що для всіх електричних машин дорівнює добуткові повного магнітного потоку на повний струм:

$$M = K(p\Phi)(N_2 I_2) \cos\psi_2, \quad (13.17)$$

де  $K$  – коефіцієнт пропорційності.

Корисний ще один вираз для електромагнітного моменту, що встановлює зв'язок між  $M$ ,  $\Phi$  і  $\Delta f$ , у вигляді

$$M = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot p \cdot K_B \cdot \Phi^2 \cdot \Delta f \cdot r_2 / r_1^2 + 2\pi \cdot \Delta f \cdot L_2 \cdot \Phi, \quad (13.18)$$

де  $K_B = 1,05 \dots 1,11$  – коефіцієнт форми поля.

З виразу (13.18) випливає, що при  $\Delta f = \text{const}$  момент пропорційний квадрату магнітного потоку для малих значень  $\Delta f$ .

На підставі рівняння (13.16) можна зробити висновок, що при незмінному магнітному потоці умова  $M = \text{const}$  рівносильна умові  $I_2' = \text{const}$ . Тому що струм  $I_1$  статора можна подати у вигляді  $\dot{I}_1 = \dot{I}_0 + (-\dot{I}_2')$ , де  $\dot{I}_0$  – вектор струму холостого ходу, то сталість моменту двигуна відповідає також умові  $I_1 = \text{const}$ , що буде забезпечено, якщо частота струму ротора  $\Delta f$  буде також постійною. Це значить, що протягом часу пуску струм статора повинен бути незмінним, якщо необхідно забезпечити умову  $F_1/F_1' = 1$ . При цій умові на підставі співвідношення (13.14) одержимо  $U_1/U_1' = V_1/V_1'$ . Виходить, для збереження  $I_1 = \text{const}$  у процесі пуску ЕРС і забезпечення оптимальних показників роботи асинхронного тягового двигуна варто підвищувати напругу, прикладену до обмотки статора, пропорційно швидкості руху ЕРС.

Напруга  $U_1$  звичайно мало відрізняється від ЕРС  $E_1$  при швидкостях руху, близьких до  $V_{\text{ном}}$  і вище, і помітно відрізняється на початку пуску (див. рис. 13.8). Тому при врахуванні падіння напруги в обмотці статора в зоні пуску повинна виконуватися умова  $E_1/f_1 = \text{const}$ .

Після виходу на номінальну характеристику тягового двигуна, тобто при  $V \geq V_{\text{ном}}$  (див. рис. 13.8), для рівномірного навантаження системи електропостачання потрібно дотримувати сталості потужності ЕРС, або, що те саме, сталості потужності двигуна  $P = \text{const}$ .

Оскільки  $P_1/P_1' = F_1 V_1 / F_1' V_1' = 1$ , то, звівши обидві частини (13.14) у квадрат, одержимо

$$\frac{U_1^2}{(U_1')^2} = \frac{V_1^2 F_1}{(V_1')^2 F_1'},$$

звідки

$$U_1/U_1' = \sqrt{V_1/V_1'}.$$

Отже, для забезпечення умови сталості потужності двигуна потрібно змінювати живлячу напругу пропорційно квадратному кореню з його частоти.

Якщо при швидкостях руху  $V \geq V_{\text{ном}}$  напруга  $U_1 = \text{const}$ , то магнітний потік буде зменшуватися з ростом швидкості  $V$  (частоти струму статора  $f_1$ ) відповідно до відомого співвідношення

$$U_1 \approx E_1 = \pi \sqrt{2} f_1 w_1 K_{\text{огл}} \Phi. \quad (13.19)$$

Якщо частоту струму ротора  $\Delta f$  зберігати незмінною, то зменшення потоку приведе до зниження струму в роторній і статорній обмотках, а отже, і до зниження потужності. Відповідно до виразу (13.18) у цьому випадку момент буде знижуватися пропорційно квадрату магнітного потоку. Для підтримки незмінної потужності при швидкостях  $V \geq V_{\text{ном}}$  необхідно при  $U_1 = \text{const}$  збільшувати частоту струму ротора  $\Delta f$  (див. рис. 13. 8), що також впливає з виразу (13.18). Якщо потреби в збереженні номінальної потужності до швидкості  $V_{\text{max}}$  немає, то можна допустити зниження струму  $I_1$  при  $U_1 = \text{const}$  шляхом підтримки частоти струму ротора  $\Delta f' = \text{const}$  (див. рис. 13.8) на ділянці швидкостей  $V_{\text{п}} - V_{\text{max}}$ .

З приведених міркувань випливає, що для забезпечення необхідних режимів ведення поїзда потрібно регулювати три параметри:  $U_1$ ,  $f_1$  і  $\Delta f$ . Звичайно в режимі тяги контролюється частота обертання ротора  $n_2 = 60 (f_1 - \Delta f) / p$ .

Система керування задає частоту напруги  $f_1$  із заданим перевищенням над частотою обертання ротора  $f_2 = p \cdot n_2 / 60$ , що і забезпечує регулювання параметра  $\Delta f = f_1 - f_2$ . Таким чином, вхідними регульованими параметрами для асинхронного тягового двигуна залишаються лише дві: напруга  $U_1$  і частота  $f_1$ .

Режим сталості швидкості руху, тобто  $V = \text{const}$  або  $V_1/V_1' = 1$ , рівносильний умові сталості частоти живлячої напруги  $f_1/f_1' = 1$ . При цьому з виразу (13.14) одержимо  $U_1/U_1' = \sqrt{F_1/F_1'}$ . Виходить, для забезпечення сталості швидкості руху живлячу напругу слід змінювати пропорційно квадратному кореню із сили тяги.

Якщо прикладена до двигуна напруга  $U_1$  зберігається постійною, тобто , то на підставі співвідношення (13.14) одержимо .

Отже тягова характеристика  $F(V)$  змінюється за законом квадратичної гіперболи, як у ненасиченого двигуна постійного струму послідовного збудження. За умови сталості живлячої напруги, змінюючи його частоту зворотно пропорційно силі тяги, одержимо «м'яку» характеристику двигуна при мінімумі втрат.

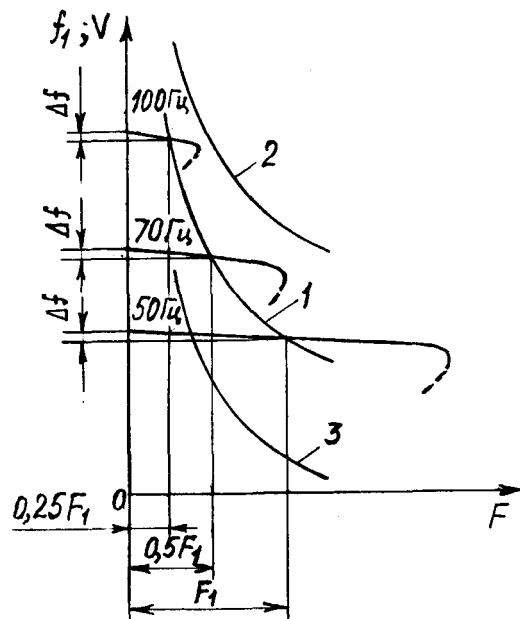


Рис. 13.9 – Тягові характеристики частотно-регульованого АТД при  $U_1 = \text{const}$

Наприклад, при незмінній напрузі живлення, що має частоту  $f_1 = 50$  Гц, двигун розвиває силу тяги  $F_1$  (крива 1, рис. 13.9). З ростом швидкості збільшується частота живлячої напруги. Якщо швидкість руху, а отже, і частота живлячої напруги зросли, допустимо, у раз, тобто , то сила тяги двигуна зменшиться на підставі залежності (13. 14) у відношенні , тобто буде дорівнювати половині вихідного значення  $F_1$ , тобто . Абсолютна електрична частота ковзання ротора (частота струму в обмотці ротора)  $\Delta f$  залишається незмінною, як це показано на рис. 13. 9. Якщо далі швидкість руху зростає стосовно вихідного в 2 рази, тобто Гц, то при тій же живлячій напрузі одержимо на підставі виразу (13.14) . Звідси сила тяги , тобто зменшиться при подвоєнні швидкості руху в 4 рази щодо початкового значення  $F_1$ , що відповідає частоті живлячої напруги  $f_1 = 50$  Гц. Абсолютна електрична частота ковзання тягових двигунів, а отже, і енергетичні втрати в них, як і раніше, мінімальні.

При збільшенні живлячої напруги характеристики зміщуються в область більш високих швидкостей (крива 2, рис. 13.9), при зниженні – в область більш низьких швидкостей (крива 3). Таким чином, одночасно змінюючи живлячу напругу  $U_1$  і його частоту  $f_1$ , можна одержати залежно від прийнятого закону регулювання характеристики ЕРС будь-якої жорсткості. Можна при русі на підйом відключити автоматичну систему регулювання ковзання, і ЕРС буде працювати на природній жорсткій характеристиці асинхронних двигунів, що забезпечує високе використання зчеплення коліс ЕРС із рейками (дорогою).

Як випливає з виразу (13.16), той самий момент може бути отриманий при різних значеннях струму  $i$  і потоку  $\Phi$ . Важливо, щоб добуток зберігся незмінним. Отже, реалізувати задану силу тяги при заданій швидкості руху (добуток яких визначає тягову потужність) можна при різних значеннях струму  $I_1$  і напруги  $U_1$ , оскільки струм визначає струм  $I_1$ , а напруга  $U_1$  – потік  $\Phi$  при заданій частоті  $f_1$ , яка приблизно пропорційна швидкості руху  $V$ .

Кожному заданому постійному значенню добутку відповідає оптимум за мінімальним струмом статора  $I_1$ . Це зв'язано з насиченням магнітопроводу машини і її нелінійною магнітною характеристикою. Після деякого збільшення потоку, коли він відповідає сильно насиченій галузі магнітної характеристики, приріст струму намагнічування  $I_\mu$  буде значним при малому зростанні потоку, що не компенсує зменшення струму  $i$ , і струм статора зростає відповідно до відомого співвідношення, де струм холостого ходу  $I_0 \approx I_\mu$ .

Магнітні втрати в тяговому асинхронному двигуні приблизно в 3 рази менше електричних втрат в обмотках з урахуванням додаткових втрат. Втрати в перетворювачі взагалі зв'язані тільки зі значенням струму. Звідси ясна важливість вибору для необхідної потужності або сили тяги при заданій швидкості руху параметрів режиму, що забезпечують споживання мінімального струму  $I_1$ .

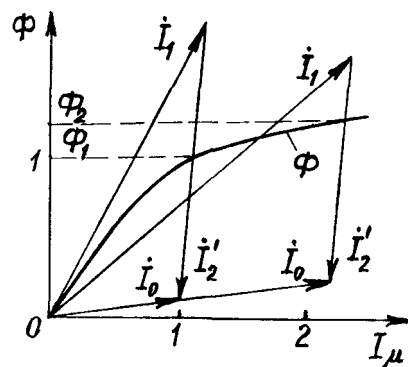


Рис. 13.10 – До оцінки оптимальних умов пуску і розгону АТД

Маючи магнітну характеристику  $\Phi(I_\mu)$ , можна знайти мінімальне значення струму  $I_1$ , що відповідає заданому моменту. На рис. 13.10 наведена узагальнена магнітна характеристика і побудовані векторні діаграми струмів для двох значень потоку за умови збереження моменту або добутку. Як випливає з цього рисунка, при збільшеному потоці  $\Phi_2$ , незважаючи на зменшення  $i$ , струм  $I_1$  збільшився. Оптимум по струму  $I_1$  виражений досить слабо, якщо магнітний потік змінювати в межах  $(0,9 \dots 1,1)\Phi_{\text{ном}}$  для звичайного АТД із невеликим насиченням.

Можливість оптимального регулювання АТД звичайно перебільшена. Про нього можна говорити лише в зоні розгону, коли магнітний потік підтримується незмінним. У цій зоні потік звичайно вибирається рівним  $(1,05 \dots 1,15)\Phi_{\text{ном}}$ , чому будуть відповідати ще менші межі зміни струму  $I_1$ .

Мінімум струму буде практично забезпечений, якщо прийняти при розгоні  $\Phi_{\max} = 1,05\Phi_{\text{ном}}$  для насичених АТД ( $K_n \geq 1,5$ ) і  $\Phi_{\max} = 1,15\Phi_{\text{ном}}$  для малонасичених АТД ( $K_n \leq 1,2$ ).

У зоні регулювання швидкості руху, де підтримується постійна напруга  $U_1$ , для забезпечення заданого моменту немає можливості варіювати магнітним потоком. Він встановлюється зворотно пропорційним швидкості руху, отже, оптимальне регулювання в зазначеному вище виключається.

### **Статична стійкість асинхронних тягових двигунів**

Існує принципова відмінність за умов статичної стійкості для нерегульованих і регульованих по частоті й напрузі асинхронних двигунів. У перших межа статичної стійкості вказує на перевантажувальну здатність двигуна за моментом. Він дозволяє визначити критичний або максимально досяжний момент  $M_{\max}$  і максимальне реалізоване ковзання  $s_{\max}$  двигуна даного типу. Спроба збільшити навантаження понад граничне за статичною стійкістю приводить до «перекидання» двигуна, до режиму короткого замикання. Звичайно кратність максимального і номінального моментів складає 2...3

Для частотно-регульованих асинхронних двигунів критичний момент визначається критичною частотою струму ротора  $\Delta f_k$ , причому він може бути значно менше номінального за певних умов регулювання параметрів  $U_1$ ,  $f_1$ , тобто статична стійкість, обумовлена частотою  $\Delta f_k$ , не є однозначною характеристикою, що вказує на можливість реалізації визначеного максимального моменту. Критичні моменти будуть різними для різних зон регулювання, що і буде показано нижче.

Розглянемо насамперед зону швидкостей руху ( $0 - V_{\text{ном}}$ ), де підтримується постійний магнітний потік. Для визначення критичної частоти  $\Delta f_k$  для цієї зони варто скористатися виразом (13.18). Узявши похідну від останнього співмножника за частотою і дорівнявши її нулеві: , одержимо критичну частоту, Гц,

$$\dots \quad (13.20)$$

У вираз (13.20) слід підставляти активний опір стержня роторної обмотки  $r_2$  в омах (Ом), а індуктивність стрижня ротора від потоків розсіювання  $L_2$  – у генрі (Гн).

Частота  $\Delta f_k$  для тягових двигунів може складати 3...10 Гц, чому при номінальному значенні магнітного потоку будуть відповідати досить значні максимальні моменти, обумовлені співвідношенням  $M_{\max} / M_{\text{ном}} = 4...10$

Максимальний момент для розглянутої зони регулювання швидкостей руху можна визначити з виразу (13.18):



Оскільки при  $\Delta f_k$  у цьому випадку, то відповідно до рівняння (13.15)

$$(13.21)$$

або

$$(13.22)$$

Визначення моменту  $M_{\max}$  за виразом (13.21) не вимагає попереднього визначення частоти  $\Delta f_k$ . З цього, до речі, випливає, що для машин із заданими головними розмірами ( $D_a$  і  $l_a$ ) важко збільшити максимальний момент, тому що потік  $\Phi$  досить строго визначається габаритними розмірами машини, а збільшення числа стержнів при тій же товщині токового шару ротора приведе до росту індуктивності  $L_2$ .

Для визначення кратності  $M_{\max} / M_{\text{ном}}$  зручно скористатися виразом (13.18), тоді

$$(13.23)$$

З огляду на, що, а звичайно, маємо

Магнітний потік у зоні пуску і розгону поїзда звичайно  $\Phi_{\max} = (1 \dots 1,2) \Phi_{\text{ном}}$ . Приймавши  $\Phi_{\max} / \Phi_{\text{ном}} = 1,1$ , маємо найпростіший вираз для кратності моментів при розгоні поїзда:

$$M_{\max} / M_{\text{ном}} \approx 0,85 \cdot \Delta f_k / \Delta f_{\text{ном}}.$$

Розглянемо умови статичної стійкості в інших зонах регулювання швидкостей руху. У зоні швидкостей, де  $f_1 < \Delta f_k$ , визначення граничного моменту за статичною стійкістю не має сенсу, оскільки тут узагалі немає обмежень за цим параметром, так само, як у машинах постійного струму. Момент обмежений лише перевищенням температури від струмів і зниженням ЕРС через падіння напруги на опорах.

Отже, у зоні розгону поїзда, де шляхом регулювання напруги підтримується значний магнітний потік, зберігаються надлишкові кратності  $M_{\max} / M_{\text{ном}}$ , що перевищують можливу реалізацію максимального моменту для електричної тяги. Умовами зчеплення коліс з рейками максимальний момент обмежений не більше ніж дворазовим стосовно номінального.

У зоні швидкостей руху  $V_{\text{ном}} \div V_{\max}$ , де звичайна напруга  $U_1$  підтримується незмінною, умови статичної стійкості можуть накладати обмеження на режими роботи ЕРС. Критичну частоту в цьому випадку варто обчислювати як для нерегульованих асинхронних двигунів. Приймавши критичне ковзання, де  $s$  – активний і індуктивний опори обмотки ротора, приведені до параметрів обмотки статора;  $x_1$  – індуктивний опір обмотки статора, можна показати, що частота  $\Delta f_k$  не залежить від частоти  $f_1$ . Справді, тоді

,

де  $\omega_1$  – індуктивний опір короткого замикання при  $f_1 = f_{\text{ном}}$ .

Критичний момент залежатиме від напруги  $U_1$  і частоти  $f_1$ . Його можна обчислити як

$$M_k = \frac{U_1^2}{\omega_1} \cdot \frac{C_1}{f_1} \quad (13.24)$$

де  $R_1, X_1$  – активні й індуктивні опори обмоток статора і ротора для номінального режиму;  $f_{\text{ном}}$  – частота струму статора для номінального режиму;  $C_1$  – поправочний коефіцієнт при використанні Г-подібної схеми заміщення.

Вираз (13.24) можна привести до вигляду, зручного для розрахунку моменту  $M_k$ :

$$M_k = A \cdot U_1^2 \cdot B \cdot C \cdot f_1 \quad (13.25)$$

де  $A, B, C$  – постійні коефіцієнти.

Оскільки момент  $M_k$  оцінюється для зони швидкостей руху де  $U_1 = \text{const}$ , вираз для нього ще спроститься:

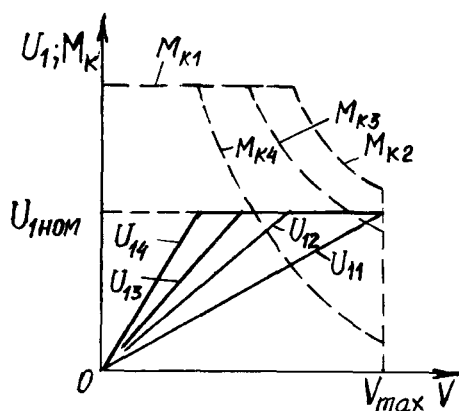


Рис. 13.11 – Криві напруг статорної обмотки АТД для різних умов його регулювання і криві зміни критичних моментів

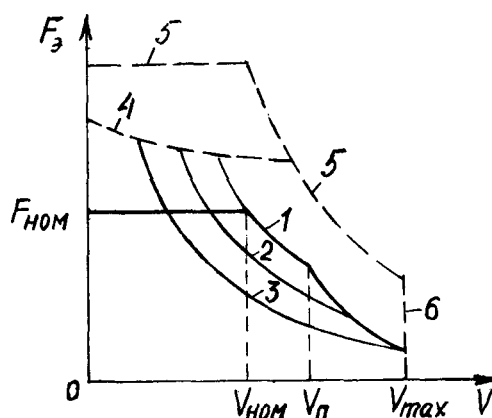


Рис. 13.12 – Криві обмеження режимів роботи АТД

Крива зміни напруги  $U_{13}$  від швидкості руху (рис. 13.11) приблизно відповідає законові регулювання напруги для вантажних електровозів, де кратність швидкостей  $V_{\text{max}} / V_{\text{ном}}$  дорівнює 2..2,2. Криві напруг  $U_{12}$  і  $U_{11}$  відповідають високошвидкісним електровозам, де номінальна потужність потрібна на швидкості руху, близької до максимального. І, нарешті, для

електропоїздів метрополітенів у режимі тяги співвідношення  $V_{\max} / V_{\text{ном}} = 2,5 \dots 3$  (крива  $U_{14}$ ).

З рис. 13.11 випливає, що для АТД вагонів метрополітену умови статичної стійкості можуть послужити причиною обмеження сили тяги на високих швидкостях. Природно, що всі робочі режими ЕРС не повинні виходити за межі кривих критичних моментів. Більш того, бажаний запас по статичній стійкості, оскільки робота при моментах, близьких до критичних, зв'язана зі зниженим коефіцієнтом потужності, близьким до  $\cos\varphi_1 = 0,7$ .

Криві обмеження на тягові характеристики (рис. 13.12) характерні для вантажного електровоза. Крива 4 – обмеження по зчепленню, крива 5 – по максимальній силі тяги і пряма 6 – по швидкості руху. Крива 1 є граничною тяговою характеристикою, а криві 2 і 3 – проміжними тяговими характеристиками.

Відношення критичного моменту до номінального можна одержати, використовуючи вираз (13.23), якщо замість максимального магнітного потоку  $\Phi_{\max}$  підставити значення потоку  $\Phi_1$ , для якого розраховується кратність моментів

Використовуючи наведений вираз, можна розрахувати відношення  $M_k / M_{\text{ном}}$  для будь-якої зони швидкостей руху, коли відомо зміну фазної напруги двигуна, оскільки магнітний потік завжди може бути визначений для заданої швидкості руху і напруги двигуна.

Для випадку, коли напруга двигуна не змінюється, що відповідає звичайно зоні швидкостей руху  $V_{\text{ном}} - V_{\max}$ , можна прийняти  $\Phi_1 / \Phi_{\text{ном}} = U_1 / U_{\text{ном}}$ . Таке допущення прийнятне, тому що при номінальній напрузі ЕРС статорної обмотки мало відрізняється від її напруги.

Врахувавши сказане, одержимо простий вираз для розрахунку кривої обмеження режимів за статичною стійкістю в зоні швидкостей  $V_{\text{ном}} - V_{\max}$ , де змінюється магнітний потік і не змінюється напруга двигуна:

### ***Особливості конструкції АТД***

Особливості конструкції АТД зв'язані зі специфікою тягового привода, вимогами до виконання тягових двигунів, їхньою установкою на ЕРС і з живленням АТД від перетворювача частоти. Нижче наведений ряд міркувань, що стосуються окремих елементів і вузлів АТД.

*Остов асинхронного тягового двигуна.* Корпус повинен бути завжди круглим з елементами кріплення тягового двигуна на рамі візка. Оскільки

корпус не виконує роль магнітопровода, він може бути виконаний на базі алюмінієвого сплаву з армуванням сталлю місць кріплення, пресових посадок. Корпус може бути зварним. В усіх випадках бажані ребра жорсткості.

*Охолодження АТД.* Для АТД має бути збережена осьова вентиляція. Вона досить ефективна при короткій довжині активної частини статора. У перспективі може виявитися доцільним застосування теплових трубок, що відводять тепло від місць концентрації температур.

*Пази статора.* Для статора АТД прийнятні тільки прямокутні відкриті пази, оскільки тягові двигуна потужністю менше 100 кВт не застосовуються. Для зменшення додаткових втрат і струму холостого ходу доцільне використання для пазів статора магнітних клинів. У даний час маються пресовані з порошку магнітні матеріали з магнітною проникністю в кілька разів більше проникності повітря. Використання магнітних клинів рівноцінно скороченню відкриття разу, що приводить до зменшення пульсацій індукції на поверхні ротора і до скорочення втрат від них. Помітно зменшиться також коефіцієнт повітряного зазору по тій же причині, а отже, і струм статорної обмотки.

*Обмотка статора.* Досвід проектування АТД показує, що втрати в статорній обмотці можуть бути досить значними через збільшення опору, обумовленого ефектом витиснення струму в стержнях обмотки. Це пов'язано насамперед з підвищеною частотою живлячої напруги. У розрахунковому режимі частота для АТД рідко буває нижче 50 Гц, а в режимі конструкційної швидкості вона може бути збільшена до 100...140 Гц.

Зниження втрат в обмотці через ефект витиснення струму в провідниках досягається головним чином шляхом вибору раціонального перетину провідника і розташування його в пазу. Для АТД доцільно розташовувати провідники в пазу «плашмя», тобто менший розмір його повинен бути звернений до стінки паза, причому цей розмір не повинен перевищувати 2...3 мм.

*Обмотка ротора.* При частотному регулюванні АТД пусковий момент за умовою стійкості може бути досить значним і обмежений в основному нагріванням струмами статорної і роторної обмоток. З цієї причини немає необхідності вживати заходи для підвищення пускового моменту шляхом збільшення опору роторної обмотки. Немає необхідності з метою збільшення пускового моменту застосовувати в роторі провідники підвищеного опору або використовувати ефект витіснення струму.

Друга обставина, яку необхідно врахувати при виборі конструкції роторної обмотки, пов'язана з вимогою надійного закріплення роторної обмотки, що забезпечує тривалу роботу в умовах значних перепадів температур. Можливі пуски АТД при температурі навколишнього повітря – 60° С і нагріванні стержнів ротора за короткий час до температури 100...150° С. Перепади температур між різними елементами конструкції ротора можуть викликати значні температурні напруги в них.

Нарешті, потрібно мати щільне прилягання стержнів ротора до сталі магнітопроводу для поліпшення тепловідводу, що повинне зберігатися на весь термін роботи АТД. Іншими словами, стержень повинний бути пружно заклинений у пазу.

Для асинхронних двигунів потужністю до 300 кВт звичайно використовують метод виготовлення роторної обмотки заливанням магнітопроводу алюмінієвим сплавом. Детальне дослідження стержнів ротора, виконаних за такою технологією, показує, що в них є пори й інші неоднорідності, через що можна чекати помітного розходження в значеннях опору роторної обмотки. Для індивідуального відособленого привода це не має великого значення. Для багатодвигунового привода на «загальний вал», яким є тяговий електричний привод, це може призвести до відчутного перерозподілу навантажень між окремими тяговими двигунами.

З наведеного вище випливає, що можливість застосування алюмінієвого заливання роторів навіть для асинхронних тягових двигунів електропоїздів (потужністю 150...300 кВт) повинна бути додатково вивчена й експериментально перевірена.

Застосування алюмінієвих стержнів попередньо спресованих може виявитися корисним для всіх тягових двигунів. До цього є наступні передумови. Питомий опір алюмінію в 1,7 рази більше опору міді, але маються можливості збільшити переріз стержнів ротора в 1,7 рази, оскільки в двигунах постійного струму на роторах закладається обсяг міді, що значно перевищує обсяг міді асинхронних двигунів з тим же діаметром ротора. Іншими словами, МРС обмотки ротора асинхронних двигунів звичайно значно менше МРС обмотки якоря двигунів постійного струму.

Таким чином, при використанні алюмінію основні втрати в роторній обмотці можуть бути збережені на прийнятному рівні. До речі, вони складають близько 15...20% усіх втрат АТД.

Рис. 13.13 – Форми пазів для роторної обмотки

Рис. 13.14 – До вибору оптимального повітряного зазору

Втрати від вищих гармонік в обмотці ротора, як правило, помітно вищі, ніж в обмотці статора, хоча струми й опори (приведені до обмотки статора) приблизно однакові. Це пояснюється збільшеними коефіцієнтами Фільда для роторних стержнів. Щоб послабити ефект витіснення струму, треба по можливості збільшити переріз стержня у верхній частині, зберігаючи інші, перераховані вище вимоги до роторної обмотки. З урахуванням наведених вище міркувань можна рекомендувати форми пазів роторних стержнів, показані на рис. 13.13.

Обмотка ротора зі стержнями на рис. 13.13, а технологічна і дозволяє створити деяку еластичність при вході в короткозамкнене кільце. Однак через відсутність пружного елемента в пазу стержні можуть згодом послаблятися. Стержні по рис. 13.13, б забезпечують високу механічну міцність, гарне прилігання до стінок пазів ротора і сприятливе з'єднання з короткозамкненим кільцем. Мала клиновидність стержня не приведе до помітного збільшення ефекту витиснення струму. Стержні на рис. 13.13, в найбільш сприятливі для зменшення втрат від вищих гармонік струму. Але така обмотка менш технологічна, при її застосуванні збільшується магнітний опір проходженню основного магнітного потоку.

*Повітряний зазор.* Зі зменшенням повітряного зазору зменшується струм намагнічування і зростає коефіцієнт потужності тягового двигуна, але в кратності, меншої, чим кратність зменшення зазору, тому що МРС на зазор складає лише частина сумарної МРС. Крім того, при зменшенні зазору росте коефіцієнт повітряного зазору. Зі зменшенням струму намагнічування знижуються втрати холостого ходу. Однак при цьому зростають втрати від просторових гармонік поля.

У такий спосіб можна вибрати повітряний зазор, що відповідає мінімуму сумарних втрат. Це відбито на рис. 13.14 (розрахунки виконані для тягового двигуна НБ-602), з якого випливає, що мінімуму втрат відповідає зазор 2,5...3 мм. Додатково повинен бути врахований вплив зміни зазору на коефіцієнт потужності.

### ***Електромагнітний розрахунок асинхронних тягових двигунів***

При електромагнітному розрахунку, по-перше, виявляється основний обрис машини і конструкція її найважливіших елементів, по-друге, на стадії електромагнітних розрахунків враховуються основні специфічні питання, що стосуються умов роботи і особливостей протікання процесів при частотному регулюванні АТД.

Механічні розрахунки, вибір елементів кріплення тягового двигуна на рамі, розрахунок підшипників та інших вузлів можуть бути виконані або на базі розрахунків колекторних тягових двигунів, або з урахуванням наявної літератури з проектування загальнопромислових асинхронних двигунів.

Специфіка роботи АТД, що відрізняє їх як від тягових двигунів постійного струму, так і від асинхронних нерегульованих двигунів загальнопромислового виконання, повинна бути врахована вже в технічному завданні на проектування АТД і закладена у вихідні дані для виконання електромагнітних розрахунків. Насамперед, як звичайно, перед виконанням електромагнітних розрахунків слід вибрати конструкцію редуктора і розрахувати його параметри. Основна ідея – вибір найбільшого передаточного

числа редуктора з можливих значень – зберігається для будь-яких тягових двигунів.

Для колекторних тягових двигунів вибір числа полюсів виконують тільки з розумінням оптимальності їхньої конструкції, в основному за умовами струмознімання. Для АТД число полюсів визначає вихідну частоту інвертора. Вимогам по оптимальності проектування інвертора може бути віддана перевага. У цьому випадку частота струму статора АТД має бути задана. Звичайно задається і її верхня межа. Інвертори, як правило, виграють від зниження робочих частот.

Вибір напруги на тяговому двигуні, якщо це можливо, також повинен бути погоджений з умовами оптимального проектування інвертора, зокрема, із класом і токовим навантаженням тиристорів, планованих для використання в інверторі.

На підставі викладеного вище вихідні параметри для проектування АТД повинні бути наступними:

1. Рід роботи АТД (тип ЕРС).
2. Номінальна потужність  $P_{\text{ном}}$ , кВт.
3. Номінальна швидкість руху ЕРС  $V_{\text{ном}}$ , км/год.
4. Конструкційна швидкість руху  $V_{\text{max}}$ , км/год.
5. Номінальна лінійна напруга на затисках  $U_{\text{л ном}}$ , В.
6. Максимальна напруга на затисках  $U_{\text{л max}}$ , В.
7. Найбільша частота струму статора  $f_{\text{l max}}$ , Гц.
8. Маса двигуна, не більше, кг.
9. Коефіцієнт корисної дії, не менше.
10. Коефіцієнт потужності, не менше.

Пункти 5-7 повинні бути ув'язані з розробниками перетворювача і його системою керування, пункти 8,9 повинні бути погоджені з замовником, у тому числі і після виконання проектування.

В основу розрахунку АТД, що живиться від перетворювача частоти, покладена ідея, відповідно до якої основний електромагнітний момент створюється першими гармоніками струму і магнітного потоку, тому розрахунок ведуть по перших гармоніках вхідної напруги і струму.

Вплив вищих гармонік струму враховують окремо при розрахунку втрат, коефіцієнта потужності і змінної складового моменту. Для того щоб знати, яким струмом навантажуються тиристори перетворювача, корисно мати у своєму розпорядженні співвідношення між вхідними параметрами інвертора (постійними складовою напруги  $U_d$  і струму  $I_d$ ) і вихідними його параметрами (першими гармоніками фазні напруги  $U_1$  і струму  $I_1$ ). Ці співвідношення можуть бути отримані, якщо зневажити втратами в перетворювачі. Тоді . Для інвертора напруги  $U_1$ , для інвертора струму  $I_1$ .

Електромагнітні розрахунки доцільно виконувати в наступному порядку:

- 1) визначення головних розмірів двигуна (діаметра розточення статора  $D_1$  і активної його довжини  $l_1$ );
- 2) розрахунок активного шару статора;
- 3) розрахунок активного шару ротора;
- 4) розрахунки магнітного ланцюга і магнітної характеристики;
- 5) визначення активних і індуктивних опорів обмоток статора і ротора;
- 6) розрахунок втрат і ККД;
- 7) визначення перевищення температури обмотки статора над охолоджуючим повітрям.

### ***Розрахунок і побудова електромеханічних і тягових характеристик***

Метод розрахунку повинний забезпечувати необхідну точність, а також встановлювати бажані закономірності регулювання при формуванні характеристик.

Розробляючи метод розрахунку характеристик, потрібно взяти до відома наступні обставини:

1. Нахил тягових характеристик не настільки істотний при асинхронному тяговому приводі, оскільки при буксуванні засобами регулювання забезпечується жорстка характеристика. Важливо тільки, щоб характеристики заповнювали всю тягову область. На рис. 13.15 поданий набір тягових характеристик з нанесеними обмеженнями.

Характеристику, на якій розташовується точка з номінальними значеннями сили тяги  $F_{\text{ном}}$  і швидкості руху  $V_{\text{ном}}$ , слід назвати базовою. Інші характеристики є проміжними.

2. Зв'язки між параметрами режиму ( $U_1$ ,  $I_1$ ,  $f_1$ ,  $\Delta f$ ,  $\Phi$ ) і параметрами машини ( $p$ ,  $r_1$ ,  $L_2$ ,  $x_{1\text{ном}}$ ) щонайкраще встановлюються виразами для електромагнітного моменту у вигляді  $i$ .

3. Тягові характеристики ЕРС повинні бути обрані так, щоб не ускладнювалася значно система керування, тобто в неї не вводилися без необхідності зайві функціональні зв'язки.

Рис. 13.15 – Тягові характеристики:



I – обмеження за зчепленням;

II – те ж за швидкістю; III – те ж за найменшою силою тяги; IV – те ж за потужністю тягових двигунів або за умовою статичної стійкості

З урахуванням наведених обставин в основу методу розрахунку характеристик можна покласти наступне:

кожна характеристика  $F(V)$  будується для заданих значень електромагнітної потужності  $P_3 = \text{const}$  і напруги  $U_1$ , яка може змінюватися за заданим законом;

для обраної частоти  $f_1$  і електромагнітної потужності визначаються електромагнітний момент  $M_3$  і магнітний потік  $\Phi$ . Останній обчислюють за виразом для ЕРС  $E_1$ ;

за виразами і визначають частоту струму ротора  $\Delta f$  і струм , а потім струм намагнічування  $I_\mu$  і струм статорної обмотки  $I_1$ . Перерахування моменту  $M_3$  на момент на валу  $M_2$  і далі моменти  $M_2$  на силу тяги  $F$ , а також частоти  $f_1$  на частоту обертання ротора  $n_2$  і швидкість руху ЕРС  $V$  складності не представляє.

### ***Порядок розрахунку характеристик***

Для побудови електромеханічних, тягових і електротягових характеристик зручно користуватися перерахуванням необхідних параметрів, узявши за вихідні параметри номінального режиму. З цієї причини варто назвати базовими характеристики  $M_3(f_1)$ ,  $F(V)$ ,  $F(I_1)$  і  $V(I_1)$ , одна з крапок яких відповідає параметрам номінального режиму.

З електромагнітного розрахунку повинні бути використані такі параметри:

номінальна фазна напруга обмотки статора  $U_{1\text{ном}}$ , В;

номінальний струм фази обмотки статора  $I_{1\text{ном}}$ , А;

номінальна вхідна потужність , кВт;

номінальна частота струму статора  $f_{1\text{ном}}$ , Гц;

число пар полюсів  $p$ ;

число витків у фазі статорної обмотки  $w_1$ ;

коефіцієнт статорної обмотки  $K_{061}$ ;

активний  $r_1$  і індуктивний  $x_1$  – опори фази статорної обмотки, Ом;

активний і індуктивний опори роторної обмотки, приведені до статорної обмотки , Ом;

магнітні втрати в сталі статора  $\Delta P_m$ , кВт;

основні втрати в статорній обмотці  $\Delta P_{31}$ , кВт;

основні втрати в роторній обмотці  $\Delta P_{32}$ , кВт;

додаткові втрати від просторових гармонік поля  $\Delta P_{\text{дп}}$ , кВт;

механічні втрати  $\Delta P_{\text{мх}}$ , кВт;

магнітна характеристика  $\Phi(I_{\mu})$ .

Доцільно прийняти наступний порядок розрахунку характеристик.

1. Електромагнітна потужність для номінального режиму  $P_{\text{э1}} = P_1 - \Delta P_{\text{э1}} - \Delta P_{\text{м}}$ .

Потужність  $P_{\text{э1}}$  приймають незмінною для побудови базових електромеханічної і тягової характеристик.

2. Електромагнітний момент, Н·м, для частоти  $f_1$

,

де  $\omega$ , об/хв.

3. Магнітний потік  $\Phi$  визначають з виразу ,  
де  $E_1 = (0,96 \dots 0,97) U_1$  Коефіцієнт  $0,96 \dots 0,97$  може бути відкоректований для конкретного двигуна в процесі розрахунків.

4. Частоту струму ротора визначають з виразу

.

Звичайно частота  $\Delta f$  у робочих режимах невелика, тому часто можна прийняти .

При необхідності використання першого рівняння, коли частота  $\Delta f$  буде близька до критичного значення  $\Delta f_{\text{к}}$ , слід обчислити активний опір і індуктивність роторного стрижня з урахуванням ділянки короткозамкненого кільця.

5. Струм ротора , приведений до струму статора, визначають з виразу

Можна прийняти  $\cos \psi_2 = 0,99$  для більшості режимів, якщо частота  $\Delta f = (0,5 \dots 1,5) \Delta f_{\text{ном}}$ . При необхідності значення  $\cos \psi_2$  можна відкоригувати для попередньо обчисленої частоти: .

6. Струм статорної обмотки .

Активна складового струму

.

Реактивна складового струму

Струм намагнічування  $I_\mu$  знаходять по магнітній характеристиці по раніше обчисленому значенню потоку  $\Phi$ .

7. Коефіцієнт потужності для першої гармоніки струму

8. Частота обертання ротора, об/хв,  $n_2 = 60(f_1 - \Delta f) / p$ , швидкість руху ЕРС, км/год,  $V = 0,1885 D_{\text{БК}} n_2 / \mu$ .

Діаметр бандажа коліс  $D_{\text{БК}}$  і передаточне відношення редуктора  $\mu$  повинні бути задані.

9. Момент на валу, Н·м,

;

сила тяги, кН,

Виконувані таким способом розрахунки дозволяють одержати набір наступних характеристик:

$$F(V); F(I_1); V(I_1); M_2(I_1); n_2(I_1); \eta(I_1).$$

Поки розрахована лише одна точка на одній з кривих (базової) для всіх перерахованих характеристик. Далі варто задатися іншими значеннями частоти  $f_1$  і розрахувати для неї всі параметри режиму. Бажано прийняти 5....7 значень частоти  $f_1$  для однієї характеристики.

Пристаюючи до розрахунку інших характеристик, треба задатися новими значеннями електромагнітної потужності  $P_{\Sigma 2}$ . Бажано для області швидкостей руху  $V_{\text{ном}} - V_{\text{max}}$  приймати ті самі значення частоти  $f_1$ . Це значно спрощує розрахунок. Таким шляхом будують характеристики для  $P_{\Sigma 3}, P_{\Sigma 4}, \dots, P_{\Sigma n}$ .

Розрахунок характеристик, що рекомендується, може бути виконаний з великою точністю, що, однак, не завжди потрібно, тому що це позначиться деяким чином тільки на нахилі характеристик. Однак один параметр – частота струму ротора  $\Delta f$  – вимагає уваги при розрахунку, тому що він закладається в систему регулювання.

Число характеристик визначається вимогами експлуатації і пристроями регулювання.

Для різних режимів перерахування втрат виконують виходячи з відомих утрат для номінального режиму. Основні втрати в обмотці статора . Основні втрати в обмотці ротора . Втрати в сталі (магнітні) статора . Додаткові втрати від просторових гармонік поля .

При перерахуванні додаткових втрат їх приймають пропорційними втратам магнітним (у сталі), що припустимо, тому що основна частка додаткових втрат зв'язана зі значенням магнітного потоку і частотою його зміни. Якщо в розрахунку втрат виділений розрахунок втрат на вентиляцію від вбудованого вентилятора, то при перерахуванні потрібно врахувати, що ці втрати пропорційні частоті обертання згідно з виразом .

## СПИСОК ДЖЕРЕЛ

1. Теория электрической тяги / В. Е. Розенфельд, И. П. Исаев, Н. Н. Сидоров, М. И. Озеров под ред. И. П. Исаева – М. : Транспорт, 1995. – 294 с.
2. Витрати електроенергії трамвайними вагонами та тролейбусами. Нормативи. Метод розрахунку: ГКН 02.05.001-2001. – Офіц. вид. – К.: Держбуд України, 2001. – 26 с. – (Нормативний документ Держбуду України та НДКТІ МГ).
3. Гаврилов Я. И. Вагоны метрополитена с импульсными преобразователями / Я. И. Гаврилов, В. А. Мнацаканов – М. : Транспорт, 1986. – 230 с.
4. Визначення питомих витрат електроенергії трамвайними вагонами. Методичні рекомендації. Експериментальний спосіб: ГКН 04.05.006:2006. – К.: Міністерство будівництва, архітектури та житлово - комунального господарства України, 2006. – 17 с. – (Нормативний документ Міністерства будівництва, архітектури)
5. Курбасов А. С. Проектирование тяговых электродвигателей / А. С. Курбасов, В. И. Седов, Л. Н. Сорин – М. : Транспорт, 1987.-536 с.
6. Тихменев Б. Н. Подвижной состав электрофицированных железных дорог / Б. Н., Тихменев, Л. М. Трахтман – М. : Транспорт, 1980. – 471 с.
7. Калашніков В. І. Вступ до чисельних методів: навч. посібник / В. І. Калашніков – Харків: ХДПУ, 1998. – 132 с.
8. Хендерсон Кен Руководство разработчика в Delphi / Хендерсон Кен – К. : Диалектика, 1996. – 544 с.
9. Хендерсон Кен Справочник программиста в Delphi / Хендерсон Кен – К. : Диалектика, 1998. – 624 с.
10. Шнейдер В. Е. Краткий курс высшей математики: учеб. пособие для втузов: в 2 т. Т 2 / В. Е. Шнейдер 2-е изд., перераб. и доп. – М. : „Вышш. школа”, 1978. – 328 с.
11. Вычислительная и микропроцессорная техника в устройствах электрических железных дорог / В. В .Андреев, П. Б.Куликов, Г. Г. Марквардт и др. под ред. Г. Г. Марквардта – М. : Транспорт, 1989. – 287 с.

12. Броден Б. Руководство XML / Б. Броден, К. Минник – СПб. : Питер, 2002. – 400 с.
13. Пушков П. М. Основы электрической тяги: уч. пособие: в 2 ч. / П. М. Пушков; Харк. гос. акад. гор хоз-ва. – Х.: ХГАГХ, 2001. –
- Ч.1: Характеристики основных режимов движения поезда. – 187с.
- Ч.2: Тяговые расчеты. Частотно-регулируемый асинхронный тяговый привод. – 103с.
14. Безпека руху на міському електротранспорті. Довідник законодавчих та нормативних документів: навч. посібник: в 2Кн. / В. В. Вірченко, В. Х. Далека, Е. І. Карпушин, В. А. Менжерес; Харк. держ. акад. міськ. госп-ва. – Х.: ХДАМГ, 2002. –
- Кн. 1: Управління безпекою руху. – 225с.
- Кн. 2: Безпека пасажирських перевезень. – 288с.
15. Пушков П. М. Методичні вказівки до практичних і самостійних занять з дисципліни «Основы электрической тяги» / П. М. Пушков, Ю. В. Мінеєва; Харк. нац. акад. міськ. госп-ва. – Х.: ХНАМГ, 2009. – 79с.
16. Гетьман Г. К. Теория электрической тяги: Монография: в 2 т. / Г. К. Гетьман; Дн-вск: Изд-во Маковецкий, 2011. –
- Т. 1. – 456с.
- Т. 2. – 364с.

## ЗМІСТ

ВСТУП.....	3
1. ТЕОРЕТИЧНІ ОСНОВИ РУХУ ПОЇЗДА .....	10
2. РЕАЛІЗАЦІЯ СИЛ ТЯГИ І ГАЛЬМУВАННЯ .....	26
3. ОПІР РУХУ ПОЇЗДА.....	38
4. ХАРАКТЕРИСТИКИ ТЯГОВИХ ДВИГУНІВ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ .....	50
5. РЕГУЛЮВАННЯ ШВИДКОСТІ ТЯГОВИХ ДВИГУНІВ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ .....	65
6. ПОРІВНЯННЯ ТЯГОВИХ ДВИГУНІВ ПОСТІЙНОГО СТРУМУ РІЗНИХ СИСТЕМ ЗБУДЖЕННЯ.....	81
7. ПУСК ПОЇЗДА.....	104
8. МЕХАНІЧНЕ ГАЛЬМУВАННЯ ПОЇЗДА.....	130
9. ЕЛЕКТРИЧНЕ ГАЛЬМУВАННЯ.....	142
10. РОЗРАХУНОК КРИВИХ РУХУ .....	184
11. ВИТРАТИ ЕНЕРГІЇ НА РУХ ПОЇЗДА.....	236
12. РОЗРАХУНОК НАГРІВАННЯ ЕЛЕКТРОТЯГОВОГО УСТАТКУВАННЯ.....	256
13. ЕЛЕКТРОРУХОМИЙ СКЛАД З ЧАСТОТНО-РЕГУЛЬОВАНИМ АСИНХРОННИМ ТЯГОВИМ ПРИВОДОМ .....	281
СПИСОК ДЖЕРЕЛ.....	310



НАВЧАЛЬНЕ ВИДАННЯ

**ДАЛЕКА** Василь Хомич  
**ПУШКОВ** Павло Максимович  
**АНДРІЙЧЕНКО** Володимир Павлович  
**МІНСЄВА** Юлія Віталіївна

## ОСНОВИ ЕЛЕКТРИЧНОЇ ТЯГИ

НАВЧАЛЬНИЙ ПОСІБНИК

Відповідальний за випуск *В. Х. Далека*

За авторською редакцією

Комп'ютерне верстання *І. В. Волосожарова*

Дизайн обкладинки *Г. А. Коровкіна*

---

Підп. до друку 03.04.2012  
Друк на ризографі.  
Зам. №

Формат 60 x 84/16  
Ум. друк. арк. 18,4  
Тираж 500 пр.

Видавець і виготовлювач:  
Харківська національна академія міського господарства,  
вул. Революції, 12, Харків, 61002  
Електронна адреса: [rectorat@ksame.kharkov.ua](mailto:rectorat@ksame.kharkov.ua)  
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи:  
ДК № 4064 від 12. 05. 2011р.