



INTERNATIONAL STANDARD

NORME INTERNATIONALE

**Rotating electrical machines –
Part 29: Equivalent loading and superposition techniques – Indirect testing to
determine temperature rise**

**Machines électriques tournantes –
Partie 29: Techniques par charge équivalente et par superposition – Essais
indirects pour déterminer l'échauffement**





THIS PUBLICATION IS COPYRIGHT PROTECTED

Copyright © 2008 IEC, Geneva, Switzerland

All rights reserved. Unless otherwise specified, no part of this publication may be reproduced or utilized in any form or by any means, electronic or mechanical, including photocopying and microfilm, without permission in writing from either IEC or IEC's member National Committee in the country of the requester.

If you have any questions about IEC copyright or have an enquiry about obtaining additional rights to this publication, please contact the address below or your local IEC member National Committee for further information.

Droits de reproduction réservés. Sauf indication contraire, aucune partie de cette publication ne peut être reproduite ni utilisée sous quelque forme que ce soit et par aucun procédé, électronique ou mécanique, y compris la photocopie et les microfilms, sans l'accord écrit de la CEI ou du Comité national de la CEI du pays du demandeur.

Si vous avez des questions sur le copyright de la CEI ou si vous désirez obtenir des droits supplémentaires sur cette publication, utilisez les coordonnées ci-après ou contactez le Comité national de la CEI de votre pays de résidence.

IEC Central Office
3, rue de Varembe
CH-1211 Geneva 20
Switzerland
Email: inmail@iec.ch
Web: www.iec.ch

About the IEC

The International Electrotechnical Commission (IEC) is the leading global organization that prepares and publishes International Standards for all electrical, electronic and related technologies.

About IEC publications

The technical content of IEC publications is kept under constant review by the IEC. Please make sure that you have the latest edition, a corrigenda or an amendment might have been published.

- Catalogue of IEC publications: www.iec.ch/searchpub

The IEC on-line Catalogue enables you to search by a variety of criteria (reference number, text, technical committee,...). It also gives information on projects, withdrawn and replaced publications.

- IEC Just Published: www.iec.ch/online_news/justpub

Stay up to date on all new IEC publications. Just Published details twice a month all new publications released. Available on-line and also by email.

- Electropedia: www.electropedia.org

The world's leading online dictionary of electronic and electrical terms containing more than 20 000 terms and definitions in English and French, with equivalent terms in additional languages. Also known as the International Electrotechnical Vocabulary online.

- Customer Service Centre: www.iec.ch/webstore/custserv

If you wish to give us your feedback on this publication or need further assistance, please visit the Customer Service Centre FAQ or contact us:

Email: csc@iec.ch

Tel.: +41 22 919 02 11

Fax: +41 22 919 03 00

A propos de la CEI

La Commission Electrotechnique Internationale (CEI) est la première organisation mondiale qui élabore et publie des normes internationales pour tout ce qui a trait à l'électricité, à l'électronique et aux technologies apparentées.

A propos des publications CEI

Le contenu technique des publications de la CEI est constamment revu. Veuillez vous assurer que vous possédez l'édition la plus récente, un corrigendum ou amendement peut avoir été publié.

- Catalogue des publications de la CEI: www.iec.ch/searchpub/cur_fut-f.htm

Le Catalogue en-ligne de la CEI vous permet d'effectuer des recherches en utilisant différents critères (numéro de référence, texte, comité d'études,...). Il donne aussi des informations sur les projets et les publications retirées ou remplacées.

- Just Published CEI: www.iec.ch/online_news/justpub

Restez informé sur les nouvelles publications de la CEI. Just Published détaille deux fois par mois les nouvelles publications parues. Disponible en-ligne et aussi par email.

- Electropedia: www.electropedia.org

Le premier dictionnaire en ligne au monde de termes électroniques et électriques. Il contient plus de 20 000 termes et définitions en anglais et en français, ainsi que les termes équivalents dans les langues additionnelles. Egalement appelé Vocabulaire Electrotechnique International en ligne.

- Service Clients: www.iec.ch/webstore/custserv/custserv_entry-f.htm

Si vous désirez nous donner des commentaires sur cette publication ou si vous avez des questions, visitez le FAQ du Service clients ou contactez-nous:

Email: csc@iec.ch

Tél.: +41 22 919 02 11

Fax: +41 22 919 03 00



IEC 60034-29

Edition 1.0 2008-03

INTERNATIONAL STANDARD

NORME INTERNATIONALE

**Rotating electrical machines –
Part 29: Equivalent loading and superposition techniques – Indirect testing to
determine temperature rise**

**Machines électriques tournantes –
Partie 29: Techniques par charge équivalente et par superposition – Essais
indirects pour déterminer l'échauffement**

INTERNATIONAL
ELECTROTECHNICAL
COMMISSION

COMMISSION
ELECTROTECHNIQUE
INTERNATIONALE

PRICE CODE
CODE PRIX

U

CONTENTS

FOREWORD.....	3
INTRODUCTION.....	5
1 Scope.....	6
2 Normative references	6
3 Symbols and units	6
4 General test requirements	7
5 Superposition method.....	8
5.1 Basic principles	8
5.1.1 General	8
5.1.2 Temperature rise	9
5.1.3 Estimation of temperature rise from reduced load tests	9
5.2 Induction motors.....	10
5.2.1 Applicable tests	10
5.2.2 Method of reduced voltage and rated current.....	10
5.2.3 Method of rated voltage and reduced current.....	13
5.2.4 Method combining tests at reduced voltage and reduced current	14
5.3 Synchronous machines	14
5.3.1 Method of open circuit, short circuit, zero excitation	14
5.3.2 Method of zero power factor and open circuit loading	16
5.4 DC machines.....	17
6 Equivalent load method	17
6.1 Principles	17
6.1.1 General	17
6.1.2 Temperature rise	18
6.2 Induction motors.....	18
6.2.1 Forward short-circuit test.....	18
6.2.2 Modulated frequency method.....	19
6.2.3 DC injection.....	20
6.2.4 Mixed-frequency or bi-frequency method	21
6.3 Synchronous machines – Zero power factor	24
7 Preferred methods.....	26
Annex A (informative) Example calculation	28
Figure 1 – Graphical superposition method for induction motors	12
Figure 2 – Derivation of field winding temperature rise at rated load (synchronous machines).....	16
Figure 3 – Test circuit for d.c.-injection equivalent load test.....	20
Figure 4 – Mixed-frequency test – Generators in series	21
Figure 5 – Mixed-frequency test – Series transformer	22
Figure 6 – Combination of torque and current in a mixed-frequency test	23
Figure 7 – Rotor-feeding mixed-frequency method	24
Table 1 – Preferred methods.....	27

INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION

ROTATING ELECTRICAL MACHINES –

**Part 29: Equivalent loading and superposition techniques –
Indirect testing to determine temperature rise**

FOREWORD

- 1) The International Electrotechnical Commission (IEC) is a worldwide organization for standardization comprising all national electrotechnical committees (IEC National Committees). The object of IEC is to promote international co-operation on all questions concerning standardization in the electrical and electronic fields. To this end and in addition to other activities, IEC publishes International Standards, Technical Specifications, Technical Reports, Publicly Available Specifications (PAS) and Guides (hereafter referred to as "IEC Publication(s)"). Their preparation is entrusted to technical committees; any IEC National Committee interested in the subject dealt with may participate in this preparatory work. International, governmental and non-governmental organizations liaising with the IEC also participate in this preparation. IEC collaborates closely with the International Organization for Standardization (ISO) in accordance with conditions determined by agreement between the two organizations.
- 2) The formal decisions or agreements of IEC on technical matters express, as nearly as possible, an international consensus of opinion on the relevant subjects since each technical committee has representation from all interested IEC National Committees.
- 3) IEC Publications have the form of recommendations for international use and are accepted by IEC National Committees in that sense. While all reasonable efforts are made to ensure that the technical content of IEC Publications is accurate, IEC cannot be held responsible for the way in which they are used or for any misinterpretation by any end user.
- 4) In order to promote international uniformity, IEC National Committees undertake to apply IEC Publications transparently to the maximum extent possible in their national and regional publications. Any divergence between any IEC Publication and the corresponding national or regional publication shall be clearly indicated in the latter.
- 5) IEC provides no marking procedure to indicate its approval and cannot be rendered responsible for any equipment declared to be in conformity with an IEC Publication.
- 6) All users should ensure that they have the latest edition of this publication.
- 7) No liability shall attach to IEC or its directors, employees, servants or agents including individual experts and members of its technical committees and IEC National Committees for any personal injury, property damage or other damage of any nature whatsoever, whether direct or indirect, or for costs (including legal fees) and expenses arising out of the publication, use of, or reliance upon, this IEC Publication or any other IEC Publications.
- 8) Attention is drawn to the Normative references cited in this publication. Use of the referenced publications is indispensable for the correct application of this publication.
- 9) Attention is drawn to the possibility that some of the elements of this IEC Publication may be the subject of patent rights. IEC shall not be held responsible for identifying any or all such patent rights.

International Standard IEC 60034-29 has been prepared by IEC technical committee 2: Rotating machinery. It cancels and replaces IEC 61986:2002 which is withdrawn.

The text of this standard is based on the following documents:

FDIS	Report on voting
2/1476/FDIS	2/1491A/RVD

Full information on the voting for the approval of this standard can be found in the report on voting indicated in the above table.

This publication has been drafted in accordance with the ISO/IEC Directives, Part 2.

A list of all parts of IEC 60034 series, under the general title *Rotating electrical machines*, can be found on the IEC website.

The committee has decided that the contents of this publication will remain unchanged until the maintenance result date indicated on the IEC web site under "<http://webstore.iec.ch>" in the data related to the specific publication. At this date, the publication will be

- reconfirmed,
- withdrawn,
- replaced by a revised edition, or
- amended.

INTRODUCTION

The object of this standard is to provide various indirect load tests, the purpose of which is to determine the temperature rise of rotating electrical machines, including a.c. induction machines, a.c. synchronous machines and d.c. machines. The test methods in some cases provide, in addition, means of measuring or estimating other parameters such as losses and vibration, but the methods are not designed specifically to provide such data.

The proposed test methods are considered equivalent, the choice relying only on the location, the testing equipment and the machine type, and the test result accuracy.

This standard should not be interpreted as requiring any or all of the tests on any given machine. Particular tests are subject to a special agreement between the manufacturer and the purchaser.

NOTE As the methods reproduce only approximately the thermal conditions of the machines under rated condition, temperature-rise measurement results achieved from tests with these methods may be taken as the basis for the evaluation of machine heating in accordance with 8.10 of IEC 60034-1 by agreement between the manufacturer and the purchaser.

ROTATING ELECTRICAL MACHINES –

Part 29: Equivalent loading and superposition techniques – Indirect testing to determine temperature rise

1 Scope

This International Standard applies to machines covered by IEC 60034-1 when they cannot be loaded to a specific condition (rated or otherwise). It is applicable to both motors and generators.

2 Normative references

The following referenced documents are indispensable for the application of this document. For dated references, only the edition cited applies. For undated references, the latest edition of the referenced document (including any amendments) applies.

IEC 60034-1:2004, *Rotating electrical machines – Part 1: Rating and performance*

IEC 60034-2-1, *Rotating electrical machines – Part 2-1: Standard methods for determining losses and efficiency from tests (excluding machines for traction vehicles)*

3 Symbols and units

For the purposes of this document, the following symbols and units apply.

K	slope factor of temperature rise, K/W
-----	---------------------------------------

NOTE 1 The full name of K is "slope factor of the straight line characterizing variation of temperature rise with losses", see IEC 60027-4, item 901.

$\Delta\theta$	temperature rise, K
θ	temperature, °C
P	power, loss, W
I	current, A
R	resistance, Ω
X	reactance, Ω
U	voltage, V
E	e.m.f., V
f	frequency, Hz
$f_{1,2}$	main/auxiliary frequency, Hz
Δt	time interval, s
T	torque, N·m
J	moment of inertia, kg·m ²
$\cos\varphi$	power factor
γ	method uncertainty, %

NOTE 2 The definition implies that $\gamma > 0$ means test temperature rise is higher than at actual load condition.

δ_f	amplitude of frequency deviation, Hz
λ	ratio of auxiliary voltage to main voltage
σ	correction factor
ω	angular frequency, rad/s

Subscripts

m, n, o, p	test conditions
1, 2, 3, etc.	machine component (e.g. stator winding, rotor winding, stator core, etc.)

NOTE 3 If not indicated otherwise, numbers 1, 2, 3 will be used as assigned above.

t	test
f	field
a	ambient, referring to reference coolant (see IEC 60034-1, 8.2)
c	due to constant losses
L	leakage
N	rated value
equiv	equivalent-load test
super	superposition test

4 General test requirements

Measurement of the electrical parameters shall be made as follows.

- a) The class of accuracy of measuring instruments shall be not greater than 0,5.
- b) The measuring range of analogue instruments shall be chosen with a view to the measured values being higher than 30 % of the full-scale range. These requirements need not be complied with in the case of the three-phase power measurement by means of two wattmeters, but the currents and voltages in the measured circuits shall be at least 20 % of the rated currents and voltages of the wattmeters being used. The range of the other measuring instruments shall be chosen in such a way that the measuring errors are not increased.
- c) The waveform and symmetry of the supply voltage at the machine terminals shall be in accordance with the requirements of Clause 7 of IEC 60034-1.
- d) Each line current shall be measured. The arithmetic average value shall be used to determine the machine operating point.

NOTE When using the two-wattmeter method, it is acceptable to measure only two currents.

- e) Power input to a three-phase machine shall be measured by either two single-phase wattmeters connected as in the two-wattmeter method, or one polyphase wattmeter, or three single-phase wattmeters. The total power read on a wattmeter shall be reduced by the amount of the I^2R loss in the voltage circuits or in the current circuits of the instruments in accordance with their connection whenever this loss is a measurable portion of the total power.

Unless otherwise indicated all electrical quantities to be measured are root-mean-square values.

5 Superposition method

5.1 Basic principles

5.1.1 General

Superposition tests may be applied to any d.c. or a.c. machine. The method comprises a series of tests at operating conditions other than rated load, for example: reduced load, no load, short circuit, reduced voltage, positive (inductive) or negative (capacitive) reactive load.

The method allows the full-load temperature rise of various component parts of the machine to be deduced. For each component, the loss shall be known at each particular test condition and at full load. The machine should be tested with the same cooling conditions as when operating at rated load. Hence, a locked-rotor test will not be suitable as the air-flow distribution and magnitudes will be incorrect.

On completion of the individual tests, a series of equations based on equivalent thermal circuit theory is constructed, each equation being of the form:

$$\Delta\theta_{1m} = K_{11}P_{1m} + K_{12}P_{2m} + K_{13}P_{3m}$$

where

- $\Delta\theta_{1m}$ is the measured temperature rise of component 1 for test condition m;
- P_{1m}, P_{2m} etc. is the loss in component 1, 2, etc. for test condition m;
- $K_{11}, K_{12},$ etc. are the slope factors of temperature rise determining the temperature rise of component 1 due to losses in component 1, and the temperature rise of component 1 due to losses in component 2, etc.

Components 1, 2, and 3 may be, for example, the stator winding, the rotor winding, and the stator iron.

In some test conditions, certain losses may be equal to zero, and hence the related term in the equation disappears. For example, using the above assigned subscripts, a synchronous machine has $K_{11}P_1 = 0$ at no load and $K_{13}P_3 = 0$ at short circuit.

The method is based on the principle that the coefficients K do not change from test to test, i.e. that the cooling conditions are invariable between tests, which requires the speed to be the same in each test. The method is also based on the principle of linear thermal conditions so that temperature rises in one case can be added to those for another case. It requires the losses in the relevant component parts to be known with sufficient accuracy for each case, either by calculation or measurement.

When the tests have been completed and the equations compiled, the coefficients K can be derived by simple arithmetic. These are then used in a final equation with the losses for the rated load condition to calculate the temperature rise of component 1. By similar means, the temperature rises at rated load of components 2, 3, etc. can be derived.

If any component loss is temperature dependent (for example, stator copper loss), then the calculation procedure has to be repeated using values for the loss corrected for the estimated temperature rise. It is normally necessary to do this iteration once only. For the calculation of winding temperature rises corrected to a reference ambient temperature equations in closed form are also provided.

The method may be used to determine the temperature rise of any component at any load if the losses at that load are known. The slope factors of temperature rise (K_{12} , etc.) may be useful in other thermal modelling studies, for example, in analysing the response to supply unbalance, voltage reduction, etc.

In all superposition tests, correction is necessary for variation in heat exchanger performance (if one is fitted to the machine), as the thermal performance of the heat exchanger will partly depend on the total loss in each test.

5.1.2 Temperature rise

When determining the temperature rise values of machine parts by superposition tests, the variations from the results that should be obtained at rated-load test are always to be considered. The uncertainty value γ (%) for rated load is defined:

$$\gamma = \left(\frac{\Delta\theta_{N,\text{super}}}{\Delta\theta_N} - 1 \right) \times 100$$

NOTE 1 The uncertainty values obtained by superposition tests may be negative (test temperature rise is lower than under normal operation) or positive (test temperature rise is larger than under normal operation).

Consequently, for comparing with the temperature rise values given in IEC 60034-1, test results have to be multiplied with a correction factor σ :

$$\sigma = \frac{1}{1 + \frac{\gamma}{100}}$$

NOTE 2 For negative uncertainty values the correction factor is > 1 .

5.1.3 Estimation of temperature rise from reduced load tests

When estimating the temperature rise from tests at reduced load, the losses should be separated into variable (load) losses and constant (iron, friction and windage) losses. For the adjustment of temperature rise values, the machine may be considered as a two-component system (see 5.1.1).

NOTE Depending on the enclosure and pole number of the machine, the temperature rise due to the constant losses can be significant. Tests on large machines have shown that the separation of loss components results in better agreement between the reduced load estimation and the full load actual test.

When a load test is performed at currents different from rated current, the I^2R losses have to be converted to full load with the squared ratio of the currents, and the resistance R has to be corrected for total winding temperature. The following equation describes the adjustment of temperature rise to full load, neglecting the effect of constant losses and of additional load losses:

$$\Delta\theta_{1N} = \left(\frac{I_N}{I_{1t}} \right)^2 \cdot \Delta\theta_{1t} \cdot \left(\frac{235 + \theta_{at}}{235 + \theta_{at} + \Delta\theta_{1t} - \left(\frac{I_N}{I_{1t}} \right)^2 \cdot \Delta\theta_{1t}} \right)$$

where

I_N is the rated current;

I_{1t} is the measured stator current;

θ_{at} is the measured temperature of the reference coolant;

$\Delta\theta_{1t}$ is the measured stator winding temperature rise.

In cases where the portion of the winding temperature rise due to the constant losses is not known, and the total temperature rise is assumed due to I^2R losses only, the calculated temperature rise will be too large. Therefore, this method can be used only when the effect of constant losses is low; in most cases, methods taking constant and load losses separately into account are preferred. Induction machines are tested according to 5.2.2.

When the temperature rise components due to load loss at reduced current and due to constant loss are known, the total temperature rise can be calculated by using an iteration procedure or, alternatively, by a closed-form equation. Annex A presents an example.

5.2 Induction motors

5.2.1 Applicable tests

In these methods the motor is tested at the following operating points as indicated:

- Test m: reduced voltage, with the motor loaded to give rated current, giving I_{1m} , P_{1m} and $\Delta\theta_{1m}$ at U_m ,
- Test n: the same reduced voltage as in test m, but at no load, giving I_{1n} , P_{1n} and $\Delta\theta_{1n}$ at $U_n=U_m$,
- Test o: rated voltage at no load, giving I_{1o} , P_{1o} and $\Delta\theta_{1o}$ at $U_o=U_N$,
- Test p: rated voltage and frequency, at reduced load, giving I_{1p} , P_{1p} and $\Delta\theta_{1p}$ at $U_p=U_N$. Preferably I_{1p} is not less than 70 % of rated stator current,
- Test q: reduced voltage, with the motor loaded, giving I_{1q} , P_{1q} and $\Delta\theta_{1q}$ at U_q . Preferably I_{1q} is not less than 70% of rated stator current.

NOTE 1 Lower values of I_1 in tests p and q may be used but will increase the uncertainty.

NOTE 2 Where applicable use $\Delta\theta_{2m}$, $\Delta\theta_{2n}$, $\Delta\theta_{2o}$, $\Delta\theta_{2p}$, $\Delta\theta_{2q}$ for the rotor winding of wound rotor machines.

5.2.2 Method of reduced voltage and rated current

5.2.2.1 General

The method requires a variable-voltage supply at rated frequency and either a loading generator or braking equipment with a rating much less than the rating of the motor under test. For each of the tests m, n, o the voltage, current, input power and stator winding temperature rise are measured:

- $\Delta\theta_{1m}$ is the stator winding temperature rise due to rated stator current, quasi rated rotor current and reduced-voltage iron loss and full friction and windage losses;
- $\Delta\theta_{1n}$ is the stator winding temperature rise due to reduced-voltage no-load stator current, reduced-voltage iron loss and full friction and windage losses;
- $\Delta\theta_{1o}$ is the stator winding temperature rise due to rated-voltage no-load stator current, rated-voltage no-load iron loss and friction and windage losses.

It should be noted that with large induction motors there may be cases when test m is not practicable with a slip below the pull-out slip; operation above the pull-out slip is then an alternative. To measure the stator winding temperature rise by the resistance method when the machine is on no-load, some means to rapidly stop the motor should be employed when shutting down, or the resistance should be measured directly under load (see 8.6.2 of IEC 60034-1).

The method assumes that the cooling remains unchanged for each test, which implies that the speed is also virtually unchanged.

The quantity $\Delta\theta_{1n}$ can be determined with sufficient accuracy by using the following equation:

$$\Delta\theta_{1n} = \Delta\theta_{1o} P_{1n} / P_{1o}$$

By applying this relation a complete thermal test at reduced voltage (the no-load test for test condition n) can be saved. This should be taken up as an alternative for practical reasons.

The uncertainty of determining temperature rises is within $\gamma = \pm 6\%$ for all types and ratings of machines. The method is preferable for cage induction motors where the uncertainty can be estimated within $\gamma = \pm 3\%$.

NOTE 1 When this method is used for wound rotor machines, the same procedure can be applied for the temperature rise of the stator winding to get similar uncertainty. For the calculation of rotor winding temperature a similar uncertainty is expected with the procedure listed in the subsequent subclause.

NOTE 2 For motors >500 kW, when test m involves a forward short circuit heat run, i.e. operation well above the pull-out slip, γ will always be positive.

The results can be analysed either by means of calculation (see 5.2.2.2) or using a graphical method (see 5.2.2.3).

5.2.2.2 Determination of temperature rise by calculation method

The calculation method assumes that the stator winding temperature rise at rated voltage for a particular load is a linear function as follows:

$$\Delta\theta_1 = \Delta\theta_{1c}^* + K_{11}^* \times P_{11}$$

where

$\Delta\theta_{1c}^*$ is the stator winding temperature rise at rated voltage and zero stator current, i.e. the rise due to the iron loss and friction and windage losses;

P_{11} is the stator winding loss at the particular load;

K_{11}^* is the slope factor of stator temperature rise due to stator winding loss, rotor winding loss and additional load loss.

The terms $\Delta\theta_{1c}^*$ and K_{11}^* can be found from tests m, n and o as follows:

$$\Delta\theta_{1c}^* = \Delta\theta_{1o} - K_{11}^* P_{1o} \quad \text{and} \quad K_{11}^* = \frac{\Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1n}}{P_{1m} - P_{1n}}$$

The stator winding total temperature rise at rated current and voltage is calculated from:

$$\Delta\theta_{1N} = \Delta\theta_{1c}^* + K_{11}^* P_{1m}$$

The full load temperature rise corrected to a reference coolant temperature is obtained from:

$$\Delta\theta_{1Nc} = \frac{\Delta\theta_{1c}^* + K_{11}^* P_{1m} \frac{235 + \theta_{aN}}{235 + \theta_a + \Delta\theta_{1m}}}{1 - K_{11}^* P_{1m} \frac{1}{235 + \theta_a + \Delta\theta_{1m}}}$$

where

P_{1m} is the stator winding I^2R loss at rated current I_{1N} from test at coolant temperature θ_a ;

θ_a is the coolant temperature at the test;

θ_{aN} is the reference coolant temperature;

$\Delta\theta_{1m}$ is the temperature rise of the stator winding for rated current from test at θ_a ;

235 is the reciprocal value of the temperature coefficient of resistances for copper, in K.

NOTE 1 θ_{aN} is, more exactly, the reference temperature of the reference coolant.

For wound rotor induction machines, determine the rotor winding temperature rise from the temperature rises of the rotor for each test:

$$\Delta\theta_{2N} = \Delta\theta_{2m} + (\Delta\theta_{2o} - \Delta\theta_{2n})$$

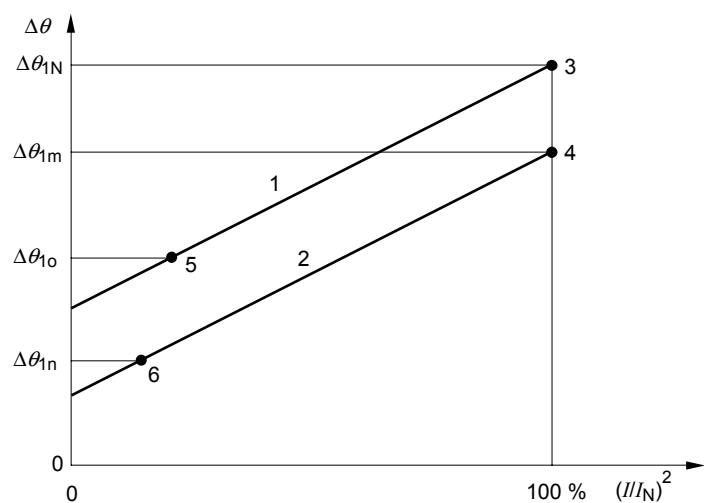
NOTE 2 The difference of temperature rises $\Delta\theta_{2o}$ and $\Delta\theta_{2n}$ is usually negligible.

5.2.2.3 Determination of temperature rise by graphical method

The graphical method is based on the following assumptions.

- The load losses depend solely on current, and the no-load losses depend solely on voltage.
- The temperature rises can be added, i.e. the effect of radiation is negligible, and the slope factors of temperature rise are independent of temperature.
- The load-dependent stray-load loss depends on the current only.

These assumptions are fundamentally the same as those in the calculation method described in 5.2.2.2. A graph can be drawn of the measured temperature rise values from tests m, n, o (see 5.2.1), plotted against the square of the stator current as shown in Figure 1. First a straight line is drawn through the two points at reduced voltage ($\Delta\theta_{1m}$ and $\Delta\theta_{1n}$), then a parallel line is drawn through $\Delta\theta_{1o}$. The temperature rise at rated load $\Delta\theta_{1N}$ is obtained as shown in Figure 1.



IEC 079/08

Key

- curve for rated voltage
- curve for reduced voltage
- 4 test points for rated current, referred to 1, 2 resp.
- 5, 6 test points for no-load, referred to 1, 2 resp.

Figure 1 – Graphical superposition method for induction motors

If the stator currents for tests n and o are sufficiently small (and not too dissimilar) compared with the rated current, then the stator winding temperature rise at rated voltage and rated load is given by:

$$\Delta\theta_{IN} = \Delta\theta_{1m} + \Delta\theta_{1o} - \Delta\theta_{1n}$$

NOTE Temperature rise may also be expressed in terms of total losses when stator winding losses, iron losses, friction and windage losses and additional load losses are known, and in the tests with the motor loaded, the slip is additionally recorded in order to determine the rotor I^2R losses.

5.2.3 Method of rated voltage and reduced current

This method requires a loading generator or braking equipment with a rating less than the rating of the motor under test. The loading may be either by the actual loading method or equivalent loading method. For each of the tests o and p, voltage, current, stator input power and stator winding temperature rise are measured. The test conditions are as follows:

$\Delta\theta_{1o}$ is the stator winding temperature rise due to rated-voltage, no-load stator current, rated-voltage no-load iron loss and friction and windage losses (see 5.2.2.1);

$\Delta\theta_{1p}$ is the stator winding temperature rise due to rated voltage, reduced load current, rated voltage iron loss and friction and windage losses.

For wound rotor machines the rotor winding temperature rise can be measured in a similar way. In this case the slip is also measured for the determination of rotor copper losses.

The full load temperature rise is calculated by a linear function using

$$\Delta\theta_{IN} = \Delta\theta'_{1c} + K'_{11}P_{1N}$$

where

$\Delta\theta'_{1c}$ is the stator winding temperature rise at rated voltage and zero stator current, i.e. the rise due to the iron loss and friction and windage losses;

P_{1N} is the stator winding loss at rated load;

K'_{11} is the slope factor of stator temperature rise due to stator winding loss, rotor winding loss and additional load loss.

The terms $\Delta\theta'_{1c}$ and K'_{11} can be found from tests o and p as follows:

$$\Delta\theta'_{1c} = \frac{P_{1p} \cdot \Delta\theta_{1o} - P_{1o} \cdot \Delta\theta_{1p}}{P_{1p} - P_{1o}} \quad \text{and} \quad K'_{11} = \frac{\Delta\theta_{1p} - \Delta\theta'_{1c}}{P_{1p}}$$

where

P_{1p} is the stator winding loss at test p;

P_{1o} is the stator winding loss at test o.

The stator total temperature rise at full load is calculated from:

$$\Delta\theta_{IN} = \frac{(\Delta\theta_{1p} - \Delta\theta'_{1c}) \times \frac{I_{1N}^2}{I_{1p}^2} \times \frac{235 + \theta_{ap}}{235 + \theta_{ap} + \Delta\theta_{1p}} + \Delta\theta'_{1c}}{1 - \frac{I_{1N}^2}{I_{1p}^2} \times \frac{\Delta\theta_{1p} - \Delta\theta'_{1c}}{235 + \theta_{ap} + \Delta\theta_{1p}}}$$

where

$\Delta\theta_{1p}$ is the temperature rise of the stator winding for test p;

θ_{ap} is the coolant temperature at test p.

NOTE 1 The terms $\Delta\theta'_{1c}$ and K'_{11} are comparable to $\Delta\theta^*_{1c}$ and K^*_{11} in 5.2.2.2, but determined from different tests.

NOTE 2 The equation in Annex A is equivalent to the above equation.

The full load temperature rise corrected to a reference coolant temperature θ_{aN} is obtained from:

$$\Delta\theta_{INc} = \frac{(\Delta\theta_{lp} - \Delta\theta'_{lc}) \times \frac{I_{IN}^2}{I_{lp}^2} \times \frac{235 + \theta_{aN}}{235 + \theta_{ap} + \Delta\theta_{lp}} + \Delta\theta'_{lc}}{1 - \frac{I_{IN}^2}{I_{lp}^2} \times \frac{\Delta\theta_{lp} - \Delta\theta'_{lc}}{235 + \theta_{ap} + \Delta\theta_{lp}}}$$

For wound rotor machines calculate:

$$\Delta\theta_{2N} = \Delta\theta'_{2c} + K'_{22} P_{2N}, \text{ using } \Delta\theta'_{2c} = \Delta\theta_{2o}; K'_{22} = (\Delta\theta_{2p} - \Delta\theta_{2o})/P_{2p};$$

where

P_{2N} is the rotor winding loss at rated load, calculated from slip in test p, proportional to square of load current;

P_{2p} is the rotor winding loss at test p;

The uncertainty of the determined temperature rises is within $\gamma = \pm 6\%$ for all types and ratings of machines. The method is preferable for high-voltage cage or wound rotor induction motors where the uncertainty can be estimated within $\gamma = \pm 3\%$.

5.2.4 Method combining tests at reduced voltage and reduced current

This method is applicable to larger machines when it is not possible to load them with rated current at reduced voltage, using tests n, o, q instead of test m.

For each of the tests n, o, q the voltage, current, stator winding losses and stator winding temperature rise are measured.

With the results of the tests n and q the temperature rise $\Delta\theta_{1m}$ at rated current is calculated in accordance with 5.2.2.3 (extrapolation method).

After determining $\Delta\theta_{1m}$ the same procedure is performed as described in 5.2.2 (method of reduced voltage and rated current).

5.3 Synchronous machines

5.3.1 Method of open circuit, short circuit, zero excitation

In this method, the synchronous machine is driven at rated speed by an auxiliary motor. The machine is tested at the following operating points:

- Test m: armature winding short-circuited, and field current set to give rated armature current;
- Test n: armature winding open-circuited, and field current set for EMF calculated at full load and rated armature voltage, using the no-load curve;
- Test o: armature winding open-circuited, and zero field current.

For each condition, the armature winding temperature rise is measured.

$\Delta\theta_{1m}$ is the armature winding temperature rise due to rated armature current, and friction and windage losses (neglecting iron loss contribution at short-circuit);

$\Delta\theta_{1n}$ is the armature winding temperature rise due to quasi full load iron loss, and friction and windage losses;

$\Delta\theta_{1o}$ is the armature winding temperature rise due to friction and windage losses.

The armature temperature rise at rated speed, voltage and current is determined from:

$$\Delta\theta_{1N} = (\Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1o}) + (\Delta\theta_{1n} - \Delta\theta_{1o}) + \Delta\theta_{1o}$$

where

$(\Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1o})$ is the temperature rise due to I^2R loss at test m;

$(\Delta\theta_{1n} - \Delta\theta_{1o})$ is the temperature rise due to iron loss at test n.

The uncertainty of temperature rises of the armature winding of synchronous machines, with ratings up to 500 kVA, is estimated not worse than $\gamma = \pm 5\%$.

NOTE For machines of higher rating the uncertainty may be larger.

At the same time, the temperature rise of the field winding at rated conditions can be determined if the field temperature rise is measured for each of the test conditions m and o:

$$\Delta\theta_{fN} = (\Delta\theta_{fm} - \Delta\theta_{fo}) \frac{P_{fN}}{P_{fm}} + \Delta\theta_{fo}$$

where

$\Delta\theta_{fm}$ is the temperature rise of the field winding at test m;

$\Delta\theta_{fo}$ is the temperature rise of field winding at test o;

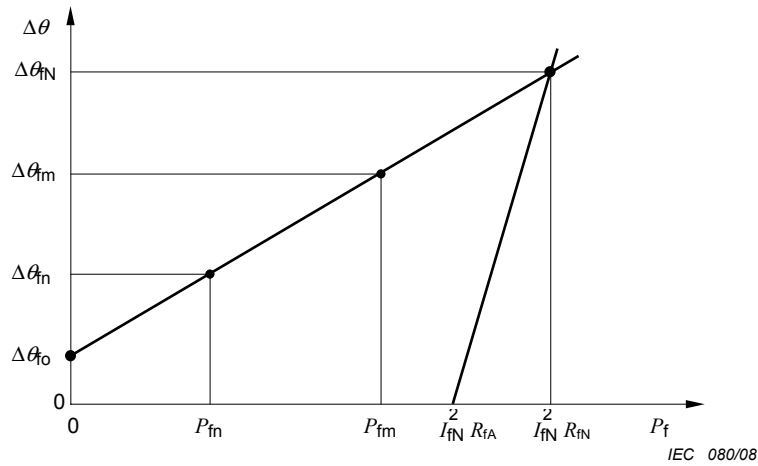
P_{fm} is the field winding loss at test m;

P_{fN} is the field winding loss for rated load field current.

Alternatively, the machine may be operated as a synchronous condenser at rated field current and at some intermediate armature current until the field voltage is constant. The ratio of the field voltage (adjusted for brush contact effects) to the field current gives the hot field resistance from which the field temperature rise can be calculated.

A graphical method can be used to obtain the field temperature rise at rated load if the field loss P_{ft} for each test is calculated from $I_{ft}^2 R_{ft}$, where P_{ft} , I_{ft} , and R_{ft} are the test values of the field loss, current and resistance, respectively. The graphical plot of field temperature rise against field loss in Figure 2 for the three test conditions approximates a straight line. A second straight line is then plotted, showing the variation of the field loss with rated current I_{fN} , as the field resistance increases with temperature from the value at reference temperature. The intersection of the two lines gives the temperature rise of the field at rated load.

NOTE For large synchronous generators tested on site, adjustment of voltage and current to rated values may not be possible. The temperature rise at rated conditions has then to be calculated from measured temperature rise values according to special agreement.



Key

I_{fN} rated field current

R_{fA} field resistance at reference temperature

R_{fN} field resistance at rated load

Figure 2 – Derivation of field winding temperature rise at rated load (synchronous machines)

5.3.2 Method of zero power factor and open circuit loading

In this method, the synchronous machine is driven at rated speed by an auxiliary motor. The machine is tested at the following operating points:

- Test m: rated field current, rated armature current, zero power factor, armature terminal voltage U_m ;
- Test n: armature open-circuited, with terminal voltage U_n equal to stator-induced EMF in test m;
- Test o: armature open-circuited, with terminal voltage U_o equal to induced EMF at rated load.

Voltages U_m , U_n , U_o are connected by the relationships:

$$U_n = U_m + X_L I_m$$

$$U_o = \sqrt{(U_N + X_L \cdot I_N \cdot \sin \varphi)^2 + (X_L \cdot I_N \cdot \cos \varphi)^2}$$

where

X_L is the calculated armature leakage reactance;

$\cos \varphi$ is the rated power factor;

U_N is the rated armature voltage;

I_N is the rated armature current.

The stator winding temperature rise is determined by

$$\Delta\theta_{1N} = \Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1n} + \Delta\theta_{1o}$$

where

$\Delta\theta_{1m}$ is the armature winding temperature rise due to rated field current, rated armature current, friction and windage losses at rated speed, and low iron loss;

$\Delta\theta_{1n}$ is the armature winding temperature rise due to field current at open-circuit, phase voltage U_n , friction and windage losses at rated speed, and low iron loss;

$\Delta\theta_{1o}$ is the armature winding temperature rise due to field current at open-circuit phase voltage U_o , friction and windage losses at rated speed, and rated iron loss.

The temperature rise accuracy obtained for the armature winding of synchronous machines with rating up to 500 kVA is within $\gamma = 0$ and -10 %. For large synchronous machines, rated $> 5\,000$ kVA, the armature winding temperature rise uncertainty is within $\gamma = \pm 2$ %.

The field winding temperature rise is taken as the value measured in test m.

5.4 DC machines

Larger d.c. machines are mostly tested by the back-to-back method. Only one indirect test method is available for d.c. machines. In this superposition method, the d.c. machine is driven at rated speed by an auxiliary motor, whose rating is usually less than 20 % of the machine to be tested. Tests are performed at the following three operating points:

Test m: armature short-circuited, and field current set to give rated armature current,

Test n: armature open-circuited, and field current set to give rated armature voltage,

Test o: armature open-circuited, with zero field current.

For the two open-circuit tests on machines rated at and below 1 000 kW, the brushes should be lifted except when the armature voltage is being measured. For machines rated above 1 000 kW, the brushes may be left in place as the brush frictional loss will be small compared with other losses.

The third test is usually only necessary for machines with high rotor surface speed (>30 m/s) where the windage loss is significant.

For each condition, the temperature rise of the armature winding is determined to give values $\Delta\theta_{1m}$, $\Delta\theta_{1n}$ and $\Delta\theta_{1o}$. The temperature rise at rated speed, voltage and current is determined from the expression

$$\Delta\theta_{1N} = \Delta\theta_{1m} + \Delta\theta_{1n} - \Delta\theta_{1o}$$

This means the temperature rise is equal to the rise due to armature I^2R and friction and windage loss with negligible iron loss and negligible field I^2R loss plus the rise due to iron loss and friction and windage loss with zero armature I^2R loss and field I^2R loss, minus the rise due to friction and windage loss.

For the armature winding the uncertainty in the temperature rise obtained is about $\gamma = \pm 10$ %.

6 Equivalent load method

6.1 Principles

6.1.1 General

In contrast to the multi-test concept of the superposition methods, an equivalent load test is designed to allow the temperature rise of the chosen component at rated load to be determined experimentally from a single test at conditions other than rated load. The intention is to replicate the rated-load loss distribution in the motor, but particularly the loss in the

relevant component, at this equivalent load test condition. For the stator winding, this implies creating the effective (r.m.s.) full-load current in the winding.

The equivalent loading is used also in the cases of special machines with inaccessible free shaft ends, high-speed machines or machines where the coupling of the shaft ends with a loading machine requires special and expensive couplings to be made (for example, grooved shaft, etc.). Another important application are vertical machines where the load test is accomplished by providing a load machine positioned below the machine to be tested, or by special bearings enabling the machine to be run in horizontal position.

The equipment to be used in the test should be significantly less complex and expensive than that which would be required for a direct full-load test. Also, the demands on the electrical supply should be much less. Ideally, the motor should be tested with a free uncoupled shaft, so that the complexity and time involved in lining up the test machine with a mechanical load or a driving motor is avoided.

The test methods described in 6.2.4 and 6.3 achieve these aims to varying degrees.

6.1.2 Temperature rise

When determining the temperature rise values of machine parts by equivalent load tests, the variations from the results that should be obtained at rated-load test are always to be considered. The uncertainty value γ (%) for rated load is defined:

$$\gamma = \left(\frac{\Delta\theta_{N,equiv}}{\Delta\theta_N} - 1 \right) \times 100$$

NOTE 1 The uncertainty values obtained by equivalent load tests may be negative (test temperature rise is lower than under normal operation) or positive (test temperature rise is larger than under normal operation).

Consequently, for comparing with the temperature rise values given in IEC 60034-1, test results have to be multiplied with a correction factor σ :

$$\sigma = \frac{1}{1 + \frac{\gamma}{100}}$$

NOTE 2 For negative uncertainty values the correction factor is > 1 .

6.2 Induction motors

6.2.1 Forward short-circuit test

This is effectively the same method as in 5.2.2 with operation above the pull-out slip for test m. The motor under test is driven at rated speed by an auxiliary machine and is fed from a supply with a frequency of about 80 % or about 120 % of the motor rated frequency. The voltage of this supply is adjusted until the current in the test motor stator equals the rated value. When the supply frequency is about 80 % of the motor rated frequency, an electrical output is obtained from the test machine as it operates as an induction generator at negative slip. When the supply frequency is about 120 % of the motor rated frequency, an electrical output can be obtained from the auxiliary machine as the induction machine under test operates at positive slip as a motor.

Compared with a direct full-load test, the fundamental-frequency stator winding I^2R loss is the same, the friction and windage losses are the same, the fundamental-frequency stator iron loss is lower, and the rotor bar current and rotor copper losses as well as the higher-frequency stator-tooth iron losses are higher.

Generally, the reduction in the fundamental frequency iron loss is not adequately offset by the increase in the higher-frequency loss. Hence the test should be supplemented by two no-load tests at rated supply frequency, one at rated supply voltage and the other at the lower voltage applied during the forward short-circuit test. The difference between the stator temperature rises on the two no-load tests is added to the temperature rise measured during the forward short-circuit test. To determine whether or not the total loss equals the loss that would occur in a direct-load test, it is necessary to measure the motor input and output powers or undertake loss calculations for the conditions existing in the motor during the forward short-circuit test.

The test can usefully be applied to 60 Hz machines of any rating where only 50 Hz supplies are available and to 50 Hz machines of any rating where only 60 Hz supplies are available. The correct speed of the auxiliary machine in this case could be achieved by using a gearbox, a variable-speed a.c. drive, or a d.c. motor.

The uncertainty of determining temperature rises is $\gamma = \pm 10\%$ for all types and ratings of machines.

The method is preferable for wound rotor induction motors of low voltage where the accuracy can be estimated within $\gamma = \pm 3\%$.

Due to a significant redistribution of losses in the various parts of the machine, the temperatures throughout the machine should be carefully monitored. If the temperatures at any location reach values that bear the risk of damage to winding insulation or other material, the test should be terminated.

6.2.2 Modulated frequency method

This method is particularly appropriate for high-inertia motors, because the greater the inertia, the smaller the required modulation amplitude and frequency (typically 1-2 Hz). For low-inertia motors, it may be necessary to add inertia in the form of a flywheel.

In this test, the induction motor is fed from an a.c. source, the frequency of which is modulated around a mean value (frequency modulation), with the argument:

$$\left[2\pi f_c t + \frac{\delta_f}{f_m} \sin(2\pi f_m t) \right]$$

where

f_c is the average (carrier) frequency, in Hz;

f_m is the modulation frequency, in Hz;

δ_f is the amplitude of frequency deviation, in Hz;

Applying modulated supply voltage, the currents contain mainly frequency components f_c and $(f_c \pm f_m)$. A torque component of frequency f_m is produced, giving rise to a speed oscillation of the same frequency.

The motor is started up with the supply of average frequency f_c , with the modulation amplitude and frequency set to zero. Modulation amplitude and frequency are then increased until the stator current equals the rated current. The excitation current of the generator is adjusted to give the rated stator voltage. The motor is subjected to repetitive acceleration and deceleration as the frequency repeatedly increases and decreases.

The power source may be a generator with a symmetrical multiphase excitation winding, or an induction wound-rotor motor excited by a multiphase current of periodically varying low frequency f_m .

Assuming sinusoidal modulation, the average value of torque is:

$$T_{av} = \frac{2}{\pi} T_{max} = 2J\omega_{\delta}f_m$$

where

T_{max} is the maximum instantaneous value of torque, in N m;

J is the moment of inertia of the motor, in kg m²;

ω_{δ} is the amplitude of angular frequency variation of the speed, in s⁻¹.

The maximum torque value should be below the pull-out torque, so that the motor operates on the stable part of the load characteristic.

The expected uncertainty is about $\gamma = \pm 10\%$.

NOTE Upper uncertainty values are expected in case of errors of the operator and of the control- and measuring equipment.

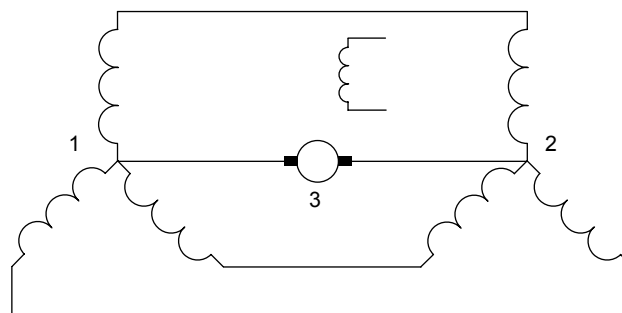
6.2.3 DC injection

In this method, the motor under test is connected to an a.c. source generator and operates at rated voltage on no load. The method requires that the motor and generator are star-connected and that the neutral point is accessible on both motor and generator. A d.c. source is then connected between the two neutral points as shown in Figure 3. The d.c. output is adjusted until the r.m.s. value of the a.c. no-load current plus the d.c. injection current equals the full-load current of the motor. The source generator shall provide rated voltage and shall be able to carry rated current.

The comparative test data for determining temperature rises by this method are unknown. The experts estimate the method accuracy to be within $\gamma = \pm 10\%$.

The d.c. source sets up a magnetic field that is stationary in space with three times the number of stator poles. Hence, extra losses appear in the rotor during rotation.

Current measurements are made using current transformers that link two lines, one in the "forward" direction and one in the "backward" direction so that the d.c. component is cancelled.



IEC 081/08

Key

- 1 supply
- 2 test motor
- 3 DC generator

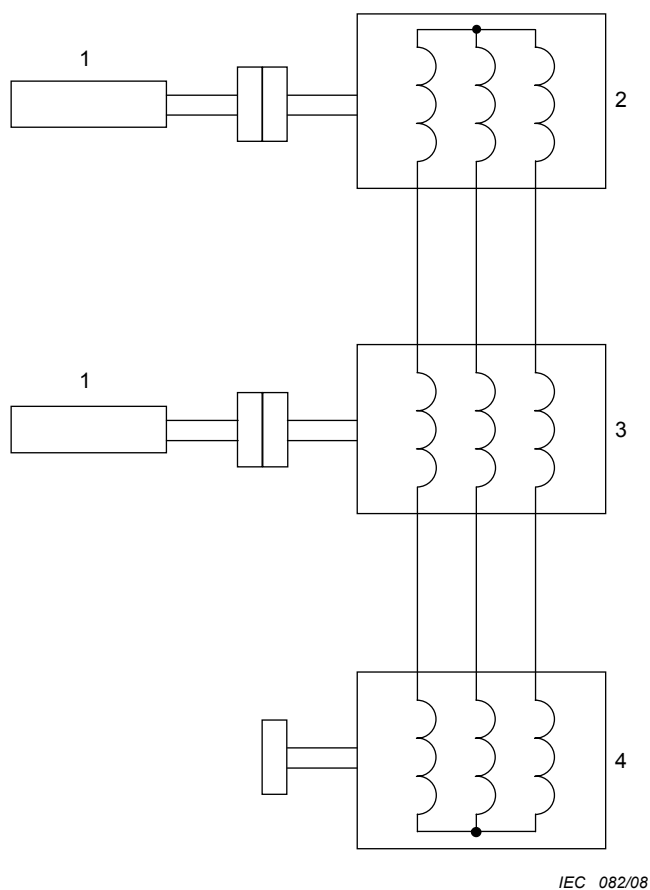
Figure 3 – Test circuit for d.c.-injection equivalent load test

6.2.4 Mixed-frequency or bi-frequency method

6.2.4.1 Stator feeding

In this test method, the motor stator is fed simultaneously from two sources of different frequencies (Figure 4), a main source and an auxiliary source. The auxiliary generator may alternatively be connected through a three-phase transformer between the main generator and the motor (Figure 5). The phase sequences of both main and auxiliary frequency voltage should be the same. The motor current, voltage and speed fluctuate at an intermediate frequency. The main generator supplies rated frequency, while the auxiliary generator provides an output of adjustable frequency and amplitude. The frequency of the auxiliary source is typically either about 80 % or about 120 % of the rated frequency, and the voltage is about 20 % to 30 % of the rated voltage. The auxiliary frequency is in part chosen so that the fluctuations do not prevent accurate readings.

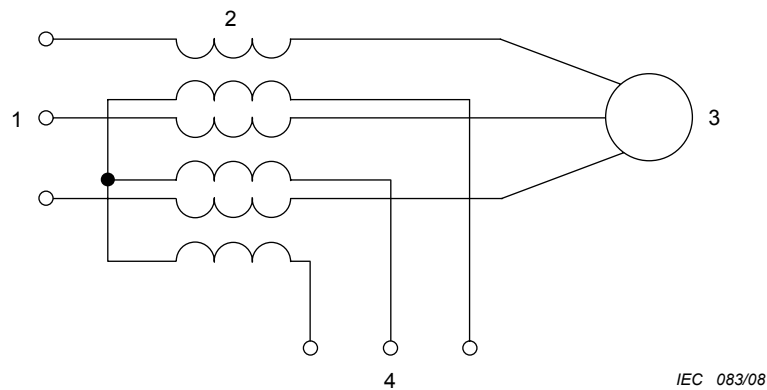
NOTE As a variant of Figure 4, the test motor may also be connected between main and auxiliary generator. In this condition record the phase voltage of the test motor.



Key

- 1 driving motor
- 2 main generator
- 3 auxiliary generator
- 4 test motor

Figure 4 – Mixed-frequency test – Generators in series



Key

- 1 main generator
- 2 series transformer
- 3 test motor
- 4 auxiliary generator

Figure 5 – Mixed-frequency test – Series transformer

The motor is first connected to the main supply and run on no-load. The output voltage of the auxiliary generator is steadily increased (and if necessary the main supply voltage is adjusted also) until the following conditions are achieved simultaneously:

- a) the r.m.s. value of the fluctuating motor current equals the rated current;
- b) the r.m.s. value of the fluctuating motor voltage equals the rated voltage;
- c) the speed equals the rated speed.

In some cases it may be difficult to adjust the r.m.s. values of the fluctuating motor current and voltage to the motor rated values precisely. In these cases the test can be performed with current and voltage values which are close to their rated values and at rated speed by adjusting the motor input power to the total losses of the motor at rated load.

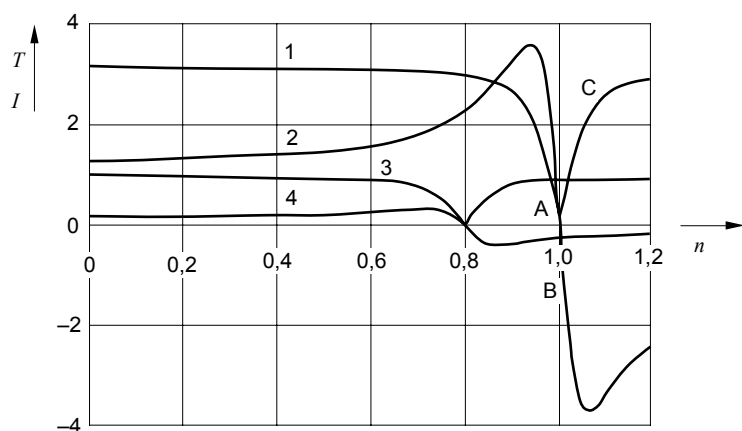
For high voltage cage induction motors rated up to 6 000 kW the uncertainty is about $\gamma = \pm 5\%$. For double cage rotors the temperature rise measured by this method can be remarkably higher than from a load test (typically up to more than 10 %).

For double cage motors or motors with high current displacement effect (e.g. deep bars), the temperature rise can be remarkably higher on some surface cooled motors than in a direct load test. In such cases, it is preferred to test at a current $I_{t,av}$ which is the mean value of rated current I_N and a current which draws full load loss, measured at the motor terminals. Under such condition the total motor loss is higher than the loss on direct load test, and the uncertainty is positive.

For high-voltage wound-rotor induction motors rated up to 6 000 kW the uncertainty is about $\gamma = \pm 3,0\%$, but, for some machines with a low level of heating, the uncertainty can reach $\gamma = +20\%$.

When the frequency of the main source is 50 Hz and that of auxiliary source is 40 Hz, the operating point of the motor can be deduced from the speed/torque and speed/current curves for the main and auxiliary frequencies, as shown in Figure 6. The positive torque due to the 50 Hz supply (point A) is balanced by the negative torque due to the 40 Hz supply (point B). The net current is mainly determined by the current due to the 40 Hz supply (point C), as the motor runs at a very low slip (and hence at a low current) with respect to the 50 Hz supply.

When the frequency of the main source is 50 Hz and that of auxiliary source is 60 Hz, the positive torque due to the 60 Hz supply is balanced by the negative torque due to the 50 Hz supply. The net current is then mainly determined by the current set up by the 60 Hz supply.



IEC 084/08

Key

1, 3 current at 50 Hz, 40 Hz, resp.

2, 4 torque at 50 Hz, 40 Hz, resp.

A, B torque component due to 50 Hz, 40 Hz supply, resp.

C current component due to 40 Hz supply

NOTE Speed n , current I and torque T are in per unit.

Figure 6 – Combination of torque and current in a mixed-frequency test

The combination of frequencies results in a net frequency varying with time as follows:

$$f = \frac{f_1 + \lambda^2 f_2 + \lambda(f_1 + f_2) \cos 2\pi(f_1 - f_2)t}{1 + \lambda^2 + 2\lambda \cos 2\pi(f_1 - f_2)t}$$

In a typical case, the values are as follows:

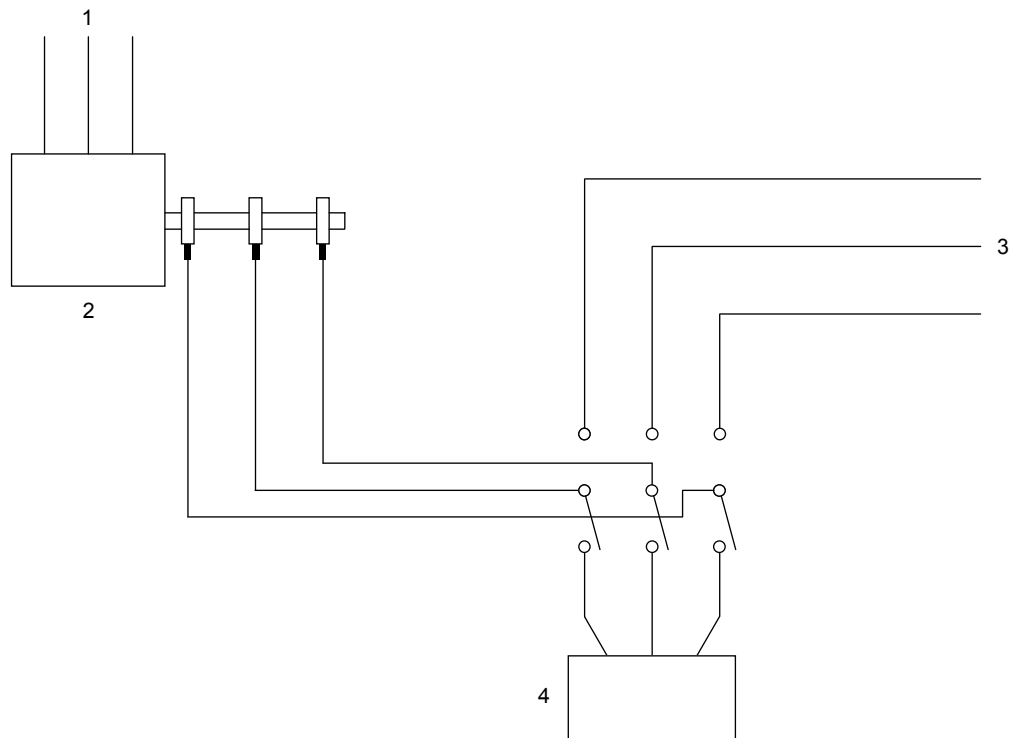
- frequency of main supply $f_1 = 50$ Hz;
- frequency of auxiliary supply $f_2 = 40$ Hz;
- ratio auxiliary voltage/main voltage $\lambda = 0,25$.

In this case, the net frequency varies between 48 Hz and 53,3 Hz, i.e. $50^{+3,3}_{-2,0}$ Hz, and hence does not vary symmetrically around 50 Hz. This is the fundamental difference between this mixed-frequency method and the modulated-frequency method described in 6.2.2. In the latter method, the frequency generally varies sinusoidally around the rated frequency.

6.2.4.2 Rotor feeding

An alternative mixed-frequency method for wound-rotor induction motors involves the connection of the auxiliary generator to the rotor circuit rather than to the stator, as shown in Figure 7. The auxiliary voltage and frequency are then adjusted to establish rated stator current or rated loss in the motor as in the normal stator-feeding method. The phase sequence of the auxiliary source should be such that the rotor rotation with the stator shorted

is in the same direction as that with the main supply connected to the stator with the rotor shorted. The auxiliary frequency should be significantly less than half the rated frequency.



IEC 085/08

Key

- 1 main source
- 2 test motor
- 3 auxiliary source
- 4 starting resistor

Figure 7 – Rotor-feeding mixed-frequency method

6.2.4.3 Vibration level during the mixed-frequency test

Due to the combination of the frequencies of the stator (or rotor) currents and fields, the shaft torque will have a considerable oscillating component. Vibration levels will tend to be higher than normal, and there is a greater chance of mechanical resonance occurring due to the broad spectrum of current and flux harmonics. Vibration levels should be monitored during the test to check that damage will not occur.

After the mixed-frequency test has been completed, the motor can be operated with the main supply only at rated voltage, and the true vibration level can be measured quickly while the motor is at full-load running temperature. The motor temperature may be monitored by built-in resistance temperature detectors (RTDs) or by thermocouple to ensure that the temperature is acceptably close to the value at rated full load.

6.3 Synchronous machines – Zero power factor

This method consists of operating the machine as a synchronous condenser, with appropriate values of stator current, voltage and frequency. The overexcited machine may be connected to a load consisting of an idle-running underexcited synchronous machine. By adjustment of the excitation of the machine under test and that of its load, the terminal voltage may be varied while the stator current is held constant. Since the e.m.f. E_p behind the stator leakage reactance at zero power factor overexcited is greater than it is at higher power factors for the

same terminal voltage and stator current, the test terminal voltage may be reduced to a value which results in the same value of E_p as that at rated load. The resulting stator temperature rise $\Delta\theta_1$ can then be measured and used as an indication of the rise that would occur at rated load.

The field winding loss differs considerably from that in normal operation. Assuming that the temperature rise is proportional to the field I^2R loss, and neglecting the change of resistance with temperature, the following equation may be applied:

$$\Delta\theta_{fN} = \left(\frac{I_{fN}}{I_{ft}}\right)^2 \cdot \Delta\theta_{ft}$$

Taking the change of resistance due to temperature rise into account, and correcting to a reference coolant temperature θ_{aN} , the temperature rise at rated field current is determined by the following equation:

$$\Delta\theta_{fN} = \frac{\left(\frac{I_{fN}}{I_{ft}}\right)^2 \Delta\theta_{ft} \frac{235 + \theta_{aN}}{235 + \theta_{ft}}}{1 - \left(\frac{I_{fN}}{I_{ft}}\right)^2 \frac{\Delta\theta_{ft}}{235 + \theta_{ft}}}$$

where

$\Delta\theta_{ft}$ is the measured field winding temperature rise;

θ_{ft} is the measured field winding temperature measured at an ambient temperature θ_a ;

$\Delta\theta_{fN}$ is the field winding temperature rise at rated field current;

I_{ft} is the measured field current;

I_{fN} is the rated field current;

235 is the reciprocal value of the temperature coefficient of resistances for copper, in K.

This expression for the field temperature rise neglects the effect of stator, rotor-surface and windage losses.

When the temperature rise of field winding due to windage losses cannot be neglected, e.g. in the case of high-peripheral-speed machines such as turbine type generators, the temperature rise of the field winding shall be determined by the following equation

$$\Delta\theta_{fN} = (I_{fN}/I_{ft})^2 (\Delta\theta_{ft} - \Delta\theta_{fw}) + \Delta\theta_{fw}$$

where

$\Delta\theta_{fw}$ is the temperature rise of the field winding measured by driving the machine at rated speed with open-circuit armature and field windings.

For machines rated at power factors above 0,9 (and particularly those rated at unity power factor), this test method may be impractical because of field heating limits. In this case, the excitation may be set to the rated value, and the terminal voltage should be reduced to give rated stator current. The I^2R loss in the stator will then equal the rated value, but correction is required to compensate the stator temperature rise for reduced iron loss in the stator, even though the effect is small as the copper losses predominate. This test may be supplemented by two open-circuit tests to achieve this correction:

a) with the excitation set to give the reduced terminal voltage;

b) with the excitation set to give the rated terminal voltage.

The stator temperature rise is measured in each case, and the difference between the values is added to the value measured in the equivalent load test.

These methods cannot be applied to short-time rated machines, as the tests have to be applied for a sufficiently long period of time so that the alternating loading conditions can result in thermal equilibrium.

7 Preferred methods

The choice of method to be applied depends on the the accuracy required, the type and size of the machine involved and the available field test equipment. Estimated ranges of uncertainty obtained by the different methods are given in the relevant clauses. Table 1 gives a collation and indicates preferred methods.

Table 1 – Preferred methods

Method	Clause	Required facilities	Preferred method	Uncertainty See Note 1
<u>Superposition</u>				
Induction motors				
Reduced voltage, rated current	5.2.2	Variable supply, loading equipment	For cage motors	Medium
Rated voltage, reduced current	5.2.3	Loading equipment	For HV motors	Medium
Combined method	5.2.4	Variable supply, loading equipment		Medium
Synchronous machines				
Open and short circuit, zero excitation	5.3.1	Auxiliary driving motor		Medium
Zero power factor	5.3.2	Auxiliary driving motor	For ratings >5 000 kVA	Medium
DC machines				
Open and short circuit	5.4	Auxiliary driving motor	See Note 2	High
<u>Equivalent load</u>				
Induction motors				
Forward short-circuit	6.2.1	Auxiliary driving motor; second frequency supply	Wound rotor machines	High
Modulated frequency	6.2.2	Frequency modulated supply		high
DC injection	6.2.3	DC source for superposition		High
Mixed frequency	6.2.4	Main and auxiliary a.c. generator	For wound rotor machines	High
Synchronous machines				
Zero power factor	6.3	Overexcitation required (see Note 3)		Medium
NOTE 1 Estimated ranges of uncertainties are designated in the "Uncertainty" column as follows: "Low" up to $\pm 3\%$; "Medium" up to $\pm 5\%$; and "High" above $\pm 5\%$.				
NOTE 2 Preferred method for d.c. machines is the back-to-back test, see IEC 60034-2-1.				
NOTE 3 In case the local grid is not capable of supplying sufficient reactive power for the overexcited machine under test, connection to a load consisting of an idle-running underexcited synchronous machine may be used.				

Annex A (informative)

Example calculation

The iteration method recommended in 5.1.3 is illustrated by the following example.

Let the temperature rise $\Delta\theta_{1(0)}$ above $\theta_{at} = 20\text{ °C}$ coolant reference temperature, from a heating test at $I_{1t} = 75\%$ rated current, consist of a load loss component $\Delta\theta_{1(0L)}$ and a constant loss component $\Delta\theta_{1(0c)}$:

$$\Delta\theta_{1(0)} = \Delta\theta_{1(0L)} + \Delta\theta_{1(0c)} = 32 + 8 = 40\text{ K}$$

Adjustment to full load without temperature correction gives:

$$\Delta\theta_{1(1)} = \left(\frac{1,0}{0,75} \right)^2 \cdot 32 + 8 = 64,9\text{ K}$$

Correction of the winding resistance may be made by iteration. It is assumed that the constant losses are not affected by temperature. The first correction step yields:

$$\Delta\theta_{1(2)} = (\Delta\theta_{1(1)} - 8) \cdot \left(\frac{235 + 20 + 64,9}{235 + 20 + 40} \right) + 8 = 69,7\text{ K}$$

The temperature rise obtained in the second step is:

$$\Delta\theta_{1(3)} = (\Delta\theta_{1(2)} - 8) \cdot \left(\frac{235 + 20 + 69,7}{235 + 20 + 40} \right) + 8 = 70,6\text{ K}$$

A further iteration will result in a value of 70,8 K.

Alternatively, the following closed-form equation may be used:

$$\Delta\theta_{1N} = \frac{\left(\frac{I_N}{I_{1t}} \right)^2 \Delta\theta_{1(0L)} [235 + \theta_{at}] + \Delta\theta_{1(0c)} [235 + \theta_{at} + \Delta\theta_{1(0L)} + \Delta\theta_{1(0c)}]}{[235 + \theta_{at} + \Delta\theta_{1(0L)} + \Delta\theta_{1(0c)}] - \left(\frac{I_N}{I_{1t}} \right)^2 \Delta\theta_{1(0L)}}$$

Inserting the proper values yields the same result as the iteration method.

SOMMAIRE

AVANT-PROPOS	31
INTRODUCTION	33
1 Domaine d'application	34
2 Références normatives	34
3 Symboles et unités	34
4 Exigences générales d'essai	35
5 Méthode par superposition	36
5.1 Principes de base	36
5.1.1 Généralités	36
5.1.2 Echauffement	37
5.1.3 Estimation de l'échauffement à partir d'essais à charge réduite	37
5.2 Moteurs à induction	38
5.2.1 Essais applicables	38
5.2.2 Méthode de la tension réduite et du courant assigné	38
5.2.3 Méthode à tension assignée et à courant réduit	41
5.2.4 Méthode combinant des essais à tension réduite et courant réduit	43
5.3 Machines synchrones	43
5.3.1 Méthode à circuit ouvert, en court-circuit et à excitation nulle	43
5.3.2 Méthode à facteur de puissance nul et à circuit ouvert	45
5.4 Machines à courant continu	46
6 Méthode de charge équivalente	47
6.1 Principes	47
6.1.1 Généralités	47
6.1.2 Echauffement	47
6.2 Moteurs à induction	48
6.2.1 Essai de court-circuit direct	48
6.2.2 Méthode à la fréquence modulée	48
6.2.3 Injection de courant continu	49
6.2.4 Méthode de fréquence mixte ou de fréquence double	50
6.3 Machines synchrones – Facteur de puissance nul	55
7 Méthodes préférentielles	56
Annexe A (informative) Exemple de calcul	58
Figure 1 – Méthode par superposition graphique pour moteurs à induction	41
Figure 2 – Calcul de l'échauffement de l'enroulement d'excitation à charge assignée (machines synchrones)	45
Figure 3 – Circuit d'essai pour l'essai de charge équivalente à injection de courant continu	50
Figure 4 – Essai à fréquence mixte – Génératrices en série	51
Figure 5 – Essai à fréquence mixte – Transformateur en série	52
Figure 6 – Combinaison de couple et de courant dans un essai à fréquence mixte	53
Figure 7 – Méthode d'alimentation rotorique à fréquence mixte	54
Tableau 1 – Méthodes préférentielles	57

COMMISSION ÉLECTROTECHNIQUE INTERNATIONALE

MACHINES ÉLECTRIQUES TOURNANTES –

**Partie 29: Techniques par charge équivalente et par superposition –
Essais indirects pour déterminer l'échauffement**

AVANT-PROPOS

- 1) La Commission Electrotechnique Internationale (CEI) est une organisation mondiale de normalisation composée de l'ensemble des comités électrotechniques nationaux (Comités nationaux de la CEI). La CEI a pour objet de favoriser la coopération internationale pour toutes les questions de normalisation dans les domaines de l'électricité et de l'électronique. A cet effet, la CEI – entre autres activités – publie des Normes internationales, des Spécifications techniques, des Rapports techniques, des Spécifications accessibles au public (PAS) et des Guides (ci-après dénommés "Publication(s) de la CEI"). Leur élaboration est confiée à des comités d'études, aux travaux desquels tout Comité national intéressé par le sujet traité peut participer. Les organisations internationales, gouvernementales et non gouvernementales, en liaison avec la CEI, participent également aux travaux. La CEI collabore étroitement avec l'Organisation Internationale de Normalisation (ISO), selon des conditions fixées par accord entre les deux organisations.
- 2) Les décisions ou accords officiels de la CEI concernant les questions techniques représentent, dans la mesure du possible, un accord international sur les sujets étudiés, étant donné que les Comités nationaux de la CEI intéressés sont représentés dans chaque comité d'études.
- 3) Les Publications de la CEI se présentent sous la forme de recommandations internationales et sont agréées comme telles par les Comités nationaux de la CEI. Tous les efforts raisonnables sont entrepris afin que la CEI s'assure de l'exactitude du contenu technique de ses publications; la CEI ne peut pas être tenue responsable de l'éventuelle mauvaise utilisation ou interprétation qui en est faite par un quelconque utilisateur final.
- 4) Dans le but d'encourager l'uniformité internationale, les Comités nationaux de la CEI s'engagent, dans toute la mesure possible, à appliquer de façon transparente les Publications de la CEI dans leurs publications nationales et régionales. Toutes divergences entre toutes Publications de la CEI et toutes publications nationales ou régionales correspondantes doivent être indiquées en termes clairs dans ces dernières.
- 5) La CEI n'a prévu aucune procédure de marquage valant indication d'approbation et n'engage pas sa responsabilité pour les équipements déclarés conformes à une de ses Publications.
- 6) Tous les utilisateurs doivent s'assurer qu'ils sont en possession de la dernière édition de cette publication.
- 7) Aucune responsabilité ne doit être imputée à la CEI, à ses administrateurs, employés, auxiliaires ou mandataires, y compris ses experts particuliers et les membres de ses comités d'études et des Comités nationaux de la CEI, pour tout préjudice causé en cas de dommages corporels et matériels, ou de tout autre dommage de quelque nature que ce soit, directe ou indirecte, ou pour supporter les coûts (y compris les frais de justice) et les dépenses découlant de la publication ou de l'utilisation de cette Publication de la CEI ou de toute autre Publication de la CEI, ou au crédit qui lui est accordé.
- 8) L'attention est attirée sur les références normatives citées dans cette publication. L'utilisation de publications référencées est obligatoire pour une application correcte de la présente publication.
- 9) L'attention est attirée sur le fait que certains des éléments de la présente Publication de la CEI peuvent faire l'objet de droits de propriété intellectuelle ou de droits analogues. La CEI ne saurait être tenue pour responsable de ne pas avoir identifié de tels droits de propriété et de ne pas avoir signalé leur existence.

La Norme internationale CEI 60034-29 a été établie par le comité d'études 2 de la CEI: Machines tournantes. Elle annule et remplace la CEI 61986:2002 qui est retirée.

Le texte de cette norme est issu des documents suivants:

FDIS	Rapport de vote
2/1476/FDIS	2/1491A/RVD

Le rapport de vote indiqué dans le tableau ci-dessus donne toute information sur le vote ayant abouti à l'approbation de cette norme.

Cette publication a été rédigée selon les Directives ISO/CEI, Partie 2.

Une liste de toutes les parties de la série CEI 60034, présentées sous le titre général *Machines électriques tournantes*, peut être consultée sur le site web de la CEI.

Le comité a décidé que le contenu de la publication de base et de ses amendements ne sera pas modifié avant la date de maintenance indiquée sur le site web de la CEI sous "<http://webstore.iec.ch>" dans les données relatives à la publication recherchée. A cette date, la publication sera

- reconduite,
- supprimée,
- remplacée par une édition révisée, ou
- amendée.

INTRODUCTION

La présente norme a pour objet de fournir différents essais en charge indirects destinés à déterminer l'échauffement des machines électriques tournantes, y compris les machines à induction à courant alternatif, les machines synchrones à courant alternatif et les machines à courant continu. Dans certains cas, les méthodes d'essai permettent en outre de mesurer ou d'estimer d'autres paramètres tels que les pertes et les vibrations, mais ces méthodes ne sont pas conçues spécifiquement pour fournir de telles données.

Les méthodes d'essai proposées sont considérées comme équivalentes, le choix dépendant uniquement de l'emplacement, du matériel d'essai, du type de machine et de la précision des résultats d'essai.

Il convient de ne pas interpréter la présente norme comme une exigence de réaliser un ou tous les essais qu'elle décrit sur une quelconque machine donnée. Les essais particuliers à réaliser font l'objet d'accords spéciaux entre le fabricant et l'acheteur.

NOTE Etant donné que les méthodes ne reproduisent qu'approximativement les conditions thermiques des machines observées dans des conditions assignées, le fabricant et l'acheteur peuvent convenir de prendre les résultats d'échauffement obtenus à partir de ces méthodes comme base pour l'évaluation de l'échauffement de la machine conformément à 8.10 de la CEI 60034-1.

MACHINES ÉLECTRIQUES TOURNANTES –

Partie 29: Techniques par charge équivalente et par superposition – Essais indirects pour déterminer l'échauffement

1 Domaine d'application

La présente Norme internationale s'applique aux machines couvertes par la CEI 60034-1 lorsqu'il est impossible de les soumettre à un point de charge spécifique (assignée ou autre). Elle est applicable tant aux moteurs qu'aux génératrices.

2 Références normatives

Les documents normatifs suivants sont indispensables pour l'application du présent document. Pour les références datées, seule l'édition citée s'applique. Pour les références non datées, la dernière édition du document de référence s'applique (y compris les éventuels amendements).

CEI 60034-1:2004, *Machines électriques tournantes – Partie 1: Caractéristiques assignées et caractéristiques de fonctionnement*

CEI 60034-2-1, *Machines électriques tournantes – Partie 2-1: Méthodes normalisées pour la détermination des pertes et du rendement à partir d'essais (à l'exclusion des machines pour véhicules de traction)*

3 Symboles et unités

Pour les besoins du présent document, les symboles et unités suivants sont applicables.

K pente de la variation de l'échauffement, K/W

NOTE 1 L'intitulé complet de K est « pente de la droite représentant la variation de l'échauffement en fonction des pertes », voir la CEI 60027-4, numéro 901.

$\Delta\theta$ échauffement, K

θ température, °C

P puissance, perte, W

I courant, A

R résistance, Ω

X réactance, Ω

U tension, V

E f.é.m., V

f fréquence, Hz

$f_{1,2}$ fréquence principale/auxiliaire, Hz

Δt intervalle de temps, s

T couple, N·m

J moment d'inertie, kg·m²

$\cos\varphi$ facteur de puissance

γ incertitude de la méthode, %

NOTE 2 La définition implique que $\gamma > 0$ sous-entend que l'échauffement est supérieur à la condition de charge réelle.

δ_f amplitude de la variation de la fréquence, Hz

λ rapport de la tension auxiliaire à la tension principale

σ facteur de correction

ω pulsation, rad/s

Indices

m, n, o, p conditions d'essai

1, 2, 3, etc. composants de machine (par exemple, enroulement statorique, enroulement rotorique, circuit magnétique, etc.)

NOTE 3 Sauf indication contraire, les chiffres 1, 2, 3 seront utilisés dans l'ordre ci-dessus.

t essai

f excitation

a ambiance, en référence au fluide de refroidissement de référence (voir la CEI 60034-1, 8.2)

c dû aux pertes constantes

L fuite

N valeur assignée

equiv essai de charge équivalente

super essai par superposition

4 Exigences générales d'essai

Les paramètres électriques doivent être mesurés de la façon suivante.

- a) La classe de précision des appareils de mesure ne doit pas être supérieure à 0,5.
- b) L'étendue de mesure des appareils analogues doit être choisie par rapport à des valeurs mesurées supérieures à 30 % de la pleine échelle. Il n'est pas nécessaire de satisfaire à cette exigence dans le cas où la puissance triphasée est réalisée par la méthode des deux wattmètres, mais les valeurs des courants et des tensions dans les circuits mesurés doivent être d'au moins 20 % des courants et tensions assignés des wattmètres utilisés. L'étendue de mesure des autres appareils de mesure doit être choisie de manière à ne pas augmenter les erreurs de mesure.
- c) La forme d'onde et la symétrie de la tension d'alimentation aux bornes de la machine doivent être conformes aux exigences de l'Article 7 de la CEI 60034-1.
- d) Chaque courant de ligne doit être mesuré. La moyenne arithmétique doit être utilisée pour déterminer le point de fonctionnement de la machine.

NOTE Lors de la méthode des deux wattmètres, il est acceptable de mesurer uniquement deux courants.

- e) La puissance absorbée d'une machine triphasée doit être mesurée soit au moyen de deux wattmètres monophasés montés selon la méthode des deux wattmètres ou au moyen d'un wattmètre polyphasé ou de trois wattmètres monophasés. La puissance totale relevée sur un wattmètre doit être réduite des pertes par effet Joule dans les circuits de tension ou dans les circuits de courant des appareils selon leur montage, chaque fois que ces pertes sont une fraction mesurable de la puissance totale.

Sauf spécification contraire, toutes les grandeurs électriques à mesurer sont des valeurs efficaces.

5 Méthode par superposition

5.1 Principes de base

5.1.1 Généralités

Les essais par superposition peuvent être appliqués à toute machine à courant continu ou alternatif. La méthode consiste en une série d'essais réalisés dans des conditions de fonctionnement autres qu'à la charge assignée, par exemple: à charge réduite, à vide, en court-circuit, à tension réduite, à charge réactive positive (inductive) ou négative (capacitive).

La méthode permet de déduire l'échauffement des différents composants de la machine à pleine charge. Pour chaque composant, les pertes doivent être connues pour chaque condition d'essai donnée et à pleine charge. Il convient de réaliser les essais sur la machine avec des conditions de refroidissement identiques aux conditions en fonctionnement à charge assignée. Un essai de rotor bloqué n'est par conséquent pas approprié puisque la répartition et les amplitudes du flux d'air seraient incorrectes.

A l'issue des différents essais individuels, une série d'équations est établie sur la base de la théorie des circuits thermiques équivalents, chaque équation étant du type:

$$\Delta\theta_{1m} = K_{11}P_{1m} + K_{12}P_{2m} + K_{13}P_{3m}$$

où

$\Delta\theta_{1m}$	est l'échauffement mesuré du composant 1 pour la condition d'essai m,
P_{1m}, P_{2m}	etc. sont les pertes dans le composant 1, 2, etc. pour la condition d'essai m,
$K_{11}, K_{12}, \text{etc.}$	sont les pentes de l'échauffement déterminant l'échauffement du composant 1 dû aux pertes dans le composant 1 et l'échauffement dans le composant 1 dû aux pertes dans le composant 2, etc.

Les composants 1, 2 et 3 peuvent par exemple, être l'enroulement statorique, l'enroulement rotorique et le circuit magnétique statorique.

Dans certaines conditions d'essai, des pertes peuvent être égales à zéro et le terme associé disparaît par conséquent dans l'équation. Au moyen des indices attribués ci-dessus, pour une machine synchrone par exemple, $K_{11}P_1 = 0$ à vide et $K_{13}P_3 = 0$ en court-circuit.

La méthode est fondée sur le principe selon lequel les coefficients K restent invariables d'un essai à l'autre, en d'autres termes sur le fait que les conditions de refroidissement restent invariables entre les essais, ce qui implique la même vitesse pour chaque essai. La méthode est également fondée sur le principe de conditions thermiques linéaires de manière à pouvoir additionner les échauffements d'un cas à ceux d'un autre cas. Cette méthode nécessite de connaître pour chaque cas, par calcul ou par mesurage, les pertes dans les composants correspondants avec une précision suffisante.

Lorsque les essais sont terminés et les équations compilées, les coefficients K peuvent être calculés par simples calculs arithmétiques. Ces coefficients sont ensuite utilisés dans une équation finale avec les pertes pour les conditions à charge assignée afin de calculer l'échauffement du composant 1. Les échauffements à charge assignée des composants 2, 3, etc. peuvent être calculés de la même manière.

Si l'une quelconque des pertes dépend de la température (par exemple les pertes dans le cuivre statorique), la procédure de calcul doit être répétée en utilisant les valeurs de pertes corrigées par rapport à l'échauffement estimé. Il est normalement nécessaire de réaliser cette

itération une seule fois. Pour le calcul des échauffements de l'enroulement corrigés pour une température ambiante de référence, des équations sous forme globales finales sont également fournies.

La méthode peut être utilisée pour déterminer l'échauffement de tout composant à n'importe quelle charge si les pertes à cette charge sont connues. Les pentes de l'échauffement (K_{12} , etc.) peuvent être utiles pour d'autres études de modélisation thermique, par exemple pour analyser la réponse à une alimentation déséquilibrée, à une réduction de tension, etc.

Pour tous les essais par superposition, des corrections sont nécessaires pour compenser les variations des caractéristiques de fonctionnement de l'échangeur thermique (lorsque la machine en est équipée), dans la mesure où la résistance thermique de l'échangeur dépend entre autres des pertes totales dans chaque essai.

5.1.2 Echauffement

Lors de la détermination des valeurs d'échauffement de parties de la machine par des essais par superposition, les écarts des résultats qui seraient obtenus pour la charge assignée doivent toujours être pris en compte. La valeur d'incertitude γ (%) pour la charge assignée est définie:

$$\gamma = \left(\frac{\Delta\theta_{N,super}}{\Delta\theta_N} - 1 \right) \times 100$$

NOTE 1 Les valeurs d'incertitude obtenues par les essais par superposition peuvent être négatives (l'échauffement d'essai est inférieur à celui rencontré lors d'un fonctionnement normal) ou positives (l'échauffement d'essai est plus important que lors d'un fonctionnement normal).

En conséquence, pour la comparaison avec les valeurs d'échauffement données dans la CEI 60034-1, les résultats d'essai doivent être multipliés par un facteur de correction σ :

$$\sigma = \frac{1}{1 + \frac{\gamma}{100}}$$

NOTE 2 Pour les valeurs d'incertitude négatives, le facteur de correction est > 1 .

5.1.3 Estimation de l'échauffement à partir d'essais à charge réduite

Lors de l'estimation de l'échauffement à partir d'essais à charge réduite, il convient de séparer les pertes en pertes variables (liées à la charge) et en pertes constantes (pertes « fer », pertes par frottement et pertes par ventilation). Pour la correction des valeurs d'échauffement, la machine peut être considérée comme un système à deux composantes (voir 5.1.1).

NOTE En fonction de la carcasse et du nombre de pôles de la machine, l'échauffement dû aux pertes constantes peut être significatif. Des essais sur de grandes machines ont montré que la séparation de composantes des pertes amène à une meilleure concordance entre l'essai à charge réduite et l'essai réel à pleine charge.

Lorsqu'un essai de charge est effectué à des courants différents du courant assigné, les pertes par effet Joule doivent être converties en pertes en pleine charge suivant le rapport du carré des courants, et la résistance R doit être corrigée pour la température d'enroulement total. L'équation suivante décrit la correction de l'échauffement à pleine charge, en négligeant l'effet des pertes constantes et des pertes supplémentaires en charge:

$$\Delta\theta_{1N} = \left(\frac{I_N}{I_{1t}} \right)^2 \cdot \Delta\theta_{1t} \cdot \left(\frac{235 + \theta_{at}}{235 + \theta_{at} + \Delta\theta_{1t} - \left(\frac{I_N}{I_{1t}} \right)^2 \cdot \Delta\theta_{1t}} \right)$$

où

I_N est le courant assigné,

I_{1t} est le courant statorique mesuré,

θ_{at} est la température mesurée du fluide de refroidissement de référence,

$\Delta\theta_{1t}$ est l'échauffement mesuré de l'enroulement statorique.

Dans le cas où la partie de l'échauffement de l'enroulement due aux pertes constantes n'est pas connue et où l'échauffement total est supposé uniquement lié aux pertes par effet Joule, l'échauffement calculé sera trop grand. De ce fait, cette méthode peut être utilisée uniquement lorsque l'effet de pertes constantes est faible; dans la plupart des cas, les méthodes prenant en compte séparément les pertes constantes et les pertes en charge sont préférées. Les machines à induction sont essayées en accord avec 5.2.2.

Lorsque les composantes de l'échauffement dues aux pertes en charge à courant réduit et dues aux pertes constantes sont connues, l'échauffement total peut être calculé en utilisant une procédure d'itération ou bien par une équation globale finale. L'Annexe A présente un exemple.

5.2 Moteurs à induction

5.2.1 Essais applicables

Dans ces méthodes, les essais sont effectués aux points de fonctionnement suivants comme indiqué:

Essai m: tension réduite, avec le moteur en charge pour fournir le courant assigné, donnant I_{1m} , P_{1m} et $\Delta\theta_{1m}$ à U_m .

Essai n: la même tension réduite que dans l'essai m, mais à vide, donnant I_{1n} , P_{1n} et $\Delta\theta_{1n}$ à $U_n = U_m$.

Essai o: tension assignée, à vide, donnant I_{1o} , P_{1o} et $\Delta\theta_{1o}$ à $U_o = U_N$.

Essai p: tension et fréquence assignées, à charge réduite, donnant I_{1p} , P_{1p} et $\Delta\theta_{1p}$ à $U_p = U_N$. De préférence I_{1p} n'est pas inférieur à 70 % du courant assigné statorique,

Essai q: tension réduite, avec le moteur en charge, donnant I_{1q} , P_{1q} et $\Delta\theta_{1q}$ à U_q . De préférence I_{1q} n'est pas inférieur à 70 % du courant assigné statorique.

NOTE 1 Les valeurs inférieures de I_1 dans les essais p et q peuvent être utilisées mais augmenteront l'incertitude.

NOTE 2 Si applicable, utiliser $\Delta\theta_{2m}$, $\Delta\theta_{2n}$, $\Delta\theta_{2o}$, $\Delta\theta_{2p}$, $\Delta\theta_{2q}$ pour l'enroulement rotorique des machines à rotor bobiné.

5.2.2 Méthode de la tension réduite et du courant assigné

5.2.2.1 Généralités

La méthode exige une alimentation variable en tension, à la fréquence assignée et soit un générateur de charge, soit un équipement de freinage avec caractéristiques assignées bien inférieures aux caractéristiques du moteur en essai. Pour chacun des essais m, n, o, la

tension, le courant, la puissance d'entrée et l'échauffement de l'enroulement statorique sont mesurés:

- $\Delta\theta_{1m}$ est l'échauffement de l'enroulement statorique dû au courant statorique assigné, aux pertes dans le circuit magnétique au courant rotorique quasi assigné et à tension réduite, et à toutes les pertes par frottement et par ventilation,
- $\Delta\theta_{1n}$ est l'échauffement de l'enroulement statorique dû au courant statorique à vide et à tension réduite, aux pertes dans le circuit magnétique à tension réduite, et à toutes les pertes par frottement et par ventilation,
- $\Delta\theta_{10}$ est l'échauffement de l'enroulement statorique dû au courant statorique à vide à tension assignée, aux pertes dans le circuit magnétique à vide et à tension assignée, et aux pertes par frottement et par ventilation.

Il convient de noter que pour les gros moteurs à induction, il peut y avoir des cas où l'essai m est impossible à réaliser avec un glissement inférieur au glissement de décrochage; le fonctionnement au-dessus du glissement de décrochage est alors une alternative. Pour mesurer l'échauffement de l'enroulement statorique par la méthode de la résistance lorsque la machine est à vide, il convient d'utiliser un moyen pour arrêter rapidement le moteur ou de mesurer la résistance directement sous charge (voir 8.6.2 de la CEI 60034-1).

Cette méthode suppose que le refroidissement reste inchangé pour chaque essai, ce qui implique que la vitesse reste également virtuellement inchangée.

Il est possible de déterminer la grandeur $\Delta\theta_{1n}$ avec une précision suffisante en utilisant l'équation suivante:

$$\Delta\theta_{1n} = \Delta\theta_{10} P_{1n} / P_{10}$$

L'application de cette relation permet d'économiser un essai thermique complet à tension réduite (l'essai à vide pour les conditions d'essai n). Il convient, pour des raisons pratiques, d'envisager cette alternative.

L'incertitude de la détermination des échauffements est de $\gamma = \pm 6 \%$ pour tous les types et toutes les caractéristiques assignées des machines. Il est préférable d'utiliser cette méthode pour les moteurs à induction à cage pour lesquels l'incertitude peut être estimée à $\gamma = \pm 3 \%$.

NOTE 1 Lorsque cette méthode est utilisée pour les machines à rotor bobiné, la même procédure peut être appliquée pour l'échauffement de l'enroulement statorique afin d'obtenir une incertitude analogue. Pour le calcul de la température de l'enroulement du rotor, une incertitude analogue est attendue avec la procédure détaillée dans le paragraphe qui suit.

NOTE 2 Pour les moteurs >500 kW, lorsque l'essai m implique un cycle thermique de court-circuit direct, c'est-à-dire un fonctionnement bien au-dessus du glissement de décrochage, γ sera toujours positive.

Les résultats peuvent être analysés soit au moyen du calcul (voir 5.2.2.2) soit en utilisant une méthode graphique (voir 5.2.2.3).

5.2.2.2 Détermination de l'échauffement par la méthode de calcul

La méthode de calcul prend pour hypothèse que l'échauffement de l'enroulement statorique à la tension assignée pour une charge particulière est une fonction linéaire telle que:

$$\Delta\theta_1 = \Delta\theta_{1c}^* + K_{11}^* \times P_{11}$$

où

$\Delta\theta_{1c}^*$ est l'échauffement de l'enroulement statorique à la tension assignée et avec un courant statorique nul, soit en d'autres termes, l'échauffement dû aux pertes dans le circuit magnétique, aux pertes par frottement et aux pertes par ventilation,

P_{11} sont les pertes dans l'enroulement statorique à la charge donnée,

K_{11}^* est la pente de l'échauffement du stator dû aux pertes dans l'enroulement statorique, aux pertes dans l'enroulement rotorique et aux pertes supplémentaires en charge.

Les termes $\Delta\theta_{1c}^*$ and K_{11}^* peuvent être déterminés à partir des essais m, n et o comme ci-dessous:

$$\Delta\theta_{1c}^* = \Delta\theta_{1o} - K_{11}^* P_{1o} \text{ et } K_{11}^* = \frac{\Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1n}}{P_{1m} - P_{1n}}$$

L'échauffement total de l'enroulement statorique au courant et à la tension assignés est calculé par:

$$\Delta\theta_{1N} = \Delta\theta_{1c}^* + K_{11}^* P_{1m}$$

L'échauffement à pleine charge corrigé pour une température du fluide de refroidissement de référence est obtenu par:

$$\Delta\theta_{1Nc} = \frac{\Delta\theta_{1c}^* + K_{11}^* P_{1m} \frac{235 + \theta_{aN}}{235 + \theta_a + \Delta\theta_{1m}}}{1 - K_{11}^* P_{1m} \frac{1}{235 + \theta_a + \Delta\theta_{1m}}}$$

où

P_{1m} sont les pertes par effet de Joule de l'enroulement statorique au courant assigné I_{1N} , à partir de l'essai à température du fluide de refroidissement θ_a ,

θ_a est la température du fluide de refroidissement à l'essai,

θ_{aN} est la température du fluide de refroidissement de référence,

$\Delta\theta_{1m}$ est l'échauffement de l'enroulement statorique pour le courant assigné de l'essai à θ_a ,

235 est la valeur inverse du coefficient de température des résistances pour le cuivre, en K.

NOTE 1 Plus exactement, θ_{aN} est la température de référence du fluide de refroidissement de référence.

Pour les machines à induction à rotor bobiné, déterminer l'échauffement de l'enroulement rotorique à partir des échauffements du rotor pour chaque essai:

$$\Delta\theta_{2N} = \Delta\theta_{2m} + (\Delta\theta_{2o} - \Delta\theta_{2n})$$

NOTE 2 La différence entre les échauffements $\Delta\theta_{2o}$ et $\Delta\theta_{2n}$ est habituellement négligeable.

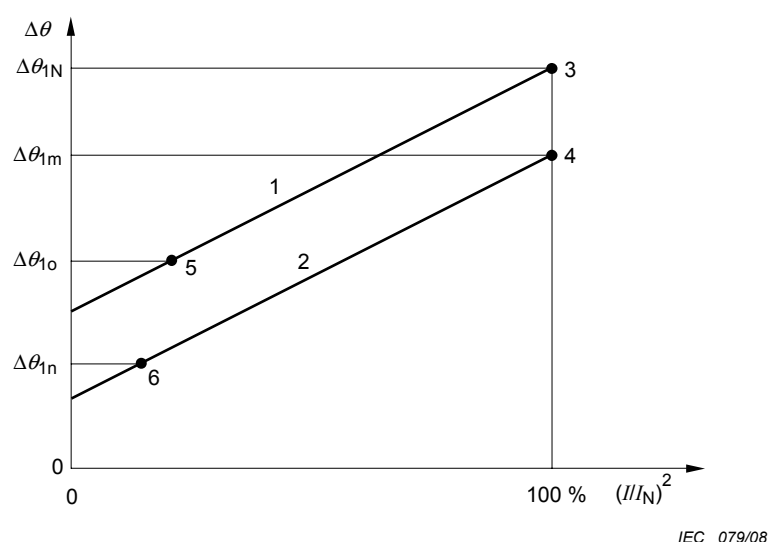
5.2.2.3 Détermination de l'échauffement par la méthode graphique

La méthode graphique est fondée sur les hypothèses suivantes:

- Les pertes en charge dépendent uniquement du courant et les pertes à vide dépendent uniquement de la tension.

- b) Les échauffements peuvent être additionnés, c'est-à-dire que les effets du rayonnement sont négligeables et que les pentes des échauffements sont indépendantes de la température.
- c) Les pertes de charge dites « supplémentaires » dues aux harmoniques dépendent uniquement du courant.

Ces hypothèses sont fondamentalement les mêmes que celles de la méthode de calcul décrite en 5.2.2.2. Un graphique des valeurs d'échauffements mesurées dans les essais m, n, o (voir 5.2.1), peut être tracé en fonction du carré du courant statorique comme illustré à la Figure 1. Une ligne droite est d'abord tracée en passant par les deux points à tension réduite ($\Delta\theta_{1m}$ et $\Delta\theta_{1n}$), puis une ligne parallèle est tracée en passant par $\Delta\theta_{1o}$. L'échauffement à la charge assignée $\Delta\theta_{1N}$ est obtenu comme illustré à la Figure 1.



Légende

- 1 courbe de la tension assignée
- 2 courbe de la tension réduite
- 3, 4 points d'essai pour le courant assigné, par rapport à respectivement 1 et 2
- 5, 6 points d'essai sans charge, par rapport à respectivement 1 et 2

Figure 1 – Méthode par superposition graphique pour moteurs à induction

Si les courants statoriques des essais n et o sont suffisamment faibles (et pas trop différents) par rapport au courant assigné, l'échauffement statorique à tension et charge assignées est donné par:

$$\Delta\theta_{1N} = \Delta\theta_{1m} + \Delta\theta_{1o} - \Delta\theta_{1n}$$

NOTE L'échauffement peut aussi être exprimé en termes de pertes totales quand les pertes d'enroulement statoriques, les pertes dans le circuit magnétique, les pertes de frottement et de ventilation et les autres pertes dues à la charge sont connues, et dans les essais avec le moteur chargé, le glissement est de plus enregistré pour déterminer les pertes par effet Joule.

5.2.3 Méthode à tension assignée et à courant réduit

Une génératrice de charge ou un dispositif de freinage de caractéristiques assignées inférieures aux caractéristiques assignées du moteur soumis à l'essai est nécessaire pour cette méthode. La charge peut être la méthode de charge réelle ou une méthode de charge équivalente. Pour chacun des essais o et p, la tension, le courant, la puissance d'entrée statorique et l'échauffement de l'enroulement statorique sont mesurés. Les conditions d'essai sont les suivantes:

- $\Delta\theta_{10}$ est l'échauffement de l'enroulement statorique dû à la tension assignée, au courant statorique à vide, aux pertes dans le circuit magnétique à vide et à la tension assignée, et aux pertes par frottement et par ventilation (voir 5.2.2.1),
- $\Delta\theta_{1p}$ est l'échauffement de l'enroulement statorique dû à la tension assignée, au courant sous charge réduite, aux pertes dans le circuit magnétique à la tension assignée, et aux pertes par frottement et par ventilation.

Pour les machines à rotor bobiné, l'échauffement de l'enroulement rotorique peut être mesuré d'une manière similaire. Dans ce cas, le glissement est également mesuré pour la détermination des pertes dans le cuivre du rotor.

L'échauffement à la pleine charge est calculé en utilisant une fonction linéaire:

$$\Delta\theta_{1N} = \Delta\theta'_{1c} + K'_{11}P_{1N}$$

où

- $\Delta\theta'_{1c}$ est l'échauffement de l'enroulement statorique à la tension assignée et avec un courant statorique nul, en d'autres termes, l'échauffement dû aux pertes dans le circuit magnétique, aux pertes par frottement et aux pertes par ventilation,
- P_{1N} sont les pertes dans l'enroulement statorique à la tension assignée,
- K'_{11} est la pente de l'échauffement du stator dû aux pertes dans l'enroulement statorique, aux pertes dans l'enroulement rotorique et aux pertes supplémentaires de la charge.

Les termes $\Delta\theta'_{1c}$ et K'_{11} peuvent être déterminés à partir des essais o et p comme ci-dessous:

$$\Delta\theta'_{1c} = \frac{P_{1p} \cdot \Delta\theta_{1o} - P_{1o} \cdot \Delta\theta_{1p}}{P_{1p} - P_{1o}} \quad \text{and} \quad K'_{11} = \frac{\Delta\theta_{1p} - \Delta\theta'_{1c}}{P_{1p}}$$

où

- P_{1p} sont les pertes dans l'enroulement statorique à l'essai p,
- P_{1o} sont les pertes dans l'enroulement statorique à l'essai o.

L'échauffement total du stator à pleine charge est calculé par:

$$\Delta\theta_{1N} = \frac{(\Delta\theta_{1p} - \Delta\theta'_{1c}) \times \frac{I_{1N}^2}{I_{1p}^2} \times \frac{235 + \theta_{ap}}{235 + \theta_{ap} + \Delta\theta_{1p}} + \Delta\theta'_{1c}}{1 - \frac{I_{1N}^2}{I_{1p}^2} \times \frac{\Delta\theta_{1p} - \Delta\theta'_{1c}}{235 + \theta_{ap} + \Delta\theta_{1p}}}$$

où

- $\Delta\theta_{1p}$ est l'échauffement de l'enroulement statorique pour l'essai p;
- θ_{ap} est la température du fluide de refroidissement pour l'essai p.

NOTE 1 Les termes $\Delta\theta'_{1c}$ et K'_{11} sont comparables à $\Delta\theta^*_{1c}$ et K^*_{11} dans 5.2.2.2, mais ils sont déterminés à partir d'essais différents.

NOTE 2 L'équation dans l'annexe A est équivalente à l'équation ci-dessus.

L'échauffement à la pleine charge, corrigé pour une température du fluide de refroidissement de référence θ_{aN} est obtenu par:

$$\Delta\theta_{INc} = \frac{(\Delta\theta_{lp} - \Delta\theta'_{lc}) \times \frac{I_{IN}^2}{I_{lp}^2} \times \frac{235 + \theta_{aN}}{235 + \theta_{ap} + \Delta\theta_{lp}} + \Delta\theta'_{lc}}{1 - \frac{I_{IN}^2}{I_{lp}^2} \times \frac{\Delta\theta_{lp} - \Delta\theta'_{lc}}{235 + \theta_{ap} + \Delta\theta_{lp}}}$$

Pour les machines à rotor bobiné, calculer:

$$\Delta\theta_{2N} = \Delta\theta'_{2c} + K'_{22} P_{2N}, \text{ en utilisant } \Delta\theta'_{2c} = \Delta\theta_{2o}; K'_{22} = (\Delta\theta_{2p} - \Delta\theta_{2o})/P_{2p};$$

où

P_{2N} sont les pertes dans l'enroulement rotorique à la charge assignée, calculées à partir du glissement dans l'essai p, proportionnel au carré du courant de charge,

P_{2p} sont les pertes dans l'enroulement rotorique à l'essai p.

L'incertitude sur la détermination des échauffements est inférieure à $\gamma = \pm 6\%$ pour tous les types et toutes les caractéristiques assignées des machines. Il est préférable d'utiliser cette méthode pour les moteurs haute tension à cage ou à induction à rotor bobiné, pour lesquels l'incertitude peut être estimée à $\gamma = \pm 3\%$.

5.2.4 Méthode combinant des essais à tension réduite et courant réduit

Cette méthode est applicable aux machines plus grandes lorsqu'il n'est pas possible de les charger avec un courant assigné à tension réduite, en utilisant les essais n, o, q à la place de l'essai m.

Pour chacun des essais n, o, q, la tension, le courant, les pertes dans l'enroulement statorique et l'échauffement de l'enroulement statorique sont mesurés.

Avec les résultats des essais n et q, l'échauffement $\Delta\theta_{1m}$ au courant assigné doit être calculé conformément à 5.2.2.3 (méthode d'extrapolation).

Après détermination du $\Delta\theta_{1m}$ la même procédure est effectuée comme il est décrit en 5.2.2 (méthode de tension réduite et courant assigné).

5.3 Machines synchrones

5.3.1 Méthode à circuit ouvert, en court-circuit et à excitation nulle

Dans cette méthode, un moteur auxiliaire entraîne la machine synchrone à la vitesse assignée. Les essais sont réalisés sur la machine aux points de fonctionnement suivants:

Essai m: enroulement d'induit en court-circuit, courant d'excitation réglé pour donner le courant assigné d'induit,

Essai n: enroulement d'induit en circuit ouvert et courant d'excitation réglé pour donner la FEM calculée à pleine charge et tension d'induit assignée, utilisant la courbe à vide,

Essai o: enroulement d'induit en circuit ouvert et courant d'excitation nul.

Pour chaque condition, l'échauffement de l'enroulement d'induit est mesurée.

$\Delta\theta_{1m}$ est l'échauffement de l'enroulement d'induit dû au courant assigné d'induit, aux pertes par frottement et par ventilation (en négligeant la contribution des pertes dans le circuit magnétique en court-circuit),

$\Delta\theta_{1n}$ est l'échauffement de l'enroulement d'induit dû aux pertes dans le circuit magnétique à la quasi pleine charge, aux pertes par frottement et par ventilation,

$\Delta\theta_{1o}$ est l'échauffement de l'enroulement d'induit dû aux pertes par frottement et par ventilation.

L'échauffement de l'induit à la vitesse, à la tension et au courant assignés est déterminé par:

$$\Delta\theta_{1N} = (\Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1o}) + (\Delta\theta_{1n} - \Delta\theta_{1o}) + \Delta\theta_{1o}$$

où

$(\Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1o})$ est l'échauffement dû aux pertes par effet Joule à l'essai m,

$(\Delta\theta_{1n} - \Delta\theta_{1o})$ est l'échauffement dû aux pertes dans le circuit magnétique à l'essai n.

L'incertitude des échauffements de l'enroulement d'induit des machines synchrones, avec caractéristiques assignées égales ou inférieures à 500 kVA, est estimée à une valeur moindre que $\gamma = \pm 5 \%$.

NOTE Pour des machines de caractéristiques assignées supérieures, l'incertitude peut devenir plus grande.

Il est en même temps possible de déterminer l'échauffement de l'enroulement d'excitation dans les conditions assignées si l'échauffement d'excitation est mesuré pour chacune des conditions d'essai m et o:

$$\Delta\theta_{fN} = (\Delta\theta_{fm} - \Delta\theta_{fo}) \frac{P_{fN}}{P_{fm}} + \Delta\theta_{fo}$$

où

$\Delta\theta_{fm}$ est l'échauffement de l'enroulement d'excitation pour l'essai m,

$\Delta\theta_{fo}$ est l'échauffement de l'enroulement d'excitation pour l'essai o,

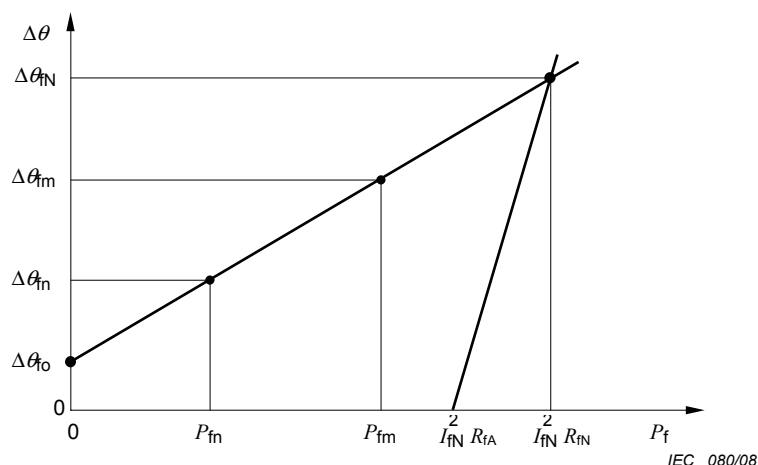
P_{fm} sont les pertes dans l'enroulement d'excitation à l'essai m,

P_{fN} sont les pertes dans l'enroulement d'excitation pour le courant d'excitation de charge assignée.

Il est également possible d'utiliser la machine comme compensateur synchrone au courant assigné d'excitation et à un courant d'induit intermédiaire jusqu'à ce que la tension d'excitation soit constante. Le rapport de la tension d'excitation (corrigée de la chute dans les balais) au courant d'excitation donne la résistance d'excitation à chaud à partir de laquelle il est possible de calculer l'échauffement d'excitation.

Il est possible d'utiliser une méthode graphique pour obtenir l'échauffement d'excitation à charge assignée si les pertes d'excitation, P_{ft} , pour chaque essai sont calculées à partir de $I_{ft}^2 R_{ft}$, où P_{ft} , I_{ft} , et R_{ft} , sont les valeurs d'essai des pertes, du courant et de la résistance d'excitation. La courbe de l'échauffement d'excitation en fonction des pertes d'excitation fournie à la Figure 2 pour les trois conditions d'essai est approximativement une ligne droite. Une deuxième ligne droite est ensuite tracée qui indique les variations des pertes d'excitation en fonction du courant assigné I_{fN} , lorsque la résistance d'excitation augmente en fonction de la température par rapport à la valeur à la température de référence. L'intersection des deux lignes donne l'échauffement d'excitation à la charge assignée.

NOTE Pour les grosses génératrices essayées sur site, le réglage de la tension et du courant aux valeurs assignées peut ne pas être possible. L'échauffement aux conditions assignées doit alors être calculé, selon un agrément, à partir des valeurs d'échauffement mesurées.

**Légende**

- I_{fN} courant d'excitation assigné
 R_{fA} résistance d'excitation à la température de référence
 R_{fN} résistance d'excitation à la charge assignée

Figure 2 – Calcul de l'échauffement de l'enroulement d'excitation à charge assignée (machines synchrones)

5.3.2 Méthode à facteur de puissance nul et à circuit ouvert

Dans cette méthode, un moteur auxiliaire entraîne la machine synchrone à la vitesse assignée. Des essais sont réalisés sur la machine aux points de fonctionnement suivants:

- Essai m: courant assigné d'excitation, courant assigné d'induit, facteur de puissance nul, tension aux bornes d'induit U_m ,
 Essai n: induit en circuit ouvert, avec une tension aux bornes U_n égale à la force électromotrice induite par le stator dans l'essai m,
 Essai o: induit en circuit ouvert, avec une tension aux bornes U_o égale à la force électromotrice induite à la charge assignée.

Les tensions U_m , U_n , U_o sont liées par les relations:

$$U_n = U_m + X_L I_m$$

$$U_o = \sqrt{(U_n + X_L \cdot I_N \cdot \sin \varphi)^2 + (X_L \cdot I_N \cdot \cos \varphi)^2}$$

où

- X_L est la réactance de fuite calculée de l'induit,
 $\cos \varphi$ est le facteur de puissance assigné,
 U_N est la tension d'induit assignée,
 I_N est le courant d'induit assigné.

L'échauffement de l'enroulement statorique est déterminé par:

$$\Delta\theta_{1N} = \Delta\theta_{1m} - \Delta\theta_{1n} + \Delta\theta_{1o}$$

où

- $\Delta\theta_{1m}$ est l'échauffement de l'enroulement d'induit dû au courant d'excitation assigné, au courant d'induit assigné, aux pertes par frottement et par ventilation à la vitesse assignée, et aux faibles pertes dans le circuit magnétique,
- $\Delta\theta_{1n}$ est l'échauffement de l'enroulement d'induit dû au courant d'excitation en circuit ouvert, à la tension de phase U_n , aux pertes par frottement et par ventilation à la vitesse assignée, et aux faibles pertes dans le circuit magnétique,
- $\Delta\theta_{1o}$ est l'échauffement de l'enroulement d'induit dû au courant d'excitation à la tension de phase en circuit ouvert U_o , aux pertes par frottement et par ventilation à la vitesse assignée et aux pertes assignées dans le circuit magnétique.

L'incertitude de l'échauffement obtenu pour l'enroulement d'induit des machines synchrones d'une puissance assignée inférieure ou égale à 500 kVA est de l'ordre de $\gamma = 0$ et -10 %. Pour les grandes machines synchrones, de puissance assignée $> 5\,000$ kVA, l'incertitude de l'échauffement de l'enroulement d'induit est de l'ordre de $\gamma = \pm 2$ %.

L'échauffement de l'enroulement d'excitation est pris comme la valeur mesurée dans l'essai m.

5.4 Machines à courant continu

La plupart des essais sur les grandes machines à courant continu sont réalisés selon la méthode en opposition. Seule une méthode d'essai indirecte est valable pour les machines à courant continu. Dans cette méthode par superposition, la machine en courant continu est entraînée à la vitesse assignée par un moteur auxiliaire dont les caractéristiques assignées sont généralement inférieures à 20 % de celles de la machine à tester. Les essais sont réalisés aux trois points de fonctionnement suivants:

- Essai m: Induit en court-circuit et courant d'excitation réglé pour donner le courant d'induit assigné,
- Essai n: Induit en circuit ouvert et courant d'excitation réglé pour donner la tension d'induit assignée,
- Essai o: Induit en circuit ouvert avec courant d'excitation nul.

Lorsque les deux essais à circuit ouvert sont réalisés sur des machines de puissance assignée inférieure ou égale à 1 000 kW, il convient de relever les balais sauf lorsque la tension d'induit est mesurée. Pour les machines de puissance assignée supérieure à 1 000 kW, les balais peuvent rester en place puisque les pertes par frottement des balais seront faibles par rapport aux autres pertes.

Le troisième essai n'est généralement nécessaire que sur les machines dont le rotor a une vitesse périphérique importante (>30 m/s) et pour lesquelles les pertes par ventilation sont importantes.

Pour chaque condition, l'échauffement de l'enroulement d'induit est déterminé pour donner les valeurs $\Delta\theta_{1m}$, $\Delta\theta_{1n}$ et $\Delta\theta_{1o}$. L'échauffement à la vitesse assignée, à la tension assignée et au courant assigné est déterminé par l'expression:

$$\Delta\theta_{1N} = \Delta\theta_{1m} + \Delta\theta_{1n} - \Delta\theta_{1o}$$

En d'autres termes, l'échauffement est égal à l'échauffement dû aux pertes d'induit par effet Joule et aux pertes par frottement et par ventilation (les pertes dans le circuit magnétique et les pertes d'excitation par effet Joule étant négligeables), augmenté de l'échauffement dû aux pertes dans le circuit magnétique et aux pertes par frottement et par ventilation (les pertes par effet Joule étant nulle dans l'induit et l'excitation), et diminué de l'échauffement dû aux pertes par frottement et par ventilation.

Pour l'enroulement d'induit, l'incertitude de l'échauffement obtenu est d'environ $\gamma = \pm 10$ %.

6 Méthode de charge équivalente

6.1 Principes

6.1.1 Généralités

Contrairement aux concepts à plusieurs essais des méthodes par superposition, un essai de charge équivalente est conçu pour permettre de déterminer l'échauffement d'un composant donné à la charge assignée de manière expérimentale à partir d'un essai unique réalisé dans des conditions différentes de la charge assignée. Le but est de reproduire la distribution des pertes en charge assignée dans le moteur, notamment les pertes dans le composant considéré, dans ces conditions d'essai de charge équivalente. Pour l'enroulement statorique, ceci implique de créer le courant efficace à pleine charge dans l'enroulement.

La charge équivalente est également utilisée dans le cas de machines spéciales à extrémités d'arbre inaccessibles, de machines à haute vitesse ou de machines pour lesquelles l'accouplement des extrémités d'arbre avec une machine de charge nécessite des accouplements spéciaux et onéreux (par exemple des arbres cannelés, etc.). Les machines verticales représentent une autre importante application où l'essai de charge est accompli en prévoyant une machine de charge placée en dessous de la machine à soumettre à l'essai, ou par des paliers spéciaux permettant de faire tourner la machine à soumettre à l'essai en position horizontale.

Il convient que le matériel utilisé pour l'essai soit sensiblement moins compliqué et moins onéreux que le matériel qui serait nécessaire pour un essai direct à pleine charge. Il convient également que la consommation électrique soit sensiblement moins importante. Il convient dans la mesure du possible de réaliser l'essai avec l'arbre du moteur libre et non accouplé afin de simplifier l'opération et économiser le temps nécessaire à l'alignement de la machine soumise à l'essai avec une charge mécanique ou un moteur d'entraînement.

Les méthodes d'essai décrites en 6.2.4 et 6.3 permettent d'atteindre ces objectifs à différents niveaux.

6.1.2 Echauffement

Lors de la détermination des valeurs d'échauffement de parties de la machine par des essais de charge équivalente, les écarts par rapport aux résultats qu'il convient d'obtenir à l'essai à la charge assignée sont toujours à prendre en compte. La valeur d'incertitude γ (%) pour la charge assignée est définie:

$$\gamma = \left(\frac{\Delta\theta_{N,equiv}}{\Delta\theta_N} - 1 \right) \times 100$$

NOTE 1 Les valeurs d'incertitude obtenues par les essais de charge équivalente peuvent être négatives (l'échauffement d'essai est inférieur à celui rencontré lors d'un fonctionnement normal) ou positives (l'échauffement d'essai est plus important que lors d'un fonctionnement normal).

En conséquence, pour la comparaison avec les valeurs d'échauffement données dans la CEI 60034-1, les résultats d'essai doivent être multipliés par un facteur de correction σ :

$$\sigma = \frac{1}{1 + \frac{\gamma}{100}}$$

NOTE 2 Pour les valeurs d'incertitude négatives, le facteur de correction est > 1 .

6.2 Moteurs à induction

6.2.1 Essai de court-circuit direct

Il s'agit de la même méthode qu'en 5.2.2 avec fonctionnement au-dessus du glissement de décrochage pour l'essai m. Le moteur à l'essai est entraîné à la vitesse assignée par une machine auxiliaire et il est alimenté à une fréquence d'environ 80 % ou 120 % de la fréquence assignée du moteur. La tension de l'alimentation est ajustée jusqu'à ce que le courant dans le stator du moteur à l'essai soit égal à la valeur assignée. Lorsque la fréquence d'alimentation est d'environ 80 % de la fréquence assignée du moteur, la machine à l'essai fournit une puissance électrique puisqu'elle fonctionne comme une génératrice à induction à glissement négatif. Lorsque la fréquence d'alimentation est d'environ 120 % de la fréquence assignée du moteur, la machine auxiliaire peut fournir une puissance électrique, puisque la machine à induction en essai fonctionne comme un moteur à glissement positif.

Par rapport à un essai direct à pleine charge, les pertes par effet Joule de l'enroulement statorique à la fréquence fondamentale sont les mêmes, les pertes par frottement et par ventilation restent inchangées, les pertes dans le circuit magnétique à la fréquence fondamentale sont plus faibles, le courant dans les barres du rotor, les pertes dans le cuivre du rotor ainsi que les pertes à fréquences supérieures dans le circuit magnétique des dents du stator sont plus élevées.

La réduction des pertes à la fréquence fondamentale dans le circuit magnétique n'est généralement pas compensée correctement par l'augmentation des pertes à fréquences supérieures. Par conséquent, il convient de compléter l'essai par deux essais à vide à la fréquence d'alimentation assignée, l'un à la tension d'alimentation assignée et l'autre à la tension la plus basse appliquée pendant l'essai de court-circuit direct. La différence entre les échauffements statoriques lors des deux essais à vide est ajoutée à l'échauffement mesuré pendant l'essai de court-circuit direct. Afin de déterminer si les pertes totales sont ou ne sont pas égales aux pertes qui seraient observées lors d'un essai en charge directe, il est nécessaire de mesurer la puissance absorbée et la puissance utile du moteur ou de réaliser des calculs de pertes pour les conditions observées dans le moteur pendant l'essai de court-circuit direct.

L'essai peut être appliqué de manière utile aux machines de 60 Hz de toutes caractéristiques assignées lorsque seules des alimentations de 50 Hz sont disponibles et à des machines de 50 Hz de toutes caractéristiques assignées lorsque seules des alimentations de 60 Hz sont disponibles. Il est possible dans ce cas d'obtenir la vitesse correcte de la machine auxiliaire en utilisant une boîte d'engrenages, un entraînement à courant alternatif à vitesse variable ou un moteur à courant continu.

L'incertitude de la détermination des échauffements est de $\gamma = \pm 10\%$ pour tous les types et toutes les caractéristiques assignées des machines.

Il est préférable d'utiliser la méthode pour les moteurs à induction à rotor bobiné à basse tension pour lesquels l'incertitude peut être estimée à $\gamma = \pm 3\%$.

En raison d'une redistribution significative des pertes dans les différentes pièces de la machine, il convient de surveiller soigneusement les températures dans toute la machine. Si la température atteint des niveaux excessifs en un quelconque point de la machine indiquant un risque de dégradation de l'isolation de l'enroulement ou d'un autre matériau, il convient d'interrompre l'essai.

6.2.2 Méthode à la fréquence modulée

Cette méthode convient tout particulièrement aux moteurs à inertie importante car plus l'inertie est grande, moins il est nécessaire que l'amplitude et la fréquence de modulation soient importantes (généralement 1-2 Hz). Pour les moteurs à faible inertie, il peut être nécessaire d'ajouter de l'inertie sous la forme d'un volant.

Dans le présent essai, le moteur à induction est alimenté par une source de courant alternatif dont la fréquence est modulée autour d'une valeur moyenne (modulation de fréquence), où:

$$\left[2\pi f_c t + \frac{\delta_f}{f_m} \sin(2\pi f_m t) \right]$$

où

f_c est la fréquence moyenne (de la porteuse), en Hz,

f_m est la fréquence de modulation, en Hz,

δ_f est l'amplitude de la variation de fréquence, en Hz.

En appliquant la tension d'alimentation modulée, les courants contiennent principalement les composantes de fréquence f_c et $(f_c \pm f_m)$. Une composante de couple de fréquence f_m est produite, donnant lieu à une oscillation de vitesse de la même fréquence.

Le moteur est démarré avec l'alimentation de fréquence moyenne, f_c , et avec l'amplitude et la fréquence de modulation mises à zéro. L'amplitude et la fréquence de modulation sont ensuite augmentées jusqu'à ce que le courant statorique soit égal au courant assigné. Le courant d'excitation de la génératrice est ajusté pour donner la tension assignée statorique. Le moteur est soumis à des accélérations et décélérations répétées dues à l'augmentation et à la réduction répétée de la fréquence.

Une source d'alimentation peut être une génératrice avec un enroulement d'excitation multiphasé symétrique ou un moteur à induction à rotor bobiné excité par un courant multiphasé de basse fréquence à variation périodique f_m .

En prenant pour hypothèse une modulation sinusoïdale, la valeur moyenne du couple est la suivante:

$$T_{av} = \frac{2}{\pi} T_{max} = 2J\omega_\delta f_m$$

où

T_{max} est la valeur instantanée maximale du couple, en N m,

J est le moment d'inertie du moteur, en kg m²,

ω_δ est l'amplitude de la variation de pulsation de la vitesse, en s⁻¹.

Il convient que la valeur maximale du couple soit inférieure au couple de décrochage, de sorte que le moteur fonctionne dans la partie stable des caractéristiques de charge.

L'incertitude escomptée est d'environ $\gamma = \pm 10 \%$.

NOTE Des valeurs d'incertitude supérieures sont attendues en cas d'erreurs de l'opérateur et du matériel de commande et de mesure.

6.2.3 Injection de courant continu

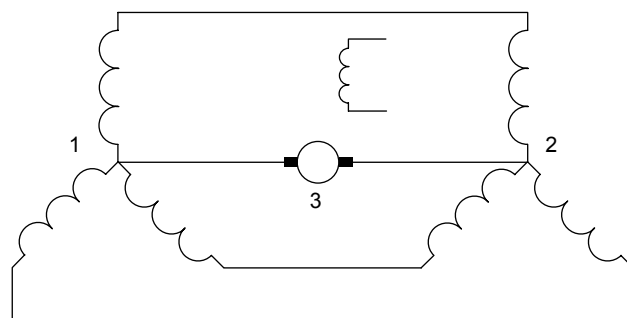
Dans la présente méthode, le moteur à l'essai est raccordé à une génératrice source à courant alternatif et fonctionne à la tension assignée à vide. Pour cette méthode, il est nécessaire de monter le moteur et la génératrice en étoile et le point neutre doit être accessible tant sur le moteur que sur la génératrice. Une source de courant continu est ensuite branchée entre les deux points neutres comme illustré à la Figure 3. La puissance de courant continu est ajustée jusqu'à ce que la valeur efficace du courant alternatif à vide plus

le courant continu d'injection soit égale au courant à pleine charge du moteur. La génératrice source doit fournir la tension assignée et doit être capable de supporter le courant assigné.

Aucune donnée de comparaison d'essais pour déterminer les échauffements par cette méthode n'est connue. Les experts estiment que l'incertitude de cette méthode est de l'ordre de $\gamma = \pm 10 \%$.

La source de courant continu est à l'origine d'un champ magnétique stationnaire dans l'espace avec trois fois le nombre de pôles du stator. Des pertes supplémentaires sont par conséquent observées dans le rotor pendant la rotation.

Les mesures du courant sont réalisés en utilisant des transformateurs de courant qui relient deux lignes, l'une dans le sens "direct" et l'autre dans le sens "inverse" de manière à annuler la composante de courant continu.



IEC 081/08

Légende

- 1 alimentation
- 2 moteur d'essai
- 3 génératrice en courant continu

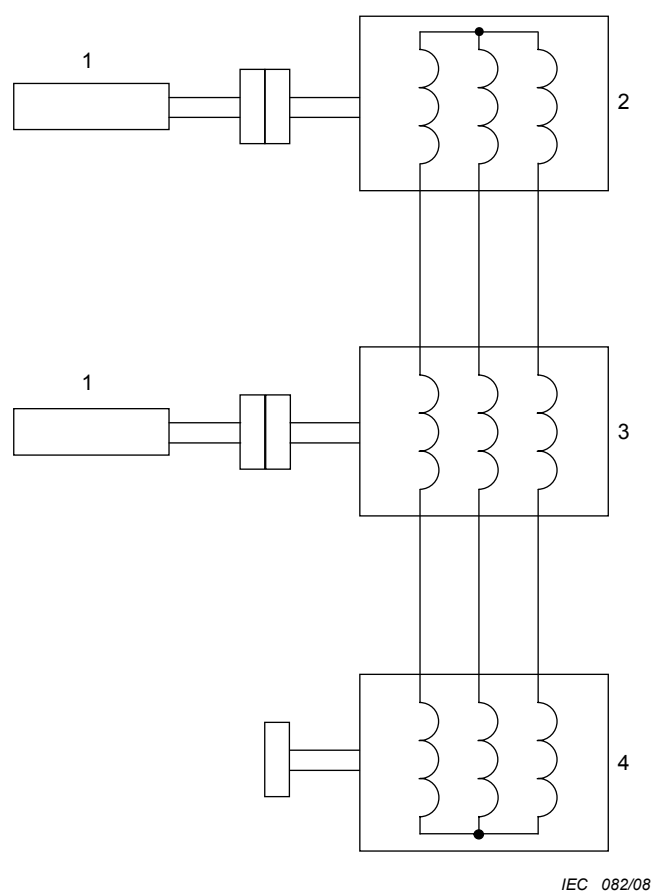
Figure 3 – Circuit d'essai pour l'essai de charge équivalente à injection de courant continu

6.2.4 Méthode de fréquence mixte ou de fréquence double

6.2.4.1 Alimentation statorique

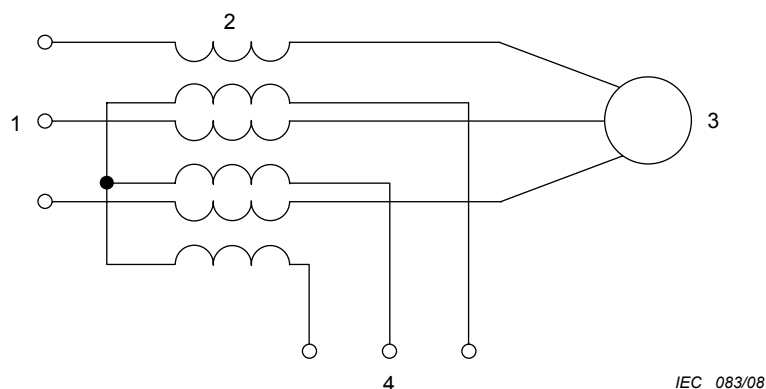
Dans la présente méthode d'essai, le stator du moteur est alimenté simultanément par deux sources de différentes fréquences (Figure 4): une source principale et une source auxiliaire. Il est également possible de brancher la génératrice auxiliaire par le biais d'un transformateur triphasé entre la génératrice principale et le moteur (Figure 5). Il convient que les séquences de phase de tension de la fréquence principale et de la fréquence auxiliaire soient les mêmes. Le courant, la tension et la vitesse du moteur varient à une fréquence intermédiaire. La génératrice principale fournit une fréquence assignée alors que la génératrice auxiliaire fournit une puissance de fréquence et d'amplitude réglables. La fréquence de la source auxiliaire est généralement égale à environ 80 % ou 120 % de la fréquence assignée et la tension est d'environ 20 % à 30 % de la tension assignée. La fréquence auxiliaire est en partie choisie de manière à ce que les variations n'empêchent pas une mesure exacte.

NOTE En variante de la Figure 4, le moteur d'essai peut également être connecté entre la génératrice principale et la génératrice auxiliaire. Mesurer dans ces conditions la tension de phase du moteur d'essai.

**Légende**

- 1 moteur d'entraînement
- 2 génératrice principale
- 3 génératrice auxiliaire
- 4 moteur d'essai

Figure 4 – Essai à fréquence mixte – Génératrices en série



IEC 083/08

Légende

- 1 génératrice principale
- 2 transformateur en série
- 3 moteur d'essai
- 4 génératrice auxiliaire

Figure 5 – Essai à fréquence mixte – Transformateur en série

Le moteur est d'abord raccordé à l'alimentation principale et démarré à vide. La tension de sortie de la génératrice auxiliaire est augmentée progressivement (et si nécessaire la tension de l'alimentation principale est également ajustée) jusqu'à ce que les conditions suivantes soient atteintes simultanément:

- a) la valeur efficace du courant variable du moteur est égale au courant assigné,
- b) la valeur efficace de la tension variable du moteur est égale à la tension assignée,
- c) la vitesse est égale à la vitesse assignée.

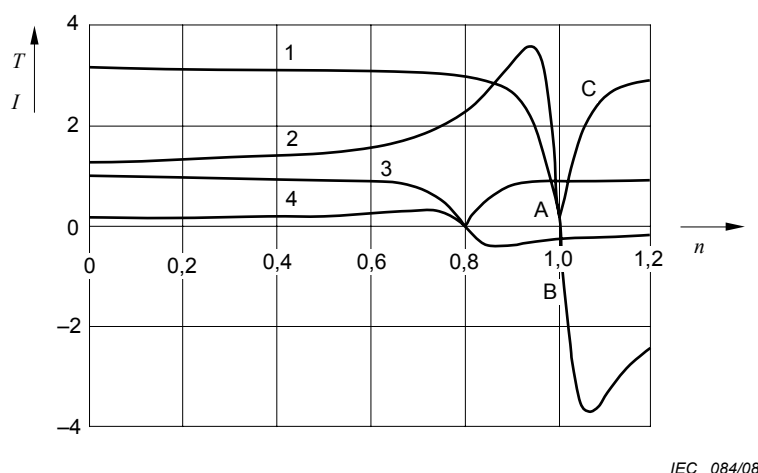
Dans certains cas, il peut être difficile d'ajuster avec précision les valeurs efficaces du courant et de la tension variables du moteur aux valeurs assignées du moteur. Dans ces cas là, il est possible de réaliser l'essai avec des valeurs de courant et de tension proches de leurs valeurs assignées et à la vitesse assignée en ajustant la puissance absorbée du moteur par rapport aux pertes totales du moteur à la charge assignée.

Pour les moteurs haute tension à induction à cage de puissance assignée inférieure ou égale à 6 000 kW l'incertitude est d'environ $\gamma = \pm 5 \%$. Pour les rotors à double cage, l'échauffement mesuré par cette méthode peut être considérablement supérieur à celui d'un essai de charge (généralement jusqu'à une valeur supérieure à 10 %).

Pour les moteurs à double cage ou les moteurs avec effet de déplacement de courant élevé (par exemple, barres à encoches profondes), l'échauffement peut être considérablement supérieur sur des moteurs refroidis superficiellement à celui dans un essai en charge directe. Dans de tels cas, on privilégie l'exécution de l'essai à un courant $I_{t,av}$ qui est la valeur moyenne du courant assigné I_N et d'un courant qui donne les pertes totales en charge, mesuré aux bornes du moteur. Dans de telles conditions, les pertes totales du moteur sont supérieures aux pertes de l'essai en charge directe et l'incertitude est positive.

Pour les moteurs à induction à rotor bobiné haute tension de puissance assignée inférieure ou égale à 6 000 kW, l'incertitude est d'environ $\gamma = \pm 3,0 \%$, mais pour certaines machines à faible niveau d'échauffement, l'incertitude peut atteindre $\gamma = +20 \%$.

Lorsque la fréquence de la source principale est de 50 Hz et celle de la source auxiliaire de 40 Hz, le point de fonctionnement du moteur peut être déduit des courbes de vitesse/couple et de vitesse/courant pour les fréquences principales et auxiliaires, comme l'illustre la Figure 6. Le couple positif dû à l'alimentation à 50 Hz (point A) est équilibré par le couple négatif dû à l'alimentation à 40 Hz (point B). Le courant résultant est principalement déterminé par le courant dû à l'alimentation à 40 Hz (point C) puisque le moteur fonctionne avec un glissement très faible (et ainsi avec un courant très faible) par rapport à l'alimentation à 50 Hz. Lorsque la fréquence de la source principale est de 50 Hz et celle de la source auxiliaire de 60 Hz, le couple positif dû à l'alimentation à 60 Hz est équilibré par le couple négatif dû à l'alimentation à 50 Hz. Le courant résultant est principalement déterminé par le courant dû à l'alimentation à 60 Hz.



IEC 084/08

Légende

1, 3 courant respectivement à 50 Hz, 40 Hz

2, 4 couple respectivement à 50 Hz, 40 Hz

A, B composante du couple due respectivement aux fréquences de source 50 Hz, 40 Hz

C composante du courant due à la fréquence de source 40 Hz

NOTE La vitesse n , le courant I et le couple T sont donnés par unité.

Figure 6 – Combinaison de couple et de courant dans un essai à fréquence mixte

La combinaison des fréquences produit une fréquence nette qui varie dans le temps de la manière suivante:

$$f = \frac{f_1 + \lambda^2 f_2 + \lambda(f_1 + f_2) \cos 2\pi(f_1 - f_2)t}{1 + \lambda^2 + 2\lambda \cos 2\pi(f_1 - f_2)t}$$

Pour un cas type, les valeurs sont les suivantes:

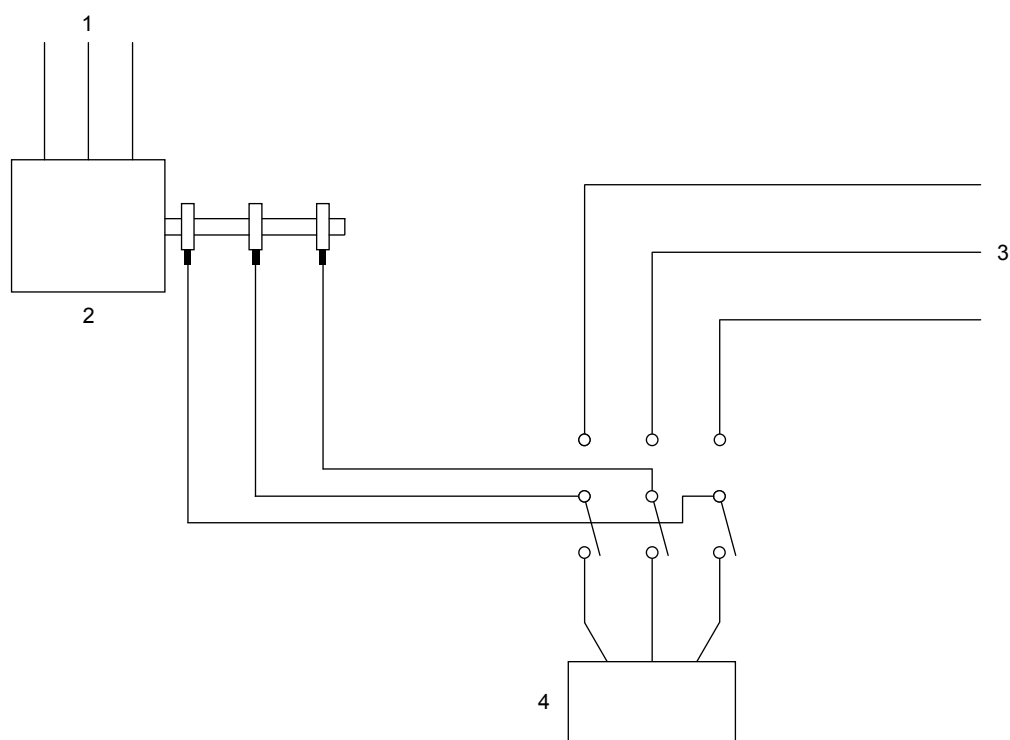
- fréquence de l'alimentation principale $f_1 = 50$ Hz;
- fréquence de l'alimentation auxiliaire $f_2 = 40$ Hz;
- rapport tension auxiliaire/tension principale $\lambda = 0,25$.

Dans ce cas, la fréquence nette varie entre 48 Hz et 53,3 Hz, c'est-à-dire $50^{+3,3}_{-2,0}$ Hz et ne varie donc pas de manière symétrique autour de 50 Hz. Il s'agit là d'une différence fondamentale entre la méthode de la fréquence mixte et la méthode de la fréquence modulée

décrite en 6.2.2. Dans cette dernière méthode, la fréquence varie généralement de manière sinusoïdale autour de la fréquence assignée.

6.2.4.2 Alimentation rotorique

Une autre méthode de fréquence mixte pour les moteurs à induction à rotor bobiné consiste à raccorder la génératrice auxiliaire au circuit du rotor plutôt qu'à celui du stator, comme illustré à la Figure 7. La tension et la fréquence auxiliaires sont alors ajustées pour établir le courant assigné statorique ou les pertes assignées dans le moteur comme dans la méthode normale d'alimentation statorique. Il convient que la séquence de phase de la source auxiliaire soit telle que le rotor avec le stator en court-circuit tourne dans la même direction que celle de l'alimentation principale raccordée au stator avec le rotor en court-circuit. Il convient que la fréquence auxiliaire soit sensiblement inférieure à la moitié de la fréquence principale.



IEC 085/08

Légende

- 1 source principale
- 2 moteur d'essai
- 3 source auxiliaire
- 4 résistance de démarrage

Figure 7 – Méthode d'alimentation rotorique à fréquence mixte

6.2.4.3 Niveau de vibration pendant l'essai à fréquence mixte

En raison de la combinaison des fréquences des courants et des champs statoriques (ou rotoriques), le couple d'arbre aura une composante d'oscillation considérable. Les niveaux de vibration auront tendance à être supérieurs à la normale et le risque d'observer une résonance mécanique est augmenté en raison du large spectre d'harmoniques de courant et de flux. Il convient de surveiller les niveaux de vibration pendant l'essai pour vérifier qu'aucun dommage n'a lieu.

A l'issue de l'essai à fréquence mixte, il est possible de faire fonctionner le moteur avec seulement l'alimentation principale à la tension assignée et de mesurer rapidement le vrai

niveau de vibrations pendant que le moteur est à la température de fonctionnement à pleine charge. Il est possible de surveiller la température du moteur au moyen de capteurs de température à résistance (RTD) intégrés ou d'un thermocouple pour s'assurer que la température est suffisamment proche de la valeur à pleine charge assignée pour être admissible.

6.3 Machines synchrones – Facteur de puissance nul

Cette méthode consiste à faire fonctionner la machine comme un compensateur synchrone, avec des valeurs appropriées de courant, de tension et de fréquence statoriques. La machine surexcitée peut être raccordée à une charge constituée d'une machine synchrone sous-excitée tournant au ralenti. En ajustant l'excitation de la machine en essai et celle de sa charge, il est possible de faire varier la tension aux bornes tout en maintenant le courant statorique constant. Dans la mesure où la f.é.m. E_p en aval de la réactance de fuite du stator à un facteur de puissance nul surexcité est supérieure à ce qu'elle est avec des facteurs de puissance plus élevés pour la même tension de borne et le même courant statorique, la tension d'essai aux bornes peut être réduite à une valeur qui donne une valeur de E_p identique à celle à la charge assignée. L'échauffement qui en résulte dans le stator $\Delta\theta_1$ peut alors être mesuré et utilisé comme une indication de l'échauffement qui serait observé à la charge assignée.

Les pertes dans l'enroulement d'excitation s'écartent sensiblement de celles en fonctionnement normal. En prenant pour hypothèse que l'échauffement est proportionnel aux pertes d'excitation par effet Joule, et négligeant la variation de résistance avec la température, l'équation suivante peut être appliquée:

$$\Delta\theta_{fN} = \left(\frac{I_{fN}}{I_{ft}}\right)^2 \cdot \Delta\theta_{ft}$$

En prenant en compte la variation de résistance du fait de l'échauffement, et en corrigeant à une température de fluide de refroidissement de référence ambiante θ_{aN} , l'échauffement au courant assigné d'excitation est déterminé par l'équation suivante:

$$\Delta\theta_{fN} = \frac{\left(\frac{I_{fN}}{I_{ft}}\right)^2 \Delta\theta_{ft} \frac{235 + \theta_{aN}}{235 + \theta_{ft}}}{1 - \left(\frac{I_{fN}}{I_{ft}}\right)^2 \frac{\Delta\theta_{ft}}{235 + \theta_{ft}}}$$

où

- $\Delta\theta_{ft}$ est l'échauffement mesuré de l'enroulement d'excitation,
- θ_{ft} est la température mesurée de l'enroulement d'excitation mesurée à une température ambiante θ_a ,
- $\Delta\theta_{fN}$ est l'échauffement de l'enroulement d'excitation au courant assigné d'excitation,
- I_{ft} est le courant d'excitation mesuré,
- I_{fN} est le courant assigné d'excitation,
- 235 est la valeur réciproque du coefficient de température des résistances pour le cuivre, en K.

Cette expression de l'échauffement d'excitation néglige les effets des pertes dans le stator, de surface de rotor et par ventilation.

Lorsqu'il est impossible de négliger l'échauffement de l'enroulement d'excitation dû aux pertes par ventilation, par exemple dans le cas de machines à vitesse périphérique élevée

telles que des génératrices de type turbine, l'échauffement de l'enroulement d'excitation doit être déterminé par l'équation suivante:

$$\Delta\theta_{fN} = (I_{fN}/I_{ft})^2 (\Delta\theta_{ft} - \Delta\theta_{fw}) + \Delta\theta_{fw}$$

où

$\Delta\theta_{fw}$ est l'échauffement de l'enroulement d'excitation mesuré en entraînant la machine à la vitesse assignée avec les enroulements d'induit et d'excitation en circuit ouvert.

Pour les machines dont les caractéristiques assignées ont un facteur de puissance supérieur à 0,9 (et notamment les machines dont les caractéristiques assignées ont un facteur de puissance unité), cette méthode d'essai peut être impossible à réaliser en raison des limites d'échauffement d'excitation. Dans ce cas, l'excitation peut être réglée à la valeur assignée et il convient de réduire la tension aux bornes pour donner le courant assigné statorique. Les pertes par effet Joule dans le stator sont alors égales à la valeur assignée, mais une correction est nécessaire pour compenser l'échauffement du stator par rapport à la réduction des pertes dans le circuit magnétique dans le stator, même si l'effet est faible puisque les pertes dans le cuivre dominant. Cet essai peut être complété par deux essais à circuit ouvert pour obtenir cette correction:

- a) avec l'excitation réglée pour donner la tension réduite aux bornes,
- b) avec l'excitation réglée pour donner la tension assignée aux bornes.

L'échauffement statorique est mesuré dans chaque cas et la différence entre les valeurs est ajoutée à la valeur mesurée dans l'essai de charge équivalente.

Il est impossible d'appliquer ces méthodes à des machines à service temporaire puisque ces essais doivent être réalisés sur une durée suffisamment longue pour que les conditions de charge alternative puissent créer un équilibre thermique.

7 Méthodes préférentielles

Le choix de la méthode à appliquer dépend de la précision requise, du type et de la taille de la machine impliquée et de l'équipement d'essai disponible en opération. Les plages estimées d'incertitude obtenues par les différentes méthodes sont fournies dans les articles correspondants. Le Tableau 1 fournit une compilation et indique les méthodes préférentielles.

Tableau 1 – Méthodes préférentielles

Méthode	Article	Dispositif requis	Méthode préférentielle	Incertitude Voir la Note 1
<u>Superposition</u>				
Moteurs à induction				
Tension réduite, courant assigné	5.2.2	Alimentation variable, Equipement de charge	Pour moteurs à cage	Moyenne
Tension réduite, courant réduit	5.2.3	Equipement de charge	Pour moteurs HT	Moyenne
Méthode combinée	5.2.4	Alimentation variable, Equipement de charge		Moyenne
Machines synchrones				
Circuit ouvert, court-circuit, excitation nulle	5.3.1	Moteur d'entraînement auxiliaire		Moyenne
Facteur de puissance nul	5.3.2	Moteur d'entraînement auxiliaire	Pour assignation >5 000 kVA	Moyenne
Machines à courant continu				
Circuit ouvert et court-circuit	5.4	Moteur d'entraînement auxiliaire	Voir Note 2	Elevé
<u>Charge équivalente</u>				
Moteurs à induction				
Court-circuit direct	6.2.1	Moteur d'entraînement auxiliaire; deuxième alimentation en fréquence	Machines à rotor bobiné	Elevé
Fréquence modulée	6.2.2	Alimentation modulée en fréquence		Elevé
Injection de courant continu	6.2.3	Source de courant continu pour superposition		Elevé
Fréquence mixte	6.2.4	Génératrice en courant alternatif principal et auxiliaire	Pour les machines à rotor bobiné	Elevé
Machines synchrones				
Facteur de puissance nul	6.3	Surexcitation exigée (voir Note 3)		Moyenne
NOTE 1 Les plages estimées d'incertitudes sont désignées dans la colonne "Incertitude" comme suit: "Faible" jusqu'à $\pm 3\%$; "Moyenne" jusqu'à $\pm 5\%$; et "Elevée" supérieure à $\pm 5\%$. NOTE 2 La méthode préférentielle pour les machines à courant continu est l'essai en opposition, voir la CEI 60034-2-1. NOTE 3 Dans le cas où le réseau électrique local n'est pas capable de fournir une puissance réactive suffisante pour la machine surexcitée en essai, le raccordement à une charge constituée d'une machine synchrone sous-excitée tournant au ralenti peut être utilisé.				

Annexe A (informative)

Exemple de calcul

La méthode d'itération recommandée in 5.1.3 est illustrée par l'exemple suivant.

On considère que l'échauffement $\Delta\theta_{1(0)}$ par rapport à la température du fluide de refroidissement de référence, supérieur à $\theta_{at}= 20\text{ °C}$ lors d'un essai d'échauffement à un courant assigné $I_{1t}=75\%$, est constitué d'une composante de pertes en charge $\Delta\theta_{1(0L)}$ et d'une composante de pertes constantes $\Delta\theta_{1(0c)}$:

$$\Delta\theta_{1(0)} = \Delta\theta_{1(0L)} + \Delta\theta_{1(0c)} = 32 + 8 = 40\text{ K}$$

Le réglage à pleine charge sans correction de température correction donne:

$$\Delta\theta_{1(1)} = \left(\frac{1,0}{0,75} \right)^2 \cdot 32 + 8 = 64,9\text{ K}$$

La correction de la résistance d'enroulement peut être effectuée par itération. On suppose que les pertes constantes ne sont pas affectées par la température. La première étape de correction donne:

$$\Delta\theta_{1(2)} = (\Delta\theta_{1(1)} - 8) \cdot \left(\frac{235 + 20 + 64,9}{235 + 20 + 40} \right) + 8 = 69,7\text{ K}$$

L'échauffement obtenu dans la seconde étape est le suivant:

$$\Delta\theta_{1(3)} = (\Delta\theta_{1(2)} - 8) \cdot \left(\frac{235 + 20 + 69,7}{235 + 20 + 40} \right) + 8 = 70,6\text{ K}$$

Une itération supplémentaire donnera une valeur de 70,8 K.

En variante, l'équation suivante sous forme globale peut être:

$$\Delta\theta_{1N} = \frac{\left(\frac{I_N}{I_{1t}} \right)^2 \Delta\theta_{1(0L)} [235 + \theta_{at}] + \Delta\theta_{1(0c)} [235 + \theta_{at} + \Delta\theta_{1(0L)} + \Delta\theta_{1(0c)}]}{\left[235 + \theta_{at} + \Delta\theta_{1(0L)} + \Delta\theta_{1(0c)} \right] - \left(\frac{I_N}{I_{1t}} \right)^2 \Delta\theta_{1(0L)}}$$

L'insertion des valeurs correctes produit le même résultat que la méthode d'itération.

INTERNATIONAL
ELECTROTECHNICAL
COMMISSION

3, rue de Varembé
P.O. Box 131
CH-1211 Geneva 20
Switzerland

Tel: + 41 22 919 02 11
Fax: + 41 22 919 03 00
info@iec.ch
www.iec.ch