

**RAPPORT
TECHNIQUE
TECHNICAL
REPORT**

**CEI
IEC
1233**

Première édition
First edition
1994-07

**Disjoncteurs haute tension à courant alternatif –
Etablissement et coupure de charge inductive**

**High-voltage alternating current circuit-breakers –
Inductive load switching**



Numéro de référence
Reference number
CEI/IEC 1233: 1994

Numéros des publications

Depuis le 1er janvier 1997, les publications de la CEI sont numérotées à partir de 60000.

Publications consolidées

Les versions consolidées de certaines publications de la CEI incorporant les amendements sont disponibles. Par exemple, les numéros d'édition 1.0, 1.1 et 1.2 indiquent respectivement la publication de base, la publication de base incorporant l'amendement 1, et la publication de base incorporant les amendements 1 et 2.

Validité de la présente publication

Le contenu technique des publications de la CEI est constamment revu par la CEI afin qu'il reflète l'état actuel de la technique.

Des renseignements relatifs à la date de reconfirmation de la publication sont disponibles dans le Catalogue de la CEI.

Les renseignements relatifs à des questions à l'étude et des travaux en cours entrepris par le comité technique qui a établi cette publication, ainsi que la liste des publications établies, se trouvent dans les documents ci-dessous:

- «Site web» de la CEI*
- **Catalogue des publications de la CEI**
Publié annuellement et mis à jour régulièrement (Catalogue en ligne)*
- **Bulletin de la CEI**
Disponible à la fois au «site web» de la CEI* et comme périodique imprimé

Terminologie, symboles graphiques et littéraux

En ce qui concerne la terminologie générale, le lecteur se reportera à la CEI 60050: *Vocabulaire Electrotechnique International* (VEI).

Pour les symboles graphiques, les symboles littéraux et les signes d'usage général approuvés par la CEI, le lecteur consultera la CEI 60027: *Symboles littéraux à utiliser en électrotechnique*, la CEI 60417: *Symboles graphiques utilisables sur le matériel. Index, relevé et compilation des feuilles individuelles*, et la CEI 60617: *Symboles graphiques pour schémas*.

* Voir adresse «site web» sur la page de titre.

Numbering

As from 1 January 1997 all IEC publications are issued with a designation in the 60000 series.

Consolidated publications

Consolidated versions of some IEC publications including amendments are available. For example, edition numbers 1.0, 1.1 and 1.2 refer, respectively, to the base publication, the base publication incorporating amendment 1 and the base publication incorporating amendments 1 and 2.

Validity of this publication

The technical content of IEC publications is kept under constant review by the IEC, thus ensuring that the content reflects current technology.

Information relating to the date of the reconfirmation of the publication is available in the IEC catalogue.

Information on the subjects under consideration and work in progress undertaken by the technical committee which has prepared this publication, as well as the list of publications issued, is to be found at the following IEC sources:

- **IEC web site***
- **Catalogue of IEC publications**
Published yearly with regular updates (On-line catalogue)*
- **IEC Bulletin**
Available both at the IEC web site* and as a printed periodical

Terminology, graphical and letter symbols

For general terminology, readers are referred to IEC 60050: *International Electrotechnical Vocabulary* (IEV).

For graphical symbols, and letter symbols and signs approved by the IEC for general use, readers are referred to publications IEC 60027: *Letter symbols to be used in electrical technology*, IEC 60417: *Graphical symbols for use on equipment. Index, survey and compilation of the single sheets* and IEC 60617: *Graphical symbols for diagrams*.

* See web site address on title page.

RAPPORT
TECHNIQUE – TYPE 2
TECHNICAL
REPORT – TYPE 2

CEI
IEC
1233

Première édition
First edition
1994-07

**Disjoncteurs haute tension à courant alternatif –
Etablissement et coupure de charge inductive**

**High-voltage alternating current circuit-breakers –
Inductive load switching**

© CEI 1994 Droits de reproduction réservés — Copyright – all rights reserved

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 l'éditeur.

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 the publisher.

Bureau Central de la Commission Electrotechnique Internationale 3, rue de Varembe Genève, Suisse



Commission Electrotechnique Internationale
International Electrotechnical Commission
Международная Электротехническая Комиссия

CODE PRIX
PRICE CODE

XC

*For price, voir catalogue en vigueur
For price, see current catalogue*

SOMMAIRE

	Pages
AVANT-PROPOS	6
Articles	
SECTION 1: GÉNÉRALITÉS	
1.1 Domaine d'application	10
1.2 Références normatives	10
1.3 Tensions auxiliaires et pressions	10
SECTION 2: COURANTS MAGNÉTISANTS DE TRANSFORMATEUR	
2.1 Généralités	10
2.2 Courant magnétisant de transformateur pour disjoncteurs de tensions assignées supérieures ou égales à 100 kV	10
2.3 Courant magnétisant de transformateur pour disjoncteurs de tensions assignées inférieures à 100 kV	12
SECTION 3: ESSAIS D'ÉTABLISSEMENT ET DE COUPURE DE MOTEURS À HAUTE TENSION	
3.1 Domaine d'application	12
3.2 Généralités	12
3.3 Caractéristiques des circuits d'alimentation	16
3.4 Caractéristiques du circuit de charge	16
3.5 Tension d'essai	18
3.6 Séquence d'essais	20
3.7 Mesurages	20
3.8 Comportement et état du disjoncteur	22
3.9 Rapport d'essais	22
SECTION 4: ESSAIS DE COUPURE ET D'ÉTABLISSEMENT DE COURANT DE RÉACTANCE SHUNT	
4.1 Domaine d'application	26
4.2 Généralités	26
4.3 Circuits d'essais	26
4.4 Caractéristiques du circuit d'alimentation	30
4.5 Caractéristiques des câbles de connexion	30
4.6 Caractéristiques des circuits de charge	30
4.7 Mise à la terre du circuit d'essai	34
4.8 Tension d'essai	34
4.9 Séquences d'essai	36
4.10 Mesurages	38
4.11 Résultats d'essais	38
4.12 Rapport d'essais	38

CONTENTS

	Page
FOREWORD	7
Clause	
SECTION 1: GENERAL	
1.1 Scope	11
1.2 Normative references	11
1.3 Auxiliary voltages and pressures	11
SECTION 2: TRANSFORMER MAGNETIZING CURRENTS	
2.1 General	11
2.2 Transformer magnetizing current for circuit-breakers with rated voltages of 100 kV and above	11
2.3 Transformer magnetizing current for circuit-breakers with rated voltages below 100 kV	13
SECTION 3: HIGH-VOLTAGE MOTOR SWITCHING TESTS	
3.1 Applicability	13
3.2 General	13
3.3 Characteristics of the supply circuits	17
3.4 Characteristics of the load circuit	17
3.5 Test voltage	19
3.6 Test duties	21
3.7 Test measurements	21
3.8 Behaviour and condition of circuit-breaker	23
3.9 Test report	23
SECTION 4: SHUNT REACTOR CURRENT SWITCHING TESTS	
4.1 Applicability	27
4.2 General	27
4.3 Test circuits	27
4.4 Characteristics of the supply circuit	31
4.5 Characteristics of the connecting leads	31
4.6 Characteristics of the load circuits	31
4.7 Earthing of the test circuit	35
4.8 Test voltage	35
4.9 Test duties	37
4.10 Test measurements	39
4.11 Test results	39
4.12 Test report	39

**SECTION 5: GUIDE D'APPLICATION POUR L'ÉTABLISSEMENT ET LA COUPURE
DE COURANT DE RÉACTANCE SHUNT PAR DES DISJONCTEURS
À COURANT ALTERNATIF À HAUTE TENSION**

Articles

5.1	Domaine d'application	42
5.2	But	42
5.3	Conditions générales d'utilisation	42
5.4	Conditions d'établissement et de coupure	46
5.5	Réactances directement mises à la terre (phénomène de base de la création de surtensions)	48
5.6	Réactances shunt non mises à la terre	70
5.7	Réactances mises à la terre par réactance de neutre	78
5.8	Limitation des surtensions	84
5.9	Essais du disjoncteur	92
5.10	Spécifications du disjoncteur	96

Annexes

A	Caractéristiques de la réactance shunt	102
B	Caractéristiques du réseau et du poste	106
C	Calcul général des surtensions d'arrachement et de réallumage	110
D	Modes d'oscillations	122
E	Application des résultats d'essais en laboratoire aux installations existantes de réactance shunt	132
F	Formules statistiques pour le calcul des surtensions d'arrachement et de réallumage	154
G	Bibliographie	156

**SECTION 5: APPLICATION GUIDE FOR A.C. HIGH-VOLTAGE
CIRCUIT-BREAKERS FOR SHUNT REACTOR
CURRENT SWITCHING**

Clause

5.1	Applicability	43
5.2	Purpose	43
5.3	General application conditions	43
5.4	Switching conditions	47
5.5	Directly earthed reactors (basic overvoltage generation phenomena)	49
5.6	Unearthed reactors	71
5.7	Neutral reactor earthed reactors	79
5.8	Limitation of overvoltages	85
5.9	Circuit-breaker testing	93
5.10	Circuit-breaker specification	97

Annexes

A	Shunt reactor characteristics	103
B	System and station characteristics	107
C	General derivation of chopping and re-ignition overvoltages	111
D	Oscillation modes	123
E	Application of laboratory test results to actual shunt reactor installations	133
F	Statistical formulae for derivation of chopping and re-ignition overvoltages	155
G	Bibliography	156

COMMISSION ÉLECTROTECHNIQUE INTERNATIONALE

DISJONCTEURS HAUTE TENSION À COURANT ALTERNATIF – ÉTABLISSEMENT ET COUPURE DE CHARGE INDUCTIVE

AVANT-PROPOS

- 1) La CEI (Commission Electrotechnique Internationale) 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. 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 en ce qui concerne les questions techniques, préparés par les comités d'études où sont représentés tous les Comités nationaux s'intéressant à ces questions, expriment dans la plus grande mesure possible un accord international sur les sujets examinés.
- 3) Ces décisions constituent des recommandations internationales publiées sous forme de normes, de rapports techniques ou de guides et agréées comme telles par les Comités nationaux.
- 4) Dans le but d'encourager l'unification internationale, les Comités nationaux de la CEI s'engagent à appliquer de façon transparente, dans toute la mesure possible, les Normes internationales de la CEI dans leurs normes nationales et régionales. Toute divergence entre la norme de la CEI et la norme nationale ou régionale correspondante doit être indiquée en termes clairs dans cette dernière.

La tâche principale des comités d'études de la CEI est d'élaborer des Normes internationales. Exceptionnellement, un comité d'études peut proposer la publication d'un rapport technique de l'un des types suivants:

- type 1, lorsque, en dépit de maints efforts, l'accord requis ne peut être réalisé en faveur de la publication d'une Norme internationale;
- type 2, lorsque le sujet en question est encore en cours de développement technique ou lorsque, pour une raison quelconque, la possibilité d'un accord pour la publication d'une Norme internationale peut être envisagée pour l'avenir mais pas dans l'immédiat;
- type 3, lorsqu'un comité d'études a réuni des données de nature différente de celles qui sont normalement publiées comme Normes internationales, cela pouvant comprendre, par exemple, des informations sur l'état de la technique.

Les rapports techniques de types 1 et 2 font l'objet d'un nouvel examen trois ans au plus tard après leur publication afin de décider éventuellement de leur transformation en Normes internationales. Les rapports techniques de type 3 ne doivent pas nécessairement être révisés avant que les données qu'ils contiennent ne soient plus jugées valables ou utiles.

INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION

**HIGH-VOLTAGE ALTERNATING CURRENT CIRCUIT-BREAKERS –
INDUCTIVE LOAD SWITCHING**

FOREWORD

- 1) The IEC (International Electrotechnical Commission) is a worldwide organization for standardization comprising all national electrotechnical committees (IEC National Committees). The object of the IEC is to promote international cooperation on all questions concerning standardization in the electrical and electronic fields. To this end and in addition to other activities, the IEC publishes International Standards. 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. The 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 the IEC on technical matters, prepared by technical committees on which all the National Committees having a special interest therein are represented, express, as nearly as possible, an international consensus of opinion on the subjects dealt with.
- 3) They have the form of recommendations for international use published in the form of standards, technical reports or guides and they are accepted by the National Committees in that sense.
- 4) In order to promote international unification, IEC National Committees undertake to apply IEC International Standards transparently to the maximum extent possible in their national and regional standards. Any divergence between the IEC Standard and the corresponding national or regional standard shall be clearly indicated in the latter.

The main task of IEC technical committees is to prepare International Standards. In exceptional circumstances, a technical committee may propose the publication of a technical report of one of the following types:

- type 1, when the required support cannot be obtained for the publication of an International Standard, despite repeated efforts;
- type 2, when the subject is still under technical development or where for any other reason there is the future but not immediate possibility of an agreement on an International Standard;
- type 3, when a technical committee has collected data of a different kind from that which is normally published as an International Standard, for example "state of the art".

Technical reports of types 1 and 2 are subject to review within three years of publication to decide whether they can be transformed into International Standards. Technical reports of type 3 do not necessarily have to be reviewed until the data they provide are considered to be no longer valid or useful.

La CEI 1233, rapport technique de type 2, a été établie par le sous-comité 17A: Appareillage à haute tension, du comité d'études 17 de la CEI: Appareillage.

Le texte de ce rapport technique est issu des documents suivants:

Projets de comité	Rapports de vote
17A(BC)213 17A(SEC)337 17A(SEC)390	17A(BC)216, 216A 17A(SEC)354 17A(SEC)407

Les rapports de vote indiqués dans le tableau ci-dessus donnent toute information sur le vote ayant abouti à l'approbation de ce rapport technique.

Le présent document est publié dans la série des rapports techniques de type 2 (conformément au paragraphe G.4.2.2 de la partie 1 des Directives CEI/ISO) comme «norme prospective d'application provisoire» dans le domaine des disjoncteurs haute tension à courant alternatif car il est urgent d'avoir des indications sur la meilleure façon d'utiliser les normes dans ce domaine afin de répondre à un besoin déterminé.

Ce document ne doit pas être considéré comme une «Norme internationale». Il est proposé pour une mise en oeuvre provisoire, dans le but de recueillir des informations et d'acquérir de l'expérience quant à son application dans la pratique. Il est de règle d'envoyer les observations éventuelles relatives au contenu de ce document au Bureau Central de la CEI.

Il sera procédé à un nouvel examen de ce rapport technique de type 2 trois ans au plus tard après sa publication, avec la faculté d'en prolonger la validité pendant trois autres années, de le transformer en Norme internationale ou de l'annuler.

Les annexes A à G sont données uniquement à titre d'information.

IEC 1233, which is a technical report of type 2, has been prepared by sub-committee 17A: High-voltage switchgear and controlgear, of IEC technical committee 17: Switchgear and controlgear.

The text of this technical report is based on the following documents:

Committee drafts	Reports on voting
17A(CO)213 17A(SEC)337 17A(SEC)390	17A(CO)216, 216A 17A(SEC)354 17A(SEC)407

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

This document is issued in the type 2 technical report series of publications (according to G.4.2.2 of part 1 of the IEC/ISO Directives) as a "prospective standard for provisional application" in the field of high-voltage alternating current circuit-breakers because there is an urgent requirement for guidance on how standards in this field should be used to meet an identified need.

This document is not to be regarded as an "International Standard". It is proposed for provisional application so that information and experience of its use in practice may be gathered. Comments on the content of this document should be sent to the IEC Central Office.

A review of this type 2 technical report will be carried out not later than three years after its publication, with the options of either extension for a further three years or conversion to an International Standard or withdrawal.

Annexes A to G are for information only.

DISJONCTEURS HAUTE TENSION À COURANT ALTERNATIF – ÉTABLISSEMENT ET COUPURE DE CHARGE INDUCTIVE

Section 1: Généralités

1.1 *Domaine d'application*

Ce rapport s'applique aux disjoncteurs utilisés pour l'établissement et la coupure:

- de courants magnétisants de transformateurs, ou
- de courants de moteurs à haute tension, ou
- de courants de réactance shunt.

Il est aussi applicable aux contacteurs utilisés pour l'établissement et la coupure de courants de moteurs à haute tension.

1.2 *Références normatives*

Les documents normatifs suivants contiennent des dispositions qui, par suite de la référence qui y est faite, constituent des dispositions valables pour le présent rapport technique. Au moment de la publication, les éditions indiquées étaient en vigueur. Tout document normatif est sujet à révision et les parties prenantes aux accords fondés sur le présent rapport technique sont invitées à rechercher la possibilité d'appliquer les éditions les plus récentes des documents normatifs indiqués ci-après. Les membres de la CEI et de l'ISO possèdent le registre des Normes internationales en vigueur.

CEI 50(441): 1984, *Vocabulaire Electrotechnique International (VEI) – Chapitre 441: Appareillage et fusibles*

CEI 56: 1987, *Disjoncteurs à courant alternatif à haute tension*

1.3 *Tensions auxiliaires et pressions*

Pour les essais d'établissement et de coupure de charges inductives, les dispositifs de fermeture et d'ouverture et les circuits auxiliaires sont alimentés sous leurs tensions assignées et les pressions de gaz pour la commande et pour l'interruption sont à leurs valeurs assignées.

NOTE – Il est admis de contrôler le comportement aux réallumages du disjoncteur à la pression minimale de fonctionnement du fluide de coupure.

Section 2: Courants magnétisants de transformateur

2.1 *Généralités*

A cause du comportement non linéaire du circuit magnétique du transformateur, il n'est pas possible de représenter l'établissement et la coupure du courant magnétisant d'un transformateur par des composants linéaires dans une station d'essais. Les essais utilisant un transformateur (par exemple un transformateur d'essais) sont uniquement valables pour le transformateur essayé et ne peuvent être représentatifs d'autres transformateurs.

2.2 *Courant magnétisant de transformateur pour disjoncteurs de tensions assignées supérieures ou égales à 100 kV*

L'expérience montre que lors de la coupure de courants magnétisants de transformateurs à vide en régime établi et à des tensions n'exédant pas leur tension assignée, les surtensions sont de faible amplitude. De ce fait, des essais ne sont pas spécifiés pour simuler ces conditions de manoeuvre d'ouverture et fermeture.

HIGH-VOLTAGE ALTERNATING CURRENT CIRCUIT-BREAKERS – INDUCTIVE LOAD SWITCHING

Section 1: General

1.1 Scope

This report is applicable to circuit-breakers which are used for switching of:

- transformer magnetizing currents, or
- currents of high-voltage motors, or
- currents of shunt reactors.

It is also applicable to contactors used for switching the currents of high-voltage motors.

1.2 Normative references

The following normative documents contain provisions which, through reference in this text, constitute provisions of this technical report. At the time of publication of this standard, the editions indicated were valid. All normative documents are subject to revision, and parties to agreements based on this technical report are encouraged to investigate the possibility of applying the most recent editions of the normative documents indicated below. Members of IEC and ISO maintain registers of currently valid International Standards.

IEC 50(441): 1984, *International Electrotechnical Vocabulary (IEV) – Chapter 441: Switchgear, controlgear and fuses*

IEC 56: 1987, *High-voltage alternating-current circuit-breakers*

1.3 Auxiliary voltages and pressures

Inductive load switching tests shall be made with rated supply voltage applied to the closing and opening devices and auxiliary circuits and with rated pressures of compressed gas supply for operation and for interruption.

NOTE – The re-ignition behaviour of the circuit-breaker may be checked at the minimum functional pressure of the extinguishing medium.

Section 2: Transformer magnetizing currents

2.1 General

Due to the non-linear behaviour of the transformer iron core it is not possible to correctly model the switching of transformer magnetizing current by linear components in a test station. Tests using a transformer (for example, a test transformer) will be only valid for the transformer tested and cannot be representative for other transformers.

2.2 Transformer magnetizing current for circuit-breakers with rated voltages of 100 kV and above

Experience indicates that when interrupting magnetizing currents of unloaded transformers under steady-state conditions and at voltages not exceeding their rated voltage, the overvoltages are small. Tests are therefore not specified to simulate this switching condition.

La coupure du courant d'appel magnétisant d'un transformateur à vide n'est pas une condition normale de service et aucun essai n'est spécifié.

2.3 *Courant magnétisant de transformateur pour disjoncteurs de tensions assignées inférieures à 100 kV*

En général des essais ne sont pas exigés, mais en cas de doute il convient d'effectuer les essais sur le réseau, dans les conditions réelles de service. Si ce n'est pas possible, des essais triphasés peuvent être exécutés dans un laboratoire utilisant le transformateur réel à manoeuvrer en exploitation.

Dans l'un ou l'autre cas, il est recommandé pour le circuit d'alimentation d'avoir une capacité aussi basse que possible sous réserve que les TTR ne dépassent pas les valeurs assignées. Les dispositifs de limitation de tension utilisés en service peuvent être connectés pour les essais.

Section 3: Essais d'établissement et de coupure de moteurs à haute tension

3.1 *Domaine d'application*

Cette section s'applique aux disjoncteurs et contacteurs à courant alternatif triphasé de tensions assignées supérieures à 1 kV et allant jusqu'à 17,5 kV utilisés pour la commande de moteurs à haute tension.

Les essais d'établissement et de coupure de moteurs s'appliquent à tous les disjoncteurs tripolaires de tension assignée égale ou inférieure à 17,5 kV qui peuvent être utilisés pour la commande de moteurs asynchrones triphasés à cage d'écureuil ou à bagues. Le disjoncteur peut avoir une tension assignée plus haute et être raccordé au moteur par un transformateur. Cependant, l'application la plus courante est le raccordement direct du disjoncteur au moteur. Lorsque des essais sont demandés par le constructeur ou l'utilisateur, ils doivent être effectués selon les articles 3.2 à 3.9.

Aucun limite de surtension n'est donnée car les surtensions dépendent de l'application considérée. Les surtensions entre phases peuvent être aussi significatives que les surtensions entre phase et terre.

3.2 *Généralités*

Les essais d'établissement et de coupure peuvent être effectués soit en réseau soit en laboratoire. En ce qui concerne les surtensions, la coupure du courant de démarrage ou du moteur bloqué est normalement la manoeuvre la plus sévère.

Un circuit normalisé simulant un moteur bloqué est spécifié pour les essais en laboratoire (voir figure 1). Les paramètres de ce circuit ont été choisis pour représenter un cas relativement sévère en ce qui concerne les surtensions et couvrent la majorité des applications pratiques. On considère que ce circuit convient mieux qu'un moteur réel à l'obtention de résultats de large application.

Interruption of the inrush magnetizing current of an unloaded transformer is not a normal service condition and no tests are specified.

2.3 *Transformer magnetizing current for circuit-breakers with rated voltages below 100 kV*

Generally tests are not required but in cases of doubt they should be made on the system under actual service conditions. If this is not possible, three-phase tests may be made in a laboratory using the actual transformer to be switched in service.

In either case, the source circuit should have as low a capacitance as possible subject to the rated TRV not being exceeded. Any means of voltage limiting to be used in service may be connected for the tests.

Section 3: High-voltage motor switching tests

3.1 *Applicability*

This section is applicable to three-phase alternating current circuit-breakers and contactors having rated voltages above 1 kV and up to 17,5 kV which are used for controlling high-voltage motors.

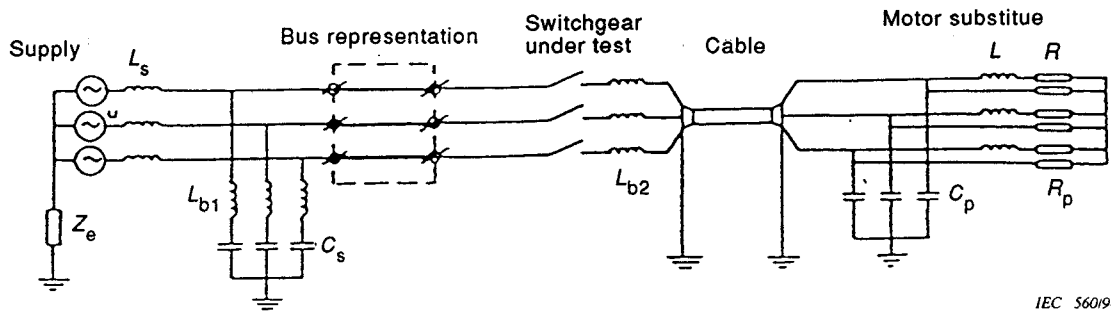
Motor switching tests are applicable to all three-pole circuit-breakers having rated voltages equal to or less than 17,5 kV which may be used for the control of three-phase asynchronous squirrel-cage or slip-ring motors. The circuit-breaker may be of a higher rated voltage and connected to the motor through a transformer. However, the more usual application is a direct connection between circuit-breaker and motor. When tests are requested by the manufacturer or user, they shall be made in accordance with clauses 3.2 to 3.9.

No limits to the overvoltages are given as the overvoltages are only relevant to the specific application. Overvoltages between phases may be as significant as phase-to-earth overvoltages.

3.2 *General*

The switching tests can be either field tests or laboratory tests. As regards overvoltages, the breaking of the current of a starting or stalled motor is usually the more severe operation.

For laboratory tests a standardized circuit simulating the stalled condition of a motor is specified (refer to figure 1). The parameters of this test circuit have been chosen to represent a relatively severe case with respect to overvoltages and will cover the majority of service applications. This circuit is considered to be more suited to obtaining widely applicable results than an actual motor.



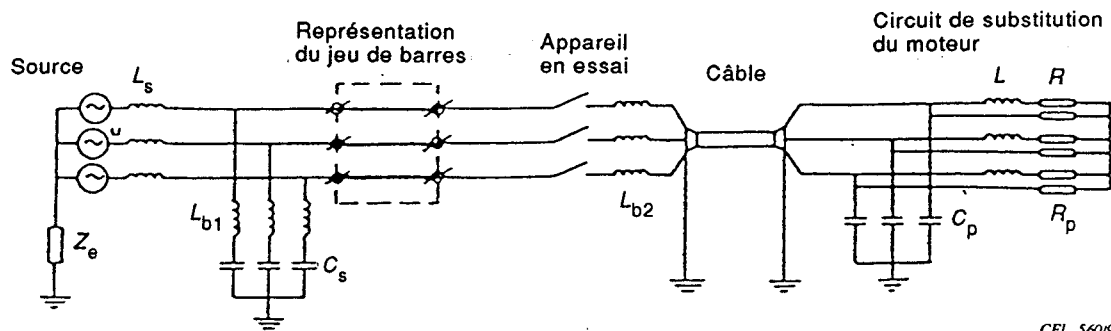
IEC 560/94

u	= tension assignée	
Z_e	= impédance de mise à la terre	impédance assez forte pour limiter le courant de défaut phase-terre au-dessous du courant d'essai (peut être infinie)
L_s	= impédance côté source	$\omega L_s \leq 0,1 \omega L$, mais le courant de court-circuit présumé égal ou inférieur au courant de court-circuit assigné du disjoncteur en essai
C_s	= capacité côté source	0,03 μ F à 0,05 μ F pour le circuit d'alimentation A 1,5 μ F à 2 μ F pour le circuit d'alimentation B
L_{b1}	= inductance des condensateurs et du raccordement	$\leq 2 \mu$ H
Jeu de barres		5 m à 7 m de longueur suivant la tension assignée
L_{b2}	= inductance des connexions	$\leq 5 \mu$ H
Câble		100 m \pm 10 m, à écran, $Z_0 = 30 \Omega$ à 50 Ω
L	= réactance de substitution du moteur	circuit de charge 1: 100 A \pm 10 A circuit de charge 2: 300 A \pm 30 A
R	= résistance de substitution du moteur	$\cos \theta \leq 0,2$
C_p	= capacité parallèle de substitution du moteur	fréquence 10 kHz à 15 kHz
R_p	= résistance parallèle de substitution du moteur	facteur d'amplitude 1,6 à 1,8

Figure 1 – Circuit d'essai d'établissement et de coupure de moteur et résumé des paramètres

Les essais en laboratoire peuvent être effectués pour prouver la capacité du disjoncteur à établir et à couper les courants de moteur et pour déterminer son comportement en ce qui concerne les surtensions d'établissement et de coupure, les réallumages et l'arrachage de courant. Ces caractéristiques peuvent servir de base à l'estimation du fonctionnement du disjoncteur avec d'autres circuits de moteur.

Pour les essais sur site, les circuits réels sont utilisés avec un réseau d'alimentation du côté source et un câble et un moteur du côté charge. Il peut y avoir aussi un transformateur entre le disjoncteur et le moteur. Cependant, les résultats de tels essais sur site ne sont valables que pour les disjoncteurs insérés dans des circuits similaires à ceux utilisés pour les essais.



CEI 560194

u	= rated voltage	
Z_e	= earthing impedance	impedance high enough to limit the line-to-earth fault current to less than test current (can be infinite)
L_s	= source side inductance	$\omega L_s \leq 0,1 \omega L$, but prospective s.c. current equal to or less than rated s.c. current of the tested circuit-breaker
C_s	= supply side capacitance	0,03 μF to 0,05 μF for supply circuit A 1,5 μF to 2 μF for supply circuit B
L_{b1}	= inductance of capacitors and connections	$\leq 2 \mu\text{H}$
Bus representation		5 m to 7 m in length spaced appropriate to the rated voltage
L_{b2}	= inductance of connections	$\leq 5 \mu\text{H}$
Cable		100 m \pm 10 m, screened, $Z_0 = 30 \Omega$ to 50 Ω
L	= motor substitute inductance	load circuit 1: 100 A \pm 10 A load circuit 2: 300 A \pm 30 A
R	= motor substitute resistance	$\cos \theta \leq 0,2$
C_p	= motor substitute parallel capacitance	frequency 10 kHz to 15 kHz
R_p	= motor substitute parallel resistance	amplitude factor 1,6 to 1,8

Figure 1 – Motor switching test circuit and summary of parameters

The laboratory tests can be performed to prove the ability of a circuit-breaker to switch motors and to establish its behaviour with respect to switching overvoltages, re-ignitions and current chopping. These characteristics may serve as a basis for estimates of the circuit-breaker performance in other motor circuits.

For field tests, actual circuits are used with a supply system on the source side and a cable and motor on the load side. There may be a transformer between the circuit-breaker and motor. However, the results of such field tests are only valid for circuit-breakers working in circuits similar to those during the tests.

L'appareil soumis aux essais comprend le disjoncteur avec les dispositifs de protection contre les surtensions s'ils sont compris dans l'équipement normal de coupure.

NOTES

- 1 Des surtensions peuvent être produites à l'établissement ou à la coupure de moteurs en rotation normale. Cette condition n'est pas représentée par le circuit normalisé de laboratoire car elle est considérée comme moins sévère.
- 2 En période de démarrage, l'établissement et la coupure d'un moteur à bagues sont généralement moins sévères à cause de l'effet de la résistance de démarrage.
- 3 La tension assignée du disjoncteur peut être différente de celle du moteur.

3.3 *Caractéristiques des circuits d'alimentation*

Un circuit d'alimentation triphasé doit être utilisé. Deux circuits d'alimentation différents sont utilisés pour les essais comme spécifié en 3.3.1 et 3.3.2. Les essais peuvent être effectués à 50 Hz ou 60 Hz \pm 10 %. Les essais effectués à l'une ou l'autre fréquence sont équivalents.

La TTR du circuit d'alimentation a une influence négligeable sur celle du circuit complet et n'est donc pas spécifiée.

3.3.1 *Circuit d'alimentation A*

L'alimentation triphasée peut être mise à la terre par l'intermédiaire d'une impédance de forte valeur ohmique en sorte que la tension d'alimentation soit définie par rapport à la terre. La valeur de l'impédance doit être assez grande pour limiter le courant présumé d'un défaut entre phase et terre à une valeur inférieure au courant d'essai.

L'impédance de la source L_s ne doit pas être inférieure à celle qui correspond au courant assigné de coupure de court-circuit du disjoncteur essayé. L'impédance doit aussi n'être pas plus forte que 0,1 fois l'impédance de l'inductance du circuit de charge (voir article 3.4).

La capacité C_s du circuit d'alimentation est représentée par trois condensateurs branchés en étoile dont le point commun est mis à la terre. Leur valeur, y compris les capacités naturelles du circuit, doit être de $0,04 \mu\text{F} \pm 0,01 \mu\text{F}$. L'inductance L_{b1} des condensateurs et de leurs raccordements doit être inférieure à $2 \mu\text{H}$.

L'inductance du jeu de barres est représentée par trois barres longues de $6 \text{ m} \pm 1 \text{ m}$ chacune et espacées d'une distance appropriée à la tension assignée.

3.3.2 *Circuit d'alimentation B*

Comme le circuit d'alimentation A avec une valeur de condensateurs du circuit d'alimentation portée à $1,75 \mu\text{F} \pm 0,25 \mu\text{F}$.

3.4 *Caractéristiques du circuit de charge*

Le circuit de charge doit être triphasé. Le circuit de substitution de moteur est raccordé au disjoncteur en essai par un câble à champ radial (à écran) de $100 \text{ m} \pm 10 \text{ m}$ de long. Il est recommandé que le câble soit connecté directement aux bornes du moteur ou du circuit de substitution.

The apparatus under test includes the circuit-breaker with overvoltage protection devices if they are normally fitted.

NOTES

- 1 Overvoltages may be produced when switching running motors. This condition is not represented by the substitute circuit, but is regarded less severe.
- 2 During the starting period switching of a slip-ring motor is generally less severe due to the effect of the starting resistor.
- 3 The rated voltage of the circuit-breaker may differ from that of the motor.

3.3 *Characteristics of the supply circuits*

A three-phase supply circuit shall be used. The tests shall be performed using two different supply circuits as specified in 3.3.1 and 3.3.2. Tests may be carried out at 50 Hz or 60 Hz \pm 10 %. Tests at either frequency are equivalent.

The TRV of the supply circuit has negligible influence on that of the complete circuit and is therefore not specified.

3.3.1 *Supply circuit A*

The three-phase supply may be earthed through a high ohmic impedance so that the supply voltage is defined with respect to earth. The impedance value shall be high enough to limit a prospective line-to-earth fault current to a value below the test current.

The source impedance L_s shall not be lower than that corresponding to the rated short-circuit breaking current of the tested circuit-breaker. The impedance shall also be not higher than 0,1 times the impedance of the inductance in the load circuit (see clause 3.4).

The supply side capacitance C_s is represented by three capacitors connected in earthed star. Their value, including the natural capacitance of the circuit shall be $0,04 \mu\text{F} \pm 0,01 \mu\text{F}$. The inductance L_{b1} of the capacitors and connections shall not exceed $2 \mu\text{H}$.

The busbar inductance is represented by three bars forming a busbar each $6 \text{ m} \pm 1 \text{ m}$ in length and spaced at a distance appropriate to the rated voltage.

3.3.2 *Supply circuit B*

As supply circuit A with the value of the supply side capacitance increased to $1,75 \mu\text{F} \pm 0,25 \mu\text{F}$.

3.4 *Characteristics of the load circuit*

A three-phase load circuit shall be used. The motor substitute circuit is connected to the circuit-breaker under test by $100 \text{ m} \pm 10 \text{ m}$ of radial field (screened) cable. It is recommended that the cable be connected directly to the terminals of the motor or substitute circuit.

Il convient que l'inductance de toute connexion intermédiaire n'excède pas 3 μH . Les deux extrémités de l'écran du câble doivent être mises à la terre. Les essais sont effectués en utilisant deux circuits de substitution de moteur différents comme spécifié en 3.4.1 et 3.4.2. L'inductance L_{b2} des connexions entre disjoncteur et câble doit être inférieure à 5 μH .

NOTE – Les essais en laboratoire peuvent être effectués avec un vrai moteur dont les caractéristiques font l'objet d'un accord.

3.4.1 *Circuit de substitution de moteur 1*

Une résistance et une réactance sont montées en série pour obtenir un courant de 100 A \pm 10 A avec un facteur de puissance inférieur à 0,2 en retard. Le point commun ne doit pas être raccordé à la terre. Une résistance R_p doit être connectée en parallèle avec l'impédance de chaque phase et un condensateur C_p entre chaque phase et terre en sorte que le circuit de substitution du moteur ait une fréquence propre de 12,5 kHz \pm 2,5 kHz et un facteur d'amplitude de 1,7 \pm 0,1 mesurés sur chaque phase avec les deux autres phases connectées à la terre. Les valeurs présumées sont déterminées par la méthode 3 de l'annexe GG de la CEI 56. Un transformateur peut être introduit à l'extrémité en aval du câble. Celui-là est considéré comme faisant partie du circuit de substitution du moteur.

3.4.2 *Circuit de substitution de moteur 2*

Comme le circuit de substitution de moteur 1, mais en en réduisant la résistance et la réactance pour obtenir un courant de 300 A \pm 30 A avec un facteur de puissance inférieure à 0,2 en retard. La tension transitoire de rétablissement présumée est la même que celle qui est spécifiée pour le circuit de substitution de moteur 1.

3.5 *Tension d'essai*

a) La moyenne des tensions appliquées ne doit pas être inférieure à la tension assignée U divisée par $\sqrt{3}$ ni dépasser cette valeur de plus de 10 % sans l'accord du constructeur.

Les différences entre la valeur moyenne et les tensions appliquées à chaque pôle n'excèdent pas 5 %.

La tension assignée U est celle du disjoncteur lorsque l'on utilise le circuit de substitution, mais elle est celle du moteur lorsque l'on utilise un vrai moteur.

b) La tension de rétablissement à fréquence industrielle du circuit d'essai peut être indiquée en pourcentage de la tension de rétablissement à fréquence industrielle spécifiée ci-après. Elle n'est pas inférieure à 95 % de la valeur spécifiée et doit être maintenue pendant 0,1 s au moins.

La moyenne des tensions de rétablissements à fréquence industrielle n'est pas inférieure à la tension assignée U du disjoncteur divisée par $\sqrt{3}$.

La tension de rétablissement à fréquence industrielle d'aucun pôle n'est pas en principe différente de plus de 20 % de la valeur moyenne à la fin de la durée pendant laquelle elle est maintenue.

The inductance of any intermediate connection should not exceed 3 μH . The screen of the cable shall be earthed at both ends. The tests shall be performed using two different motor substitute circuits as specified in 3.4.1 and 3.4.2. The inductance L_{b2} of the connections between the circuit-breaker and cable shall not exceed 5 μH .

NOTE – Laboratory tests may be made using an actual motor, the rating of which should be subject to agreement.

3.4.1 *Motor substitute circuit 1*

Series-connected resistance and inductance shall be arranged to obtain a current of 100 A \pm 10 A at a power factor less than 0,2 lagging. The star point shall not be connected to earth. Resistance R_p shall be connected in parallel with each phase impedance and capacitance C_p between each phase and earth so that the motor substitute circuit has a natural frequency of 12,5 kHz \pm 2,5 kHz and an amplitude factor of 1,7 \pm 0,1 measured in each phase with the other two phases connected to earth. The prospective values shall be determined by method 3 of appendix GG of IEC 56. A transformer may be introduced at the load end of the cable. This shall be considered as part of the motor substitute circuit.

3.4.2 *Motor substitute circuit 2*

As motor substitute circuit 1, but with the series resistance and inductance reduced to obtain a current of 300 A \pm 30 A at a power factor less than 0,2 lagging. The prospective transient recovery voltage shall be as specified for motor substitute circuit 1.

3.5 *Test voltage*

- a) The average value of the applied voltages shall be not less than the rated voltage U divided by $\sqrt{3}$ and shall not exceed this value by more than 10 % without the consent of the manufacturer.

The differences between the average value and the applied voltages of each pole shall not exceed 5 %.

The rated voltage U is that of the circuit-breaker when using the substitute circuit, but is that of the motor when an actual motor is used.

- b) The power frequency recovery voltage of the test circuit may be stated as a percentage of the power frequency recovery voltage specified below. It shall not be less than 95 % of the specified value and shall be maintained for at least 0,1 s.

The average value of the power frequency recovery voltages shall be not less than the rated voltage U of the circuit-breaker divided by $\sqrt{3}$.

The power frequency recovery voltage of any pole should not deviate by more than 20 % from the average value at the end of the time for which it is maintained.

La tension de rétablissement à fréquence industrielle est mesurée entre les bornes du pôle dans chaque phase du circuit d'essai. Sa valeur efficace est déterminée sur l'oscillogramme entre une demi-période et une période à la fréquence industrielle après l'extinction finale de l'arc, comme indiqué à la figure 28 de la CEI 56. La distance verticale (respectivement V_1 , V_2 et V_3) entre la crête de la deuxième demi-période et la ligne droite joignant les crêtes respectives des demi-périodes précédente et suivante est mesurée puis divisée par $2\sqrt{2}$ et multipliée par le rapport d'étalonnage approprié pour donner la valeur efficace de la tension enregistrée de rétablissement à fréquence industrielle.

3.6 Séquence d'essais

Les essais d'établissement et de coupure de courant de moteur consistent en quatre séquences d'essais comme spécifié au tableau 1.

Tableau 1 – Séquence d'essais pour l'établissement et la coupure de courant de moteur

Séquence d'essai	Circuit d'alimentation	Circuit de substitution de moteur
1	A	1
2	A	2
3	B	1
4	B	2

Chaque séquence d'essai comprend:

- vingt essais avec les débuts des ordres de fermeture et d'ouverture répartis à des intervalles de 9 degrés électriques environ.

Les essais ci-dessus sont des cycles établissements-coupures ou des établissements et des coupures séparés, sauf pour les essais avec un vrai moteur où ils doivent être seulement des établissements-coupures. Lorsque les essais sont effectués à l'aide du circuit de substitution de moteur, il ne faut pas séparer les contacts du disjoncteur tant que toute composante continue du courant est supérieure à 20 %. Une durée d'établissement-coupure de 200 ms est recommandée pour les essais avec un vrai moteur.

NOTE - Puisque le circuit d'essai de la figure 1 est considéré comme représentant de façon acceptable les conditions réelles dans le cas de réallumage, il est aussi utilisable en principe pour l'étude des surtensions transitoires pouvant apparaître à la fermeture du circuit. L'influence du disjoncteur, des connexions et des caractéristiques du réseau d'alimentation peut être étudiée, mais il convient de traiter avec prudence l'amplitude absolue des surtensions à l'établissement.

3.7 Mesurages

Les grandeurs suivantes, au moins, sont enregistrées à l'oscillographe ou avec d'autres techniques:

- tension à fréquence industrielle;
- courant à fréquence industrielle;
- tension phase-terre aux bornes du moteur ou du circuit de substitution, dans les trois phases, avec une bande passante et une résolution dans le temps assez bonne pour déterminer les tensions transitoires.

NOTE - Il est recommandé de prendre soin que les connexions des dispositifs de mesurage ne changent pas la nature du circuit; par exemple la capacité des diviseurs capacitifs est en principe plus petite que celle des autres capacités adjacentes d'un ordre de grandeur.

The power frequency recovery voltage shall be measured between terminals of a pole in each phase of the test circuit. Its r.m.s. value shall be determined on the oscillogram within the time interval of one half cycle and one cycle of test frequency after final arc extinction, as indicated in figure 28 of IEC 56. The vertical distance (V_1 , V_2 and V_3 respectively) between the peak of the second half-wave and the straight line drawn between the respective peaks of the preceding and succeeding half-waves shall be measured, and this, when divided by $2\sqrt{2}$ and multiplied by the appropriate calibration, gives the r.m.s. value of the recorded power frequency recovery voltage.

3.6 Test duties

The motor current switching tests shall consist of four test duties as specified in table 1.

Table 1 – Test duties at motor current switching tests

Test duty	Supply circuit	Motor substitute circuit
1	A	1
2	A	2
3	B	1
4	B	2

The number of tests for each test duty shall be:

- twenty tests with the initiation of the closing and tripping impulses distributed at intervals of approximately 9 electrical degrees.

The above tests shall be make-breaks or separate makes and breaks except that when using an actual motor they shall only be make-breaks. When tests are made using the motor substitute circuit, the contacts of the circuit-breaker shall not be separated until any d.c. component has become less than 20 %. When switching an actual motor, a make-break time of 200 ms is recommended.

NOTE – Since the test circuit in figure 1 is judged to be an acceptable representation of actual conditions in case of re-ignition, it should also be useful when studying the overvoltage transients that may occur when closing the circuit. The influence of the circuit-breaker, the connections and the supply network characteristics may be investigated using this circuit, but the absolute magnitude of the overvoltage during making should be treated cautiously.

3.7 Test measurements

At least the following quantities shall be recorded by oscillograph or other suitable recording techniques:

- power frequency voltage;
- power frequency current;
- phase-to-earth voltage, at the motor or motor substitute circuit terminals, in all three phases, with bandwidth and time resolution high enough to determine transient voltages.

NOTE – Care should be taken that the connection of measuring devices does not substantially change the circuit; for example, the capacitance of the capacitive dividers should be smaller by an order of magnitude than other adjacent capacitances.

3.8 *Comportement et état du disjoncteur*

Les conditions suivantes doivent être remplies:

- a) Le comportement du disjoncteur pendant les essais d'établissement et de coupure de courants de moteur dans toutes les séquences d'essais doit être conforme aux prescriptions de 6.102.7 de la CEI 56.
- b) Après les séries d'essais, l'état du disjoncteur doit correspondre à celui de 6.102.8.4 de la CEI 56.

3.9 *Rapport d'essais*

En plus des exigences de l'annexe CC de la CEI 56, le rapport d'essai doit comprendre une description minutieuse du circuit y compris des détails suivants:

- dimensions principales et caractéristiques du jeu de barres et des connexions au disjoncteur;
- les caractéristiques du câble:
 - longueur
 - valeurs assignées
 - type
 - diélectrique principal - XLPE, papier/huile etc.
 - mise à la terre
 - capacité
 - impédance caractéristique;
- les paramètres du circuit de substitution de moteur:
 - fréquence propre
 - facteur d'amplitude
 - courant
 - facteur de puissance;
- ou les détails du moteur réel:
 - type et caractéristiques
 - tension assignée
 - branchement des enroulements
 - courant assigné
 - courant de démarrage et facteur de puissance correspondant;
- caractéristiques des surtensions.

Les caractéristiques suivantes des tensions aux bornes du moteur ou du circuit de substitution (voir figure 2) doivent être évaluées à chaque essai triphasé:

- u_p surtension maximale
- u_{ma} surtension crête d'extinction
- u_{mr} surtension crête de rétablissement
- u_s surtension maximale crête à crête en cas de réallumage et/ou de préamorçage.

3.8 *Behaviour and condition of circuit-breaker*

The following conditions shall be fulfilled:

- a) The behaviour of the circuit-breaker during the motor switching tests in all prescribed test duties fulfills the conditions given in 6.102.7 of IEC 56.
- b) The condition of the circuit-breaker after the test series corresponds to the condition in 6.102.8.4 of IEC 56.

3.9 *Test report*

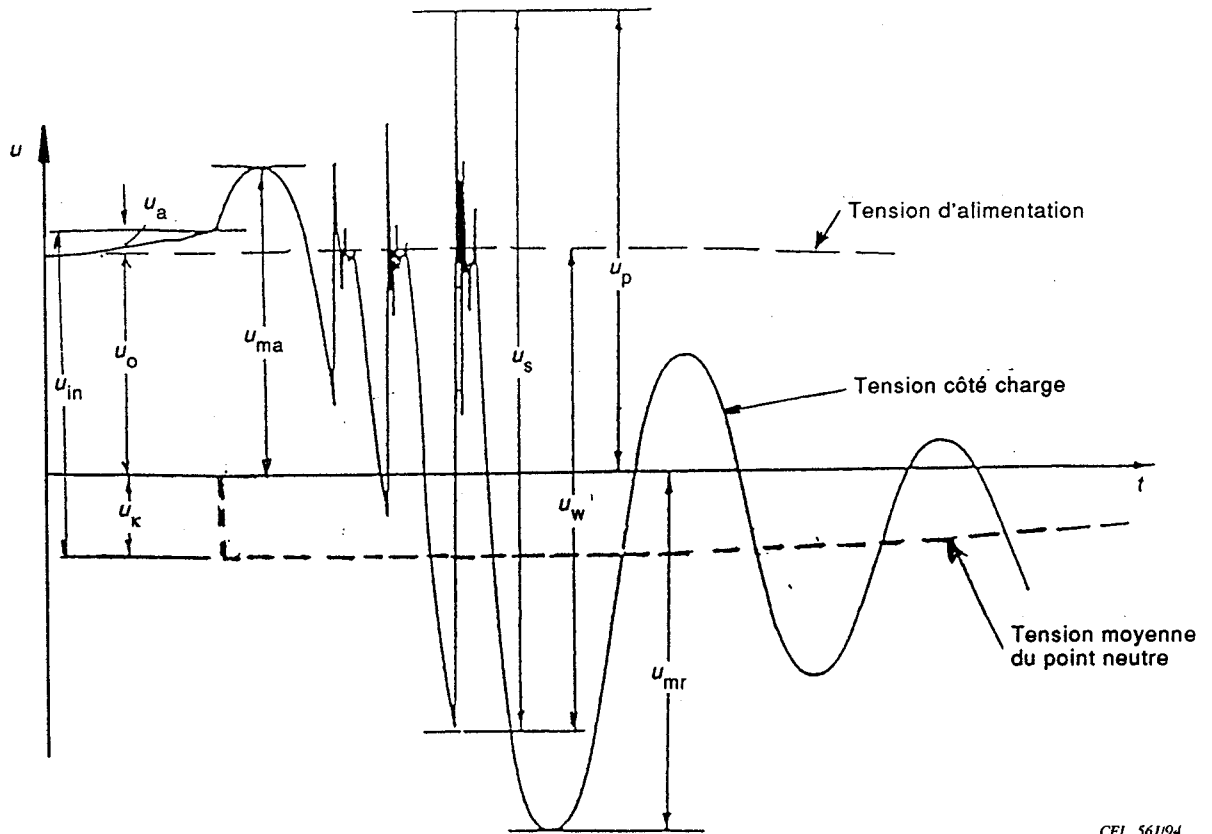
In addition to the requirements of appendix CC of IEC 56, the test report shall include a thorough description of the circuit, including the following details:

- main dimensions and characteristics of the bus and connections to the circuit-breaker;
- the characteristics of the cable:
 - length
 - rated values
 - type
 - main insulation dielectric – XLPE, paper/oil, etc.
 - earthing
 - capacitances
 - surge impedance;
- the parameters of the substitute motor circuit:
 - natural frequency
 - amplitude factor
 - current
 - power factor;
- or details of the actual motor:
 - type and rating
 - rated voltage
 - winding connection
 - rated current
 - starting current and power factor;
- overvoltage characteristics.

The following characteristics of the voltages at the motor or motor substitute circuit terminals at each test (refer to figure 2) shall be evaluated:

- u_p maximum overvoltage
- u_{ma} suppression peak overvoltage
- u_{mr} recovery peak overvoltage
- u_s maximum peak-to-peak voltage excursion at re-ignition and/or prestrike.

Lorsqu'il se produit des surtensions qui peuvent être dangereuses pour une application particulière, ou lorsque les caractéristiques du disjoncteur sont recherchées, un programme d'essais plus complet sera exigé, mais ceci sort du domaine d'application de ce rapport.

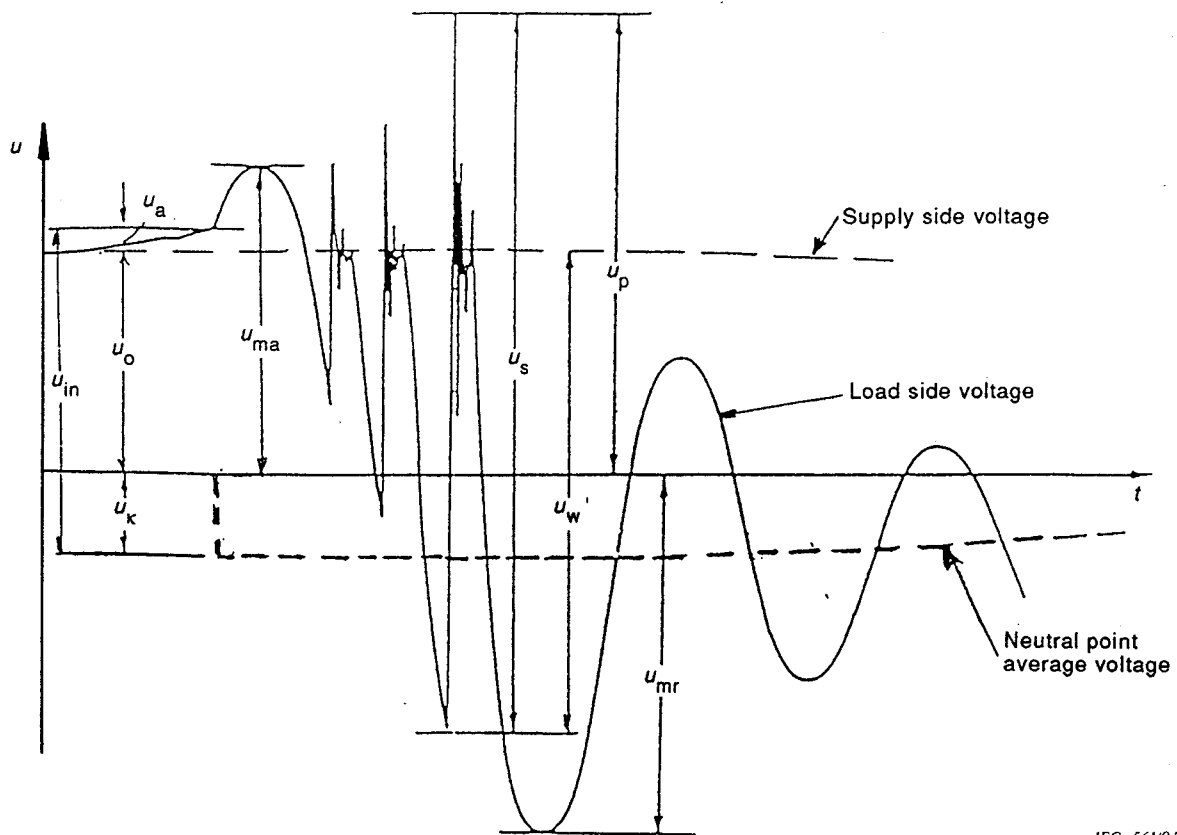


CEI 561194

- u_0 = valeur crête à la terre de la tension à fréquence industrielle
- u_k = décalage de la tension du neutre lors de la coupure de la première phase
- u_a = tension d'arc du disjoncteur
- u_{in} = $u_0 + u_a + u_k$ = tension initiale à l'instant d'arrachement du courant
- u_{ma} = crête de la tension d'extinction à la terre
- u_{mr} = crête de la tension de rétablissement à la terre
- u_w = tension aux bornes du disjoncteur lors du réallumage
- u_p = surtension maximale à la terre (peut être = u_{ma} ou u_{mr} s'il n'y a pas de réallumage)
- u_s = tension maximale crête à crête au réallumage

Figure 2 – Illustration des tensions transitoires lors de la coupure de courant de moteur; première phase coupée dans un circuit triphasé

When overvoltages occur which may be hazardous for a specific application, or where circuit-breaker characteristics are required, a more comprehensive test programme will be required which is beyond the scope of this report.



IEC 561/94

- u_o = power frequency voltage crest value to earth
- u_k = neutral voltage shift at first-phase interruption
- u_a = circuit-breaker arc voltage drop
- $u_{in} = u_o + u_a + u_k$ = initial voltage at the moment of current chopping
- u_{ma} = suppression peak voltage to earth
- u_{mr} = recovery peak voltage to earth
- u_w = voltage across circuit-breaker at re-ignition
- u_p = maximum overvoltage to earth (could be = u_{ma} or u_{mr} if no re-ignitions occur)
- u_s = maximum peak-to-peak voltage excursion at re-ignition

Figure 2 – Illustration of transient voltages at interruption of motor current; first clearing phase in a three-phase circuit

Section 4: Essais de coupure et d'établissement de courant de réactance shunt

4.1 *Domaine d'application*

Ces dispositions d'essais s'appliquent aux disjoncteurs tripolaires à courant alternatif de tensions assignées supérieures ou égales à 12 kV, utilisés pour la commande de réactances shunt qui sont reliées directement au disjoncteur, sans transformateur interposé.

NOTE – La coupure et l'établissement, du côté haute tension du transformateur, de réactance au tertiaire ne sont pas traités dans cette section. L'application des résultats d'essais, effectués suivant cette section aux réactances mises à la terre par réactance de neutre (schéma à quatre noyaux) est discutée en section 5: Guide d'application.

4.2 *Généralités*

La coupure ou l'établissement de réactance est une opération pour laquelle de faibles différences des paramètres du circuit peuvent produire de grandes différences de sévérité en service. Les résultats d'une quelconque série d'essais ne peuvent simplement être appliqués à un autre ensemble de conditions. Cependant, une tentative est faite en vue d'une forme de normalisation et le guide d'application en section 5 donnera des informations complémentaires.

Les essais de coupure et d'établissement peuvent être effectués soit sur site, soit en laboratoire.

Les laboratoires peuvent avoir seulement une capacité limitée pour les essais de coupure de courant d'une réactance shunt. Il peut donc s'avérer nécessaire d'effectuer des essais sur site pour montrer la performance d'une installation spécifique composée d'une réactance et d'un disjoncteur particuliers. Le courant de charge et les conditions de TTR peuvent ne pas être conformes aux exigences de cette spécification. Ces essais peuvent être exécutés après accord entre le constructeur et l'utilisateur.

Pour les essais en laboratoire, des circuits normalisés sont spécifiés afin de démontrer la capacité du disjoncteur à couper les courants de réactance et d'obtenir les caractéristiques d'arrachement (surtensions crêtes d'extinction) et de réallumage. Les paramètres de ces circuits d'essai représentent des cas typiques d'application avec une TTR relativement sévère et sont considérés comme couvrant la majorité des applications pratiques.

Les essais en laboratoire peuvent aussi être effectués en utilisant une réactance réelle, mais les valeurs de réallumage et de surtensions pendant la coupure et l'établissement du courant ne seront pas obligatoirement valables pour tous les cas.

4.3 *Circuits d'essais*

Pour les essais en laboratoire, les circuits normalisés sont spécifiés comme suit:

- un circuit d'essai triphasé selon figure 3;
- un circuit d'essai monophasé selon figure 4.

Section 4: Shunt reactor current switching tests

4.1 *Applicability*

These test recommendations are applicable to three-phase alternating current circuit-breakers having rated voltages of 12 kV and above, which are used for switching shunt reactors that are directly connected to the circuit-breaker without interposing transformer.

NOTE – The switching of tertiary reactors from the high-voltage side of the transformer is not covered in this section. The application of test results according to this section on neutral reactor earthed reactors (4-leg reactor scheme) is discussed in section 5: Application guide.

4.2 *General*

Reactor switching is an operation where small differences in circuit parameters can produce large differences in the severity of the duty. The results from any one series of tests cannot simply be applied to a different set of conditions. Nevertheless, an attempt is made at some form of standardization and the application guide in section 5 gives further guidance.

The switching tests can be either field tests or laboratory tests.

Laboratories may have only a limited capability for shunt reactor current switching tests. It may be necessary therefore to perform field tests to demonstrate performance for a specific installation consisting of a particular reactor and circuit-breaker. The load current and TRV conditions may not conform to the requirements contained herein. These tests may be conducted upon agreement between the manufacturer and user.

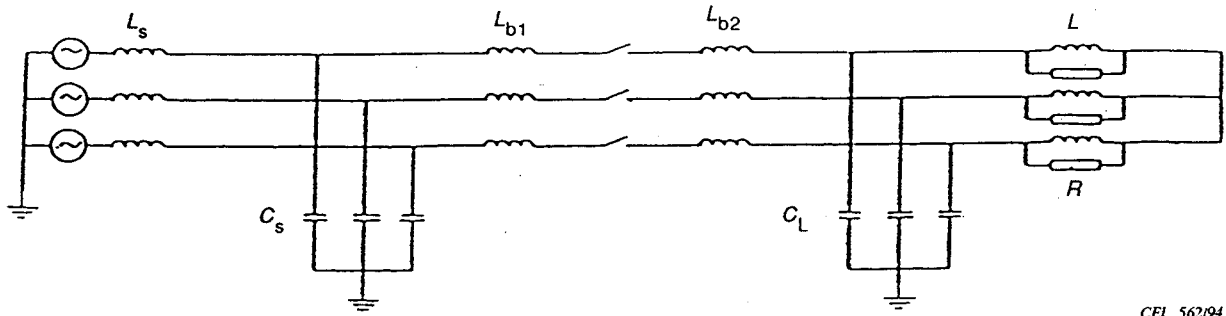
For laboratory tests, standard circuits are specified in order to demonstrate the ability of the circuit-breaker to interrupt reactor currents and to determine chopping characteristics (suppression peak overvoltages) and re-ignition behaviour. The parameters of these test circuits represent typical cases of application with relatively severe TRV and are regarded as covering the majority of service applications.

Laboratory tests may be made using an actual reactor but the re-ignitions and overvoltage magnitudes during switching will not necessarily be valid for other cases of installation.

4.3 *Test circuits*

For laboratory tests, standard circuits are specified according to the following:

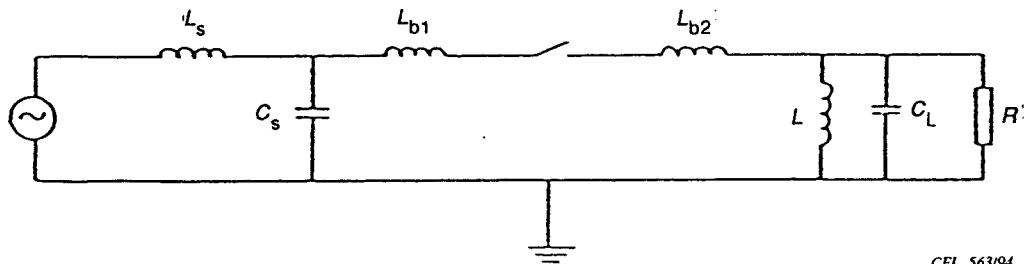
- a three-phase test circuit according to figure 3;
- a single-phase test circuit according to figure 4.



CEI 562/94

- L_s = inductance de source
- L_{b1}, L_{b2} = inductances des connexions
- L = inductance de la réactance
- C_s = capacité de la source
- C_L = capacité de la charge
- R = représentation des pertes de la charge (pour obtenir un facteur d'amplitude de 1,9)

Figure 3 – Essai de coupure et d'établissement de réactance. Disposition de principe d'un circuit triphasé. Point neutre de la réactance, également mis à terre, pour des tensions assignées égales ou supérieures à 245 kV



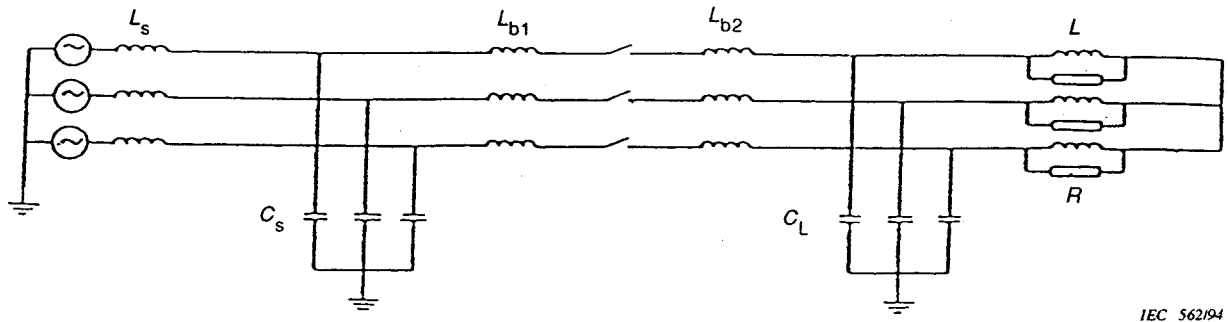
CEI 563/94

- L_s = inductance de source
- L_{b1}, L_{b2} = inductances des connexions
- L = inductance de la réactance
- C_s = capacité de la source
- C_L = capacité de la charge
- R = représentation des pertes de la charge (pour obtenir un facteur d'amplitude de 1,9)

Figure 4 – Essai de coupure et d'établissement de réactance. Schéma de principe d'un circuit pour un circuit monophasé

Le circuit d'essai triphasé est à utiliser pour tous les disjoncteurs dont la tension assignée est inférieure ou égale à 72,5 kV.

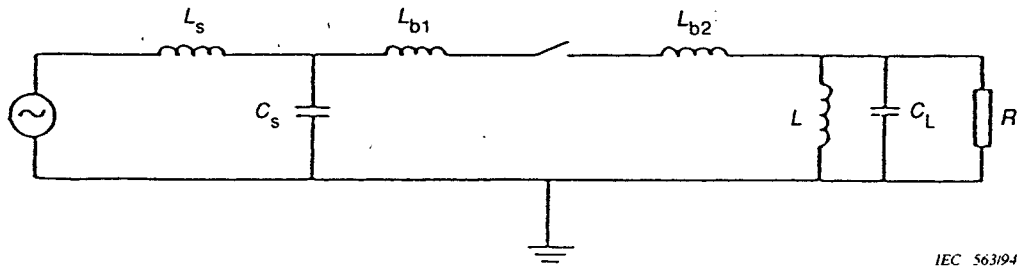
Idéalement, un circuit d'essai triphasé devrait aussi être utilisé pour tous les disjoncteurs de tension assignée supérieure à 72,5 kV. Pour des raisons pratiques d'essai, des essais monophasés sur un pôle ou une partie de disjoncteur à enveloppes multiples peuvent être réalisés pour toutes les tensions supérieures à 72,5 kV pour représenter des réactances mises à la terre dans des réseaux mis à la terre comme ceux non mis à la terre.



IEC 562/94

- L_s = inductance of source
- L_{b1}, L_{b2} = inductance of connections
- L = inductance of reactor
- C_s = capacitance of source
- C_L = capacitance of load
- R = representation of load losses (to obtain 1,9 amplitude factor)

**Figure 3 – Reactor switching test. Basic arrangement of three-phase circuit.
Neutral point of reactor earthed for rated voltages of 245 kV and above**



IEC 563/94

- L_s = inductance of source
- L_{b1}, L_{b2} = inductance of connections
- L = inductance of reactor
- C_s = capacitance of source
- C_L = capacitance of load
- R = representation of load losses (to obtain 1,9 amplitude factor)

Figure 4 – Reactor switching test. Basic layout of circuit for single-phase circuit

The three-phase test circuit shall be used for all circuit-breakers with a rated voltage of 72,5 kV and below.

Ideally, a three-phase test circuit should also be used for all circuit-breakers with rated voltages exceeding 72,5 kV. For convenience of testing, single-phase tests on one pole, or part thereof of multi-enclosure type circuit-breakers may be performed for all voltages exceeding 72,5 kV representing earthed reactors on earthed as well as unearthed systems.

Les exigences selon 6.102.1.1 et 6.102.2b) de la CEI 56, doivent être respectées.

NOTE – Le disjoncteur peut ne pas être contraint correctement lors des réallumages lorsqu'on effectue des essais par éléments séparés. Par conséquent les essais sur un pôle complet seront préférés lorsqu'il s'agira de vérifier l'ensemble des performances vis-à-vis des réallumages.

Dans tous les autres cas, et pour les disjoncteurs à enveloppe unique, un circuit d'essai triphasé doit être utilisé.

L'appareillage soumis aux essais comprend le disjoncteur avec les dispositifs de protection contre les surtensions s'ils font partie de l'équipement normal.

Lorsque des dispositifs limiteurs de surtension sont ajoutés au circuit d'essai pour sa protection contre des surtensions excessives possibles, on doit prouver que ces dispositifs n'ont pas limité les surtensions mesurées pendant les essais, par exemple en enregistrant le courant dans ces dispositifs.

4.4 *Caractéristiques du circuit d'alimentation*

L'impédance de la source L_s ne doit pas être inférieure à celle qui correspond au courant assigné de coupure en court-circuit du disjoncteur, ni supérieure de plus de 10 % à l'inductance du circuit de charge L .

La capacité de la source C_s doit être au moins 10 fois celle de la capacité de charge C_L .

Les essais peuvent être effectués à 50 Hz ou 60 Hz \pm 10 %. Les essais effectués à l'une ou l'autre fréquence sont réputés équivalents.

La TTR du circuit d'alimentation a une influence négligeable sur celle du circuit complet et n'est donc pas spécifiée.

4.5 *Caractéristiques des câbles de connexion*

L'inductance totale $L_b = L_{b1} + L_{b2}$ des câbles peut être partagée entre le côté alimentation et le côté charge. La valeur de L_b n'est pas spécifiée mais sera aussi petite que possible.

4.6 *Caractéristiques des circuits de charge*

Les circuits de charge doivent comporter une réactance soit une réactance à air soit une réactance à noyau magnétique, avec une capacité parallèle et une résistance appropriées afin de produire une tension transitoire présumée dont les valeurs ne sont pas moins sévères que celles indiquées dans le tableau 2.

Un transformateur chargé par des inductances peut être utilisé pour les essais, si les exigences de tension transitoire du tableau sont respectées. Le transformateur doit être utilisé dans la partie non saturée de sa courbe de magnétisation et son inductance de fuite doit être faible, de préférence inférieure à 10 % de l'inductance de charge totale.

NOTE – L'utilisation d'un transformateur chargé par des inductances pour représenter la charge peut introduire une oscillation additionnelle. Une telle oscillation peut transformer les résultats d'essai par rapport à ceux susceptibles d'être obtenus avec un circuit de charge consistant en une réactance seule par l'introduction par exemple de zéros de courant supplémentaires. La mise en série des enroulements haute tension des transformateurs avec en outre la mise en parallèle des enroulements basse tension peut introduire une oscillation significative, et doit donc être évitée.

The requirements of 6.102.1.1 and 6.102.2b) of IEC 56 shall be fulfilled.

NOTE – The circuit-breaker may not be stressed correctly at re-ignitions when unit testing is applied. Therefore tests on a complete pole are preferred to verify the complete performance with regard to partial re-ignitions.

In all other cases and for single-enclosure type circuit-breakers a three-phase test circuit shall be used.

The switchgear under test includes the circuit-breaker with overvoltage protection devices if they are normally fitted.

When overvoltage limiting devices are added in the test circuit for its protection against possible excessive overvoltages, it shall be proven that these devices have not limited the overvoltages recorded during the tests, for instance by recording the current through these devices.

4.4 *Characteristics of the supply circuit*

The source impedance L_s shall not be smaller than that corresponding to the rated short-circuit current of the circuit-breaker, nor larger than 10 % of the inductance of the load circuit L .

The source capacitance C_s shall be at least 10 times the load capacitance C_L .

Tests may be made at 50 Hz or 60 Hz \pm 10 %. Tests at either frequency are deemed to be equivalent.

The TRV of the supply circuit has a negligible influence on that of the complete circuit and is therefore not specified.

4.5 *Characteristics of the connecting leads*

The total inductance $L_b = L_{b1} + L_{b2}$ of the leads may be shared between the supply and the load side. The value of L_b is not specified but should be as small as possible.

4.6 *Characteristics of the load circuits*

The load circuits shall consist of a reactor, or alternatively, an air-cored or iron-cored reactance with appropriate shunt capacitance and resistance so as to produce a prospective transient voltage not less severe than the values specified in table 2.

A reactor-loaded transformer can be used for testing if the tabulated prospective transient voltage requirements are met. The transformer should be operated within the non-saturated part of its magnetizing curve and its leakage inductance should be low, preferably less than 10 % of the total load inductance.

NOTE – Use of a reactor-loaded transformer to represent the load may introduce an additional oscillation. Such an oscillation may affect the test results as compared to a load circuit consisting of a reactor only, for example by introducing additional current zeros. Series connection of high-voltage windings of separate transformers with connection of low-voltage windings in parallel, may cause significant oscillations and should therefore be avoided.

Tableau 2 – Tension transitoire présumée du circuit de charge incluant la connexion du disjoncteur

Tension assignée <i>U</i> kV	Tension de crête <i>u_c</i> kV	Temps <i>t₃</i> ⁺⁰ / ₋₂₀ %	
		Circuit de charge 1	Circuit de charge 2
		50 Hz/60 Hz μs	50 Hz/60 Hz μs
12	28	9	16
17,5	40	11	20
24	55	13	23
36	85	16	28
52	120	45	80
72,5	170	53	93
100	230	87	155
123	290	97	172
145	340	105	187
170	400	114	202
245	380	166	295
300	470	184	326
362	560	202	359
420	650	218	386
550	850	243	432
800	1 240	294	521

U_c et *t₃* comme définis dans 4.102 de la CEI 56

NOTES

- 1 La tension transitoire est de la forme (1-cos) et les valeurs sont pour le premier pôle qui coupe.
- 2 Le facteur de premier pôle *k_φ* est de 1,0 pour les tensions assignées égales ou supérieures à 245 kV en supposant le neutre des réactances mis à la terre; il est de 1,5 pour les tensions assignées inférieures à 245 kV, en supposant le neutre des réactances isolé. On suppose que le facteur d'amplitude est de 1,9.

$$u_c = U \sqrt{\frac{2}{3}} \times k_\phi \times 1,9$$

- 3 Les valeurs *t₃* sont basées sur une capacité moyenne *C_L* de:
 - 800 pF pour les tensions inférieures ou égales à 36 kV;
 - 1 750 pF pour les tensions supérieures à 36 kV et inférieures à 245 kV;
 - 2 600 pF pour les tensions supérieures ou égales à 245 kV.

Pour les tensions inférieures ou égales à 36 kV, la valeur de *t₃*, est à multiplier par $\sqrt{2}$ si des réactances immergées dans l'huile sont utilisées. Ce facteur *t₃* représente une valeur de *C_L* d'environ 1 750 pF.

Les valeurs de *t₃* sont basées sur un calcul à 50 Hz. Il n'y a pas d'utilité à différencier le 50 Hz et le 60 Hz car les fréquences se recouvrent avec les tolérances indiquées.

Table 2 – Prospective transient voltage of load circuit, including connection to the circuit-breaker

Rated voltage U kV	Peak voltage u_c kV	Time parameter t_3 $\begin{matrix} +0 \\ -20 \end{matrix}$ %	
		Load circuit 1	Load circuit 2
		50 Hz/60 Hz μ s	50 Hz/60 Hz μ s
12	28	9	16
17,5	40	11	20
24	55	13	23
36	85	16	28
52	120	45	80
72,5	170	53	93
100	230	87	155
123	290	97	172
145	340	105	187
170	400	114	202
245	380	166	295
300	470	184	326
362	560	202	359
420	650	218	386
550	850	243	432
800	1 240	294	521

U_c and t_3 as defined in 4.102 of IEC 56

NOTES

- 1 The transient voltage is of the (1-cos) form and the values are for the first pole-to-clear.
- 2 The first pole-to-clear factor k_ϕ is 1,0 for rated voltages of 245 kV and above assuming reactors with earthed neutral and 1,5 for rated voltages below 245 kV assuming reactors with isolated neutral. The amplitude factor is assumed to be 1,9.

$$u_c = U \sqrt{\frac{2}{3}} \times k_\phi \times 1,9$$

- 3 The values of t_3 are based on a mean capacitance value of C_L of:
 - 800 pF for voltages of 36 kV and below;
 - 1 750 pF for voltages above 36 kV and below 245 kV;
 - 2 600 pF for voltages of 245 kV and above.

For voltages of 36 kV and below the t_3 value should be multiplied by $\sqrt{2}$ if reactors of oil-immersed type are used. This t_3 value represents a C_L value of approximately 1 750 pF.

The values of t_3 are based on a calculation at 50 Hz. There is no need to differentiate between 50 Hz and 60 Hz since the frequencies are overlapping with the tolerances indicated.

4.6.1 Circuit de charge 1

La réactance L du circuit de charge doit être réglée pour donner les courants coupés suivants:

<i>Tension assignée</i>	<i>Courant d'essai</i>	
kV	A	
12 à 36	1 600	} ±20 %
52 à 72,5	630	
≥ 100	315	

4.6.2 Circuit de charge 2

La réactance L de la charge doit être réglée pour donner les courants coupés suivants:

<i>Tension assignée</i>	<i>Courant d'essai</i>	
kV	A	
12 à 36	500	} ±20 %
52 à 72,5	200	
≥ 100	100	

Néanmoins, si le disjoncteur est utilisé pour couper ou établir des courants de réactance inférieurs à ces valeurs, il convient de régler le circuit de charge 2 de façon à produire la limite inférieure de la gamme réelle de courant.

4.7 Mise à la terre du circuit d'essai

Pour des disjoncteurs de tension assignée inférieure à 245 kV, la charge du circuit d'essai triphasé doit être isolée, tandis que le neutre de l'alimentation est mis à la terre.

Pour des disjoncteurs de tension assignée égale ou supérieure à 245 kV, l'alimentation et la charge du circuit triphasé doivent être mises à la terre.

4.8 Tension d'essai

Pour les essais triphasés, la tension d'essai mesurée entre les phases au niveau du disjoncteur juste avant l'ouverture doit être, autant que possible, égale à la tension assignée U du disjoncteur (voir 6.104.7 de la CEI 56).

Pour des essais monophasés en laboratoire, la tension d'essai mesurée au niveau du disjoncteur juste avant l'ouverture doit être, autant que possible, égale au produit de $U / \sqrt{3}$ par le facteur suivant:

- a) 1,0 pour des essais sur pôle complet de disjoncteurs de tension assignée égale ou supérieure à 245 kV;
- b) 1,5 pour des essais sur pôle complet de disjoncteurs de tension assignée égale ou inférieure à 170 kV.

NOTE b) représente le cas des réactances mises à la terre dans des réseaux isolés et il est recommandé d'utiliser les résultats d'essais avec précaution.

4.6.1 *Load circuit 1*

The reactance *L* of the load circuit shall be adjusted to give the following breaking currents:

<i>Rated voltage</i> kV	<i>Test current</i> A	
12 to 36	1 600	} ±20 %
52 to 72,5	630	
≥ 100	315	

4.6.2 *Load circuit 2*

The reactance *L* of the load shall be adjusted to give the following breaking currents:

<i>Rated voltage</i> kV	<i>Test current</i> A	
12 to 36	500	} ±20 %
52 to 72,5	200	
≥ 100	100	

However, if the circuit-breaker is used to switch reactor currents smaller than these values, the load circuit 2 should be adjusted to give the lower limit of the actual current range.

4.7 *Earthing of the test circuit*

For circuit-breakers with rated voltages below 245 kV, the load of the three-phase test circuit shall be unearthed, while the neutral point of the supply is earthed.

For circuit-breakers rated 245 kV and above, both the supply and the load of the three-phase test circuit shall be earthed.

4.8 *Test voltage*

For three-phase tests, the test voltage measured between the phases at the circuit-breaker location immediately prior to the opening shall, as near as possible, be equal to the rated voltage *U* of the circuit-breaker (see 6.104.7 of IEC 56).

For single-phase laboratory tests, the test voltage measured at the circuit-breaker location immediately before the opening shall, as nearly as possible, be equal to the product of $U/\sqrt{3}$ and the following factor:

- a) 1,0 for full pole tests of circuit-breakers rated 245 kV and above;
- b) 1,5 for full pole tests of circuit-breakers rated 170 kV and below.

NOTE b) represents earthed reactors in unearthed systems and test results should therefore be used with care.

Pour les essais par élément séparé, la tension d'essai est choisie pour correspondre à l'élément du pôle du disjoncteur le plus contraint (voir 6.102.3.2 de la CEI 56).

NOTE – La valeur du courant arraché obtenue sur des essais par élément séparé peut différer de celle obtenue sur le disjoncteur complet. Le niveau d'arrachement est approximativement proportionnel à la racine carrée du nombre de chambres de coupure placées en série (voir section 5: Guide d'application).

4.9 Séquences d'essai

Les essais de coupure et d'établissement de réactance consistent en deux séries d'essais triphasés ou trois séries d'essais monophasés en utilisant le circuit d'alimentation détaillé en 4.4 et les circuits de charge détaillés en 4.6.1 et 4.6.2.

Vingt coupures doivent être effectuées avec chaque circuit de charge avec les débuts des ordres de déclenchement répartis à des intervalles de 9 degrés électriques environ pour les essais triphasés et de 18 degrés électriques environ pour les essais monophasés.

Pour les essais monophasés, une troisième série d'essais doit être exécutée, consistant en 18 coupures. Cette série d'essais est à effectuer avec le circuit de charge 2 et pour une durée d'arc voisine de celle ayant conduit à des réallumages lors de la série d'essais précédente avec le circuit de charge 2. Six essais de coupure sont à effectuer avec le début de l'ordre de déclenchement au point qui a donné la surtension maximale u_w , six essais de coupure avec le début de l'ordre de déclenchement retardé de 9 degrés électriques et six essais de coupure avec le début de l'ordre de déclenchement avancé de 9 degrés électriques.

Si aucun réallumage n'est survenu dans la série d'essais avec le circuit de charge 2, la troisième série d'essais doit consister en six coupures avec le début de l'ordre de déclenchement au point qui a donné la durée d'arc la plus courte, six coupures avec le début de l'ordre de déclenchement retardé de 9 degrés électriques et six coupures avec le début de l'ordre de déclenchement retardé de 18 degrés électriques.

Les séquences d'essais sont résumées dans le tableau 3.

Tableau 3 – Séquences d'essais d'établissement et de coupure de courant de réactance

Séquence	Nombre d'essais de coupure		Courant d'essai déterminé par
	Triphasé	Monophasé	
1	20	20	Circuit de charge 1 (4.6.1)
2	20	20	Circuit de charge 2 (4.6.2)
3	–	18	Circuit de charge 2 (4.6.2)

La valeur de courant utilisé dans les séquences 2 et 3 est le courant minimum de réactance shunt. Néanmoins si le disjoncteur est utilisé pour couper ou établir des courants de réactance inférieurs à ces valeurs, il convient d'ajuster le courant pour les séquences 2 et 3 à la limite inférieure de la gamme réelle de courant.

For unit tests, the test voltage shall be chosen to correspond to the most stressed unit of the pole of the circuit-breaker (see 6.102.3.2 of IEC 56).

NOTE – The value of chopped current obtained on unit tests may differ from that of the complete circuit-breaker. The chopping level is approximately proportional to the square root of the number of series-connected breaking units (refer to section 5: Application guide).

4.9 Test duties

The reactor switching tests shall consist of two three-phase test series or three single-phase test series using the supply circuit detailed in 4.4 and the load circuits detailed in 4.6.1 and 4.6.2.

Twenty break tests shall be made with each load circuit with the initiation of the tripping impulse distributed at intervals of approximately 9 electrical degrees for three-phase tests and of 18 electrical degrees for single-phase tests.

For single-phase tests, the third test series consisting of 18 break tests shall be performed with load circuit 2 around the arc duration at which the re-ignitions occurred in the previous test series with load circuit 2. Six break tests shall be made with the initiation of the tripping impulse at the point that gave the highest breakdown voltage u_w , six break tests with the initiation of the tripping impulse retarded by 9 electrical degrees and six break tests with the initiation of the tripping impulse advanced by 9 electrical degrees.

If no re-ignition occurs in the test series with load circuit 2, the third test series shall consist of six break tests with the initiation of the tripping impulse at the point that gave the shortest arcing time, six break tests with the initiation of the tripping impulse retarded by 9 electrical degrees and six break tests with the initiation of the tripping impulse retarded by a further 9 electrical degrees.

The test duties are summarized in table 3.

Table 3 – Test duties at reactor current switching tests

Test duty	Number of breaking operations		Test current determined by
	Three-phase	Single-phase	
1	20	20	Load circuit 1 (4.6.1)
2	20	20	Load circuit 2 (4.6.2)
3	–	18	Load circuit 2 (4.6.2)

The current value used in test duty 2 and 3 is the minimum shunt reactor switching current. However, if the circuit-breaker is to be used to switch reactor currents smaller than these values, the current for test duty 2 and 3 should be adjusted to the lower limit of the actual current range.

4.10 Mesurages

Les grandeurs suivantes, au moins, devraient être enregistrées à l'oscillographe ou avec d'autres techniques d'enregistrement adéquates, avec une bande passante et une résolution en temps suffisantes pour déterminer:

- la tension côté alimentation, phase-terre;
- la tension entre les bornes du disjoncteur;
- la tension côté charge, phase-terre, aux bornes de la réactance de charge (ou au primaire du transformateur dans le cas de transformateurs chargés par des réactances);
- la tension par rapport à la terre du point neutre côté charge (dans les essais triphasés);
- le courant dans le disjoncteur.

4.11 Résultats d'essais

Le disjoncteur aura subi les essais avec succès si les conditions suivantes sont remplies:

- a) le courant a été effectivement interrompu;
- b) l'état du disjoncteur après les séries d'essais doit correspondre à celui de 6.102.8.4 de la CEI 56.

NOTE - Un examen visuel suffit pour déceler un claquage à des endroits qui pourraient avoir des effets nuisibles sur le disjoncteur et son comportement.

4.12 Rapport d'essais

En plus des exigences de l'annexe CC de la CEI 56, le rapport d'essais comprend une description minutieuse du circuit y compris les détails suivants:

- caractéristiques du circuit d'alimentation incluant les câbles de connexion;
- caractéristiques du circuit de charge incluant les câbles de connexion.

Les caractéristiques suivantes des tensions aux bornes de la réactance doivent être évaluées pour chaque essai (se référer aux définitions de la figure 2 pour les circuits d'essais triphasés et de la figure 5 pour les courants d'essais monophasés):

- u_{ma} crête de la tension d'extinction à la terre;
- u_{in} tension initiale (à l'instant de l'arrachement);
- u_{mr} crête de la tension de rétablissement à la terre (si plus grande que u_{ma});
- u_w tension aux bornes du disjoncteur lors d'un réallumage.

Sur demande les caractéristiques suivantes du disjoncteur peuvent être évaluées:

- courant arraché;
- accroissement de la tenue diélectrique entre les contacts du disjoncteur après l'interruption.

L'utilisation des résultats d'essais pour prédire les surtensions dans des installations réelles est traité en section 5: Guide d'application.

4.10 Test measurements

At least the following quantities should be recorded by oscillograph or other suitable recording techniques with bandwidth and time resolution high enough to determine:

- supply side voltage, phase-to-earth;
- voltage across circuit-breaker terminals;
- load side voltage, phase-to-earth, at the terminal of the load reactor (or the transformer primary if tests are performed using reactor loaded transformers);

- load side neutral point voltage to earth (in three-phase tests);

- current through the circuit-breaker.

4.11 Test results

The circuit-breaker shall have successfully passed the tests if the following conditions are fulfilled:

- a) the current is successfully interrupted;
- b) the condition of the circuit-breaker after the test series corresponds to the condition in 6.102.8.4 of IEC 56.

NOTE – Visual inspection is considered adequate to reveal re-ignition breakdown in locations that could have detrimental effects on the circuit-breaker and its behaviour.

4.12 Test report

In addition to the requirements of appendix CC of IEC 56, the test report shall include a thorough description of the circuit including the following details:

- characteristics of the supply circuit including connecting leads;
- characteristics of the load circuit including connecting leads.

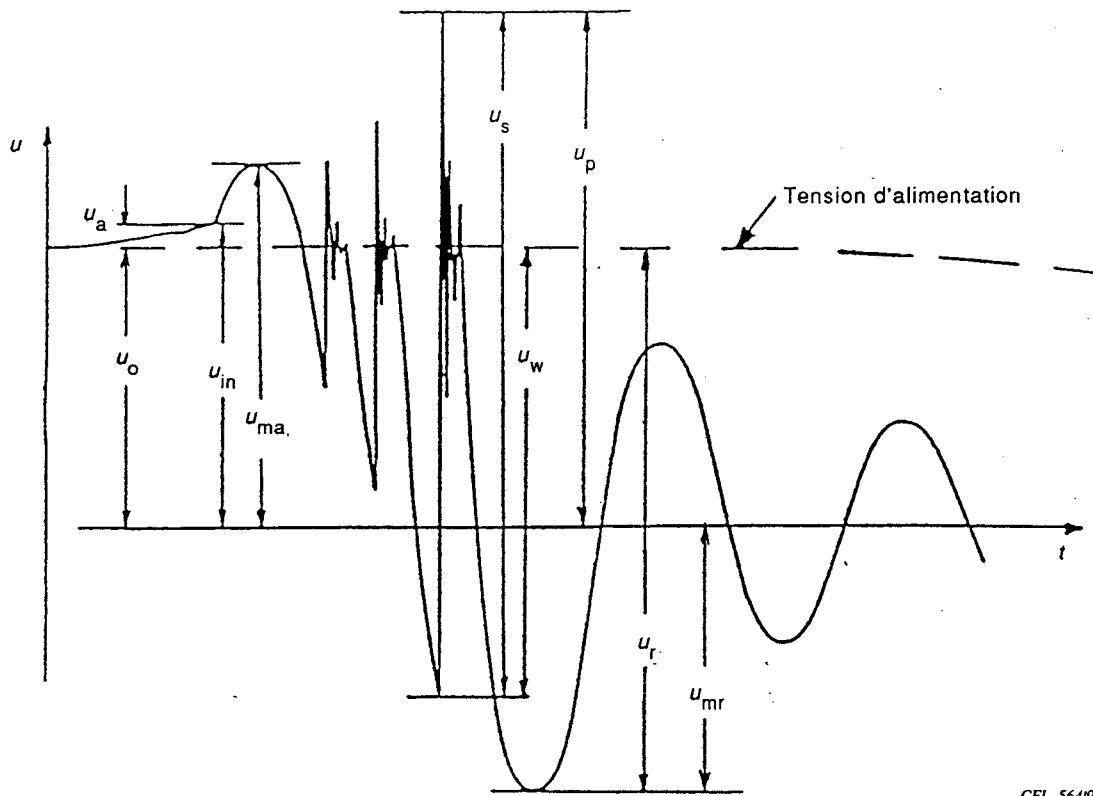
The following characteristics of the voltages at the reactor terminals at each test shall be evaluated (refer to definitions in figure 2 for three-phase test circuits and figure 5 for single-phase test circuits):

- u_{ma} suppression peak voltage to earth;
- u_{in} initial voltage (at the instant of chopping);
- u_{mr} recovery peak voltage to earth (if more than u_{ma});
- u_w voltage across circuit-breaker at the instant of re-ignition.

On request, the following circuit-breaker characteristics may be evaluated:

- chopping current;
- rise of dielectric strength between circuit-breaker contacts after interruption.

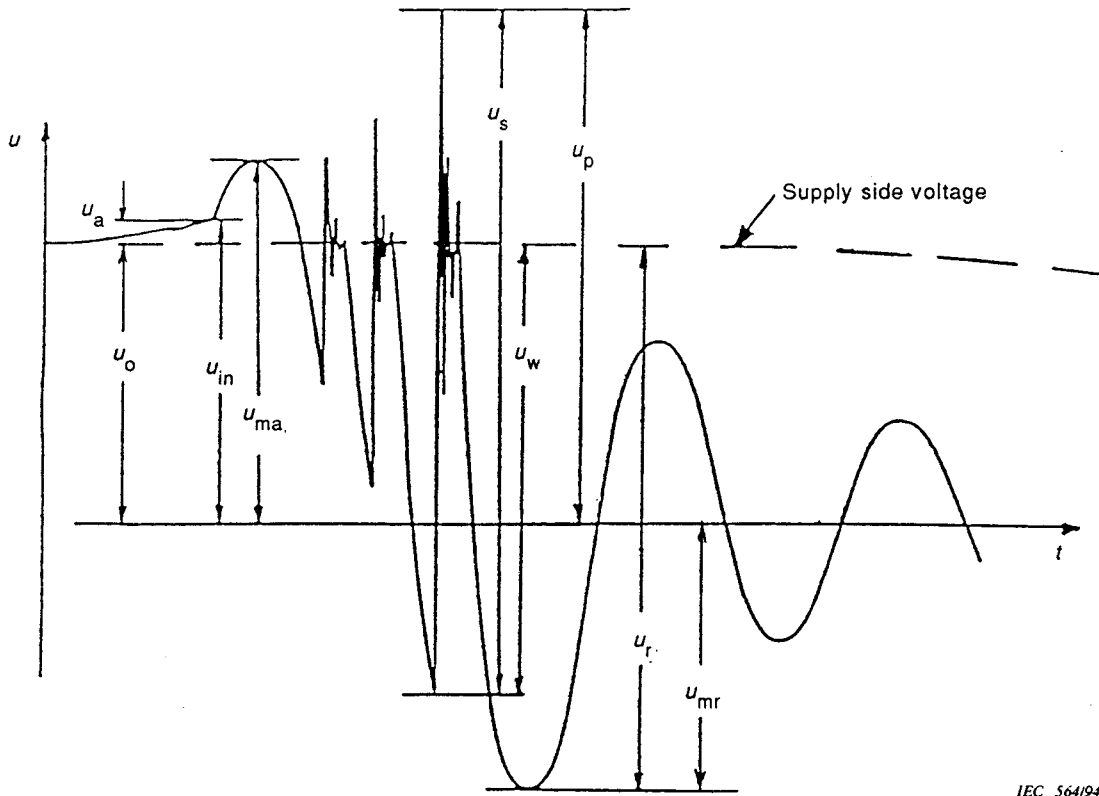
The application of the test results to predict overvoltages in actual installations is treated in section 5: Application guide.



CEI 564/94

- u_o = valeur crête à la terre de la tension à fréquence industrielle
- u_a = tension d'arc du disjoncteur
- u_{in} = $u_o + u_a$ = tension initiale à la terre à l'instant d'arrachement du courant
- u_{ma} = crête de la tension d'extinction à la terre
- u_{mr} = crête de la tension de rétablissement à la terre
- u_p = surtension maximale à la terre (peut être = u_{ma} ou u_{mr})
- u_s = amplitude crête à crête maximale de la tension au réallumage
- u_w = tension aux bornes du disjoncteur lors du réallumage
- u_r = tension aux bornes du disjoncteur à la crête de la tension de rétablissement

Figure 5 – Illustration des tensions transitoires lors d'un essai monophasé



IEC 564194

- u_o = power frequency voltage crest value to earth
- u_a = arc voltage drop of circuit-breaker
- $u_{in} = u_o + u_a$ = initial voltage to earth at the moment of current chopping
- u_{ma} = suppression peak voltage to earth
- u_{mr} = recovery peak voltage to earth
- u_p = maximum overvoltage to earth (could be = u_{ma} or u_{mr})
- u_s = maximum peak-to-peak voltage excursion at re-ignition
- u_w = voltage across circuit-breaker at re-ignition
- u_r = voltage across circuit-breaker at the recovery voltage peak

Figure 5 – Illustration of transient voltages for a single-phase test

Section 5: Guide d'application pour l'établissement et la coupure de courant de réactance shunt par des disjoncteurs à courant alternatif à haute tension

5.1 Domaine d'application

Ce guide d'application traite des disjoncteurs à courant alternatif à haute tension utilisés pour l'établissement et la coupure de réactance shunt.

Le guide concerne les cas spécifiques d'établissement et de coupure de réactances shunt directement mises à la terre, de réactances shunt non mises à la terre et de réactances shunt mises à la terre par une réactance de neutre. Les réactances directement mises à la terre sont courantes dans les réseaux de tension supérieure à 72,5 kV tandis que les réactances non mises à la terre sont fréquentes en réseau MT. Les schémas avec réactance de neutre sont généralement uniquement utilisés dans les réseaux THT.

Bien que ce guide concerne les disjoncteurs, il est reconnu et admis que d'autres dispositifs d'établissement-coupure tels que les interrupteurs haute tension peuvent être utilisés pour les établissements-coupure de courant de réactance shunt; ce guide s'applique également dans ce cas.

Ce guide repose en grande partie sur les travaux du groupe de travail CIGRÉ 13.02 (voir références [1], [2], [3], [4], [5], [6]*.

NOTE – Le système d'unités SI est utilisé dans ce guide, c'est-à-dire V, A, s, H, F, Hz sauf si spécifié autrement.

5.2 But

Le but de ce guide est d'expliquer à l'utilisateur les problèmes liés à l'établissement-coupure de courant de réactance shunt.

Ce guide indique principalement à l'utilisateur les séquences d'établissement-coupure, les surtensions créées et la manière de les maîtriser. De plus, le guide précise les caractéristiques des disjoncteurs et les méthodes pour prédire leurs performances sur le terrain à partir des résultats d'essais.

5.3 Conditions générales d'utilisation

5.3.1 Tension maximale d'utilisation

Il est recommandé que la tension de fonctionnement permanente ne dépasse pas la tension assignée du disjoncteur. Les performances des appareils à des tensions différentes de celle appliquée lors des essais d'établissement-coupure peuvent être prédites en utilisant les méthodes décrites dans ce guide.

5.3.2 Fréquence

La fréquence assignée d'alimentation est de 50 Hz ou 60 Hz. Les essais effectués à une fréquence sont valables pour l'autre fréquence.

* Les chiffres entre crochets renvoient à l'annexe G, «Bibliographie».

Section 5: Application guide for a.c. high-voltage circuit-breakers for shunt reactor current switching

5.1 *Applicability*

This application guide applies to a.c. high-voltage circuit-breakers rated for shunt reactor switching.

The guide covers the specific cases of switching directly earthed shunt reactors, un-earthed shunt reactors and shunt reactors earthed through a neutral reactor. Directly earthed reactors are common on systems above 72,5 kV, while unearthed reactors are commonly applied on medium-voltage systems. Neutral reactor schemes are usually only applied on EHV systems.

Whereas this application guide is directed towards circuit-breakers, it is recognized and accepted that other switching devices such as high-voltage switches are capable of shunt reactor current switching and this guide shall apply as appropriate.

The guide is based to a significant extent on the work of CIGRÉ working group 13.02 (refer to references [1], [2], [3], [4], [5], [6]*).

NOTE – The SI unit system is used throughout this guide, i.e. V, A, s, H, F, Hz, unless otherwise stated.

5.2 *Purpose*

This guide is intended for general use in the application of circuit-breakers for shunt reactor current switching.

The purpose of the guide is to describe, principally for the benefit of the user, the reactor current switching duty, the overvoltages generated and the control of those overvoltages. The guide further details the specification of circuit-breakers and procedures to predict field performance based on test data.

5.3 *General application conditions*

5.3.1 *Maximum voltage for application*

The continuous operating voltage should not exceed the rated voltage for the circuit-breaker. When a switching device that has been subjected to reactor switching tests is applied at voltages that differ from the test voltage, its performance can be predicted using the methods in this guide.

5.3.2 *Frequency*

The rated power system frequency is 50 Hz or 60 Hz. Tests at one frequency are valid also for the other frequency.

* The figures in square brackets refer to annex G, "Bibliography".

5.3.3 *Courant de charge de réactance shunt*

Les courants de charge de réactance shunt font partie de la catégorie des petits courants inductifs. Ils sont faibles comparés aux capacités de coupure de courant de défaut des disjoncteurs haute tension. La capacité des disjoncteurs à couper de faibles courants inductifs ne présente généralement pas d'intérêt mais il convient de la démontrer pour les disjoncteurs utilisés dans ce but.

Il est recommandé que le constructeur fixe la plage de courant de réactance pour laquelle l'appareillage est prévu:

- le courant maximum de coupure de réactance shunt d'un dispositif de coupure est généralement égal au courant permanent assigné de l'appareil;
- le courant minimum de coupure de réactance shunt d'un dispositif de coupure est le plus faible courant de réactance shunt pour lequel l'appareil est prévu et est normalement égal au plus faible courant d'essai utilisé au cours des essais d'établissement-coupure de réactance shunt selon la section 4.

5.3.4 *Capacité de coupure de courant de défaut*

Les disjoncteurs utilisés pour commuter les réactances shunt peuvent ou non présenter des capacités de coupure de courant de défaut. Dans ce dernier cas, il convient que la valeur du courant de courte durée admissible du disjoncteur commutant la réactance shunt soit égale au pouvoir de coupure de courant de défaut du disjoncteur côté source assurant la protection.

5.3.5 *Durée de coupure*

Se référer au VEI 441-17-39.

Le disjoncteur interrompra typiquement le courant à son premier passage par zéro après la séparation des contacts, mais peut ne pas être immédiatement capable de tenir les niveaux importants de tensions de rétablissement pouvant apparaître entre ses contacts. Ceci peut provoquer un ou plusieurs réallumages qui peuvent être immédiatement interrompus ou suivis par une autre boucle de courant. Dans ce cas, une coupure réussie est généralement réalisée au prochain passage par zéro du courant.

5.3.6 *Surtensions transitoires*

Les surtensions transitoires sont l'un des aspects importants à prendre en considération dans l'utilisation de disjoncteurs pour la coupure de faibles courants inductifs. Ces surtensions sont de deux sortes.

5.3.6.1 *Surtensions d'arrachement*

Les surtensions d'arrachement sont provoquées par l'arrachement du courant dans le dispositif de coupure avant le passage par zéro naturel du courant de charge. La contrainte résultante sur l'isolation de la réactance shunt ressemble à celle d'une onde de manoeuvre.

5.3.6.2 *Surtensions de réallumage*

Des surtensions transitoires raides apparaissent, lors de réallumages du dispositif de coupure, à cause de la tension de rétablissement élevée entre contacts de coupure. La contrainte résultante sur l'isolation de la réactance shunt ressemble à celle d'une onde de foudre.

5.3.3 *Shunt reactor load current*

Shunt reactor load currents are referred to generically as small inductive currents. They are small compared to high-voltage circuit-breaker fault current interrupting capability. The capability of circuit-breakers to interrupt small inductive currents is generally not a concern but should be demonstrated for circuit-breakers intended for this purpose.

The manufacturer should state the range of reactor switching current that the switching device is suited to handle:

- the maximum reactor switching current of a switching device is usually equal to the rated continuous current of the device;
- the minimum reactor switching current of a switching device is the lowest reactor current the device is recommended to switch and is normally equal to the lowest test current during the reactor switching tests according to section 4.

5.3.4 *Fault interrupting capability*

Circuit-breakers applied for switching shunt reactors may or may not be required to have a fault interrupting capability. In the latter case, the short-time withstand current capability of the reactor circuit-breaker should equal the short-circuit breaking capacity of the supply side circuit-breaker providing fault protection.

5.3.5 *Break time*

Refer to IEC 441-17-39.

The circuit-breaker will typically interrupt the current at the first current zero after contact parting, but may not be immediately capable of withstanding the high magnitude recovery voltages which can then appear across the contacts. This may result in one or more re-ignitions, which may be immediately interrupted or followed by a further loop of power frequency current. In this case, a successful interruption usually takes place in the next current zero.

5.3.6 *Transient overvoltages*

An important consideration for application of circuit-breakers for small inductive current switching are the generated transient overvoltages which are of two kinds.

5.3.6.1 *Chopping overvoltages*

Chopping overvoltages are generated due to the current being chopped in the switching device before the natural current zero of the load current. The resultant stress on the reactor insulation is similar to that due to a switching impulse.

5.3.6.2 *Re-ignition overvoltages*

Steep voltage transients occur at re-ignitions of the switching device due to high recovery voltage across the opening contact gap. The resultant stress on the reactor insulation is similar to that due to a lightning impulse.

5.3.7 Fréquence de manoeuvre

Les réactances shunt sont commutées fréquemment, souvent chaque jour, afin de commander ou de compenser des changements dans la charge et dans la configuration du réseau. Il convient de tenir compte de cet aspect lors du choix d'un disjoncteur destiné à cet usage.

5.4 Conditions d'établissement et de coupure

5.4.1 Généralités

Trois cas particuliers de configuration de réactances shunt sont étudiés dans le corps du texte et dans les annexes c'est-à-dire les réactances directement mises à la terre, les réactances non mises à la terre et les réactances mises à la terre à travers une réactance de neutre.

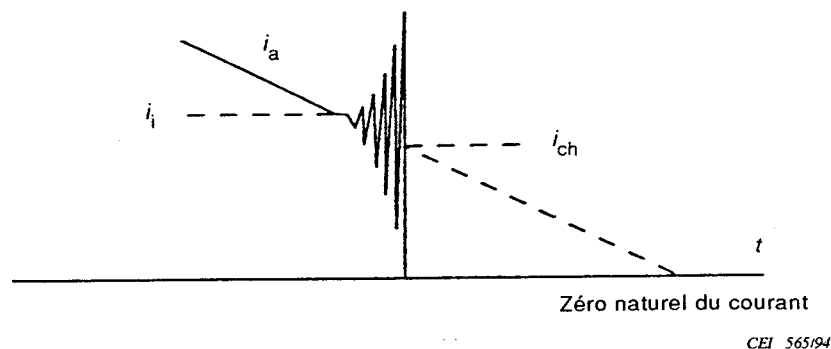
5.4.2 Caractéristiques des réactances shunt et des stations d'essais

Etant donné que l'établissement et la coupure de courant de réactance shunt résultent pour une part de l'interaction entre la réactance et le circuit d'essai, les caractéristiques des deux sont à prendre en compte. Les caractéristiques de réactances shunt sont décrites en annexe A, tandis que celles des réseaux et stations d'essais sont décrites en annexe B. Il convient de prendre en compte l'importance des valeurs réelles des capacités côté source et côté charge.

5.4.3 Caractéristiques des disjoncteurs

En principe, les disjoncteurs n'ont pas de difficulté à interrompre le courant. En fait, le courant est prématurément forcé à zéro, phénomène appelé arrachement de courant.

L'arrachement du courant est provoqué par une instabilité de l'arc, qui se traduit par une oscillation de courant à amortissement négatif qui se superpose au courant de charge. L'amplitude de l'oscillation croît rapidement entraînant un passage par zéro du courant où le disjoncteur coupe habituellement (figure 6). La fréquence de l'oscillation est telle que la variation du courant (courant arraché) peut être raisonnablement considérée comme instantanée.



- i_a = courant dans le disjoncteur
- i_i = valeur du courant conduisant à l'instabilité
- i_{ch} = valeur du courant arraché

Figure 6 – Oscillation instable du courant conduisant à un passage par zéro et coupure réussie

5.3.7 Frequency of operation

Shunt reactors are switched frequently, often daily, to control and compensate for changes in system loading and configuration. In the selection of a circuit-breaker for this duty, consideration should be given to this matter.

5.4 Switching conditions

5.4.1 General

Three specific shunt reactor switching cases are considered in the main part and in the annexes, namely directly earthed reactors, unearthed reactors and reactors earthed through a neutral reactor.

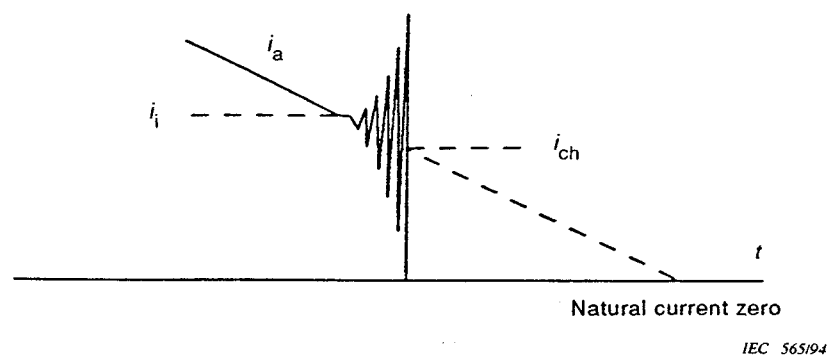
5.4.2 Shunt reactor and station characteristics

Given that shunt reactor switching is interactive, characteristics of the reactor and the circuit need to be considered. Shunt reactor characteristics are discussed in annex A, while applicable system and station characteristics are discussed in annex B. The importance of effective capacitance values on both the load and supply side should be noted.

5.4.3 Circuit-breaker characteristics

Basically, circuit-breakers have no difficulty interrupting the current; in fact, the current is forced prematurely to zero, a phenomenon referred to as current chopping.

Current chopping is caused by arc instability, which exhibits itself in the form of a negatively damped current oscillation superimposed on the load current. The oscillation amplitude increases rapidly, creating a current zero, at which the circuit-breaker usually interrupts (figure 6). The frequency of the oscillation is such that current chopping can reasonably be assumed to be instantaneous.



i_a = current through circuit-breaker

i_i = current value for instability limit

i_{ch} = effective current chopping value

Figure 6 – Instability oscillations leading to a current zero and current interruption

Le niveau d'arrachement est déterminé par:

- le «nombre d'arrachement» d'une chambre de coupure du disjoncteur;
- la capacité parallèle équivalente;
- le nombre de chambres en série.

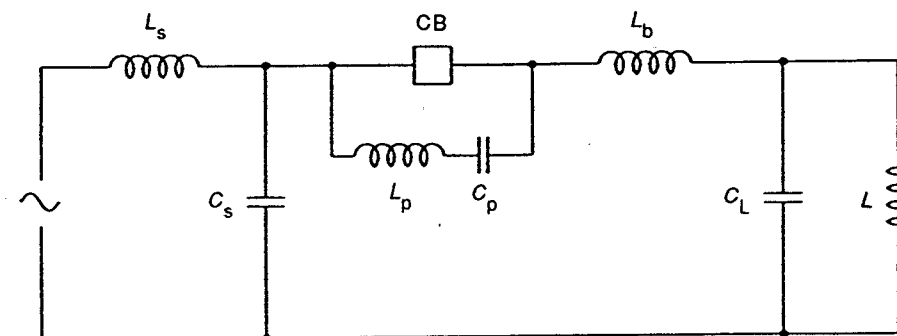
Le phénomène d'arrachement de courant est décrit en détail dans les références [1], [2] et [3] de l'annexe G.

Deux autres caractéristiques peuvent fortement influencer le processus d'établissement-coupe:

- la pente de la tenue diélectrique de l'intervalle entre contacts après interruption, qui influence la probabilité d'apparition de réallumages;
- la capacité d'interruption des courants haute fréquence après réallumages, qui influence le risque de réallumages multiples et d'escalade de tension.

5.5 Réactances directement mises à la terre (phénomène de base de la création de surtensions)

L'établissement et la coupe de réactances shunt directement mises à la terre et sans interaction entre phases peuvent être étudiés en utilisant le schéma monophasé équivalent donné en figure 7. Le nombre de composants à prendre en compte dépend des phénomènes étudiés et des échelles de temps.



CEI 56694

- L_s = inductance (court-circuit) côté source
- C_s = capacité côté source
- L_p, C_p = inductance parasite et capacité entrée/sortie du disjoncteur
- L_b = inductance de réallumage du circuit
- C_L = capacité parallèle à la réactance
- L = inductance de la réactance shunt

Figure 7 - Circuit équivalent monophasé

The chopping level is determined by:

- the characteristic "chopping number" of one interrupting unit of the switching device;
- the effective parallel capacitance;
- the number of breaks in series.

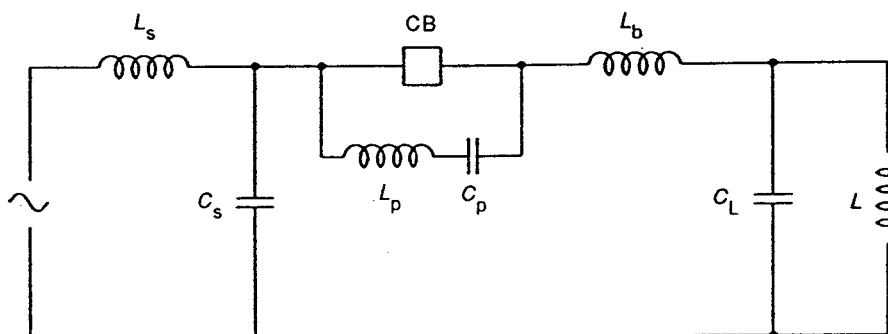
Current chopping phenomena are discussed in detail in [1], [2] and [3] of annex G.

The switching process may be significantly influenced by two other circuit-breaker characteristics:

- rise of the dielectric withstand of the contact gap after interruption which influences the probability of re-ignitions occurring;
- capability to interrupt high-frequency currents after re-ignitions which influences the risk of multiple re-ignitions and voltage escalation.

5.5 Directly earthed reactors (basic overvoltage generation phenomena)

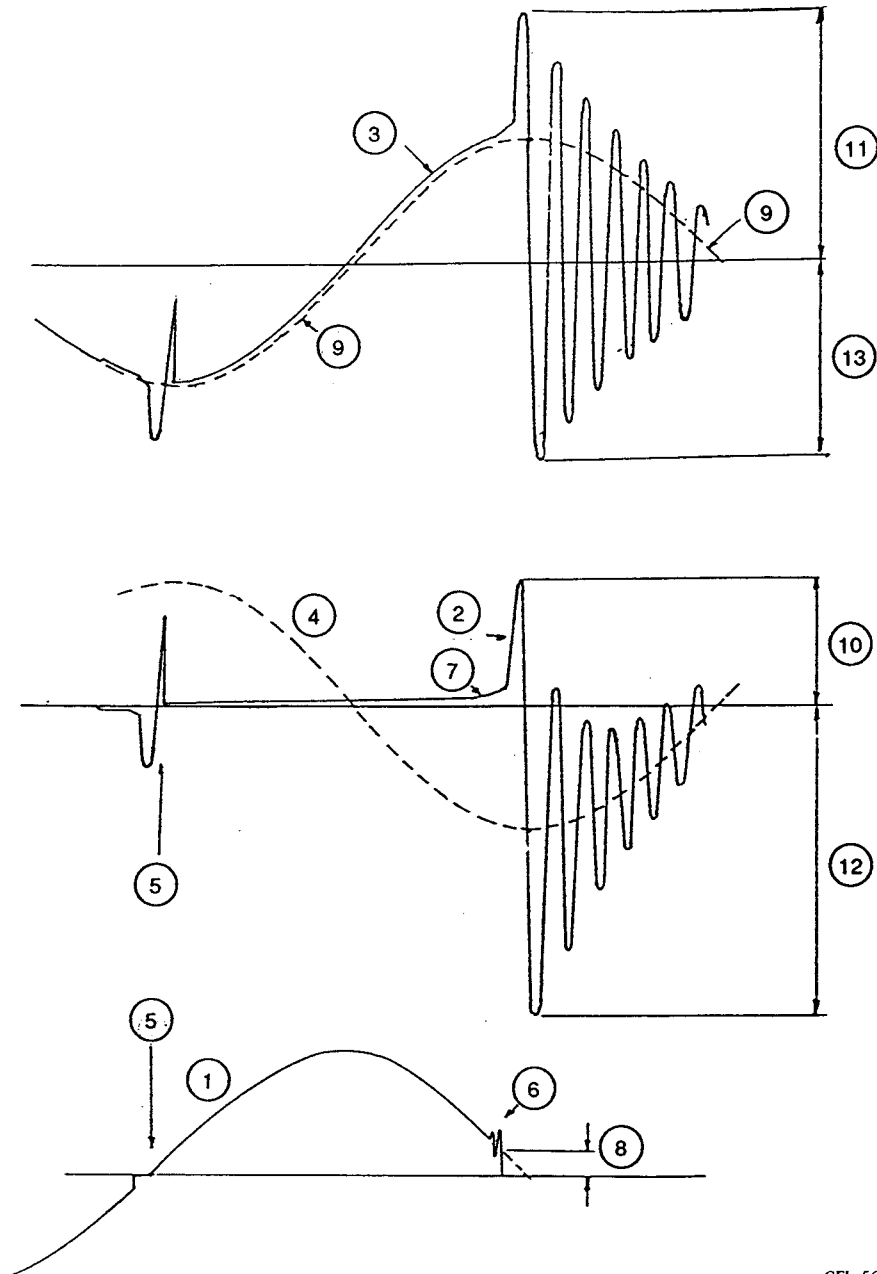
The switching of reactors with directly earthed neutral and negligible interaction between phases can be analyzed using the equivalent single-phase circuit shown in figure 7. The number of components to be considered depends on the phenomena studied and their time scale.



IEC 566/94

- L_s = supply side (short-circuit) inductance
- C_s = supply side capacitance
- L_p, C_p = stray inductance and capacitance across circuit-breaker CB
- L_b = inductance of re-ignition circuit
- C_L = capacitance parallel to the reactor
- L = inductance of reactor

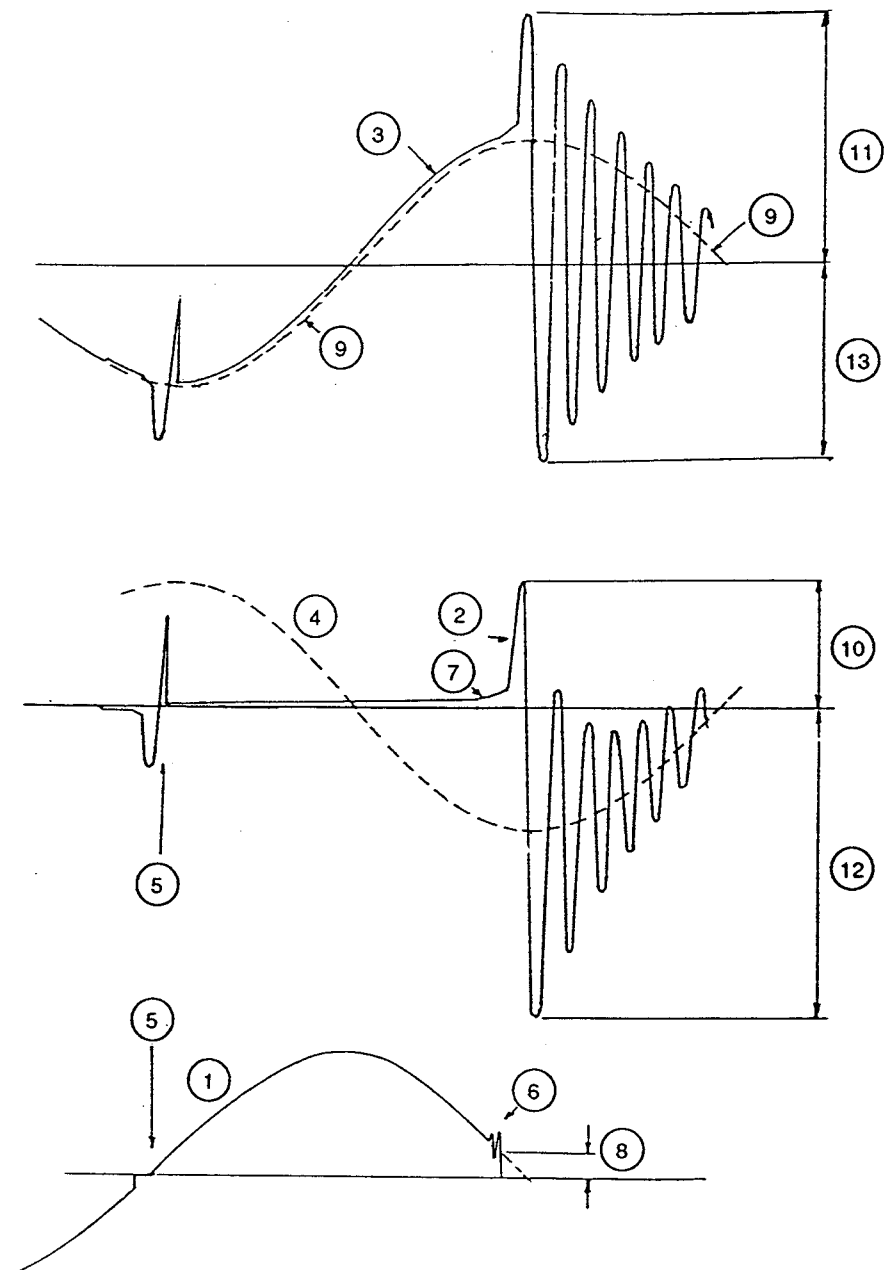
Figure 7 – Single-phase equivalent circuit



CEI 567/94

- 1 = courant à couper
- 2 = tension aux bornes du disjoncteur
- 3 = tension aux bornes de la réactance shunt
- 4 = tension de la source à fréquence industrielle
- 5 = non-coupure due à un réallumage
- 6 = oscillation instable du courant conduisant à l'arrachement du courant
- 7 = accroissement de la tension d'arc juste avant l'arrachement
- 8 = niveau réel d'arrachement
- 9 = tension côté alimentation
- 10 = crête d'extinction, premier maximum de tension aux bornes du disjoncteur
- 11 = premier maximum de tension aux bornes de la réactance shunt (à la crête d'extinction)
- 12 = crête de la tension de rétablissement, deuxième maximum de tension aux bornes du disjoncteur
- 13 = deuxième maximum de tension aux bornes de la réactance shunt

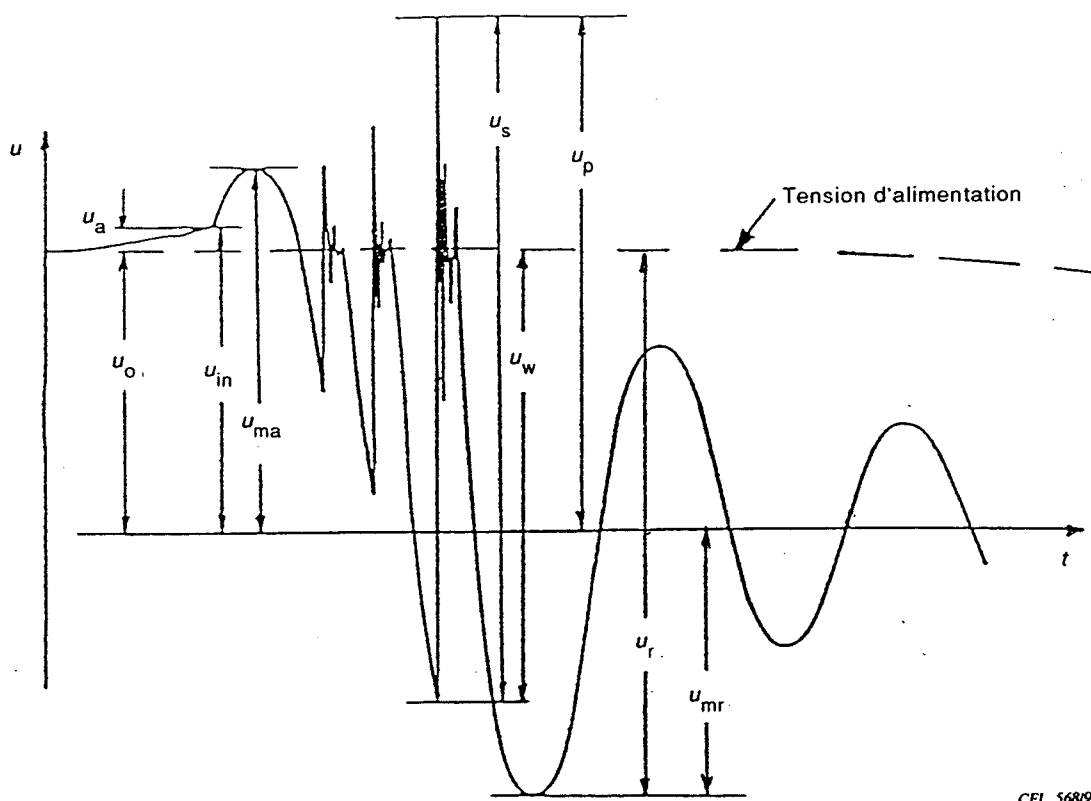
Figure 8 – Phénomène d'arrachement dans un circuit monophasé



IEC 567:94

- 1 = current to interrupt
- 2 = voltage across circuit-breaker
- 3 = voltage across inductive load
- 4 = main power frequency voltage
- 5 = failed interruption due to re-ignition
- 6 = current instability oscillation leading to current chopping
- 7 = arc voltage increasing just before chopping
- 8 = effective chopping level
- 9 = supply side voltage
- 10 = suppression peak, first voltage maximum across circuit-breaker
- 11 = first voltage maximum across inductive load (at suppression peak)
- 12 = recovery voltage peak, second voltage maximum across circuit-breaker
- 13 = second voltage maximum across inductive load

Figure 8 – Chopping phenomena in a single-phase circuit

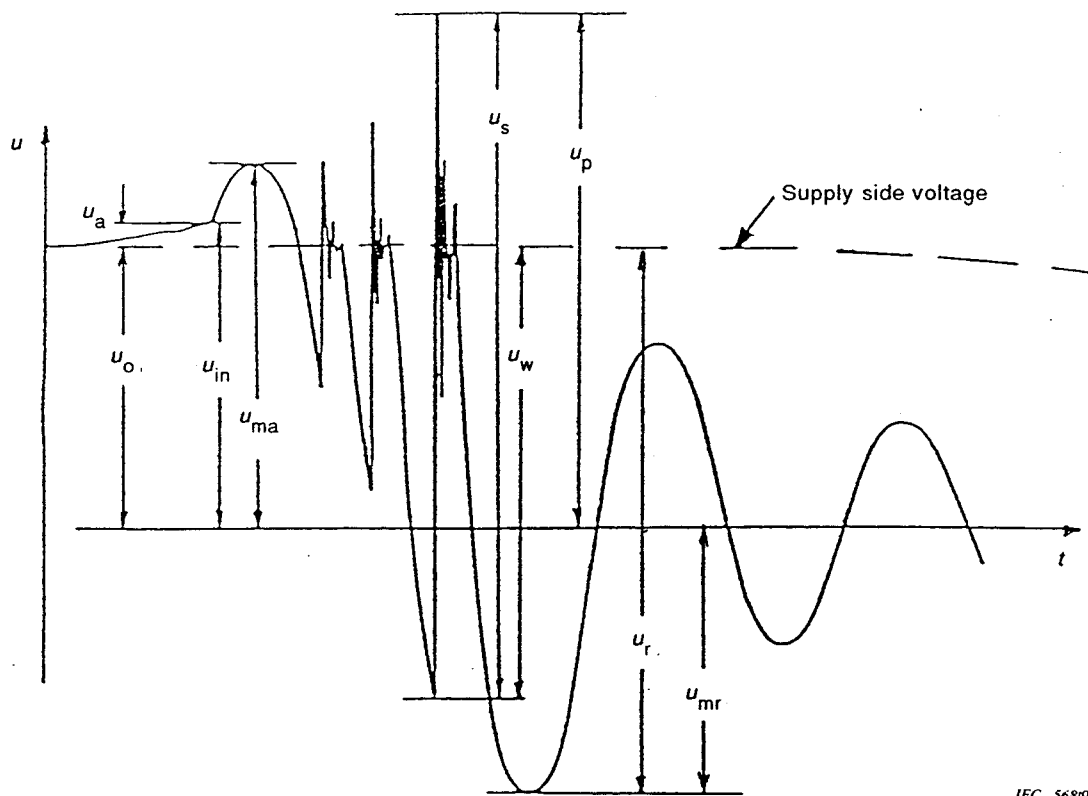


CEI 568/94

- u_o = valeur crête à la terre de la tension à fréquence industrielle
- u_a = tension d'arc du disjoncteur
- u_{in} = $u_o + u_a$ = tension initiale à la terre à l'instant d'arrachement du courant
- u_{ma} = crête de la tension d'extinction à la terre
- u_{mr} = crête de la tension de rétablissement à la terre
- u_p = surtension maximale à la terre (peut être = u_{ma} ou u_{mr})
- u_s = tension maximale crête à crête au réallumage
- u_w = tension aux bornes du disjoncteur lors du réallumage
- u_r = crête de la tension de rétablissement. aux bornes du disjoncteur

Figure 9 – Définition des tensions transitoires lors d'une coupure monophasée

L'arrachement de courant et les possibles réallumages induits donnent des surtensions transitoires significatives. La figure 8 donne le résultat d'une enquête sur le phénomène d'arrachement et la figure 9, la définition des différentes surtensions obtenues à l'occasion d'arrachements et de réallumages.



IEC 56894

- u_o = power frequency voltage crest value to earth
- u_a = circuit-breaker arc voltage drop
- u_{in} = $u_o + u_a$ = initial voltage to earth at the moment of current chopping
- u_{ma} = suppression peak voltage to earth
- u_{mr} = recovery peak voltage to earth
- u_p = maximum overvoltage to earth (could be = u_{ma} or u_{mr})
- u_s = maximum peak-to-peak voltage excursion at re-ignition
- u_w = voltage across circuit-breaker at re-ignition
- u_r = recovery peak voltage across circuit-breaker

Figure 9 – Definition of transient voltages at single-phase interruption

The chopping of the current and subsequent re-ignitions can result in significant transient overvoltages. Figure 8 gives a survey of the chopping phenomena and figure 9 the definition of different overvoltages occurring at chopping and re-ignition.

5.5.1 *Courant arraché*

On peut démontrer que, pour un seul élément de coupure, le courant d'arrachement est donné par la relation suivante:

$$i_{ch} = \lambda \sqrt{C_t} \tag{1}$$

où

i_{ch} est la valeur du courant au moment de l'arrachement;

C_t est la capacité totale en parallèle avec le disjoncteur;

λ est le nombre d'arrachement;

C_t est donné par l'équation suivante (voir figure 7):

$$C_t = C_p + \frac{C_s C_L}{C_s + C_L} \tag{2}$$

où

C_L est la capacité réelle en parallèle avec la réactance côté charge (incluant les capacités des connexions);

C_p est la capacité parasite aux bornes du disjoncteur incluant les capacités de répartition de tension;

C_s est la capacité côté source.

La pire condition pour l'apparition de surtensions est quand $C_s \gg C_L$ dans ce cas C_t est donné par:

$$C_t = C_p + C_L \tag{3}$$

λ , nombre d'arrachement, est une caractéristique du disjoncteur et que l'on peut considérer comme indépendante de la capacité sauf pour les disjoncteurs à vide. Le tableau 4 donne des plages types de nombres d'arrachement.

Il est parfois difficile de déterminer la valeur du courant arraché directement à partir de l'enregistrement du courant. Alors une valeur peut être calculée à partir de la crête de la tension d'extinction (voir annexe E, équation (E.2)).

Tableau 4 – Nombres d'arrachement de disjoncteurs

Type de disjoncteur	Nombre d'arrachement λ ($AF^{-0,5}$)
Faible volume d'huile	$7-10 \times 10^4$
Air comprimé	$15-25 \times 10^4$
SF ₆	$4-17 \times 10^4$

Comme déjà indiqué, l'équation (1) concerne seulement les disjoncteurs monochambres. Pour les disjoncteurs à «N» chambres par pôle, il faut utiliser l'équation suivante:

$$i_{ch} = \lambda \sqrt{NC_t} \tag{4}$$

5.5.1 Current chopping

It can be shown that, for a single interrupter, the chopping current is given by the relation:

$$i_{ch} = \lambda \sqrt{C_t} \quad (1)$$

where

i_{ch} is the current level at the instant of chopping;

C_t is the total effective capacitance in parallel with the circuit-breaker;

λ is the chopping number;

C_t is given by the following equation (refer to figure 7):

$$C_t = C_p + \frac{C_s C_L}{C_s + C_L} \quad (2)$$

where

C_L is the effective load side capacitance parallel to the reactor (including capacitances of connections);

C_p is the stray capacitances across the circuit-breaker including grading capacitances;

C_s is the supply side capacitance.

The worst-case condition for overvoltage generation occurs when $C_s \gg C_L$, in which case C_t is given by:

$$C_t = C_p + C_L \quad (3)$$

The chopping number, λ , is a characteristic of the circuit-breaker and can be assumed to be independent of the capacitance except for vacuum circuit-breakers. Ranges of typical chopping numbers are given in table 4.

Sometimes it is difficult to determine the chopping current value directly from the current recording. Then an effective chopping value can be calculated from the suppression peak voltage (refer to annex E, equation (E.2)).

Table 4 – Circuit-breaker chopping numbers

Circuit-breaker type	Chopping number λ ($AF^{-0,5}$)
Minimum oil	$7-10 \times 10^4$
Air blast	$15-25 \times 10^4$
SF ₆	$4-17 \times 10^4$

Equation (1) applies as noted only to circuit-breakers with a single interrupter. For circuit-breakers with "N" interrupters per pole the following expression applies:

$$i_{ch} = \lambda \sqrt{NC_t} \quad (4)$$

Le niveau du courant d'arrachement peut dépendre de la durée d'arc. Pour les disjoncteurs à soufflage, le niveau augmente avec l'accroissement du soufflage dans le disjoncteur et peut donc être à un maximum lorsque la durée de l'arc est maximale, pour certains disjoncteurs (disjoncteurs SF₆ à autosoufflage), tandis que pour d'autres types de disjoncteurs (disjoncteurs à huile et certains disjoncteurs à air comprimé) il est pratiquement indépendant de la durée d'arc.

Le but des essais d'établissement-coupure de réactance shunt suivant la section 4 est de déterminer le nombre d'arrachement utilisé pour le calcul des sursensions d'arrachement dans une installation particulière de réactance. L'annexe E décrit la méthode de calcul.

5.5.2 Sursensions d'arrachement

L'énergie piégée dans l'inductance de charge et la capacité au moment de l'arrachement va osciller entre cette inductance et cette capacité. La fréquence de l'oscillation est de l'ordre de 1 kHz à 5 kHz en HT et THT tandis qu'elle est considérablement plus élevée en MT. Elle est déterminée par la fréquence propre de la réactance du circuit de charge, c'est-à-dire la réactance elle-même et tout l'équipement raccordé entre le disjoncteur et la réactance (voir les annexes A et B).

La première crête de l'oscillation a la même polarité que la tension d'alimentation au moment de la coupure. Cette sursension se réfère à la crête de la tension d'extinction (figures 8 et 9). La sursension d'arrachement maximum (à la terre) est généralement la crête de la tension d'extinction pour les réactances directement mises à la terre. (Du fait du transfert d'énergie entre phases, l'oscillation côté charge peut dans certains cas avoir des valeurs de crête légèrement supérieures après une ou deux périodes d'oscillation.) La plus grande sursension par rapport à la terre apparaît à la crête de rétablissement pour les cas de réactances non mises à la terre et de réactance mises à la terre par réactance de neutre.

L'amplitude de la sursension crête d'extinction k_a en p.u. de la crête de la tension phase-terre est donnée par l'expression:

$$k_a = \frac{u_{ma}}{u_o} = \sqrt{1 + \left(\frac{i_{ch}}{u_o}\right)^2 \times \frac{L}{C_L}} \quad (5)$$

où

i_{ch} est le courant arraché;

u_o est la crête de la tension d'alimentation par rapport à la terre;

u_{ma} est la sursension crête d'extinction par rapport à la terre;

L est l'inductance de la réactance;

C_L est la capacité côté charge.

L'équation (5) est strictement correcte pour un circuit monophasé quand l'interaction entre phases peut être négligée. Pour le premier pôle qui coupe, lors d'établissement coupure de réactance triphasée directement mise à la terre, C_L est égal à $C_G + 2 C_\varphi$,

où

C_G est la capacité à la terre d'une phase de la réactance avec ses connexions;

C_φ est la capacité entre phases de la réactance avec ses connexions.

The level of current chopping may be dependent on arcing time. For gas-blast circuit-breakers the level increases with increased blast in the interrupter and may therefore be maximum at maximum arcing time for certain circuit-breakers (for example SF₆ puffer circuit-breakers), while it is fairly independent of arcing time for other types (oil circuit-breakers and some air-blast circuit-breakers).

The purpose of the shunt reactor switching tests according to section 4 is to determine a chopping number that can be used to predict chopping overvoltages in a specific reactor installation. Appendix E describes the calculation method.

5.5.2 Chopping overvoltages

The energy trapped in the load inductance and capacitance at the instant of chopping will oscillate between this inductance and capacitance. The frequency of the oscillation is of the order of 1 kHz to 5 kHz in the HV and EHV range while it can be considerably higher in the medium-voltage range. It is determined by the natural frequency of the reactor load circuit, i.e. the reactor itself and all equipment connected between the circuit-breaker and the reactor (refer to annexes A and B).

The first peak of the oscillation has the same polarity as the system voltage at the time of interruption. This overvoltage is referred to as the suppression peak overvoltage, (see figures 8 and 9). The maximum chopping overvoltage (to earth) is usually the suppression peak voltage for directly earthed reactors. (Due to energy transfer between phases, the load side oscillation may in some cases exhibit slightly higher peak values after one or two cycles of the oscillation). The highest overvoltage to earth appears at the recovery peak for the unearthed and neutral reactor earthed cases.

The magnitude of the suppression peak overvoltage k_a in p.u. of the crest phase-to-earth voltage is given by the expression:

$$k_a = \frac{u_{ma}}{u_o} = \sqrt{1 + \left(\frac{i_{ch}}{u_o}\right)^2 \times \frac{L}{C_L}} \quad (5)$$

where

i_{ch} is the chopped current;

u_o is the crest of system voltage to earth;

u_{ma} is the suppression peak overvoltage to earth;

L is the reactor inductance;

C_L is the load side capacitance.

Equation (5) is strictly valid for a single-phase circuit and where interaction between phases can be neglected. For the first pole to clear, when switching a three-phase directly earthed reactor, C_L shall be taken as $C_G + 2 C_\phi$,

where

C_G is the capacitance to earth of one phase of the reactor and connections;

C_ϕ is the phase-to-phase capacitance of reactor and connections.

L'équation (5) suppose que la tension d'arc du disjoncteur juste avant l'arrachement est négligeable devant u_0 , ce qui est toujours le cas en HT et THT.

Pour les disjoncteurs MT, la tension d'arc peut être importante et peut influencer sur les surtensions. Ce cas est traité en 5.6.2.

Pour une application donnée (u_0 , L et C_L fixés), la surtension dépendra seulement de i_{ch} .

Si la capacité du côté alimentation C_s est beaucoup plus grande que C_L , et si C_p est négligeable, la capacité équivalente en parallèle avec le disjoncteur, C_t , est à peu près égale à C_L .

En utilisant l'équation (4) et en supposant que $C_t = C_L$, et en outre avec:

$$Q = \frac{3 U_0^2}{2 \omega L}$$

L'équation (5) devient:

$$k_a = \sqrt{1 + \frac{3 N \lambda^2}{2 \omega Q}} \quad (6)$$

où

Q est la puissance assignée de la réactance triphasée;

$\omega = 2 \pi f$ est la vitesse angulaire de l'alimentation;

λ est le nombre d'arrachement d'une chambre de coupure;

N est le nombre de chambres en série par pôle.

La surtension d'arrachement ne dépend alors que du nombre d'arrachement et de la puissance réactive de la réactance.

L'hypothèse que la capacité du côté alimentation est plus grande que celle du côté charge ne s'applique pas toujours mais elle donne le résultat du cas le plus défavorable pour l'estimation des surtensions. Une capacité du côté alimentation du même ordre que du côté charge réduira la surtension due à un courant d'arrachement plus faible conformément à l'équation (1) et réduira les surtensions de réallumages comme indiqué plus loin.

Comme l'amortissement est généralement faible, l'oscillation côté charge provient de la deuxième crête d'oscillation de polarité opposée (la crête de rétablissement) de la tension d'alimentation et d'une amplitude proche de celle de la crête d'extinction. L'amplitude de l'oscillation côté charge décroîtra doucement.

La contrainte sur la réactance due à l'arrachement du courant est déterminée par la crête maximale de la tension par rapport à la terre, qui est la crête de la tension d'extinction pour les réactances directement mises à la terre. Du fait de sa faible raideur (fréquence basse de l'oscillation côté charge) la surtension se trouve régulièrement répartie le long de l'enroulement, ce qui entraîne de faibles tensions entre spires.

5.5.3 Tension de rétablissement aux bornes du disjoncteur

Après coupure, le disjoncteur est contraint par la différence des tensions côté source et côté charge. S'il n'y a pas de réallumage, la valeur crête, k_r en p.u. de la tension de rétablissement est donnée par:

$$k_r = (1 + k_a) \quad (7)$$

Equation (5) assumes that the arc voltage of the circuit-breaker prior to chopping is negligible in comparison to u_o , which is always the case in the HV and EHV range.

For medium-voltage circuit-breakers the arc voltage can be substantial and may influence the overvoltages. For treatment of this case, refer to 5.6.2.

For a given application (fixed u_o , L and C_L), the overvoltage is thus dependent on i_{ch} only.

If the source side capacitance, C_s , is much larger than C_L , and if C_p is neglected, the effective capacitance in parallel with the circuit-breaker, C_t , is approximately equal to C_L .

From equation (4) and assuming $C_t = C_L$, and further since:

$$Q = \frac{3 U_o^2}{2 \omega L}$$

Equation (5) is converted to:

$$k_a = \sqrt{1 + \frac{3 N \lambda^2}{2 \omega Q}} \quad (6)$$

where

Q is the three-phase reactor rating;

$\omega = 2 \pi f$ is the angular power frequency;

λ is the chopping number of one breaking unit;

N is the number of breaking units in series per pole.

The chopping overvoltage is thus only dependent on the chopping number and the reactive power of the reactor.

The assumption that the supply side capacitance is large in comparison with the load side capacitance is not always valid but it gives a worst case result when overvoltages are estimated. A supply side capacitance of the same order as that on the load side, will reduce the overvoltage due to lower chopped current according to equation (1) and will also reduce re-ignition overvoltages as discussed below.

Since the damping is usually small, the oscillation on the load side results in a second oscillating peak of opposite polarity (the recovery peak) relative to the supply voltage and of nearly the same magnitude as the suppression peak. The amplitude of the load side oscillation will decay slowly.

The stress on the reactor due to current chopping is determined by the highest peak voltage to earth, which is the suppression peak for directly earthed reactors. Due to the comparatively low steepness (low frequency of the load oscillation) the overvoltage is evenly distributed along the winding, which results in low interturn voltages.

5.5.3 Recovery voltage across circuit-breaker

Following interruption, the circuit-breaker is stressed by the difference between the supply side voltage and the load side voltage. If no re-ignition occurs, the per unit crest value, k_r , of this recovery voltage is given by:

$$k_r = (1 + k_a) \quad (7)$$

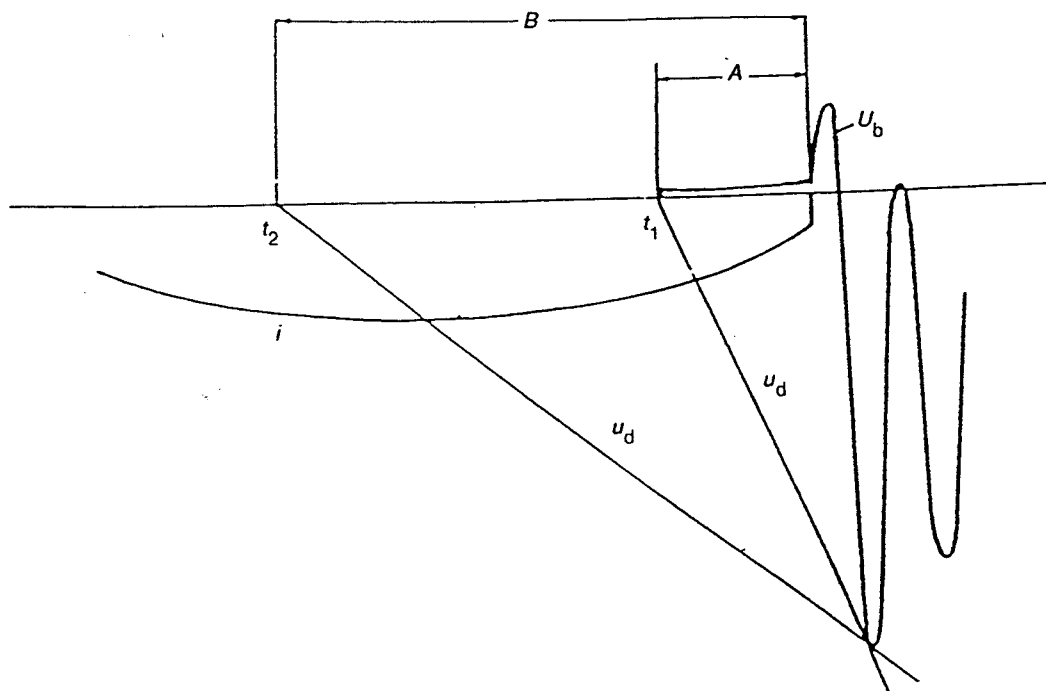
Pour les essais, c'est la tension de rétablissement minimale qui doit être atteinte avec le circuit d'essai. Pour l'installation réelle, il convient de comparer cette valeur avec la capacité de tenue du disjoncteur comme indiqué en annexe E.

5.5.4 Réallumages

A la suite de l'interruption du courant, le disjoncteur subit des contraintes dues à la différence entre la tension côté alimentation et la tension d'oscillation faiblement décroissante côté charge.

Les disjoncteurs avec de très hauts niveaux d'arrachement peuvent créer des réallumages avant ou lors de la crête d'extinction. De tels réallumages ont pour principal effet de réduire les surtensions d'arrachement. La plupart des disjoncteurs, comme ceux à SF₆ à autosoufflage, qui ont de bas niveaux d'arrachement, réallument rarement pendant la boucle d'extinction.

A la crête de la tension de rétablissement le disjoncteur est contraint par une tension qui peut atteindre la surtension d'arrachement majorée de la crête de la tension côté alimentation. Si le disjoncteur ne réallume pas à ce moment-là où avant, l'interruption du courant est réussie. Cependant, si l'instant de séparation des contacts est tel que l'intervalle entre contacts ne présente encore pas une tenue diélectrique suffisante, alors un réallumage se produira (voir figure 10).



CEI 569194

- i = courant dans le disjoncteur
- u_b = tension aux bornes du disjoncteur
- u_d = tenue diélectrique entre contacts du disjoncteur
- t_1 = séparation la plus tardive des contacts conduisant à un réallumage pour un disjoncteur à grande pente de rétablissement diélectrique
- t_2 = séparation la plus tardive des contacts conduisant à un réallumage pour un disjoncteur à faible pente de rétablissement diélectrique
- A = fenêtre de réallumage pour un disjoncteur à grande pente de rétablissement diélectrique
- B = fenêtre de réallumage pour un disjoncteur à faible pente de rétablissement diélectrique

Figure 10 - Fenêtre de réallumage

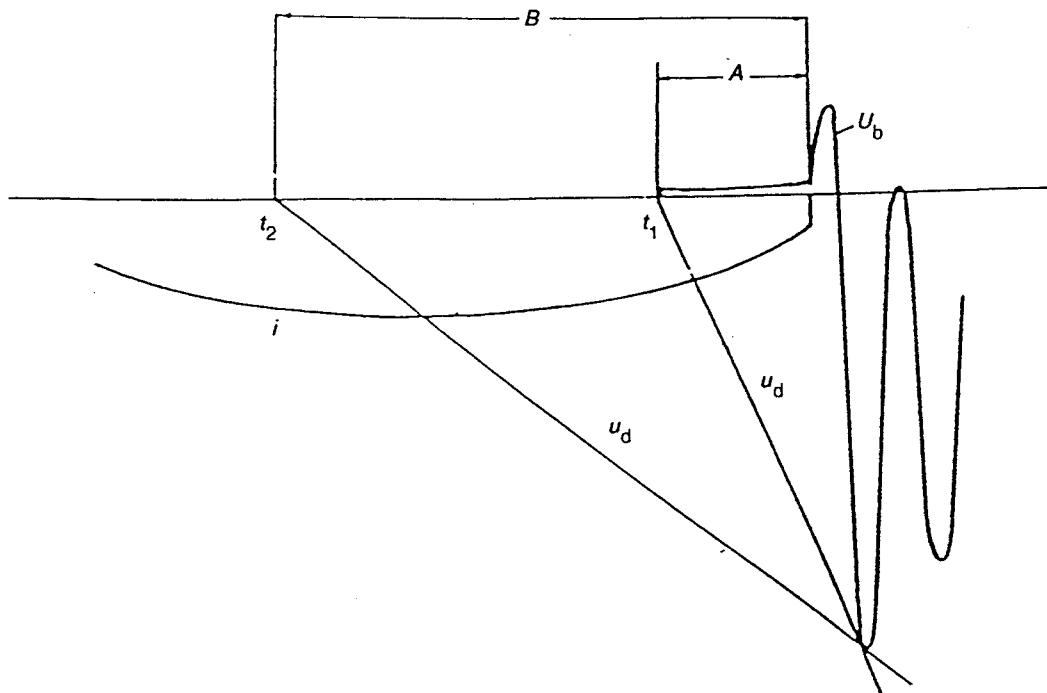
For testing purposes, this is the minimum recovery voltage that must be achieved in the test circuit. For application purposes, this value should be compared with the withstand capability across the circuit-breaker as discussed in annex E.

5.5.4 Re-ignitions

The circuit-breaker, after current interruption, is thus stressed by the difference between the supply side voltage and the slowly decaying load side oscillating voltage.

Circuit-breakers with very high chopping levels may exhibit re-ignitions before or at the suppression peak. Such re-ignitions have mainly the effect of reducing the chopping overvoltages. Most circuit-breakers, such as SF₆ puffer type, which have low chopping levels seldom re-ignite during the suppression voltage loop.

At the recovery voltage peak the circuit-breaker is stressed by a voltage that may approach the chopping overvoltage plus the crest of the supply side voltage. If the circuit-breaker does not re-ignite before, or at this point, then the interruption is successful. If, however, the instant of contact parting is such that the contact gap does not yet have sufficient dielectric strength, then a re-ignition will occur (see figure 10).



IEC 569/94

- i = current through circuit-breaker
- u_b = voltage across circuit-breaker
- u_d = dielectric recovery of circuit-breaker
- t_1 = latest contact separation time leading to re-ignition for circuit-breaker with fast dielectric recovery
- t_2 = latest contact separation leading to re-ignition for circuit-breaker with slow dielectric recovery
- A = re-ignition window for circuit-breaker with fast recovery
- B = re-ignition window for circuit-breaker with slow recovery

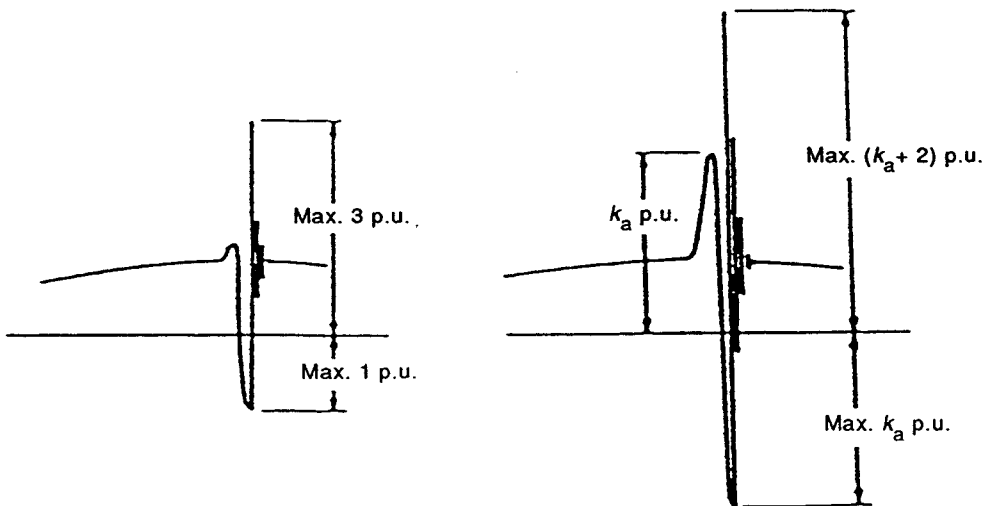
Figure 10 – Re-ignition window

Tous les disjoncteurs se réallument lorsque la distance entre les contacts au moment de l'interruption est faible. La «fenêtre» de réallumage peut être étroite ou large suivant l'augmentation de la tenue diélectrique entre les contacts en fonction de la course des contacts comme illustré en figure 10. La largeur dépend de la conception du disjoncteur (fluide de coupure, vitesse des contacts, conception des électrodes, etc.). L'interruption sans réallumage n'est pratiquement réalisable que par une action de synchronisation (voir 5.8.3.3). Les réallumages se produisent seulement pour des durées d'arc relativement courtes avec des disjoncteurs à tension de rétablissement rapide, et pour le premier pôle qui tente de couper.

Une boucle supplémentaire de courant à fréquence industrielle suit généralement le réallumage montré à la figure 8 tandis que la figure 9, montre la coupure du courant haute fréquence qui suit les réallumages, sans boucle supplémentaire de courant.

5.5.5 Surtensions de réallumage

Lors d'un réallumage, la tension côté charge tend rapidement vers la valeur de la tension côté alimentation mais la dépasse, provoquant alors une surtension de réallumage. Les figures 11 a) et 11 b) montrent les surtensions maximales possibles *sans amortissement* pour un réallumage à la crête de la tension de rétablissement. Ce dépassement théorique élevé suppose également que la capacité côté alimentation soit plus grande que la capacité côté charge.



CEI 570/94

Figure 11a - Courant arraché négligeable

Figure 11b - Grand courant arraché

Figure 11 - Surtensions maximales de réallumage

L'oscillation haute fréquence qui suit un réallumage est appelée «seconde oscillation parallèle» (voir annexe D). A cause d'un amortissement élevé, elle décroît rapidement. Avec l'amortissement considéré, l'amplitude maximum est atteinte quand le réallumage survient à la crête de la tension de rétablissement alors l'amplitude maximum par rapport à la terre de la surtension de réallumage (k_p en p.u.) est donnée par l'équation:

$$k_p = 1 + \beta (1 + k_a) \quad (8)$$

où

β est un facteur d'amortissement dont la valeur courante ne dépasse pas 0,5.

All circuit-breakers will re-ignite when the interruption occurs with a small contact gap. The re-ignition "window" may be narrow or wide depending on the rate of rise of voltage withstand capability of the increasing contact gap as illustrated in figure 10. The width depends on the design of the circuit-breaker (interrupting medium, contact velocity, electrode design, etc.). Re-ignition-free interruption can practically be achieved only through control action (refer to 5.8.3.3). Re-ignitions occur only for relatively short arcing times in circuit-breakers with fast dielectric recovery, and occur therefore generally only on the first phase of attempted interruption.

A further loop of power frequency current usually follows the re-ignition as in figure 8, while figure 9 illustrates a case where the high-frequency current following the re-ignitions is interrupted and no further current loop follows.

5.5.5 Re-ignition overvoltages

When a re-ignition occurs, the load side voltage rapidly tends toward the source side voltage, but overshoots, producing a re-ignition overvoltage. Figures 11 a) and 11 b) show the maximum attainable overvoltages *without damping* for a re-ignition at the recovery voltage peak. This high theoretical overshoot also assumes that the supply side capacitance dominates over the load side capacitance.

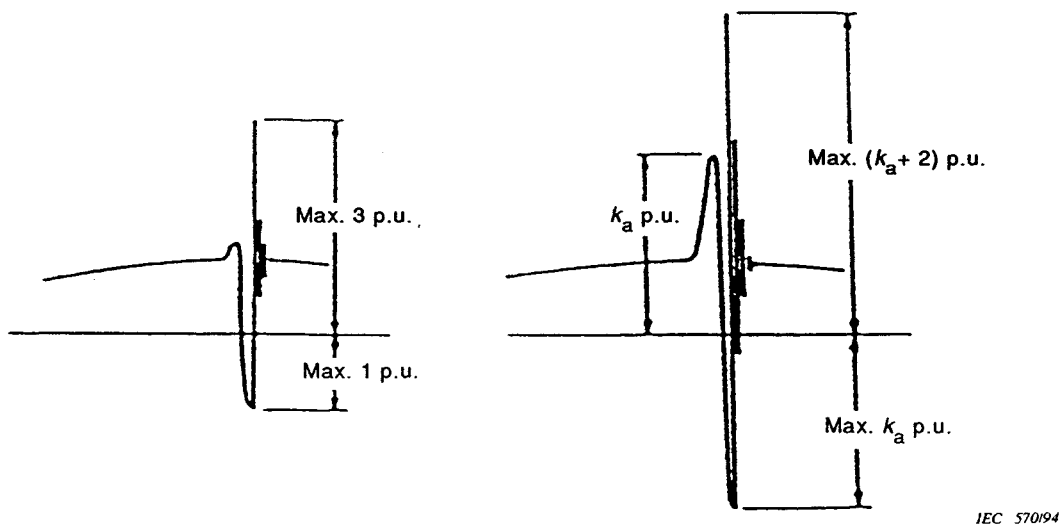


Figure 11a - Negligible current chopping level

Figure 11b - High current chopping level

Figure 11 - Maximum re-ignition overvoltages

The high-frequency oscillation following a re-ignition is referred to as "the second parallel oscillation" (refer to annex D). It decays quickly due to high damping. With the damping considered, the maximum magnitude is achieved when the re-ignition occurs at the recovery voltage peak, then the maximum re-ignition overvoltage to earth (k_p p.u.) is given by the equation:

$$k_p = 1 + \beta (1 + k_a) \quad (8)$$

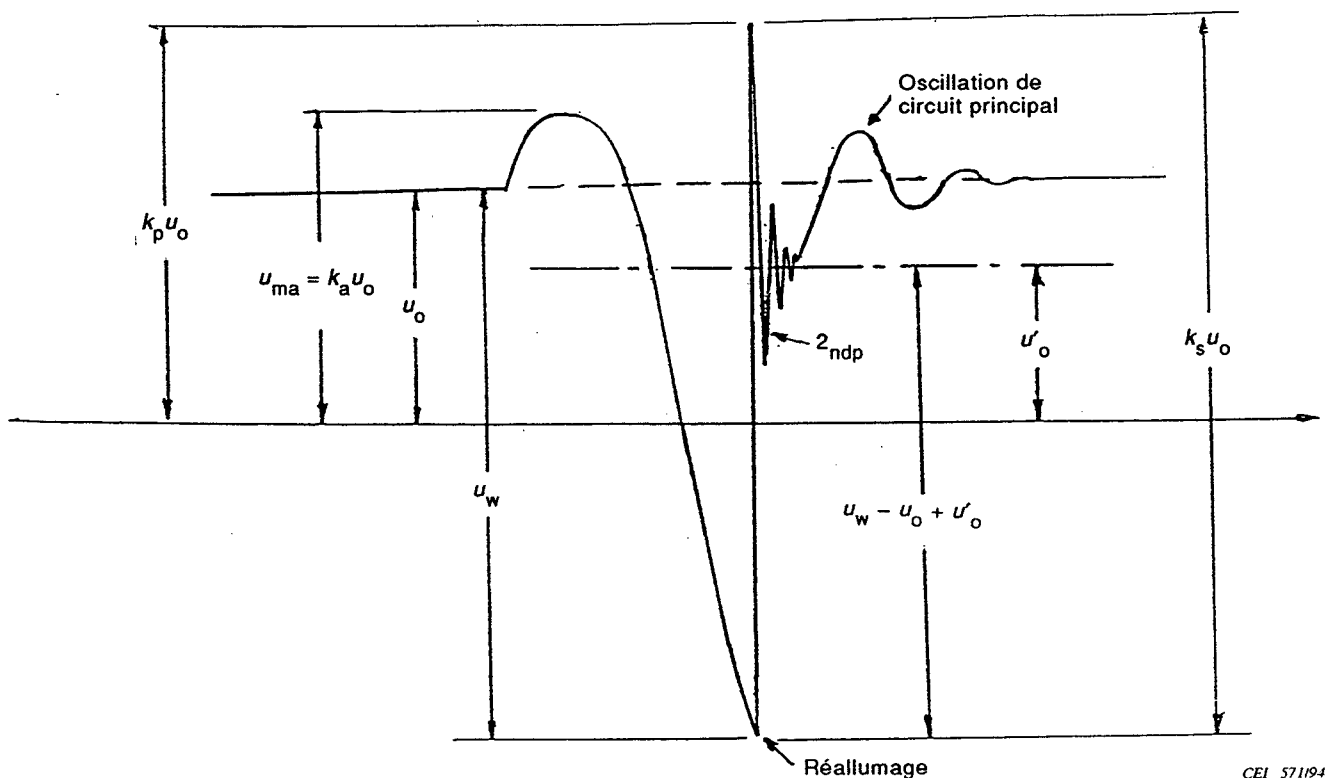
where

β is a damping factor whose value usually does not exceed 0,5.

Le facteur d'amortissement β prend en compte l'amortissement de l'oscillation haute fréquence dû à l'effet de peau. Un amortissement dû à l'influence des réflexions d'ondes progressives dans les discontinuités a également été observé [35]. L'hypothèse $\beta \approx 0,5$ est prudente même si l'on sait qu'il existe des cas avec un amortissement équivalent moindre.

Outre l'amortissement, l'effet de la redistribution de la charge entre les capacités côté alimentation et côté charge tend à réduire les surtensions.

Quand la capacité côté source n'est pas prépondérante par rapport à la capacité côté charge, la tension après un réallumage oscille autour d'une tension u_o' qui est plus petite que la tension crête phase-terre, u_o , c'est-à-dire plus petite que 1,0 p.u. La figure 12 illustre l'effet de redistribution de la charge et l'équation (9a) donne la valeur de u_o' pour un réallumage se produisant à u_w .



CEI 571194

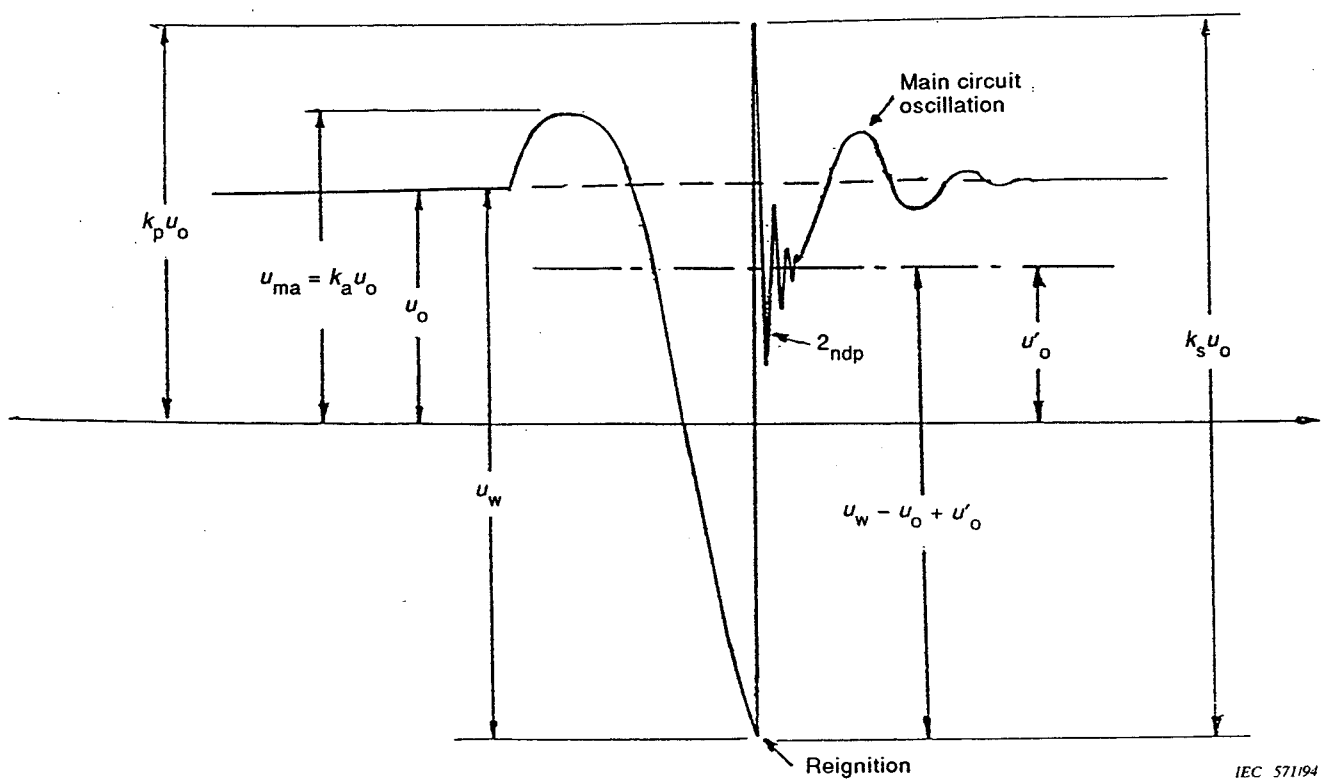
- 2_{ndp} = deuxième oscillation parallèle
- u_o = crête de la tension à fréquence industrielle, phase-terre
- u_o' = tension de la capacité côté source après redistribution des charges lors du réallumage
- $u_{ma} = k_a u_o$ = tension crête d'extinction
- u_w = tension aux bornes du disjoncteur lors du réallumage
- $k_p u_o$ = surtension de réallumage par rapport à la terre
- $k_s u_o$ = amplitude crête à crête de la tension lors du réallumage

Figure 12 – Réallumage à la crête de rétablissement pour un circuit avec faible capacité côté source

The damping factor β takes into account the damping of the high-frequency oscillation due to skin effect. Also, some damping due to travelling wave reflections in discontinuities has been observed [35]. The assumption $\beta \approx 0,5$ is usually on the conservative side, even if cases with less equivalent damping are known to exist.

Besides the damping, the effect of charge redistribution between supply and load side capacitances also tends to reduce the overvoltages.

When the supply side capacitance does not dominate over that on the load side, the voltage after a re-ignition oscillates around a voltage value, u'_o that is lower than the phase-to-earth crest voltage, u_o , i.e. lower than 1,0 p.u. Figure 12 illustrates the effect of charge redistribution and equation (9a) gives the value of u'_o , assuming a re-ignition occurring at the voltage u_w across the circuit-breaker.



IEC 571/94

- 2_{ndp} = second parallel oscillation
- u_o = power frequency crest voltage phase-to-earth
- u'_o = supply side capacitance voltage after charge redistribution at re-ignition
- $u_{ma} = k_a u_o$ = suppression peak voltage
- u_w = voltage across circuit-breaker at re-ignition
- $k_p u_o$ = re-ignition overvoltage to earth
- $k_s u_o$ = peak-to-peak voltage excursion at re-ignition

Figure 12 – Re-ignition near the recovery peak for a circuit with low supply side capacitance

$$u_o' = u_o - \frac{C_L}{C_s + C_L} \quad (9a)$$

La crête de la surtension par rapport à la terre, k_p p.u., est alors:

$$k_p = 1 + \frac{u_w}{u_o} \times \frac{(\beta C_s - C_L)}{(C_s + C_L)} \quad (9b)$$

Si le réallumage se produit à la crête de la tension de rétablissement, c'est-à-dire $u_w = u_o (1 + k_a)$, la valeur de k_p est donnée par l'équation (10a).

$$k_p = (1 + \beta) (1 + k_a) \left(\frac{C_s}{C_s + C_L} \right) - k_a \quad (10a)$$

Le claquage de la tension lors d'un réallumage provoque alors un transitoire de tension brusque qui est imposée à la réactance. La durée du front varie de moins de 1 microseconde à plusieurs microsecondes. Le claquage de la tension dans le disjoncteur étant pratiquement instantané, la raideur du front n'est déterminée que par la fréquence de la seconde oscillation parallèle qui, à son tour, dépend uniquement de la configuration du circuit. Ce transitoire raide est généralement réparti irrégulièrement le long de l'enroulement, exerçant alors une contrainte sur les premières spires avec des surtensions élevées entre spires. C'est en fait *la raideur du transitoire de réallumage qui donne la contrainte critique sur la bobine et ceci dépend uniquement du circuit/réseau et non du disjoncteur.*

La tension crête à crête du transitoire de réallumage (k_s p.u.) est donnée par:

$$k_s = (1 + \beta) (1 + k_a) \left(\frac{C_s}{C_s + C_L} \right) \quad (10b)$$

Si l'on connaît β et k_a il est possible de calculer la surtension maximale par rapport à la terre, k_p , comme la valeur crête à crête, k_s , pour un réallumage simple. Dans le cas d'une installation réelle, il est possible d'évaluer la valeur maximale de k_a en utilisant les équations (5) et (6) ou en suivant les méthodes données en annexe E. L'hypothèse $\beta = 0,5$ donne des estimations de k_p et k_s .

Les réallumages sont rares lors de la coupure des deux dernières phases.

La limitation des surtensions transitoires dues aux réallumages est traitée à l'article 5.8.

Les fonctionnements du parafoudre de la réactance observés pendant la mise sous tension, [23] sont probablement dus à des préamorçages multiples dans les appareillages d'établissement-coupure à faible vitesse de fermeture.

$$u_o' = u_o - \frac{C_L}{C_s + C_L} \quad (9a)$$

The peak overvoltage to earth, k_p p.u., will then be:

$$k_p = 1 + \frac{u_w}{u_o} \times \frac{(\beta C_s - C_L)}{(C_s + C_L)} \quad (9b)$$

If the re-ignition occurs at the recovery voltage peak, i.e. $u_w = u_o (1 + k_a)$, the value of k_p is given by equation (10a).

$$k_p = (1 + \beta) (1 + k_a) \left(\frac{C_s}{C_s + C_L} \right) - k_a \quad (10a)$$

The voltage breakdown at a re-ignition creates a steep voltage transient that is imposed on the reactor. The front time varies from less than 1 ms to several ms. Since the voltage breakdown in the circuit-breaker is practically instantaneous the front steepness is solely determined by the frequency of the second parallel oscillation which, in turn, depends only on the system/station layout. This steep transient is normally unevenly distributed across the reactor winding, stressing the entrance turns in particular with high interturn overvoltages. It is in fact *the steepness of the re-ignition transient that gives the critical stress on the reactor, and this is solely dependent on the circuit/network and not on the circuit-breaker.*

The peak-to-peak voltage of the re-ignition transient (k_s p.u.) is given by:

$$k_s = (1 + \beta) (1 + k_a) \left(\frac{C_s}{C_s + C_L} \right) \quad (10b)$$

If β and k_a are known, it is possible to calculate the maximum overvoltage to earth, k_p , as well as the peak-to-peak excursion, k_s , for a single re-ignition. For an actual installation, the maximum value of k_a can be estimated by using equations (5) and (6) or according to the methods given in annex E. Assuming $\beta = 0,5$ this gives estimations of k_p and k_s .

Re-ignitions seldom occur in the last two clearing phases.

Limitation of the transient overvoltages due to re-ignitions is discussed in clause 5.8.

Reactor surge arrester operations that have been observed during energizations, [23], are probably due to multiple prestriking in switching devices with slow closing speed.

5.5.6 Modes d'oscillation

Au moment de la coupure, on peut distinguer quatre modes d'oscillation différents [1], [9]:

- oscillation de la charge 1 kHz à 5 kHz*
- première oscillation parallèle 1 MHz à 10 MHz
- seconde oscillation parallèle 50 kHz à 1 000 kHz
- oscillation du circuit principal 2 kHz à 20 kHz

Ces modes sont traités en détail dans l'annexe D.

5.5.7 Interruption de courant haute fréquence

Plusieurs modes d'oscillation de courant peuvent apparaître à la suite d'un réallumage (voir 5.5.6 et annexe D). Ils sont superposés au courant de rétablissement de la charge et peuvent provoquer des passages par zéro du courant pour lesquels le disjoncteur tentera à nouveau d'interrompre le courant. La possibilité d'interruption lors d'un passage par zéro du courant dépend fortement de la fréquence et de l'amortissement de l'oscillation du courant. Certains disjoncteurs peuvent parfaitement interrompre des courants HF, à savoir les disjoncteurs à vide.

Pour une étude approfondie du comportement des disjoncteurs dans une installation réelle, une bonne connaissance de leur capacité à interrompre les courants HF est nécessaire. Une analyse détaillée des essais d'établissement-coupure de courant de réactance shunt suivant la section 4 peut fournir certaines informations mais même avec beaucoup d'essais supplémentaires les résultats ne seraient pas plus sûrs puisque de faibles variations des paramètres du circuit et/ou le comportement statistique du disjoncteur peuvent fortement influencer le résultat. La figure D.1 illustre comment une petite différence de niveau de courant crée un zéro de courant avec une pente suffisamment faible pour permettre au disjoncteur de couper (avec pour conséquence de nouveaux réallumages).

5.5.8 Réallumages multiples et escalade de tension

Dans le cas de nouvelle interruption à un zéro de courant dû à la «seconde oscillation parallèle» ou à d'autres modes d'oscillations, l'oscillation côté charge redémarre. A cause du transfert d'énergie entre la source et la charge, l'énergie de l'oscillation a pu changer. Un nouveau réallumage peut se produire à une tension plus élevée que lors du premier réallumage dû à l'accroissement de l'intervalle entre contacts et/ou de l'énergie d'oscillation. Ce cycle peut se répéter plusieurs fois, donnant de nombreux réallumages avec des surtensions croissantes. La figure 9 montre un exemple de triple réallumage à des tensions croissantes dû à l'augmentation de la distance entre contacts. Dans ce cas, une croissance rapide de l'intervalle entre contacts peut éviter d'autres réallumages.

Ce phénomène est appelé «escalade de tension» et est principalement une caractéristique des disjoncteurs à vide liée à leur capacité de coupure de courants à fréquence élevée. L'escalade de tension peut également se produire avec d'autres types de disjoncteurs, particulièrement quand la fréquence des transitoires des réallumages est basse, c'est-à-dire inférieure à environ 100 kHz (voir [28]).

Cependant, plus la coupure est tardive après le réallumage, plus le risque d'accroissement de l'énergie d'oscillation et d'escalade de tension diminue.

* Cette gamme de fréquences concerne les réactances à huile; pour les bobines sèches, la limite supérieure peut être de deux à trois fois plus élevée.

5.5.6 *Oscillation modes*

Four different oscillation modes can occur at the interruption, [1], [9]:

- load oscillation 1 kHz to 5 kHz*
- first parallel oscillation 1 MHz to 10 MHz
- second parallel oscillation 50 kHz to 1 000 kHz
- main circuit oscillation 2 kHz to 20 kHz

These modes are discussed in detail in annex D.

5.5.7 *High-frequency current interruption*

After a re-ignition, several modes of current oscillations may appear (refer to 5.5.6 and annex D). These oscillations are superimposed on the re-establishing load current and may produce current zeros at which the circuit-breaker will attempt to interrupt the current again. The ability to interrupt in a current zero is strongly dependent on the frequency and damping of the current oscillation. Some circuit-breakers have an excellent ability to interrupt h.f. currents, for example vacuum circuit-breakers.

For a thorough study of the circuit-breaker behaviour in an actual installation, an extensive knowledge of the ability to interrupt h.f. currents would be necessary. Detailed analysis of shunt reactor current switching tests performed according to section 4, may give some information, but even with many more tests the result of a study would not be reliable, since small variations in the circuit-parameters and/or the statistical behaviour of the circuit-breaker could influence the result drastically. Figure D.1 illustrates how a small difference in current level creates a current zero with sufficiently low rate-of-change to enable the circuit-breaker to interrupt (with new re-ignitions as a consequence).

5.5.8 *Multiple re-ignitions and voltage escalation*

In the event that a new interruption occurs in a current zero created by the "second parallel oscillation" or other oscillation modes, the load side oscillation will start again. Due to energy transfer between the supply and load sides the oscillating energy may have changed. A new re-ignition may occur at a higher voltage than at the first re-ignition due to increased contact gap and/or increased oscillating energy. This procedure may be repeated several times, giving multiple re-ignitions with increasing overvoltage magnitude. Figure 9 shows an example with three re-ignitions at increasing voltages due to the increasing contact gap. In this case the rise of the gap withstand is rapid enough to prevent further re-ignitions.

The phenomenon is referred to as "voltage escalation" and is mainly a characteristic of vacuum circuit-breakers due to their ability to interrupt high-frequency currents. Voltage escalation may also occur on other circuit-breaker types, particularly if the frequency of the re-ignition transient is low, i.e. less than approximately 100 kHz (see [28]).

However, the later the interruption occurs after the re-ignition, the less is the risk to get increased oscillating energy and escalation.

* Range applicable to oil-filled reactors; for dry-coil reactors, the upper limit may be two to three times higher.

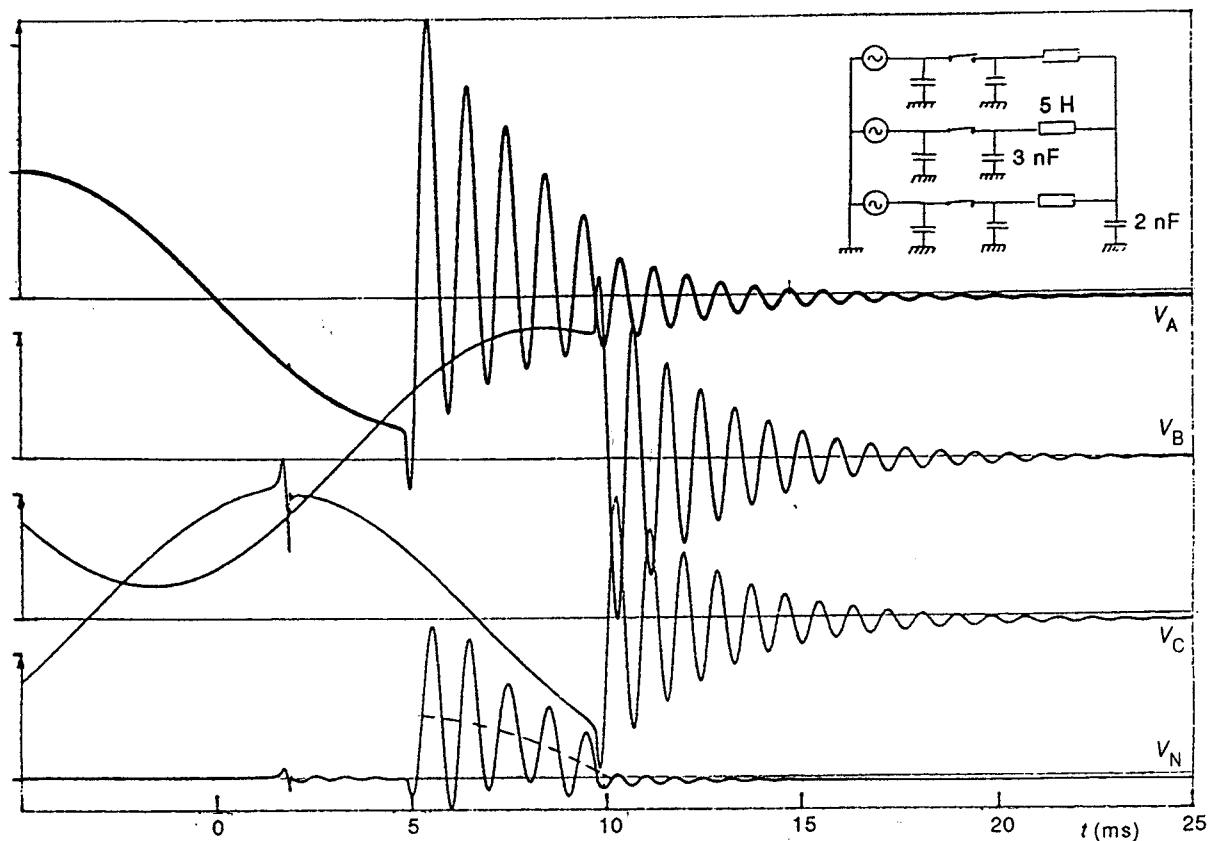
5.5.9 *Transitoires de mise sous tension*

La mise sous tension d'une réactance shunt est une situation similaire à l'apparition d'un réallumage. Cependant, la tension de claquage aux bornes du disjoncteur ne dépasse pas la tension de crête phase-terre, 1 p.u., pour les réactances à neutre directement mis à la terre et la valeur crête du transitoire d'enclenchement sera de 1,5 p.u. ou moins. Pour les réactances non mises à la terre, ce transitoire est maximum pour la seconde phase enclenchée, la valeur crête atteint 1,73 p.u. dans l'hypothèse où β est égal à 0,5.

5.6 *Réactances shunt non mises à la terre*

La commutation de réactances moyenne tension non mises à la terre, généralement connectées au tertiaire des transformateurs de réseaux, diffère de celle des réactances HT et THT directement mises à la terre en ce que le courant coupé est de plusieurs fois et jusqu'à un ordre de grandeur plus élevé que dans le dernier cas (voir annexe A). Sur cette base, tant que le courant à couper est encore petit par rapport au pouvoir de coupure de courant de défaut aux bornes du disjoncteur, le courant de la réactance s'approchera ou égalera le courant permanent du disjoncteur. Le cas peut raisonnablement être considéré comme approchant ou équivalent à un défaut aux bornes de faible valeur.

La figure 13 montre la simulation par calcul d'une coupure classique de réactance non mise à la terre.



CEI 572/94

V_A, V_B et V_C : tensions phase-terre des phases A, B et C
 V_N : tension du point neutre par rapport à la terre

Figure 13 – Coupure triphasée d'une réactance en couplage étoile non mise à la terre (simulation par calcul)

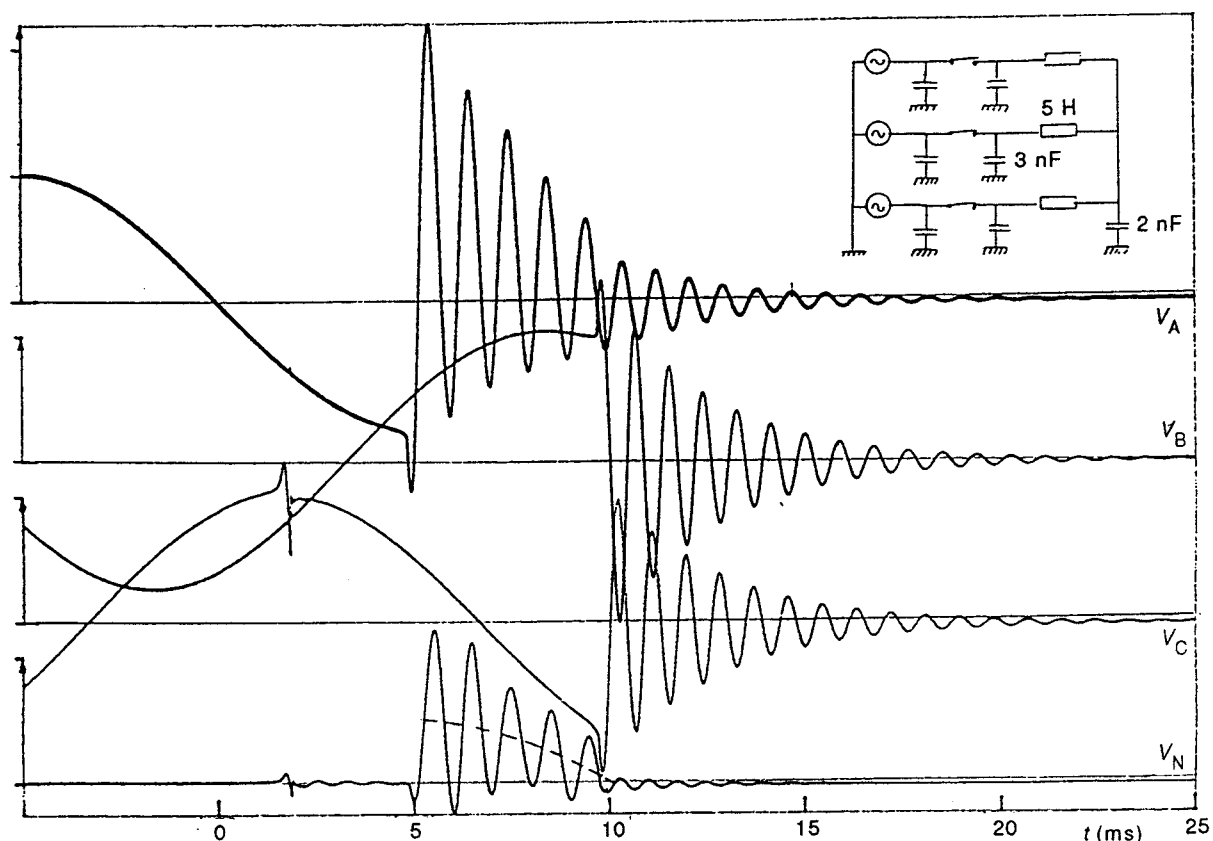
5.5.9 Energizing transients

Energizing (switching-in) a shunt reactor is a situation similar to the occurrence of a re-ignition. However, the breakdown voltage across the circuit-breaker will not exceed the phase-to-earth crest voltage, 1 p.u., for reactors with directly earthed neutral and the peak value of the energizing transient will normally be 1,5 p.u. or less. For unearthed reactors, this transient is maximum for the second phase to make, the peak value 1,73 p.u. assuming β equals 0,5.

5.6 Unearthed reactors

The switching of medium-voltage unearthed reactors, generally connected to the tertiaries of system transformers, differs from the case of directly earthed HV and EHV reactors in that the current to be interrupted is several times to an order of magnitude higher than in the latter case (refer to annex A). On this basis, while the current to be interrupted may still be small relative to the terminal fault interrupting capability of the circuit-breaker, the reactor current will approach or equal the continuous current rating of the circuit-breaker. The case can reasonably be described as being equivalent to or approaching that of a low-percentage terminal fault.

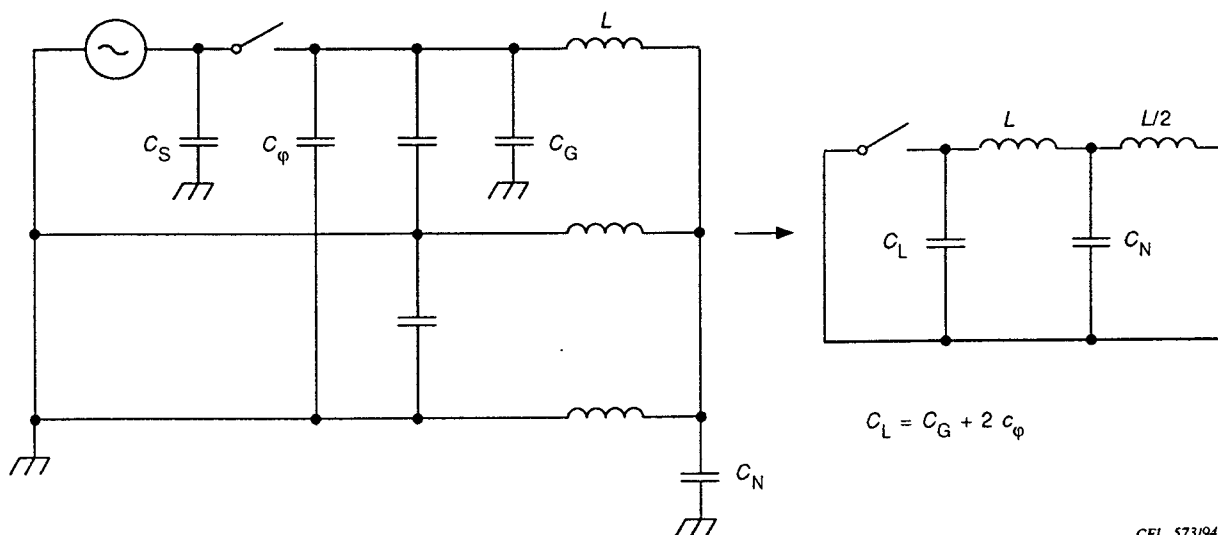
Figure 13 shows a computer simulation of a typical interruption of an unearthed reactor.



IEC 572/94

V_A , V_B and V_C : phase-to-earth voltages of phase A, B and C
 V_N : neutral-to-earth voltage

Figure 13 – Three-phase interruption of star-connected unearthed reactor (computer simulation)



- C_G = capacité par rapport à la terre d'une borne de la réactance
- C_ϕ = capacité entre phases de la réactance avec ses connexions
- C_L = capacité totale côté charge ($C_L = C_G + 2 C_\phi$)
- C_N = capacité par rapport à la terre du point neutre
- L = inductance par phase de la réactance

Figure 14 – Schéma équivalent d'une réactance non mise à la terre pour le premier pôle qui coupe

5.6.1 Courant arraché

La figure 14 montre le schéma équivalent, pour le courant arraché, valable pour la première phase qui coupe. L'équation (1) est applicable à ce cas avec les conditions suivantes: la valeur de C_t doit être basée sur les valeurs réelles de C_S et C_L (équation (2) avec $C_p = 0$). C_S n'est pas nécessairement présumé beaucoup plus grand que C_L . De plus, C_L doit être pris comme la capacité effective par rapport à la terre du côté charge en prenant en compte les capacités phases-phases, c'est-à-dire $C_L = C_G + 2 C_\phi$, avec les définitions de la figure 14. Cette approche présume en réalité que le neutre est virtuellement mis à la terre avant la coupure de la première phase (voir [38]).

5.6.2 Tension de rétablissement aux bornes du disjoncteur

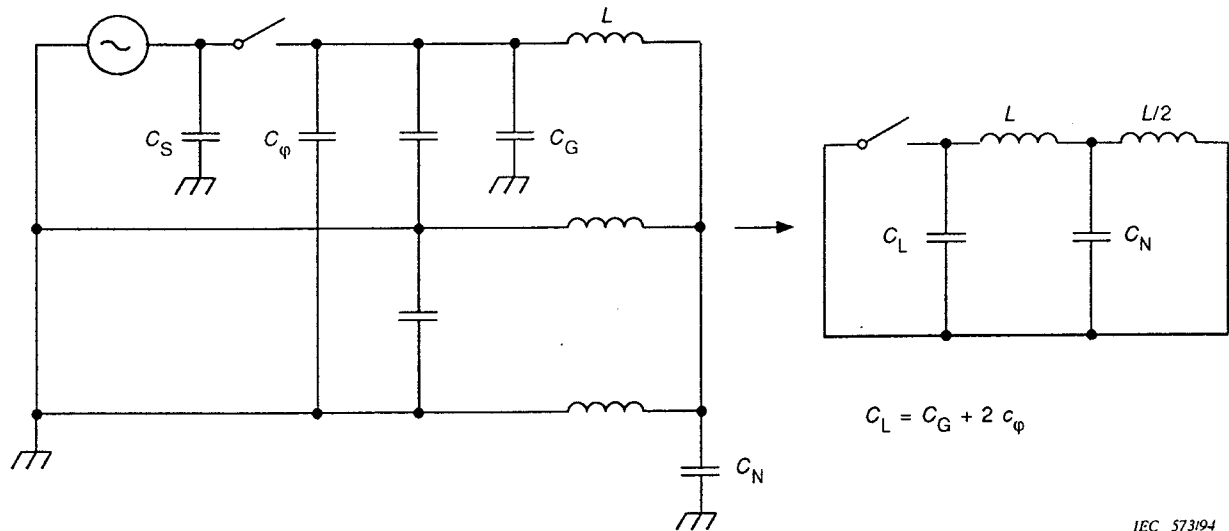
La valeur crête en p.u. de la tension de rétablissement aux bornes du disjoncteur est donnée par:

$$k_r = 1 + k_c = 2 + k_a \tag{11}$$

5.6.3 Arrachement et surtensions de réallumage

Les surtensions à prendre en compte sont la surtension d'arrachement par rapport à la terre et la surtension de réallumage par rapport à la terre et son amplitude crête à crête.

Pour les réactances non mises à la terre, on peut généralement présumer que les surtensions produites lors de la coupure des dernières phases n'excèdent pas les surtensions obtenues lors de la coupure de la première phase sauf dans de rares cas.



- C_G = capacitance to earth at reactor terminal
 C_ϕ = phase-to-phase capacitance of the reactor and connections
 C_L = effective load side capacitance ($C_L = C_G + 2 C_\phi$)
 C_N = capacitance to earth of neutral point
 L = single phase inductance of reactor

Figure 14 – Equivalent circuit at first-phase interruption of unearthed reactor

5.6.1 Current chopping

Figure 14 shows the equivalent circuit at first-phase interruption from the current chopping point of view. Equation (1) is applicable to this case, subject to the following qualification: the value of C_L should be derived on the basis of the actual values of C_S and C_L (equation (2) with $C_p = 0$). C_S cannot necessarily be assumed to be significantly greater than C_L . Further, C_L should be taken as the effective load side capacitance to earth, taking phase-to-phase capacitances into account, i.e. $C_L = C_G + 2 C_\phi$, with definitions according to figure 14. This approach in effect assumes that the neutral is virtually earthed prior to first-phase interruption (see [38]).

5.6.2 Recovery voltage across circuit-breaker

The per unit crest recovery voltage across the circuit-breaker is given by:

$$k_r = 1 + k_c = 2 + k_a \quad (11)$$

5.6.3 Chopping and re-ignition overvoltages

The overvoltages to be considered are the chopping overvoltage to earth and the re-ignition overvoltage to earth and its peak-to-peak excursion.

For unearthed reactors it can generally be assumed that the overvoltages occurring in the last clearing phases do not exceed the first pole-to-clear overvoltages except in rare cases.

La plus grande surtension d'arrachement par rapport à la terre pour le premier pôle qui coupe est obtenue à la crête de rétablissement (u_{mr} suivant figure 9). La valeur crête en p.u. de cette surtension, $k_c = u_{mr}/u_o$ est donnée par l'équation (12) (voir aussi l'annexe C).

L'équation (12) tient compte de la tension d'arc avant l'arrachement de courant, ce qui est nécessaire en moyenne tension où la tension d'arc peut être significative devant la tension phase-terre. En HT et THT, la tension d'arc peut être généralement négligée.

$$k_c = 0,5 + \sqrt{\left(1,5 + \frac{u_a}{u_o}\right)^2 + \frac{3 i_{ch}^2 \times L}{2 u_o^2 \times C_L}} = 0,5 + \sqrt{\left(1,5 + \frac{u_a}{u_o}\right)^2 + \frac{9 N \lambda^2 \times C_s}{4 \omega Q (C_s + C_L)}} \quad (12)$$

où les définitions pour les équations (5) et (6) s'appliquent et

$u_a = u_{in} - u_o$ est la tension d'arc avant l'arrachement de courant (voir figure 9 et figure C.2).

Quand la tension d'arc peut être négligée, l'équation (12) se simplifie:

$$k_c = 0,5 + 1,5 \sqrt{1 + \frac{2 i_{ch}^2 \times L}{3 u_o^2 \times C_L}} = 0,5 + 1,5 \sqrt{1 + \frac{N \lambda^2 \times C_s}{\omega Q (C_s + C_L)}} \quad (13)$$

La crête de la surtension d'extinction par rapport à la terre, k_a est inférieure à k_c de 1,0 p.u.

Suivant l'annexe C, la surtension maximale par rapport à la terre exprimée en p.u., due à un réallumage est donnée par:

$$k_p = 1 + \beta (1 + k_c) = 1 + \beta (2 + k_a) \quad (14a)$$

et l'amplitude crête à crête de la surtension maximale, exprimée en p.u., due à un réallumage est donnée par:

$$k_s = (1 + \beta) (1 + k_c) = (1 + \beta) (2 + k_a) \quad (14b)$$

Le facteur d'amortissement β pour les cas de commutation de réactances non mises à la terre est $\beta \approx 0,5$.

De nouveau, il faut rappeler que la raideur (du/dt) du transitoire de tension est critique pour les bobinages de la réactance, plutôt que son amplitude.

Comme les durées d'arc sont grandes pour les coupures des dernières phases, les réallumages se produisent généralement seulement pour le premier pôle qui coupe au moins pour les disjoncteurs modernes avec une pente de rigidité diélectrique relativement élevée.

NOTE - En cas de décalage significatif entre pôles, il est possible que le réallumage se produise lors de la coupure par le deuxième et le troisième pôle.

5.6.4 Application

Pour l'application aux disjoncteurs pour réactances shunt non mises à la terre, on doit prendre en compte les modes d'oscillations, les raccordements et les essais.

The highest chopping overvoltage to earth for the first-pole-to-clear now appears at the recovery peak (u_{mr} according to figure 9). The peak value of this overvoltage in p.u., $k_c = u_{mr}/u_o$, is given by equation (12) (refer also to annex C).

Equation (12) takes the arc voltage prior to current chopping into account, which may be necessary at medium-voltage applications, where the arc voltage may be significant compared to the phase-to-earth voltage. For HV and EHV applications the arc voltage can generally be neglected.

$$k_c = 0,5 + \sqrt{\left(1,5 + \frac{u_a}{u_o}\right)^2 + \frac{3 i_{ch}^2 \times L}{2 u_o^2 \times C_L}} = 0,5 + \sqrt{\left(1,5 + \frac{u_a}{u_o}\right)^2 + \frac{9 N \lambda^2 \times C_s}{4 \omega Q (C_s + C_L)}} \quad (12)$$

where the definitions for equations (5) and (6) apply and

$u_a = u_{in} - u_o$ is the arc voltage prior to current chopping (refer to figure 9 and figure C.2).

When the arc voltage can be neglected, equation (12) simplifies to:

$$k_c = 0,5 + 1,5 \sqrt{1 + \frac{2 i_{ch}^2 \times L}{3 u_o^2 \times C_L}} = 0,5 + 1,5 \sqrt{1 + \frac{N \lambda^2 \times C_s}{\omega Q (C_s + C_L)}} \quad (13)$$

The suppression peak overvoltage to earth k_a is less than k_c by 1,0 p.u.

With reference to annex C, the maximum per unit overvoltage to earth due to a re-ignition is given by:

$$k_p = 1 + \beta (1 + k_c) = 1 + \beta (2 + k_a) \quad (14a)$$

and the maximum per unit overvoltage excursion peak-to-peak due to a re-ignition is given by:

$$k_s = (1 + \beta) (1 + k_c) = (1 + \beta) (2 + k_a) \quad (14b)$$

The damping factor β for unearthed reactor switching applications is considered to be $\beta \approx 0,5$.

Again it should be noted that it is the steepness (du/dt) of the voltage transient that is critical for reactor windings, rather than the amplitude.

Since the arcing times are long for the last clearing phases, re-ignitions will normally occur only on the first phase to attempt to interrupt, at least for modern circuit-breakers with relatively fast dielectric recovery.

NOTE – In case of significant pole staggering, re-ignition may occur in the second and third pole-to-clear.

5.6.4 Application

In applying circuit-breakers for switching unearthed shunt reactors, consideration should be given to oscillation modes, the connection arrangement and testing.

5.6.4.1 Modes d'oscillations

La fréquence de l'oscillation côté charge pour la première phase coupée diffère de celle des deuxième et troisième phases coupées. Les deux dernières phases, bien sûr, sont coupées simultanément.

Le schéma équivalent pour la première phase coupée est montré figure 14. Avec les valeurs courantes de capacités neutre-terre, l'oscillation de la charge peut être considérée comme monofréquence et la fréquence pour la première phase coupée est donnée par l'équation (15).

$$f_1 = \frac{1}{2 \pi \sqrt{1,5 L (C_G + 2 C_\varphi)}} \quad (15)$$

où

L est l'inductance par phase de la réactance;

C_G est la capacité globale par rapport à la terre d'une phase de la réactance;

C_φ est la capacité entre phases de la réactance et de ses connexions.

La fréquence principale de l'oscillation côté charge (pour les trois phases) après coupure des deuxième et troisième phases est donnée par:

$$f_{2,3} = \frac{1}{2 \pi \sqrt{L (C_G + 3 C_\varphi)}} \quad (16)$$

Les équations (15) et (16) sont aussi valables pour les réactances couplées en triangle si L est remplacé par $L/3$ où L est l'inductance d'un enroulement de phase.

5.6.4.2 Raccordements

Etant donné que le neutre n'est pas mis à la terre, le disjoncteur peut être raccordé soit côté source, soit côté couplage neutre de la réactance. Connecté côté source, le disjoncteur doit posséder au moins le pouvoir de coupure correspondant au défaut jeu de barres et il peut même être exigé qu'il coupe les défauts apparaissant entre le disjoncteur et la réactance shunt. Pour les disjoncteurs connectés côté couplage neutre de la réactance, seules les coupures de courant de la réactance sont à prendre en compte.

Pour les raccordements aussi bien côté source que côté couplage neutre, en ce qui concerne le courant arraché et les surtensions, le même raisonnement que ci-dessus est utilisé. Cependant, il est de pratique courante de n'utiliser que deux pôles de disjoncteur pour ce service. Dans ce cas, on doit faire très attention au fait que si la contrainte du premier pôle qui coupe a été évoquée ci-dessus, le deuxième pôle doit couper avec la tension entre phases.

Il est primordial que l'utilisateur prenne sérieusement en compte l'utilisation de parafoudres pour protéger la réactance et, plus important, protéger le tertiaire du transformateur contre les surtensions créées par les manoeuvres de la réactance.

5.6.4.1 Oscillation modes

The frequency of the load side oscillation for the first phase to interrupt differs from that of the second and third phases to interrupt. The latter two phases, of course, interrupt almost simultaneously.

The equivalent scheme for the first phase to interrupt is shown in figure 14. In the practical range of neutral-to-earth capacitances, the load oscillation can be regarded as a single-frequency oscillation and for the first pole-to-clear the frequency is given by equation (15).

$$f_1 = \frac{1}{2 \pi \sqrt{1,5 L (C_G + 2 C_\varphi)}} \quad (15)$$

where:

L is the single-phase inductance of the reactor;

C_G is the effective load capacitance to earth of one phase of the reactor;

C_φ is the effective phase-to-phase capacitance of the reactor and connections.

The dominating frequency of the load side oscillation (of all three phases) after interruption of the second and third phases is given by:

$$f_{2,3} = \frac{1}{2 \pi \sqrt{L (C_G + 3 C_\varphi)}} \quad (16)$$

The equations (15) and (16) are also valid for delta-connected reactors if the term L is replaced by $L/3$, where L is the inductance of the phase winding.

5.6.4.2 Connection arrangement

Given that the neutral is unearthed, the circuit-breaker can be applied on the source or neutral side of the reactor. Applied on the source side, the circuit-breaker must meet at least the through fault capability associated with a bus fault and may even be required to interrupt bus faults between the circuit-breaker and the reactor. For circuit-breakers applied on the neutral side of the reactor, only the reactor switching duty needs to be considered.

For both the source and neutral side connection arrangements, the above discussion with respect to current chopping and overvoltages applies equally. However, it is the practice of some utilities to apply two pole circuit-breakers for this duty. In such a case, careful consideration should be given to the fact that, while the stress of the first pole to interrupt is as discussed above, the second pole must interrupt against the phase-to-phase voltage.

It is essential that the users give serious consideration to applying surge arresters to protect the reactor and, most importantly, to protect the transformer tertiary against the reactor switching overvoltages.

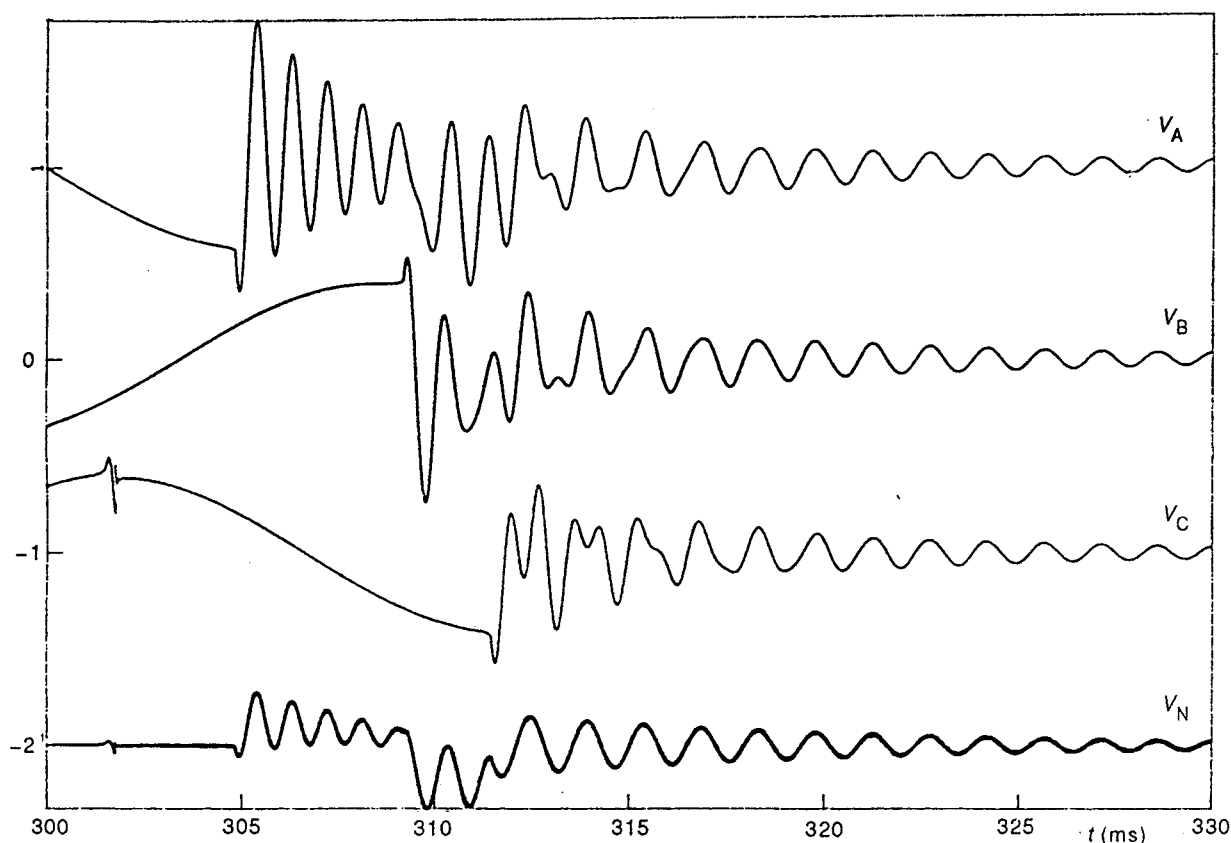
5.6.4.3 Essais

Chaque installation de réactance shunt MT est particulière. Par conséquent, les seuls résultats d'essais fiables sont obtenus par des essais réels dans l'installation. Toutefois, les essais réalisés en suivant les procédures d'essais triphasés recommandés en section 4 fournissent couramment des données suffisantes pour les estimations des nombres d'arrachement à utiliser pour les calculs d'arrachement et de surtensions de réallumages avec les équations (11) à (14). Uniquement dans le cas de réallumages multiples avec escalade de tension, des niveaux de surtensions plus élevés peuvent être atteints. Ils sont imprévisibles puisqu'ils dépendent de la capacité du disjoncteur à couper le courant haute fréquence.

5.7 Réactances mises à la terre par réactance de neutre

Les réactances mises à la terre par réactance de neutre sont les plus utilisées dans les réseaux THT. De telles dispositions sont prises pour permettre d'éliminer un défaut monophasé et de réenclencher. La commutation dans de tels schémas est une combinaison de cas de réactances directement mises à la terre et non mises à la terre.

La figure 15 montre la simulation par calcul d'une coupure type de réactance mise à la terre par réactance de neutre.



CEI 574/94

Figure 15 – Coupure triphasée d'une réactance mise à la terre par réactance de neutre (simulation par calcul)

5.6.4.3 . Testing

Each medium-voltage shunt reactor switching application will be unique. Therefore, the only reliable test result will be achieved by testing the actual installation. However, tests according to the three-phase test procedures recommended in section 4, will usually give sufficient data for estimations of chopping numbers to be used for calculation of chopping and re-ignition overvoltages by means of equations (11) to (14). Only in case of multiple re-ignitions with voltage escalation, may significantly higher overvoltage levels be expected. These are unpredictable, since they depend on the high-frequency current-interrupting capability of the circuit-breaker.

5.7 Neutral reactor earthed reactors

Neutral reactor earthed reactors are mostly used in EHV systems. Such schemes are applied to achieve single-phase fault clearing and reclosing. The switching of such reactor schemes is a combination of the directly earthed and unearthed reactors cases.

Figure 15 shows a computer simulation of a typical interruption of a neutral reactor earthed reactor.

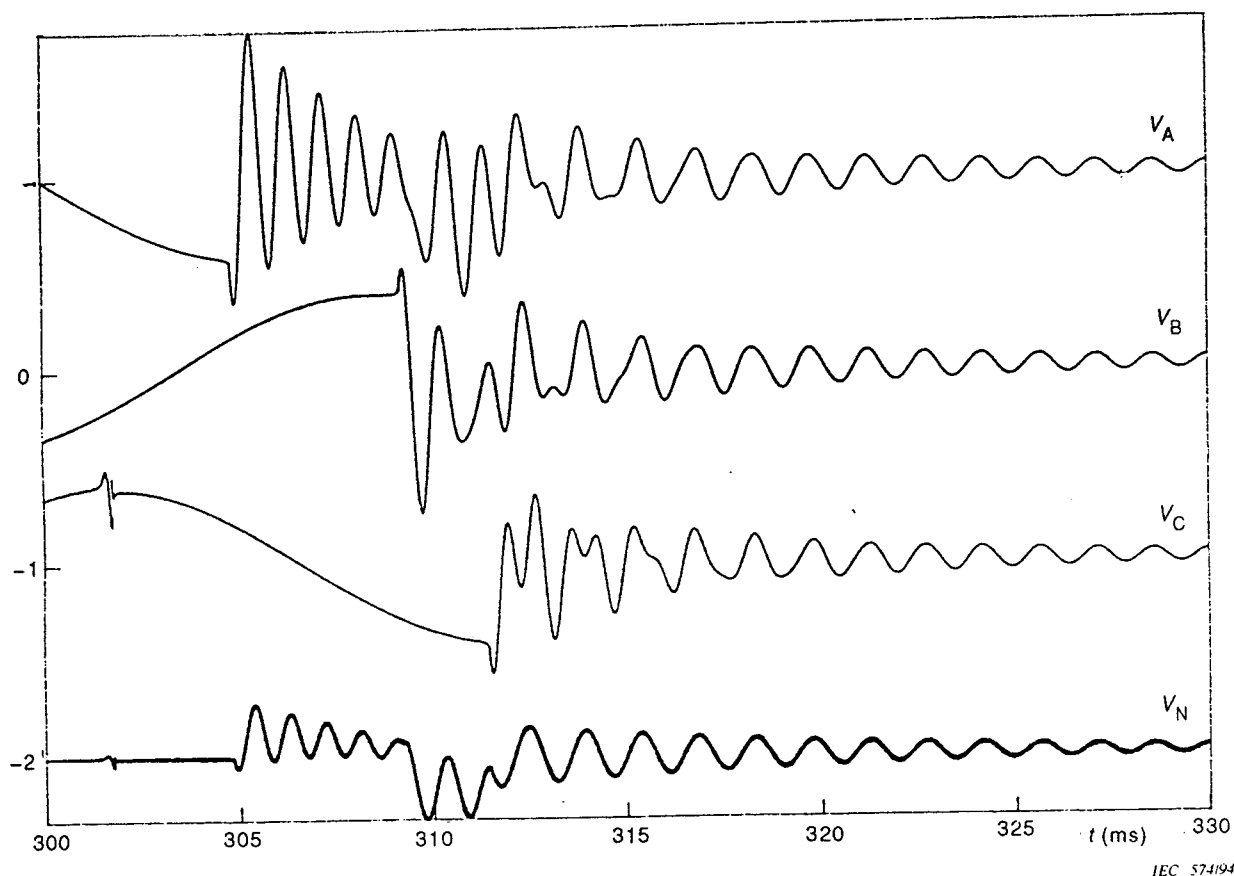


Figure 15 – Three-phase interruption of neutral reactor earthed reactor (computer simulation)

5.7.1 Courant arraché

L'équation (1) s'applique. C_t est calculé comme pour le cas de réactances directement mises à la terre (équation 3)). Comme déjà indiqué pour le cas de réactances non mises à la terre, le point neutre est virtuellement mis à la terre jusqu'à ce que la première phase soit coupée.

5.7.2 Tension de rétablissement aux bornes du disjoncteur

La valeur crête en p.u. de la tension de rétablissement aux bornes du disjoncteur est donnée par:

$$k_r = 1 + k_c \quad (17)$$

5.7.3 Arrachement et surtensions de réallumage

La plus grande surtension d'arrachement par rapport à la terre apparaît à la crête de la tension de rétablissement et sa valeur, en p.u. est k_c . D'après l'annexe C, elle est donnée par les équations (18a) et (18b).

$$k_c = \kappa + \sqrt{(1 + \kappa)^2 + \frac{i_{ch}^2 \times L (1 + \kappa)}{u_o^2 \times C_L}} \quad (18a)$$

Avec une approche semblable à celle pour les réactances directement mises à la terre ($C_S \gg C_L$, sans tenir compte de C_p et en introduisant la puissance réactive), l'équation (18a) peut s'écrire:

$$k_c = \kappa + (1 + \kappa) \sqrt{1 + \frac{3 N \lambda^2}{2 \omega Q (1 + \kappa)}} \quad (18b)$$

Les termes des équations (18a) et (18b) sont définis en 5.5.2 et annexe C.

La crête maximum théorique de la surtension par rapport à la terre, en p.u., due à un réallumage, est donnée par:

$$k_p = 1 + \beta (1 + k_c) \quad (19a)$$

et l'amplitude associée crête à crête, en p.u., de la surtension due à un réallumage est donnée par:

$$k_s = (1 + \beta) (1 + k_c) \quad (19b)$$

Le facteur d'amortissement β est pris égal à 0,5 comme dans le cas de réactance directement mise à la terre.

5.7.4 Application

Pour l'application aux disjoncteurs pour réactances shunt mises à la terre par réactance de neutre, on doit prendre en compte les raccordements, les modes d'oscillations et les essais.

5.7.1 Current chopping

Equation (1) is applicable to this case. C_t is derived on the same basis as for the directly earthed reactor case (equation 3)). As noted already for the unearthed reactor case, the neutral point is virtually earthed until the first phase is interrupted.

5.7.2 Recovery voltage across circuit-breaker

The per unit peak recovery voltage across the circuit-breaker is given by:

$$k_r = 1 + k_c \quad (17)$$

5.7.3 Chopping and re-ignition overvoltages

The highest chopping overvoltage to earth appears at the recovery voltage peak and its p.u. value is k_c . With reference to annex C it is given by equations (18a) and (18b).

$$k_c = \kappa + \sqrt{(1 + \kappa)^2 + \frac{i_{ch}^2 \times L (1 + \kappa)}{u_o^2 \times C_L}} \quad (18a)$$

Similar to the approach taken for directly earthed reactors ($C_S \gg C_L$, ignoring C_p and introducing the reactive power), equation (18a) can be rewritten as:

$$k_c = \kappa + (1 + \kappa) \sqrt{1 + \frac{3 N \lambda^2}{2 \omega Q (1 + \kappa)}} \quad (18b)$$

The quantities in equations (18a) and (18b) are defined in 5.5.2 and in annex C.

The theoretical maximum per unit peak overvoltage to earth, due to a re-ignition, is given by:

$$k_p = 1 + \beta (1 + k_c) \quad (19a)$$

and the associated per unit peak overvoltage excursion peak-to-peak, due to a re-ignition is given by:

$$k_s = (1 + \beta) (1 + k_c) \quad (19b)$$

The damping factor β can be considered to be 0,5 as for the directly earthed reactor case.

5.7.4 Application

In applying circuit-breakers to switch neutral reactor earthed reactors, consideration should be given to the connection arrangement, oscillation modes and testing.

5.7.4.1 Raccordements

En raison de la présence d'une réactance de neutre, la tension de rétablissement aux bornes du disjoncteur sera plus élevée que pour les réactances directement mises à la terre, à cause du décalage du point neutre lors de la coupure de la première phase. L'augmentation due au décalage du neutre peut être deux fois le décalage κ (voir annexe C pour la définition de κ et comparer les équations (C.6) et (C.7)).

Si on utilise des parafoudres aux bornes du disjoncteur, alors cette tension peut être limitée à la même valeur que pour le cas des réactances directement mises à la terre (voir 5.8.3.2.). Une possibilité supplémentaire pour limiter cette tension est de mettre à la terre le neutre, avant la manoeuvre, par un sectionneur monophasé raccordé aux bornes de la réactance de neutre.

Dans cette situation, on peut également noter que des parafoudres sont généralement raccordés au point neutre pour protéger la réactance de neutre. Ce parafoudre, en fonction de ses caractéristiques assignées, fonctionnera pendant la commutation de la réactance et ainsi modifiera la tension aux bornes du disjoncteur, mais pas nécessairement à la première crête de la tension de rétablissement. L'utilisateur peut, par calcul, passer en revue l'effet de ce parafoudre.

5.7.4.2 Modes d'oscillations

Quand la capacité du point neutre par rapport à la terre n'est pas grande par rapport à la capacité phase-terre C_L , ce qui est normalement le cas, l'oscillation, après coupure par le premier pôle, est essentiellement monofréquence avec une fréquence de:

$$f_1 = \frac{1}{2\pi\sqrt{(1+\kappa)LC_L}} \quad (20)$$

Cette fréquence est $1/\sqrt{1+\kappa}$ fois plus petite que pour les réactances directement mises à la terre. Après coupure des deuxième et troisième phases, l'oscillation est à double fréquence, avec la fréquence principale légèrement plus faible (voir figure 15).

5.7.4.3 Essais

Les essais d'un disjoncteur pour ce type d'installation seront préférentiellement réalisés en triphasé. Un tel essai peut être difficile, voire impossible, à réaliser. Un essai en deux parties peut être envisagé comme suit. Il convient de réaliser la première partie d'essais suivant la section 4, avec le courant de la réactance pour obtenir les caractéristiques du disjoncteur dans le cas de la réactance directement mise à la terre. A partir de cet essai et des caractéristiques obtenues pour le disjoncteur, la deuxième partie d'essais est réalisée à une tension plus élevée, calculée pour respecter les performances attendues et les contraintes de l'installation réelle incluant un facteur de répartition de tension. Cet essai est important pour prouver qu'il n'y a pas de réallumages qui se produiraient à un deuxième zéro du courant avec une tension plus grande aux bornes du disjoncteur.

Les exigences pour les essais ci-dessus sont influencées par les mesures prises pour limiter les surtensions de commutation de la réactance (voir 5.8.3).

5.7.4.1 Connection arrangement

Due to the presence of the neutral reactor, the recovery voltage across the circuit-breaker will be higher when compared to the directly earthed reactor case due to the offset of the neutral point at first-phase interruption. The increment due to the neutral offset will be twice the offset, κ (refer to annex C for definition of κ and compare equations (C.6) and (C.7)).

If surge arresters are applied across the circuit-breaker, then this voltage may be limited to the same value as for the directly earthed reactor case (refer to 5.8.3.2). A further possibility to limit this voltage is to earth the neutral prior to switching out the reactor by means of a single-pole disconnect switch connected across the neutral reactor.

In this context, it can also be noted that surge arresters are generally provided at the neutral point to protect the neutral reactor. This arrester, depending on its rating, may operate during the reactor switching and thus will have some influence on the voltage across the circuit-breaker, but not necessarily on the first recovery voltage peak. The user can review the effect of this arrester through computer simulation.

5.7.4.2 Oscillation modes

When the capacitance to earth of the neutral point is not high in comparison with the phase-to-earth capacitance C_L , which is normally the case, the oscillation after first pole clearance is essentially a single-frequency oscillation with the frequency:

$$f_1 = \frac{1}{2 \pi \sqrt{(1 + \kappa) LC_L}} \quad (20)$$

This frequency is $1/\sqrt{(1 + \kappa)}$ times lower than that for directly earthed reactors. After clearing of the second and third phase, the oscillation is double frequency with the dominating frequency slightly lower (see figure 15).

5.7.4.3 Testing

The testing of a circuit-breaker for this application should preferably involve a three-phase test. Such a test may be difficult, if not impossible, to achieve. A two-part test can be considered as follows. The first-part test according to section 4 should be made at the applicable reactor current to establish the characteristics of the circuit-breaker for the directly earthed reactor case. Based on this test and the derived circuit-breaker characteristics, the second-part test is made at a higher voltage calculated to reflect the expected performance and stress in the field installation including a voltage distribution factor. This test is important to demonstrate that no re-ignitions will occur at a second current zero due to the higher voltage across the interrupter.

The requirements for the above tests will be influenced by measures taken to limit the reactor switching overvoltages (refer to 5.8.3).

5.8 *Limitation des surtensions*

5.8.1 *Généralités*

Les surtensions décrites dans les sections précédentes ne peuvent pas, en pratique, être totalement éliminées. Cependant les surtensions peuvent être limitées à des valeurs raisonnables. Cette limitation est traitée en fonction de l'influence du parafoudre de protection de la réactance shunt et de l'équipement complémentaire qui peut être utilisé avec le disjoncteur pour limiter les surtensions produites.

5.8.2 *Protection des réactances shunt par parafoudre*

Les réactances shunt sont généralement protégées par des parafoudres. Une marge d'au moins 25 % est recommandée entre le niveau de protection maximal du parafoudre et le niveau d'isolation de la bobine. Cette marge est facilement obtenue pour les parafoudres modernes à oxyde métallique, et pour les parafoudres à résistances non linéaires avec éclateurs. Une installation type utilisant une réactance de 550 kV (1 550 kV BIL, 1 275 kV onde de manoeuvre) utilisée à 525 kV nécessiterait un parafoudre de 396 kV avec un niveau de protection maximal contre les ondes de manoeuvre de 800 kV crête. Les installations récentes de réactance sont équipées de parafoudres à oxyde métallique, mais comme un grand nombre de parafoudres à résistances non linéaires avec éclateurs en série sont encore couramment utilisés, ils doivent être également pris en compte.

5.8.2.1 *Parafoudres à oxyde métallique*

Les parafoudres à oxyde métallique sont conçus pour absorber une quantité assignée d'énergie et ensuite supporter l'application immédiate de la tension assignée pendant 10 s. Ce type de parafoudre est en fait une résistance non linéaire dépendant de la tension, sans éclateurs, qui limite la tension par sa caractéristique tension-courant, c'est-à-dire qu'il écrête essentiellement la tension. Puisqu'il ne comporte pas d'éclateur en série, le parafoudre commence à conduire à un niveau de tension beaucoup plus bas que les parafoudres à éclateurs. Le courant écoulé par le parafoudre, dû aux surtensions d'arrachement, ne dépassera pas 20 A dans la plupart des cas.

Dans le cas où le disjoncteur arrache un courant suffisant pour créer une crête de surtension d'arrachement qui dépasse la caractéristique tension-courant du parafoudre, le parafoudre conduira le courant mais seulement tant que la tension présente dépasse celle de la caractéristique du parafoudre. Le parafoudre déchargera donc une partie de l'énergie côté charge et la tension côté charge continuera à osciller. La possibilité de réallumage n'est donc pas éliminée mais la «fenêtre» est réduite parce que la crête de rétablissement est inférieure à sa valeur présumée. Un exemple de ce type de fonctionnement sans réallumage est montré à la figure 16. Il faut noter l'écrêtage de la crête d'extinction à la coupure finale. De plus, si la crête de surtension d'arrachement est inférieure à la caractéristique du parafoudre, celui-ci ne fonctionnera pas mais pourra le faire pour d'éventuelles surtensions de réallumage plus élevées et alors limiter les transitoires crête à crête à deux fois le niveau de protection, au maximum.

En ce qui concerne l'absorption d'énergie, le parafoudre n'absorbant qu'une partie de l'énergie stockée dans la bobine au moment de l'arrachement, son fonctionnement est sans importance.

Pour obtenir la protection la plus efficace contre les surtensions de réallumage, il est judicieux de raccorder le parafoudre le plus près possible de la réactance.

5.8 *Limitation of overvoltages*

5.8.1 *General*

The overvoltages described in the previous sections cannot, in practice, be totally eliminated. However, the overvoltages can be limited to acceptable values. This limitation is discussed in terms of the influence of the shunt reactor surge arrester protection and the auxiliary equipment that can be applied to the circuit-breaker to limit the overvoltages produced.

5.8.2 *Shunt reactor surge arrester protection*

Shunt reactors are normally protected by surge arresters. At least 25 % protective margin is recommended between the maximum protective level of the arrester and the insulation level of the reactor. This margin is easily attained with both modern metal-oxide surge arresters and non-linear resistor type surge arresters with series gaps. A typical 550 kV shunt reactor installation (1 550 kV BIL, 1 275 kV switching surge) used at 525 kV would incorporate a 396 kV rated surge arrester with a maximum switching impulse protective level of about 800 kV peak. New reactor installations will incorporate metal oxide type surge arresters, but since a great number of non-linear resistor gapped type surge arresters are still in common use, these will also be considered.

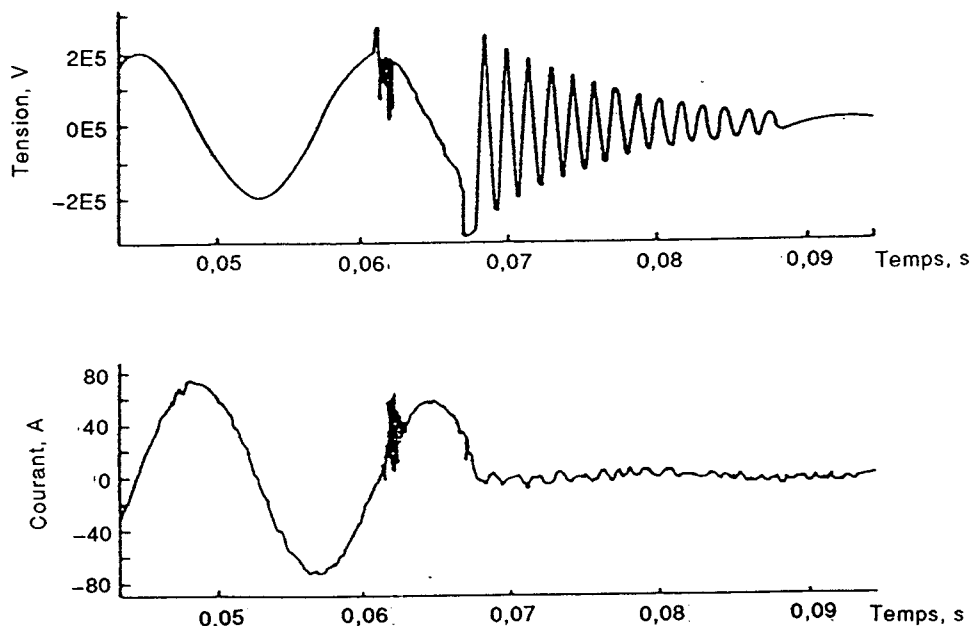
5.8.2.1 *Metal oxide surge arresters*

Metal oxide surge arresters are rated on the basis of ability to absorb a rated amount of energy and subsequently withstand the immediate application of rated voltage for 10 s. Such an arrester is a voltage-dependent, non-linear resistor without gaps and operates by limiting the voltage to its voltage-current characteristic, i.e. it essentially clips the voltage. Since no series gaps are involved, the arrester starts to conduct at a much lower voltage level than the gapped type. The current drawn by the arrester due to chopping overvoltages will not exceed 20 A in most cases.

In the event that the circuit-breaker chops sufficient current to produce a chopping overvoltage peak which exceeds the voltage-current characteristic of the arrester, then the arrester will conduct current but only so long as the prospective voltage exceeds that of the arrester characteristic. The arrester will thus discharge a fraction of the load side energy and the load side voltage will continue to oscillate. The possibility of a re-ignition is thus not eliminated, but the "window" is reduced since the recovery peak is less than its prospective value. An example of such an arrester operation without re-ignition is shown in figure 16. Note the clipping of the suppression peak at the final interruption. Again, if the chopping overvoltage peak is less than the arrester characteristic, the arrester will not operate, but may operate for the eventual higher re-ignition overvoltages and thus limit the peak-to-peak transients to a maximum of twice the protection level.

With respect to energy absorption, the arrester absorbs only a fraction of the energy stored in the reactor at the instant of chopping and is thus of no significance.

To obtain maximum protection against re-ignition overvoltages, it is advisable to connect the arrester as close as possible to the reactor.



CEI 575/94

Figure 16 – Coupure de courant de réactance avec la crête de la surtension d'extinction limitée

5.8.2.2 Parafoudres à résistances non linéaires avec éclateurs en série

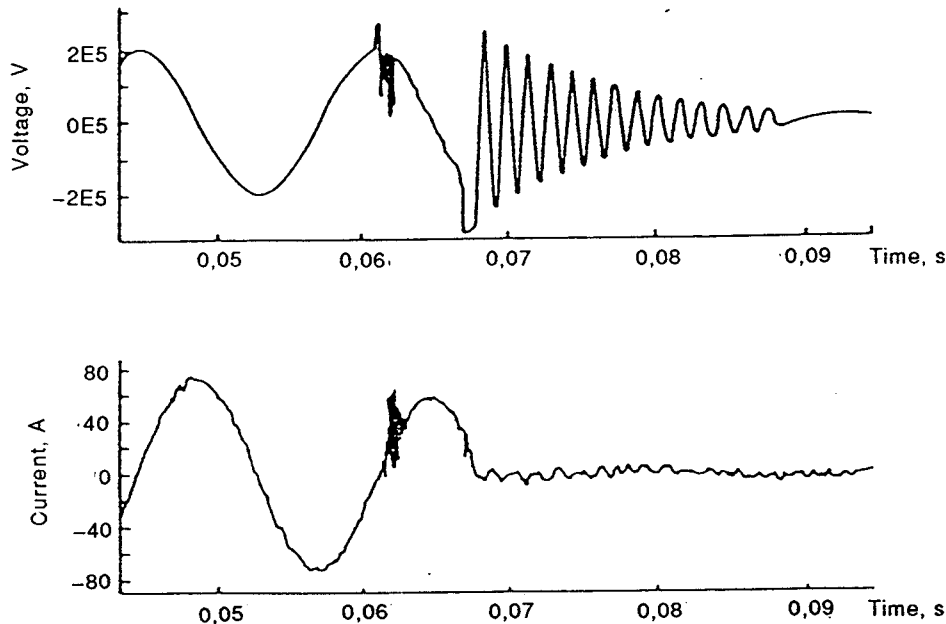
La tension assignée d'un parafoudre à résistances non linéaires avec éclateurs en série est la valeur efficace maximale admissible de la tension d'alimentation à ses bornes, pour laquelle il a été conçu.

A cette tension, le parafoudre est capable d'écrêter une surtension et de se désamorcer, c'est-à-dire d'interrompre le courant de suite à fréquence industrielle. La tension assignée choisie est généralement égale à la tension d'alimentation maximale qui peut exister aux bornes de parafoudre dans des conditions de surtension temporaire.

La protection contre les surtensions offerte par ce type de parafoudre se caractérise à la fois par les caractéristiques d'amorçage de ses éclateurs en série, par la tension résiduelle des résistances non linéaires et par la tension aux bornes des éclateurs lors du passage du courant de décharge.

Le courant présumé de décharge du parafoudre au moment de la commutation des réactances étant faible, les caractéristiques d'amorçage du parafoudre déterminent la surtension maximale. La pente de la tension croît pendant quelques microsecondes (surtensions de réallumages) à des centaines de microsecondes (surtensions d'arrachement), ce qui signifie que la tension d'amorçage à la valeur normalisée $1,2/50 \mu\text{s}$ pour une tension de choc de foudre aussi bien que celle de l'onde de manoeuvre, sont à prendre en compte.

Dans le cas où le disjoncteur arrache un courant suffisant pour créer une surtension d'arrachement égale ou supérieure à la tension d'amorçage du parafoudre, celui-ci déchargera l'énergie du circuit côté charge et réduira la tension côté charge à pratiquement zéro. Un exemple de ce cas est donné par la figure 17. Dans ce cas, la réactance de 550 kV est protégée par un parafoudre de tension assignée de 420 kV qui fonctionne à 950 kV crête au moment opportun. Noter la décharge du courant piégé dans la réactance à travers le parafoudre.



IEC 575/94

Figure 16 – Interruption of reactor current with suppression peak overvoltage limited by metal oxide arrester

5.8.2.2 *Non-linear resistor-type surge arresters with series active gaps*

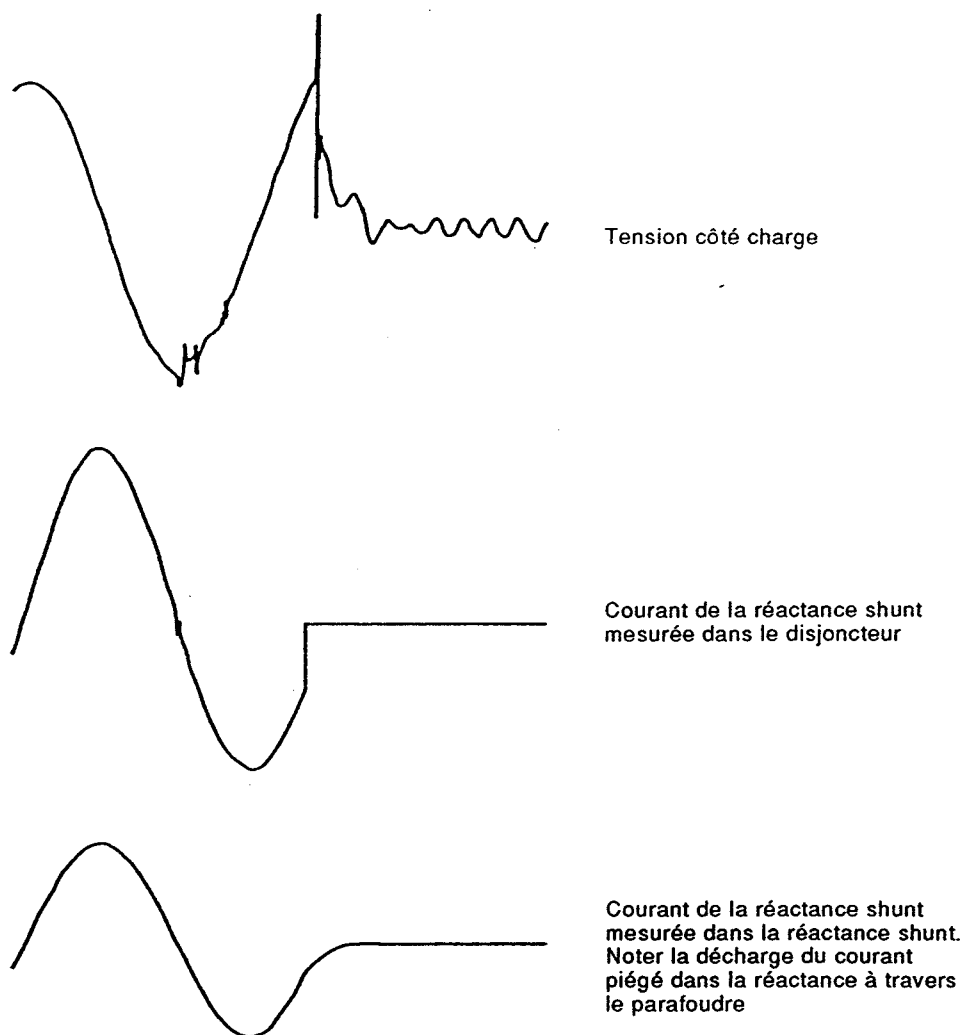
The rated voltage of a non-linear resistor-type surge arrester with series gaps is the maximum permissible r.m.s. value of power frequency voltage between its terminals at which it is designed to operate correctly.

At this voltage, the arrester is able to discharge an overvoltage and reseal, i.e. interrupt the power frequency follow current. The rated voltage is usually selected to be equal to the highest power frequency voltage which can occur between the arrester terminals under temporary overvoltage conditions.

The overvoltage protection provided by this type of arrester is characterized both by the spark-over characteristics of its series gaps and the residual voltage of the non-linear resistors and gap voltage during passage of discharge current.

Since the prospective arrester discharge current due to arrester operation when switching shunt reactors is low, the spark-over voltage characteristics of the arrester will determine the maximum overvoltage. The rate of voltage rise will be from a few microseconds (re-ignition overvoltages) to hundreds of microseconds (chopping overvoltages), which means that spark-over voltages for the standard 1,2/50 μ s lightning impulse as well as switching surges have to be considered.

In the event that the circuit-breaker chops sufficient current to produce a chopping overvoltage which equals or exceeds the spark-over voltage of the arrester, then the arrester will operate discharging the load side circuit energy and reducing the load side voltage essentially to zero. An example of such a case is shown in figure 17. In this case, the 550 kV reactor is protected by a 420 kV rated arrester, which operates at 950 kV peak at the applicable time. Note the discharge of the current trapped in the reactor through the arrester.

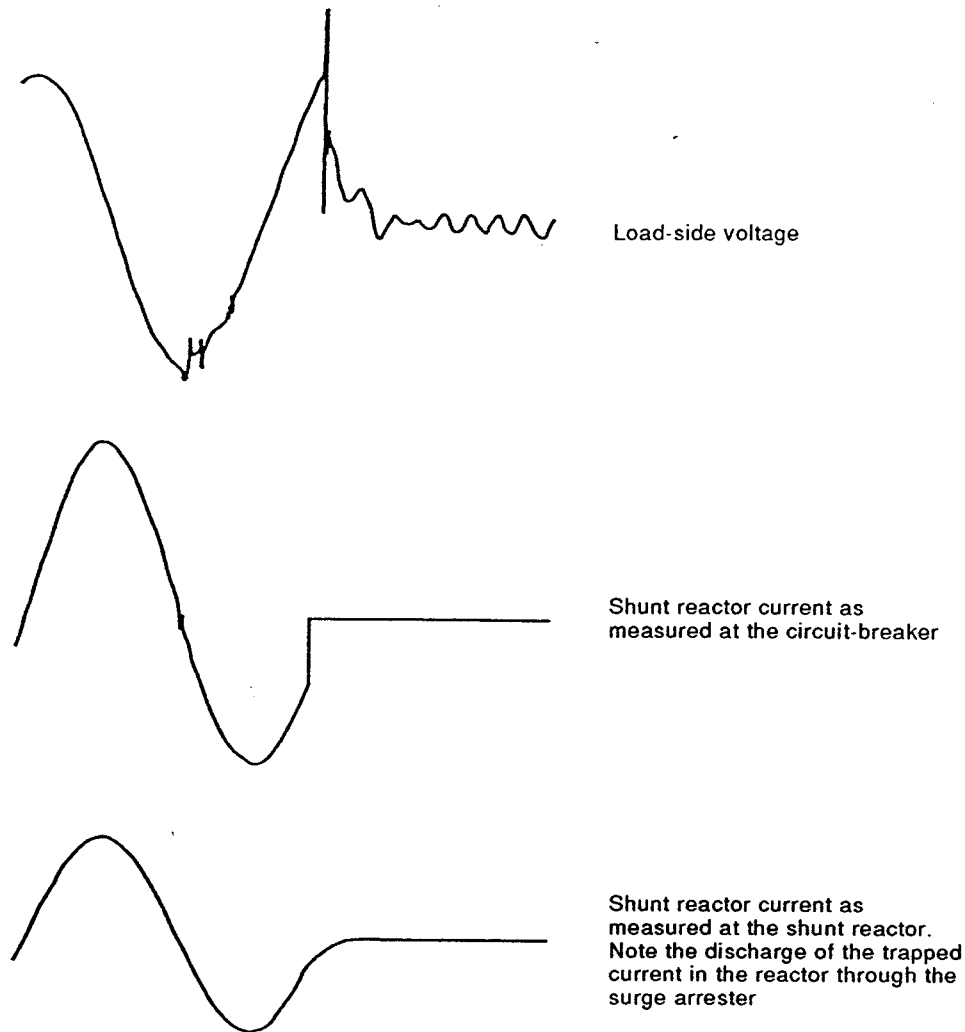


CEI 576/94

Figure 17 – Coupe de courant de réactance shunt avec la crête de la surtension d’extinction limitée par un parafoudre à éclateurs

Dans le cas de surtensions d’arrachement assez élevées pour amorcer le parafoudre, les possibilités de réallumage sont pratiquement supprimées. Si toutefois la crête de la surtension d’arrachement est inférieure au niveau de protection du parafoudre, celui-ci n’amorcera pas. C’est le cas pour les disjoncteurs présentant de faibles niveaux d’arrachement, c’est-à-dire les disjoncteurs SF₆ à autosoufflage. Le parafoudre protégera encore la réactance contre des surtensions de réallumage plus élevées. Les valeurs maximales crête à crête des transitoires de tension sont alors limitées à environ deux fois le niveau de protection du parafoudre.

L’énergie stockée dans la réactance au moment de l’arrachement du courant, même pour les plus forts courants arrachés possibles, est d’un ordre de grandeur inférieur aux capacités d’absorption du parafoudre en énergie de décharge de ligne et est donc sans importance.



IEC 576/94

Figure 17 – Interruption of shunt reactor current with suppression peak overvoltage limited by a gapped surge arrester

In the case of high chopping overvoltages causing arrester operation, the possibility of re-ignitions is essentially eliminated. If, however, the chopping overvoltage peak is less than the arrester protective level, the arrester will not operate. This is the case for circuit-breakers which chop low levels of current, for example SF₆ puffer-type circuit-breakers. The arrester will still protect the reactor against the higher re-ignition overvoltages. The maximum peak-to-peak voltage transients are then limited to about twice the arrester protection level.

The energy stored in the reactor at the instant of current chopping, even for the highest possible chopped currents, is an order of magnitude less than the line discharge energy absorption capability of the arrester and is thus of no significance.

5.8.3 *Équipement complémentaire du disjoncteur*

L'équipement complémentaire qui peut être utilisé avec le disjoncteur pour limiter les surtensions comprend des résistances d'ouverture, des parafoudres à oxyde métallique ou des dispositifs d'ouverture synchronisée.

5.8.3.1 *Résistances d'ouverture*

Les surtensions d'arrachement élevées peuvent être limitées par l'addition de résistances d'ouverture associées à des interrupteurs de résistances connectés aux contacts principaux du disjoncteur. Les contacts principaux du disjoncteur pourraient encore arracher le courant, mais maintenant, c'est seulement la commutation vers les résistances qui a lieu, c'est-à-dire qu'il n'y a pas interruption de courant et donc des surtensions très limitées en fonction de la valeur de la résistance. L'interruption du courant se produit au moment du fonctionnement de l'interrupteur de résistance permettant ainsi une interruption plus «douce» et produisant de faibles courants d'arrachés.

Il convient que la valeur des résistances d'ouverture soit du même ordre de grandeur que l'impédance de la réactance. Il est fréquent de rencontrer des résistances de plusieurs milliers d'ohms et l'insertion de la résistance entraîne un important déphasage du courant. Le zéro de courant est avancé par rapport à la crête de tension et la coupure se produit donc en un point plus bas sur la sinusoïde de tension. Les surtensions d'arrachement sont relativement réduites, tout comme l'amplitude et la probabilité des surtensions de réallumage.

5.8.3.2 *Parafoudres à oxyde métallique*

Des parafoudres à oxyde métallique peuvent être utilisés pour limiter la TTR aux bornes du disjoncteur et les surtensions de réallumages tout aussi bien que l'amplitude totale des transitoires de réallumages (référence [25] en annexe G). En conséquence, les du/dt des transitoires de réallumages qui contraignent les enroulements de la réactance peuvent être réduits. Le parafoudre est connecté au disjoncteur de la même façon que les capacités de répartition et limite principalement la tension aux bornes du disjoncteur à sa caractéristique tension-courant. La figure 18 montre une coupure type de courant de réactance dans ce cas. L'effet du parafoudre connecté aux bornes du disjoncteur peut se résumer de la façon suivante:

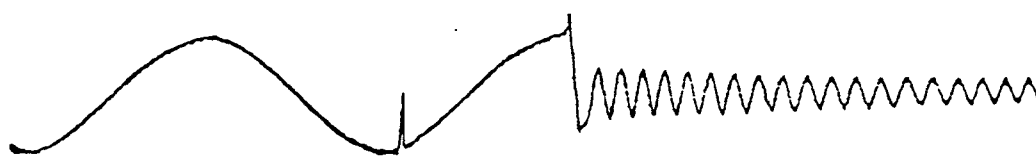


Figure 18a – Tension aux bornes de la réactance



Figure 18b – Courant dans la réactance

CEI 577194

Figure 18 – Coupure de courant de réactance par un disjoncteur équipé d'un parafoudre à oxyde métallique entre bornes

5.8.3 *Circuit-breaker auxiliary equipment*

The auxiliary equipment that can be applied to the circuit-breaker to limit overvoltages includes opening resistors, metal oxide surge arresters and synchronous opening control devices.

5.8.3.1 *Opening resistors*

High chopping overvoltages can be limited by the addition of opening resistors and associated resistor switches connected across the main interrupter of the circuit-breaker. The main interrupters of the circuit-breaker will still chop the current, but only a commutation to the resistor circuit will now take place, i.e. no current interruption and therefore very limited overvoltages will occur, the magnitude depending on the resistance value. Interruption of the current occurs on the resistor switch providing a much "softer" interruption and low chopping currents.

The value of the opening resistors should be of the same order as the surge impedance of the reactor. Resistor values of several thousand ohms are common and the insertion of the resistor causes a significant phase shifting of the current. Current zero is advanced relative to the voltage peak and interruption thus occurs at a lower point on the voltage wave. The chopping overvoltages are reduced, relatively, as well as the magnitude and probability of re-ignition overvoltages.

5.8.3.2 *Metal oxide arresters*

Metal oxide surge arresters can be used to limit the TRV across the circuit-breaker and also the re-ignition overvoltages as well as the total excursion of the re-ignition transients (reference [25] in annex G). Consequently the du/dt of the re-ignition transients, which stresses the reactor windings can be reduced. The arrester is applied across the circuit-breaker in the same manner as a grading capacitor and essentially limits the voltage across the circuit-breaker to its voltage-current characteristic. A typical interruption of reactor current in this case is shown in figure 18. The effect of the arrester applied across the circuit-breaker can be summarized as follows:

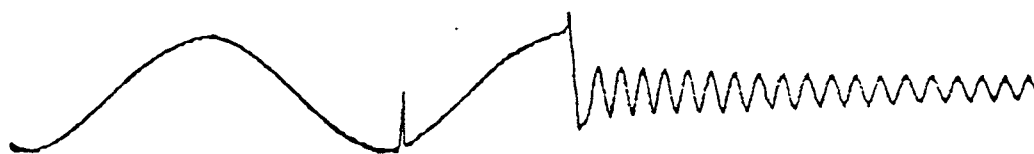


Figure 18a - Reactor voltage



Figure 18b - Reactor current

IEC 577194

Figure 18 - Interruption of reactor current by circuit-breaker equipped with metal oxide arrester across circuit-breaker

Les surtensions d'arrachement sont limitées à:

$$\begin{aligned} k_a &\leq 1 + k_{arr} \\ k_c &\leq k_{arr} - 1 \end{aligned} \quad (20)$$

Les transitoires de réallumages sont limités à:

$$\begin{aligned} k_p &\leq 1 + \beta k_{arr} \\ k_s &\leq k_{arr} (1 + \beta) \end{aligned} \quad (21)$$

où k_{arr} est le niveau de protection du parafoudre, exprimé en p.u., de la crête de la tension à fréquence industrielle.

Puisque les surtensions transitoires de réallumage sont proportionnelles à la tension de rétablissement k_r aux bornes du disjoncteur, cette méthode de limitation des surtensions est spécialement efficace dans les cas où k_r est particulièrement élevé, c'est-à-dire pour les réactances non mises à la terre ou les réactances mises à la terre par réactance de neutre. Ceci s'applique également pour les établissements et coupures de moteur où le neutre est isolé ou mis à la terre par une impédance.

5.8.3.3 Dispositifs d'ouverture synchronisée

Les réallumages dans les disjoncteurs modernes peuvent être éliminés grâce à l'ouverture synchronisée du disjoncteur. Cette méthode s'applique aux disjoncteurs présentant une durée d'arc minimale suffisamment inférieure à une demi-période pour permettre une séparation des contacts précise et répétitive qui assurera une interruption réussie au premier zéro après la séparation des contacts avec une durée d'arc supérieure à la durée minimale. Par exemple, si l'on se reporte à la figure 10, la séparation des contacts doit s'effectuer avant t_1 ou t_2 selon le cas.

Un dispositif spécial de synchronisation de commande du disjoncteur est nécessaire, ainsi qu'un transformateur de tension ou un TCT connecté côté source pour la référence de temps. Une commande adaptative peut être utilisée pour compenser tout changement de durée mécanique dû à la température ou à l'usure. Cependant, les exigences de précision de synchronisation étant raisonnables, une commande adaptative ne sera généralement pas nécessaire.

Les fonctionnements tripolaire et unipolaire sont possibles.

5.9 Essais du disjoncteur

Le but des essais du disjoncteur, comme recommandé en section 4, est:

- de prouver que le disjoncteur peut interrompre les courants de la réactance dans les limites exigées de la durée d'arc;
- de démontrer que les réallumages n'ont pas d'effet préjudiciable sur le disjoncteur et qu'ils se produisent entre les contacts d'arc;
- de donner une estimation du nombre d'arrachements du dispositif de coupure.

Chopping overvoltages are limited to:

$$\begin{aligned} k_a &\leq 1 + k_{arr} \\ k_c &\leq k_{arr} - 1 \end{aligned} \quad (20)$$

Re-ignition transients are limited to:

$$\begin{aligned} k_p &\leq 1 + \beta k_{arr} \\ k_s &\leq k_{arr} (1 + \beta) \end{aligned} \quad (21)$$

where k_{arr} is the protection level of the arrester expressed in p.u. of the crest of the power frequency voltage.

Since re-ignition transient overvoltages are proportional to the recovery voltage k_r across the circuit-breaker, this method of overvoltage limitation is particularly effective for the cases where k_r is particularly high, i.e. unearthed or reactor earthed reactors. This applies equally to motor switching where the neutral point is unearthed or impedance earthed.

5.8.3.3 *Synchronous opening control devices*

Re-ignitions in modern circuit-breakers can be eliminated by means of synchronized opening of the circuit-breaker. This method applies to circuit-breakers with minimum arcing times sufficiently less than one half-cycle to permit accurate and consistent contact parting at a point-on-wave that will ensure a greater than minimum arcing time and successful interruption at the first current zero after contact parting. For example, referring to figure 10, contact parting should occur at times earlier than t_1 and t_2 as applicable.

A special circuit-breaker synchronous control device is required together with a source side voltage transformer or CVT for timing reference. An adaptive control may be used to compensate any changes in mechanical timing due to ambient temperature or wear and tear. However, the moderate timing accuracy required will usually not necessitate adaptive control.

Both three-pole and single-pole operation can be accommodated.

5.9 *Circuit-breaker testing*

The purpose of the circuit-breaker testing as recommended in section 4 is:

- to prove the capability of the circuit-breaker to interrupt reactor currents within the required arcing time;
- to demonstrate that re-ignitions have no detrimental effect on the circuit-breaker and occur only between the arcing contacts;
- give an estimation of the chopping number of the interrupter.

5.9.1 *Tensions des auxiliaires et pressions*

Tout le processus de la génération de surtensions étant stochastique, il convient d'effectuer les essais dans les conditions les plus probables, c'est-à-dire avec les valeurs assignées. Les essais doivent donc être effectués avec les valeurs assignées de tension de commande et de pression de fonctionnement. En outre, en ce qui concerne les disjoncteurs à air comprimé, la pression de soufflage doit être à sa valeur assignée. La raison de ceci, contrairement aux essais de court-circuit, est qu'une pression de soufflage plus basse peut engendrer un niveau d'arrachement plus bas, mais une plus forte probabilité de réallumage due à un rétablissement diélectrique plus lent.

5.9.2 *Circuits de charge*

Les deux circuits de charge de la section 4 représentent des installations types de réactances. Les surtensions d'arrachement augmentant lorsque la puissance de la réactance diminue, le circuit de charge 2 peut ne pas être représentatif du cas le plus difficile, c'est-à-dire les plus petites réactances du réseau. On peut donc le remplacer par une série d'essais avec le courant minimum réel de réactance.

5.9.3 *Séries d'essais*

Les deux séries d'essais de base peuvent être utilisées pour déterminer le nombre d'arrachement du disjoncteur. Il peut alors être utilisé pour évaluer les surtensions d'arrachement dans une installation réelle, comme décrit en détail à l'annexe E.

Pour les essais en monophasé, une troisième série d'essais est nécessaire en choisissant les instants de séparation des contacts de façon telle qu'un nombre significatif d'essais soit dans la fenêtre de réallumage. L'objet principal de cette série d'essais est de montrer la coordination diélectrique du disjoncteur pendant son fonctionnement, en premier, de prouver que les réallumages se produisent toujours entre les contacts d'arc et en second de prouver la constance de la durée d'arc.

5.9.4 *Critères de réussite aux essais*

Ces critères de réussite aux essais sont:

- a) Le disjoncteur montrera sa capacité à interrompre le courant de la réactance shunt. Théoriquement, pour avoir une grande signification statistique, un grand nombre d'essais devrait être effectué. Cependant, si le disjoncteur coupe régulièrement le courant avec des réallumages uniquement au premier zéro du courant (c'est-à-dire que la fenêtre de réallumage est inférieure à une demi-période), durant les essais décrits en section 4, le disjoncteur est réputé avoir la capacité requise.
- b) Tous les réallumages doivent se produire entre les contacts d'arc. En complément aux essais, le disjoncteur sera démonté et examiné pour vérifier les marques de réallumage (par exemple perforations du matériel isolant, racines d'arc, traces, etc.) en des endroits inopportuns. Si de telles constatations sont faites, le disjoncteur n'a pas satisfait aux essais.

5.9.5 *Evaluation des caractéristiques du disjoncteur*

Pour chaque essai, une ou deux valeurs du courant d'arrachement peuvent être évaluées. La capacité parallèle étant connue, on calcule, λ , les nombres d'arrachement (équation (1)). Dans une première approche, les valeurs de λ peuvent être considérées comme ayant une distribution gaussienne, et une valeur moyenne et un écart type peuvent être calculés.

5.9.1 *Auxiliary voltages and pressures*

Since the whole process of generating overvoltages is stochastic, it is appropriate to operate the test circuit-breaker under the most probable conditions, these being rated conditions. The tests should therefore be made with the rated values of control voltage and operating pressure. Additionally, for gas-blast circuit-breakers, the pressure of the extinguishing medium should be at its rated value. The reason for the latter, which deviates from for example short-circuit testing, is that a lower extinction pressure may give a somewhat lower chopping level, but a higher probability of re-ignitions due to slower dielectric recovery.

5.9.2 *Load circuits*

The two load circuits in section 4 represent typical shunt reactor installations. Since the chopping overvoltages increase when the reactor power decreases, load circuit 2 may not represent the most onerous case, i.e. the smallest reactors in the network. It may therefore be replaced with a test series with the actual minimum reactor switching current.

5.9.3 *Test duties*

The two basic test series can be used to determine the chopping number of the circuit-breaker. It may then be used for estimation of chopping overvoltages in an actual installation, as described in detail in annex E.

For single-phase testing, a third test series is required with point-on-wave settings chosen to give a significant number of tests in the re-ignition window. The main purpose of this test series is to demonstrate the dynamic voltage coordination capability of the circuit-breaker, firstly to prove that the re-ignitions always occur only between the arcing contacts and, secondly, to prove the stability of the arcing time characteristic.

5.9.4 *Criteria for successful testing*

The criteria for successful testing are:

- a) The circuit-breaker should demonstrate a capability to interrupt the shunt reactor current. To demonstrate this with high statistical significance, theoretically a large number of test shots would be required. However, if the circuit-breaker consistently interrupts the current with re-ignitions only at the first current zero (i.e. the re-ignition window is less than one half-cycle) during the tests described in section 4, it is judged to have the required capability.
- b) All re-ignitions shall occur between the arcing contacts. On completion of the test, the circuit-breaker shall be disassembled and examined for any evidence of re-ignitions (i.e. insulating material puncture, arc roots, tracking, etc.) in inappropriate locations. If such evidence is found, then the circuit-breaker is deemed to have failed the test.

5.9.5 *Evaluation of circuit-breaker characteristics*

For each test, one or two values of chopping current may be evaluated. Knowing the parallel capacitance, the chopping numbers, λ , are calculated (equation (1)). As a first approach the values of λ can be regarded as Gaussian distributed and a mean value and a standard deviation calculated. A maximum chopping number, λ_{\max} , defined by the mean

Un nombre d'arrachement maximal, λ_{\max} , défini par la valeur moyenne plus deux écarts types, peut être utilisé pour estimer la surtension d'arrachement maximale, $k_{a \max}$ ou $k_{c \max}$ à l'aide des équations (6), (13) ou (18b). Il est attendu que 98 % des surtensions d'arrachement ne dépassent pas cette valeur.

Les transitoires de réallumages maximum, par rapport à la terre et crête à crête peuvent également être estimés avec les équations (8), (10a) et (10b) ou les équations (14a) et (14b) pour les réactances directement mises à la terre et réactances non mises à la terre, respectivement. Pour les réactances mises à la terre par réactance de neutre, les équations (19a) et (19b) sont utilisées. Voir également l'annexe C.

L'annexe E donne une description détaillée des méthodes de calcul utilisables pour l'estimation des surtensions d'arrachement et des transitoires de réallumage.

NOTE - Si la surtension maximale d'arrachement observée au cours des essais est faible, on peut directement en conclure que les surtensions d'arrachement et de réallumage seront sans danger pour la réactance et l'évaluation détaillée de la caractéristique du disjoncteur ne sera pas nécessaire.

5.10 Spécifications du disjoncteur

Si le but prévu du disjoncteur est seulement de commuter une réactance, les caractéristiques suivantes devront être spécifiées par l'utilisateur.

5.10.1 Tenue diélectrique

Les caractéristiques à préciser, sont, suivant les cas, la tension maximale du réseau, le niveau de tenue à la tension alternative et les niveaux de tenues aux ondes de foudre et de manoeuvres. Ces valeurs doivent être au moins identiques à celles du disjoncteur d'usage général pour ce niveau de tension utilisé. Il convient de porter une attention spéciale à la tension de rétablissement aux bornes du disjoncteur particulièrement sous la pluie (voir 5.10.10 ci-après et l'annexe E).

5.10.2 Valeur assignée du courant à couper

Les disjoncteurs utilisés pour commuter les réactances shunt connectées à des jeux de barres doivent normalement être capables d'éliminer les défauts dans la zone de la réactance. Le disjoncteur doit donc présenter un pouvoir de coupure de courant de défaut et les caractéristiques nécessaires à cette fonction. Pour les disjoncteurs utilisés pour commuter des réactances connectées à des lignes de transmission, le pouvoir de coupure de courant de défaut n'est pas exigé, mais la tenue au courant de courte durée admissible et à la valeur de crête du disjoncteur doit être égale à celles des disjoncteurs de protection contre les courants de défaut dans la zone d'installation de la réactance shunt.

5.10.3 Caractéristique de la réactance shunt

La caractéristique de la réactance doit être fixée en Mvar et tension assignée. Par exemple, la caractéristique d'une réactance shunt triphasée utilisée dans un réseau 420 kV, 50 Hz peut être fixée à 135 Mvar à 400 kV.

5.10.4 Courant de la réactance shunt

Le courant de la réactance shunt à couper est calculé à partir de la caractéristique assignée de la réactance shunt. Pour l'exemple donné ci-dessus, le courant de la réactance shunt est de 195 A (valeur efficace).

value plus two standard deviations, can then be used to estimate the maximum chopping overvoltage, $k_{a \max}$ or $k_{c \max}$, using equations (6), (13) or (18b). It is expected that 98 % of the chopping overvoltages will be below this value.

The maximum re-ignition transients to earth and peak-to-peak can also be estimated by means of equations (8), (10a) and (10b) or equations (14a) and (14b) for directly earthed and unearthed reactors respectively. For neutral reactor earthed cases equations (19a) and (19b) are used. Refer also to annex C.

A detailed description of calculation methods to estimate chopping overvoltages and re-ignition transients is given in annex E.

NOTE – If the maximum chopping overvoltage observed at the test is low, it may be concluded directly that chopping and re-ignition overvoltages will be harmless for the reactor installation and the detailed evaluation of the characteristic will be unnecessary.

5.10 *Circuit-breaker specification*

On the basis that the dedicated purpose of the circuit-breaker is to switch in and switch out a shunt reactor only, the following characteristics should be specified by the user.

5.10.1 *Dielectric withstand capability*

The characteristics to be stated, as applicable, are maximum system voltage, power frequency withstand level and lightning and switching impulse withstand levels. These values should be at least identical to those for any circuit-breaker applied at the applicable system voltage. Special consideration should be given to the recovery voltage across the circuit-breaker, particularly under wet conditions (refer to 5.10.10 below and annex E).

5.10.2 *Interrupting current rating*

Circuit-breakers used to switch shunt reactors connected to busbars are normally required to clear reactor zone faults. The circuit-breakers shall thus have a fault interrupting and associated capabilities suitable for the purpose. For circuit-breakers used to switch shunt reactors connected to transmission lines, fault interrupting capability may not be a requirement, but the short-time and momentary current capability of the circuit-breakers shall equal those applicable to the circuit-breakers providing fault current protection for the shunt reactor zone.

5.10.3 *Shunt reactor rating*

The shunt reactor rating shall be stated in terms of Mvar and rated voltage. For example, a three-phase shunt reactor applied on a 420 kV, 50 Hz system might be rated 135 Mvar at 400 kV.

5.10.4 *Shunt reactor current*

The shunt reactor current to be interrupted is that derived from the shunt reactor rating. For the example above, the shunt reactor current is 195 A r.m.s.

Du point de vue de l'utilisateur, ce courant de réactance shunt est le courant réel coupé par disjoncteur dans l'application concernée, conformément à sa spécification. Le constructeur peut souhaiter spécifier un pouvoir d'établissement coupure de réactance au disjoncteur. Il convient d'exprimer ceci en terme de plage de courants de réactances shunt pour le niveau de tension du réseau pour laquelle les spécifications d'interruption seront utilisées dans les conditions d'essais. Il est recommandé de noter que c'est généralement le *courant minimal* qui est le plus critique.

5.10.5 *Caractéristiques côté charge*

Les caractéristiques côté charge à spécifier par l'utilisateur sont l'inductance L de la réactance shunt (3,77 H pour l'exemple donné en 5.10.3) et la capacité totale du circuit C_L . C_L est la capacité due à la réactance shunt et à tout l'équipement connecté, y compris le jeu de barres et les isolateurs supports entre le disjoncteur et la réactance shunt (se référer aux annexes A et B).

5.10.6 *Valeurs maximales de surtension*

La *surtension maximale d'arrachement admissible*, la crête de la tension d'extinction $k_{a \max}$ ou la crête de la tension de rétablissement $k_{c \max}$, définies comme les valeurs à 2 % de probabilité, peuvent être spécifiées. La limite acceptable dépend de la tenue intrinsèque de la réactance ou de la coordination de l'isolement réalisée, par exemple avec des parafoudres.

Les *transitoires de réallumage* dépendent presque entièrement de la configuration du réseau de l'utilisateur et de la configuration de la charge. De plus, c'est principalement la raideur (du/dt) des transitoires de réallumages qui détermine la contrainte critique. Aussi, une valeur maximale acceptable ne peut pas être donnée comme exigence pour le disjoncteur. Il est raisonnable de supposer que l'amplitude maximale correspondante k_p et l'excursion crête à crête, k_s , des transitoires de réallumages est obtenue à partir de la crête maximale de la tension de rétablissement, $k_{c \max}$ comme indiqué dans les articles 5.5 à 5.7.

Pour de nombreux disjoncteurs, la surtension d'arrachement augmente avec la durée d'arc. Les réallumages se produisant après des durées d'arc brèves, l'utilisation sur la surtension maximale d'arrachement conduit à une évaluation conservatrice des surtensions de réallumage pour ces disjoncteurs.

5.10.7 *Configurations de mise à la terre*

La configuration de mise à la terre – mise à la terre directe, indirecte (à travers une réactance de neutre), ou non mise à la terre – doit être spécifiée. Il est recommandé d'indiquer l'inductance de la réactance de neutre.

5.10.8 *Durée de coupure*

La commutation d'une réactance shunt est une manoeuvre d'exploitation normale plus qu'une manoeuvre de protection. De plus, les durées de coupures de différents types de disjoncteurs peuvent varier principalement en fonction de leur durée d'ouverture mécanique. Sauf raison particulière, l'utilisateur ne doit pas spécifier de durée de coupure mais peut, s'il le souhaite, fixer des limites aux écarts de simultanéité entre pôles ou entre chambres pour des disjoncteurs multichambres. Si des dispositifs d'ouverture synchronisée sont utilisés, il est recommandé de veiller à la stabilité de la durée d'ouverture mécanique.

From the user point of view, this shunt reactor current is the actual current switched by the circuit-breaker for the application as defined in his specification. The manufacturer may wish to assign a shunt reactor switching capability to the circuit-breaker. This should then be expressed as a range of shunt reactor currents at the applicable system voltage level for which the interrupting requirements will be met under the applicable test conditions. It should be noted that it is usually the minimum current that is most critical.

5.10.5 *Load side characteristics*

The load side circuit characteristics to be stated by the user are the inductance L of the shunt reactor (3,77 H for the example in 5.10.3) and the total capacitance C_L of the circuit. C_L is the capacitance contributed by the shunt reactor and all connected equipment, including busbars and supporting insulators between the circuit-breaker and the shunt reactor (refer to annexes A and B).

5.10.6 *Overvoltage limits*

The maximum acceptable chopping overvoltage, the suppression peak voltage $k_{a \max}$ or the recovery peak voltage $k_{c \max}$, defined as the 2 % value, may be stated. The acceptable limit is dependent on the switching surge capability of the reactor or the insulation coordination achieved by, for example, surge arresters.

Re-ignition transients are almost entirely dependent on the user's system and load side circuit arrangement. It is further mainly the steepness (du/dt) of the re-ignition transient that determines the critical stress. Therefore a maximum acceptable voltage value cannot be stated as a circuit-breaker requirement. A reasonable assumption of the corresponding maximum magnitude, k_p , and peak-to-peak excursion, k_s , of the re-ignition transients is achieved from the maximum chopping recovery peak voltage, $k_{c \max}$, as described in clauses 5.5 to 5.7.

For many circuit-breakers the chopping overvoltage increases with arcing time. Since the re-ignitions occur after short arcing times, the use of the maximum chopping overvoltage leads to a conservative estimation of re-ignition overvoltages for such circuit-breakers.

5.10.7 *Earthing arrangement*

The earthing arrangement – directly earthed, indirectly earthed (through neutral reactor) or unearthed – should be stated. The inductance value of the neutral reactor should be given.

5.10.8 *Break time*

Shunt reactor switching is a normal routine, rather than a protective switching operation. Additionally, the interrupting times of different types of circuit-breakers will vary, dependent mainly on mechanical opening time. Unless there is a particular reason for doing so, the user should not specify a break time, but may wish to state some limitation with respect to simultaneity between poles and between breaks for multi-break circuit-breakers. Where synchronous control opening devices are applied, consideration should be given to the repeatability of the mechanical opening time.

5.10.9 *Endurance mécanique*

Les appareils de commutation de réactance shunt sont souvent utilisés journallement. Etant donné que les réactances shunt sont commutées fréquemment, il convient de fixer le nombre de cycles fermeture-ouverture avant entretien.

Un essai de type d'endurance mécanique peut être exigé.

5.10.10 *Renseignements pour les soumissions*

En plus des autres données techniques exigées par la CEI 56, il convient d'exiger les renseignements suivants pour l'évaluation de l'aptitude du disjoncteur prévu:

- rapport d'essais de coupure de courant de réactance shunt avec détails du circuit d'essais, durées d'arc mesurées et valeurs des surtensions d'arrachement associées et de courant arraché (si mesuré);
- analyse des résultats d'essais comme décrit en annexe E;
- preuve de la capacité de tenue du disjoncteur;
- détails de l'équipement auxiliaire fourni avec le disjoncteur.

5.10.9 *Mechanical endurance*

Reactor circuit-breakers are often operated daily. Given that shunt reactors are switched frequently, the required number of opening and closing operations before maintenance should be stated.

Extended mechanical endurance may be required.

5.10.10 *Tender information*

In addition to technical data requested by IEC 56, the following information should be requested for evaluation of the suitability of a given circuit-breaker for the purpose of:

- reactor switching test report, complete with test circuit details, measured arcing times and associated chopping overvoltage and chopped current values (if measured);
- analysis of the test results as described in annex E;
- evidence of applicable withstand capability across the circuit-breaker;
- details of auxiliary equipment provided with the circuit-breaker.

Annexe A
(informative)

Caractéristiques de la réactance shunt

Pour des tensions supérieures ou égales à 72,5 kV, les réactances shunts sont reliées directement aux jeux de barres du poste ou départs des lignes de transport et sont mises à la terre directement ou par l'intermédiaire d'une réactance de neutre (désignée quelquefois par le terme «arrangement à quatre réactances»). Pour des tensions inférieures à 72,5 kV, les réactances sont habituellement reliées aux enroulements tertiaires d'un transformateur et ne sont généralement pas mises à la terre.

A.1 Réactances shunts pour des tensions nominales supérieures ou égales à 72,5 kV

La majorité des réactances shunts installées pour des tensions supérieures ou égales à 72,5 kV sont comprises dans une plage allant de 30 Mvar à 300 Mvar (triphasé). Les unités monophasées les plus importantes ont des puissances en groupe triphasé de 400 Mvar.

Les caractéristiques des réactances shunts dépendent, dans une large mesure, de leur conception qui peut être:

- à noyau de fer à trois colonnes avec entrefers;
- à noyau de fer à cinq colonnes avec entrefers;
- à noyau de fer type cuirassé avec entrefers;
- sans noyau de fer (air).

Le tableau A.1 donne quelques caractéristiques types des réactances shunts.

Tableau A.1 – Caractéristiques électriques de réactance shunt typique

Tension appliquée kV	Puissance Mvar	Fréquence industrielle Hz	Courant nominal A	Inductance H	Capacité nF	Fréquence propre kHz
765	150 – 300	60	113 – 226	5,17 – 10,35	1,7 – 4,0	1,1 – 1,7
735	330	60	259	4,34	4,1	1,2
525	135	60	148	5,43	1,8 – 4,0	1,1 – 1,6
400	120 – 200	50	173 – 289	2,55 – 4,25	1,9 – 3,2	1,4 – 2,3
236	125	60	306	1,18	2,1	3,2
132	55	50	240	1,0	1,3	4,4
115	25	60	126	1,4	2,9	2,5
60	20	60	190	0,48	2,0	5,1
36	35 – 100	50/60	560 – 1 600	98 – 34	0,8 – 2 ¹⁾	9 – 16 ²⁾
24	35 – 100	50/60	840 – 2 400	44 – 15	0,8 – 2 ¹⁾	14 – 24 ²⁾
17,5	40 – 80	50/60	1 400 – 2 600	20 – 10	0,8 – 2 ¹⁾	21 – 29 ²⁾
12	40 – 75	50/60	1 900 – 3 600	10 – 5	0,8 – 2 ¹⁾	29 – 41 ²⁾

1) Capacité de la réactance à huile par rapport à la terre en ne tenant pas compte du couplage capacitif interne entre phases.
2) Applicable au premier pôle qui coupe.

Annex A (informative)

Shunt reactor characteristics

At 72,5 kV and above, shunt reactors are directly connected to station busbars or to transmission line terminations and are earthed directly or through a neutral reactor (sometimes referred to as a four-reactor scheme). At voltages below 72,5 kV, reactors are commonly connected to system transformer tertiary windings and are usually unearthed.

A.1 Shunt reactors rated 72,5 kV and above

The majority of the installed shunt reactors at 72,5 kV and above are in the 30 Mvar to 300 Mvar (three-phase) range. The largest single-phase units have a rating of 400 Mvar as a three-phase group.

The characteristics of shunt reactors depend to a great extent on the design, which can be:

- three-legged gapped iron-core;
- five-legged gapped iron-core;
- shell-type gapped iron-core;
- coreless (air-cored).

Table A.1 gives some typical shunt reactor characteristics.

Table A.1 – Typical shunt reactor electrical characteristics

Applied voltage kV	Rating Mvar	Power frequency Hz	Rated current A	Inductance H	Capacitance nF	Natural frequency kHz
765	150 – 300	60	113 – 226	5,17 – 10,35	1,7 – 4,0	1,1 – 1,7
735	330	60	259	4,34	4,1	1,2
525	135	60	148	5,43	1,8 – 4,0	1,1 – 1,6
400	120 – 200	50	173 – 289	2,55 – 4,25	1,9 – 3,2	1,4 – 2,3
236	125	60	306	1,18	2,1	3,2
132	55	50	240	1,0	1,3	4,4
115	25	60	126	1,4	2,9	2,5
60	20	60	190	0,48	2,0	5,1
36	35 – 100	50/60	560 – 1 600	98 – 34	0,8 – 2 ¹⁾	9 – 16 ²⁾
24	35 – 100	50/60	840 – 2 400	44 – 15	0,8 – 2 ¹⁾	14 – 24 ²⁾
17,5	40 – 80	50/60	1 400 – 2 600	20 – 10	0,8 – 2 ¹⁾	21 – 29 ²⁾
12	40 – 75	50/60	1 900 – 3 600	10 – 5	0,8 – 2 ¹⁾	29 – 41 ²⁾

¹⁾ Oil-filled reactor capacitance phase-to-earth ignoring internal capacitive coupling between phases.

²⁾ Applicable to first pole to clear.

Pour des tensions comprises entre 72,5 kV et 245 kV, les réactances sont le plus souvent du type à huile et ont des noyaux à trois colonnes avec entrefer et des enroulements à couches, ou en galettes imbriquées ou non. Pour des tensions comprises entre 69 kV et 145 kV, les futures réactances tendront vers le type sec à air.

Pour des tensions comprises entre 300 kV et 550 kV, les réactances sont des unités monophasées ou triphasées à noyaux à trois colonnes, cinq colonnes ou de type cuirassé (les colonnes de noyaux sont avec entrefers). Les enroulements sont du type à couches, en galettes continues ou en galettes imbriquées.

Pour des tensions de 735 kV et de 765 kV, les réactances sont presque toujours des batteries d'unités monophasées de constructions identiques à celles des unités monophasées utilisées pour une tension de 550 kV.

Les valeurs globales de la capacité des réactances dépendent de leur conception et de leur construction. En ce qui concerne les unités à huile, la capacité est composée de la capacité de traversée, de la capacité de la série d'enroulements et des capacités de l'enroulement par rapport à la terre ou aux blindages. Les capacités de traversée sont comprises entre 500 pF et 800 pF.

Les capacités globales des enroulements varient entre une valeur minimale d'environ 1 200 pF et une valeur maximale d'environ 3 500 pF, les enroulements à couches présentant les valeurs les plus faibles et les enroulements en galettes imbriquées présentant les valeurs les plus élevées. En ce qui concerne les unités de type sec, il n'y a pas de traversée et la capacité est composée de la capacité des enroulements par rapport à la terre et de la capacité de la série d'enroulements. Ces deux valeurs sont faibles, la dernière, du fait du nombre important de spires propre à ce type de bobines, et la capacité réelle est comprise entre 300 pF et 500 pF.

Pour l'application générale de commutation de la réactance et à des fins d'essais en laboratoire, on peut raisonnablement supposer que les réactances à huile présentent une capacité d'au moins 2 000 pF. Pour des tensions nominales comprises entre 72,5 kV et 800 kV, les fréquences propres des réactances seront comprises entre 1 kHz et 5 kHz, les fréquences les plus basses correspondant aux tensions les plus élevées et inversement.

A.2 Réactances shunts pour des tensions assignées inférieures à 72,5 kV

Pour des tensions assignées inférieures à 72,5 kV, les réactances shunts sont soit des unités à huile avec noyau de fer à trois colonnes, soit des bobines sèches. Le tableau A.1 fournit quelques caractéristiques types des réactances shunts pour des tensions comprises dans cette plage.

Le tableau A.1 illustre la plage étendue de courant et de fréquence propre applicables pour cette plage de tensions. En ce qui concerne les réactances à bobine sèche, la capacité par rapport à la terre est comprise entre 300 pF et 500 pF, et les fréquences propres correspondantes seront deux à trois fois plus élevées que celles indiquées dans le tableau ci-dessus.

In the range 72,5 kV to 245 kV, reactors are most commonly oil-filled and have three-legged gapped cores with layer, continuous disc or interleaved disc windings. Future reactors in the range 69 kV to 145 kV will tend to be air-cored dry coil units.

At 300 kV to 550 kV, reactors are single-phase or three-phase units with three-legged, five-legged or shell-type cores (with the wound core legs gapped). The windings are of the layer, continuous disc or interleaved disc type.

At 735 kV and 765 kV, reactors are almost exclusively banks of single-phase units with similar constructions as for 550 kV single-phase units.

The effective capacitance values of the reactors are dependent on the design and construction. For oil-filled units, the capacitance is composed of bushing capacitance, winding series capacitance and winding capacitances to earth or to shields. Bushing capacitances range from 500 pF to 800 pF.

Effective winding capacitances vary from a minimum of about 1 200 pF to a maximum of about 3 500 pF, layer windings having the lowest values and interleaved disc windings the highest values. For dry coil units, no bushings are involved and capacitance is that due to windings to earth and winding series capacitance. Both of these values are low, the latter so because of the large number of turns inherent in such coils, and the effective capacitance is in the range 300 pF to 500 pF.

For general reactor switching application and laboratory testing purposes, oil-filled reactors can reasonably be assumed to have an effective capacitance of at least 2 000 pF. This will give natural frequencies of 1 kHz to 5 kHz for reactors rated 72,5 kV to 800 kV, the lower frequencies being applicable at the higher voltages and vice versa.

A.2 Shunt reactors rated below 72,5 kV

Shunt reactors rated below 72,5 kV are either oil-filled, three-legged iron-core units or dry-coil units. Table A.1 gives some typical shunt reactor characteristics in this range.

Table A.1 illustrates the wide range of current and natural frequency applicable in this voltage range. For dry-coil reactor units, the capacitance to earth is in the range 300 pF to 500 pF and the corresponding natural frequencies will be two to three times those given in the above table.

Annexe B (informative)

Caractéristiques du réseau et du poste

Les caractéristiques du réseau (source) et du poste interagissent avec le disjoncteur durant la commutation de réactances shunts et doivent, pour cette raison, être prises en compte lors de l'utilisation de disjoncteurs.

B.1 Caractéristiques du réseau

Les caractéristiques du réseau ayant une influence sur la commutation de la réactance sont l'inductance et la capacité côté source. L'inductance de source peut être déduite du niveau du courant de court-circuit le plus fréquent dans le poste. La capacité côté source est généralement beaucoup plus élevée que la capacité côté charge. A des fins d'essais de type de disjoncteur, la première est supposée être au moins dix (10) fois plus élevée que la seconde.

B.2 Caractéristiques du poste

Les réactances shunts directement connectées sont reliées soit aux jeux de barres du poste, soit aux lignes aériennes. Une enquête mondiale (référence [4] de l'annexe G) a montré que la connexion aux jeux de barres est trois fois plus fréquente que la connexion aux lignes. Les caractéristiques à prendre en compte sont l'inductance du jeu de barres ou de la ligne et toute capacité venant s'ajouter à celle de la réactance. Les valeurs types sont données au tableau B.1.

**Tableau B.1 – Caractéristiques relatives aux raccordements
des installations de réactances shunt**

Raccordement	Inductance $\mu\text{H/m}$	Capacité pF/m
Jeu de barres/ligne	1	10
Câble	0,2 – 0,5	200 – 400
PSEM	0,2	60

L'inductance des longueurs de connexion, y compris celle des longueurs les plus importantes (150 m à 200 m), est négligeable par rapport à celles des réactances haute tension, mais elle influence le processus de réallumage. La capacité de grandes longueurs de connexions jeu de barres/ligne (jusqu'à 170 m), des longueurs de câble relativement courtes ou des longueurs de jeux de barres de postes sous enveloppe métallique (PSEM), est importante comparée à la capacité de la réactance et doit être prise en compte. En outre, d'autres matériels connectés entre le disjoncteur et la réactance contribueront également à la capacité totale côté charge et devront aussi être pris en compte. Les valeurs des capacités de ces matériels sont indiquées au tableau B.2.

Annex B (informative)

System and station characteristics

System (source) and station characteristics interact with the circuit-breaker during the switching of shunt reactors and must be considered in the application of circuit-breakers for this purpose.

B.1 System characteristics

The system characteristics which impact on reactor switching are the source inductance and the source side capacitance. The source inductance can be derived from the prevailing short-circuit level at the station. The source side capacitance is in general very much greater than the load side capacitance. For circuit-breaker type testing purposes, the former capacitance is assumed to be at least ten (10) times greater than the latter.

B.2 Station characteristics

Directly connected shunt reactors are connected either to station busbars or to overhead lines. A worldwide survey (ref. [4] of annex G) has shown that connection to busbars is three times more common than that to transmission lines. The characteristics which are of relevance are the inductance of the connecting busbar or line and any capacitances in addition to that of the reactor. Typical values are given in table B.1.

**Table B.1 – Connection characteristics for
shunt reactor installations**

Connection	Inductance $\mu\text{H}/\text{m}$	Capacitance pF/m
Busbar/line	1	10
Cable	0,2 – 0,5	200 – 400
GIS	0,2	60

The inductance of even the longest connection lengths (150 m to 200 m) is not significant compared to the inductance of high-voltage reactors, but does influence the re-ignition process. The capacitance of long connecting busbar/line lengths (up to 170 m reported), and relatively short cable or busbars in gas insulated substations (GIS) lengths is significant compared to that of the reactor and must be considered. Additionally, other connected equipment between the circuit-breaker and the reactor will also contribute to the overall load side capacitance and may also require consideration. Capacitance values for such equipment are given in table B.2.

Tableau B.2 – Valeurs de la capacité des différents matériels du poste

Matériel	Capacité* nF
Transformateurs condensateurs de tension	2 – 16
Transformateurs de courant	0,15 – 1,2
Transformateurs de tension	0,15 – 0,45
Parafoudres	0,08 – 0,12
Interrupteurs-sectionneurs	0,06 – 0,20
Isolateurs de jeux de barres	0,05
Traversées dans l'air de PSEM	
- SF ₆	0,03 – 0,15
- Condensateur	0,10 – 1
- Epoxy	0,10 – 1
* Suivant la tension assignée	

Table B.2 – Capacitance values of various station equipment

Equipment	Capacitance* nF
Capacitor voltage transformers	2 – 16
Current transformers	0,15 – 1,2
Voltage transformers	0,15 – 0,45
Surge arresters	0,08 – 0,12
Switch disconnectors	0,06 – 0,20
Busbar support insulators	0,05
GIS air entrance bushings	
– SF ₆	0,03 – 0,15
– Capacitor	0,10 – 1
– Epoxy	0,10 – 1
* Variation is with voltage rating	

Annexe C (informative)

Calcul général des surtensions d'arrachement et de réallumage

C.1 Généralités

L'objet de cette annexe est de fournir les bases nécessaires pour le calcul des équations relatives aux surtensions d'arrachement et de réallumage, données aux articles 5.5 à 5.7. Les équations relatives aux trois cas de réactances shunts – réactance directement mise à la terre, réactance non mise à la terre et réactance mise à la terre par l'intermédiaire d'une réactance de neutre – peuvent être déduites à partir du cas général montré dans la figure C.1.

Le traitement détaillé des surtensions après coupure d'une charge inductive triphasée est donné aux références [5], [6] et [37].

C.2 Surtensions d'arrachement

Le cas général pour les surtensions d'arrachement ainsi que les définitions est montré à la figure C.2 et à la figure 9.

Avant toute coupure, la tension du neutre de la réactance par rapport à la terre est nulle, du fait des symétries du circuit et des tensions. Après la coupure de la première phase, le potentiel du neutre s'éloigne du potentiel de terre avec une oscillation transitoire égale à la tension à vide phase-terre, de la première phase coupée multipliée par κ et de signe opposé. κ dépend des dispositions de mise à la terre comme indiqué dans l'équation (C.1). Voir les figures 13 et 15. Des conditions semblables s'appliquent après coupure du deuxième pôle. La valeur de κ est donnée par l'équation (C.1).

$$\kappa = \frac{L_N}{L + 2 L_N} = \frac{1}{2 + \frac{L}{L_N}} \quad (\text{C.1})$$

La tension côté charge pour la première phase coupée oscillera autour de la tension de décalage du neutre. L'arrachement de courant fournit de l'énergie à cette oscillation, le degré d'arrachement détermine l'amplitude de la surtension. Toutes les surtensions dépendent directement de l'énergie d'oscillation et par conséquent un coefficient de tension k_b est introduit pour représenter cette énergie. Il est défini comme l'amplitude initiale de l'oscillation côté charge et exprimé en p.u. de la crête de tension phase-terre (figure C.2). La valeur de k_b peut être déterminée à partir du courant arraché ou du nombre d'arrachement comme donné dans les équations (C.2) et (C.3).

$$k_b = \sqrt{(1 + \kappa)^2 + \frac{i_{ch}^2 \times L (1 + \kappa)}{u_o^2 \times C_L}} \quad (\text{C.2})$$

où

i_{ch} est le courant arraché;

u_o est la crête de la tension phase-terre du réseau;

L est l'inductance de la réactance;

C_L est la capacité réelle côté charge par rapport à la terre.

Annex C (informative)

General derivation of chopping and re-ignition overvoltages

C.1 General

The purpose of this annex is to provide the basis for the derivation of the chopping and re-ignition overvoltage equations given in clauses 5.5 to 5.7. The equations for the three cases of directly earthed, unearthed and neutral reactor earthed shunt reactors can be derived from the general case shown in figure C.1.

A detailed treatment of overvoltages after interruption of three-phase inductive load is given in references [5], [6] and [37].

C.2 Chopping overvoltages

The general case for chopping overvoltages with definitions is shown in figure C.2 and in figure 9.

Prior to clearing of any phase, the voltage to earth of the reactor neutral is zero, due to the circuit and voltage symmetries. After the first-phase clearing, the neutral moves away from earth potential through a transient oscillation towards a bias voltage equal to the no-load line-to-earth voltage of the first interrupted phase multiplied by κ and with the opposite sign. κ depends on the earthing arrangement as given in equation (C.1). Refer to figures 13 and 15. Similar conditions apply after clearing of the second pole. The value of κ is given in equation (C.1).

$$\kappa = \frac{L_N}{L + 2 L_N} = \frac{1}{2 + \frac{L}{L_N}} \quad (\text{C.1})$$

The load side voltage for the first-phase-to-clear will oscillate around the shifted neutral voltage. Current chopping adds energy to this oscillation, the degree of chopping determining the magnitude of the overvoltage. All overvoltages are directly dependent on the oscillating energy and therefore a voltage factor k_b is introduced representing this energy, defined as the initial amplitude of the load oscillation, expressed in p.u. of the phase-to-earth crest voltage (figure C.2). The value of k_b can be determined from the chopping current or the chopping number as given in equations (C.2) and (C3).

$$k_b = \sqrt{(1 + \kappa)^2 + \frac{i_{\text{ch}}^2 \times L (1 + \kappa)}{u_o^2 \times C_L}} \quad (\text{C.2})$$

where

i_{ch} is the chopped current;

u_o is the crest of system voltage to earth;

L is the reactor inductance;

C_L is the effective load side capacitance to earth.

En introduisant le nombre d'arrachement suivant l'équation (1) et la puissance réactive triphasée de la réactance Q dans l'équation (C.2):

$$U_o^2 = \frac{2 \omega L Q}{3} \quad (C.3)$$

k_b s'exprime ainsi:

$$k_b = (1 + \kappa) \sqrt{1 + \frac{3 N \lambda^2}{2 \omega Q (1 + \kappa)} \cdot \frac{C_t}{C_L}}$$

où

Q est la puissance réactive triphasée de la réactance (var);

N est le nombre de chambres de coupure par pôle;

$\omega = 2 \pi f$ (vitesse angulaire du réseau);

λ est le nombre d'arrachements d'une chambre de coupure.

C_t est la capacité réelle en parallèle avec le disjoncteur donnée par:

$$C_t = C_p + \frac{C_s C_L}{C_s + C_L} \quad (\text{voir équation (2)})$$

où

C_s est la capacité totale par rapport à la terre côté alimentation du disjoncteur;

C_p est la capacité parallèle (de répartition de tension) du disjoncteur.

C_p peut couramment être négligé.

Pour le premier pôle qui coupe, la valeur de C_L à utiliser dans les équations (C.2) et (C.3) est:

$$C_L = (C_G + 2 C_\phi) \quad (C.4)$$

où

C_G est la capacité d'une phase par rapport à la terre incluant les capacités par rapport à la terre des connexions;

C_ϕ est la capacité entre phases.

Si la capacité à travers l'enroulement, C_w dans la figure C.1, est connue, elle doit être prise en compte en ajoutant la valeur de C_w à C_G pour les réactances directement mises à la terre et les réactances non mises à la terre ou en ajoutant $C_w/3$ à C_ϕ (transformation étoile-triangle) pour les réactances mises à la terre par réactance de neutre.

Dans beaucoup de cas, C_ϕ peut être négligeable par rapport à C_G et n'être pas pris en compte.

Les équations (C.2) et (C.3) sont correctes pour les réactances non mises à la terre seulement si la capacité neutre-terre C_N est petite par rapport à C_L . Quoi qu'il en soit, l'influence est marginale pour des valeurs réalistes de C_N .

By introducing the chopping number according to equation (1) and the three-phase reactive power Q into equation (C.2):

$$u_o^2 = \frac{2 \omega L Q}{3} \quad (\text{C.3})$$

k_b is expressed as:

$$k_b = (1 + \kappa) \sqrt{1 + \frac{3 N \lambda^2}{2 \omega Q (1 + \kappa)}} \cdot \frac{C_t}{C_L} \quad (\text{C.3})$$

where

Q is the three-phase reactor rating (var);

N is the number of breaking units per pole;

$\omega = 2 \pi f$ (angular power frequency);

λ is the chopping number of one breaking unit.

C_t is the effective capacitance parallel to the circuit-breaker given by:

$$C_t = C_p + \frac{C_s C_L}{C_s + C_L} \quad (\text{see equation (2)})$$

where:

C_s is the total capacitance to earth at the supply side of the circuit-breaker;

C_p is the parallel (grading) capacitance of the circuit-breaker.

C_p may usually be neglected.

For the first phase to clear, the value of C_L to be used in equations (C.2) and (C.3) is:

$$C_L = (C_G + 2 C_\phi) \quad (\text{C.4})$$

where:

C_G is the capacitance to earth of one phase including the earth capacitances of the connections;

C_ϕ is the phase-to-phase capacitance

If the capacitance across the winding, C_w in figure C.1, is known, it can be taken into account by adding the value of C_w to C_G for directly earthed reactors and for the un-earthed and reactor earthed cases by adding $C_w/3$ to C_ϕ (star-delta transform).

For many applications, C_ϕ may not be significant compared to C_G and can be ignored.

Equations (C.2) and (C.3) are correct for unearthed reactors only if the neutral-to-earth capacitance C_N is small in comparison with C_L . However, the influence is marginal for realistic values of C_N .

Les équations (C.2) et (C.3) ne prennent pas en compte la contribution de la tension d'arc avant arrachement pour l'énergie d'oscillation. Dans les cas de réactances moyenne tension, l'influence de la tension d'arc peut être significative. Pour la prendre en compte, utiliser l'équation (C.5) (se référer à la figure C.2).

$$k_b = \sqrt{\left(1 + \kappa + \frac{U_a}{U_o}\right)^2 + \frac{i_{ch}^2 \times L (1 + \kappa)}{U_o^2 \times C_L}} \quad (C.5)$$

où u_a est la tension d'arc comme montré à la figure 9 et à la figure C.2.

Pour les réactances directement mises à la terre ($\kappa = 0$), les équations ci-dessus peuvent être utilisées pour la coupure de toute phase. Pour les réactances non mises à la terre ou réactances mises à la terre par réactance de neutre, les équations s'appliquent seulement pour le premier pôle qui coupe. Pour les deuxième et troisième pôles, il n'y a pas ou peu de décalage de neutre. L'énergie libérée peut être légèrement supérieure et la capacité réelle légèrement inférieure mais en tenant compte de ces faits, on peut présumer que les surtensions d'arrachement seront plus faibles, à moins que la valeur du courant arraché ne soit nettement plus grande pour les plus longues durées d'arc.

La crête de la surtension d'extinction est:

$$k_a = k_b - \kappa \quad (C.6)$$

et avec un facteur d'amortissement α , la surtension par rapport à la terre de la crête de la tension de rétablissement est:

$$k_c = \alpha k_b + \kappa \quad (C.7)$$

La crête de la tension de rétablissement aux bornes du disjoncteur est:

$$k_r = k_c + 1 = \alpha k_b + 1 + \kappa \quad (C.8)$$

L'amortissement de l'oscillation côté charge est généralement petit et on peut présumer que le facteur d'amortissement est $\alpha \approx 1$, ce qui est une approche prudente comme le pire des cas.

Pour les différents cas, les surtensions suivantes en p.u. s'appliquent (avec $\alpha = 1$) et k_b calculé suivant l'équation (C.5), dépendant ainsi de κ :

Pour les réactances *directement* mises à la terre ($L_N = 0$):

$$\begin{aligned} \kappa &= 0 \\ k_a &= k_b \\ k_c &= k_b \\ k_r &= k_b + 1 \end{aligned}$$

Pour les réactances *non mises à la terre* (L_N infini):

$$\begin{aligned} \kappa &= 0,5 \\ k_a &= k_b - 0,5 \\ k_c &= k_b + 0,5 \\ k_r &= k_b + 1,5 \end{aligned}$$

Equations (C.2) and (C.3) do not take into account the contribution to the oscillating energy from the arc voltage prior to chopping. For medium-voltage shunt reactor applications the influence of arc voltage may be significant. To take this into account equation (C.5) has to be used (refer to figure C.2).

$$k_b = \sqrt{\left(1 + \kappa + \frac{U_a}{U_o}\right)^2 + \frac{i_{ch}^2 \times L (1 + \kappa)}{U_o^2 \times C_L}} \quad (C.5)$$

where u_a equals the arc voltage as shown in figure 9 and figure C.2.

For directly earthed reactors ($\kappa = 0$), the above equations can be applied to clearing on any phase. For unearthed or reactor earthed reactors, the equations apply to the first-phase-to-clear. For second and third phase-to-clear, there is no or lower neutral shift. The released energy may be slightly higher and the effective capacitance slightly lower but, taking these facts into account, it can be assumed that the chopping overvoltages are lower unless the chopping current level is significantly higher at the longer arcing times.

The suppression peak overvoltage is:

$$k_a = k_b - \kappa \quad (C.6)$$

and assuming a damping factor α , the overvoltage to earth at the recovery voltage peak is:

$$k_c = \alpha k_b + \kappa \quad (C.7)$$

The crest recovery voltage across the circuit-breaker is:

$$k_r = k_c + 1 = \alpha k_b + 1 + \kappa \quad (C.8)$$

The damping of the load oscillation is usually small and the damping factor can be assumed to be $\alpha \approx 1$ which gives a conservative approach as the worst case.

For the different applications the following overvoltages in p.u. then apply (assuming $\alpha = 1$) with k_b calculated according to equation (C.5), thus depending on κ :

For *directly* earthed reactors ($L_N = 0$):

$$\kappa = 0$$

$$k_a = k_b$$

$$k_c = k_b$$

$$k_r = k_b + 1$$

For *unearthed* reactors (L_N infinite):

$$\kappa = 0,5$$

$$k_a = k_b - 0,5$$

$$k_c = k_b + 0,5$$

$$k_r = k_b + 1,5$$

Pour les réactances *mises à la terre par réactance de neutre*:

$$\kappa = \frac{1}{2 + \frac{L}{L_N}}$$

$$k_a = k_b - \kappa$$

$$k_c = k_b + \kappa$$

$$k_r = k_b + 1 + \kappa$$

NOTE – Une réactance à trois noyaux directement mise à la terre avec couplage inductif entre phases peut être traitée comme une réactance mise à la terre par réactance de neutre avec l'inductance de la réactance de neutre étant égale à la mutuelle inductance de la réactance. Comme la mutuelle inductance d'une réactance symétrique, L_N est donc négatif et peut seulement varier entre $-L/3$ (maximum de couplage inductif) et zéro (pas de couplage inductif). κ , dans ce cas, devient toujours négatif.

C.3 Surtensions de réallumage

En se référant à la figure C.3, la surtension de réallumage maximale par rapport à la terre (en présumant encore le pire des cas, $\alpha = 1$) est donnée par:

$$k_p = 1 + \beta (k_b + 1 + \kappa) \quad (C.9)$$

où β , comme précédemment, est le facteur d'amortissement associé à l'oscillation de réallumage.

De même, l'amplitude maximale crête à crête de la tension de réallumage est donnée par:

$$k_s = (1 + \beta) (k_b + 1 + \kappa) \quad (C.10)$$

Pour les réactances *directement mises à la terre* ($k_a = k_b$):

$$\kappa = 0$$

$$k_p = 1 + \beta (k_a + 1)$$

$$k_s = (1 + \beta) (k_a + 1)$$

Pour les réactances *non mises à la terre*:

$$\kappa = 0,5$$

$$k_p = 1 + \beta (k_b + 1,5)$$

$$k_s = (1 + \beta) (k_b + 1,5)$$

Pour les réactances *mises à la terre par réactance de neutre*:

$$\kappa = \frac{1}{\frac{L}{L_N} + 2}$$

$$k_p = 1 + \beta (k_b + 1 + \kappa)$$

$$k_s = (1 + \beta) (k_b + 1 + \kappa)$$

For neutral reactor earthed reactors:

$$\kappa = \frac{1}{2 + \frac{L}{L_N}}$$

$$k_a = k_b - \kappa$$

$$k_c = k_b + \kappa$$

$$k_r = k_b + 1 + \kappa$$

NOTE – A three-legged, directly earthed reactor with inductive coupling between phases can be treated as a neutral reactor earthed reactor with the inductance of the neutral reactor being equal to the mutual inductance of the reactor. The mutual inductance of a symmetrical reactor (and accordingly L_N) is negative. L_N can, in this case, only vary between $-L/3$ (maximum inductive coupling) and zero (no inductive coupling), hence κ will always become negative.

C.3 Re-ignition overvoltages

With reference to figure C.3 the maximum re-ignition overvoltage to earth (assuming again the worst case, $\alpha = 1$) is given by:

$$k_p = 1 + \beta (k_b + 1 + \kappa) \quad (\text{C.9})$$

where β as before is the damping factor associated with the re-ignition oscillation.

Similarly the maximum re-ignition voltage excursion peak-to-peak is given by:

$$k_s = (1 + \beta) (k_b + 1 + \kappa) \quad (\text{C.10})$$

For *directly* earthed reactors ($k_a = k_b$):

$$\kappa = 0$$

$$k_p = 1 + \beta (k_a + 1)$$

$$k_s = (1 + \beta) (k_a + 1)$$

For *unearthed* reactors:

$$\kappa = 0,5$$

$$k_p = 1 + \beta (k_b + 1,5)$$

$$k_s = (1 + \beta) (k_b + 1,5)$$

For *neutral reactor earthed* reactors:

$$\kappa = \frac{1}{\frac{L}{L_N} + 2}$$

$$k_p = 1 + \beta (k_b + 1 + \kappa)$$

$$k_s = (1 + \beta) (k_b + 1 + \kappa)$$

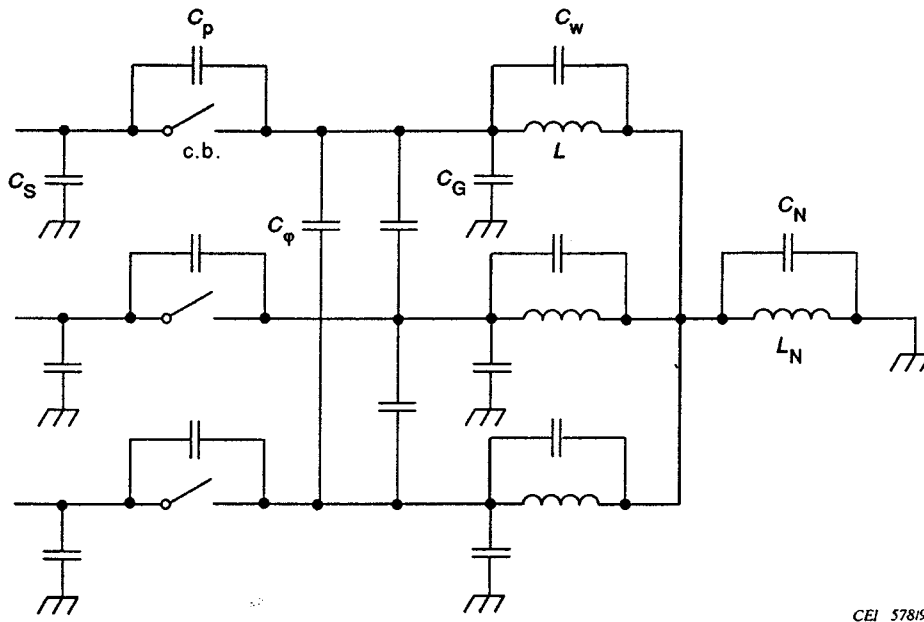


Figure C.1 – Circuit général d'une réactance shunt

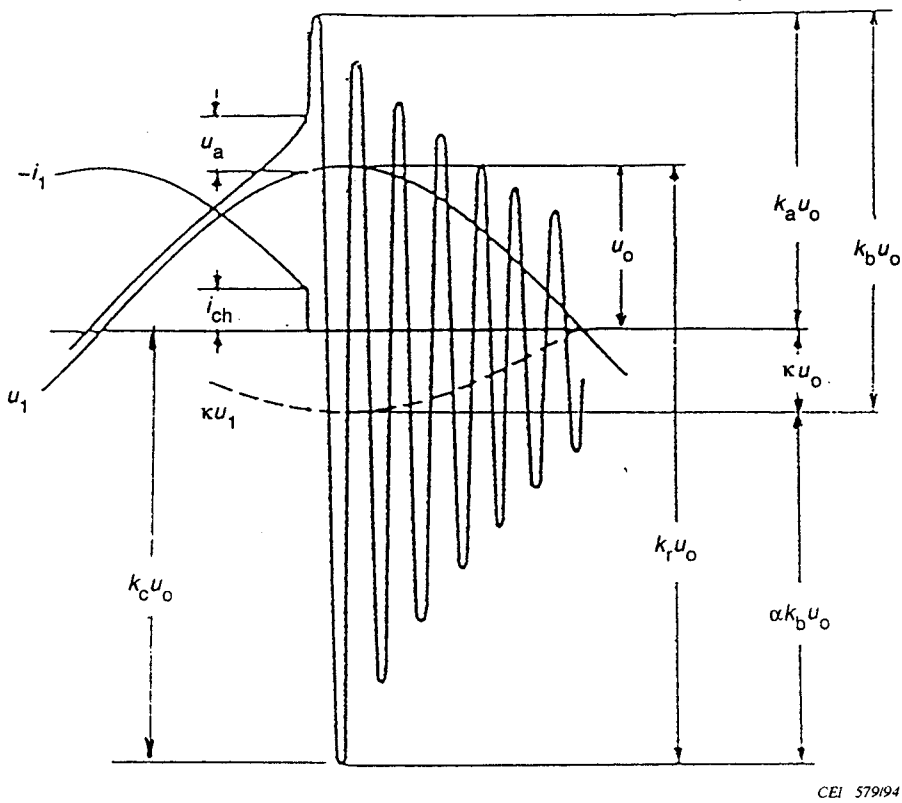
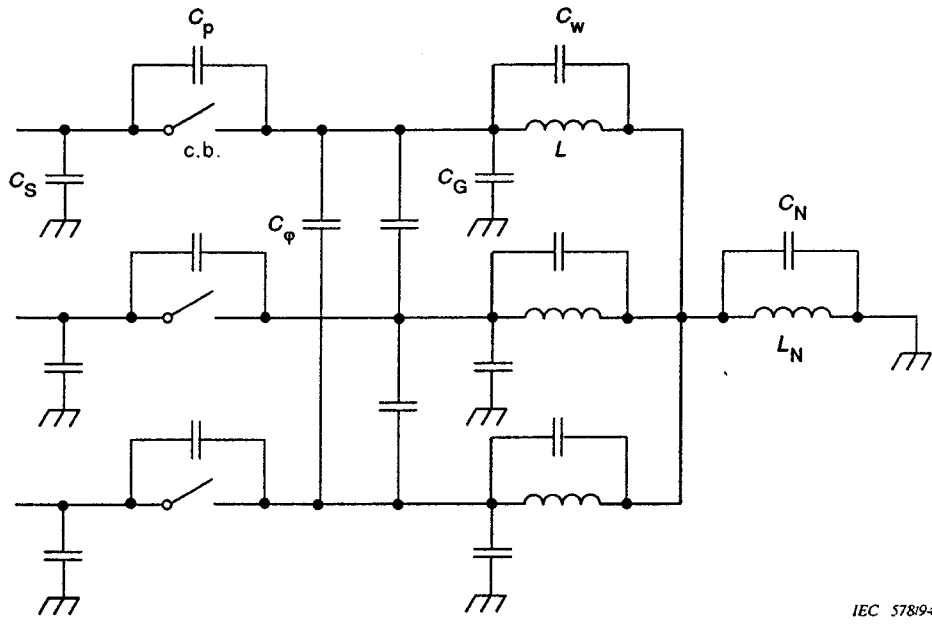
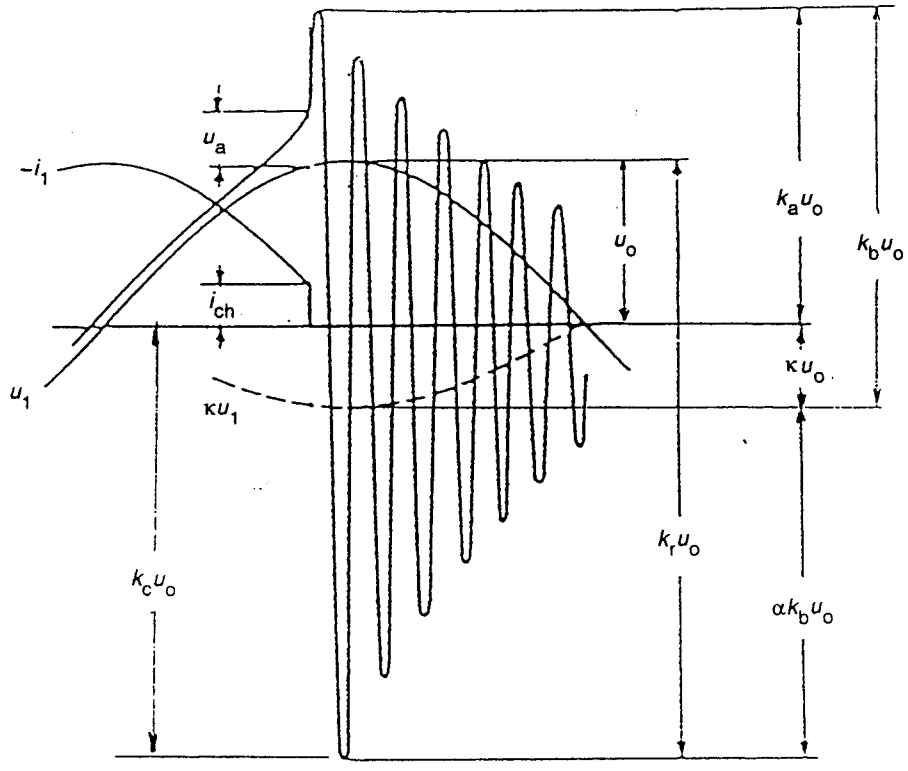


Figure C.2 – Tension de rétablissement après coupure par le premier pôle



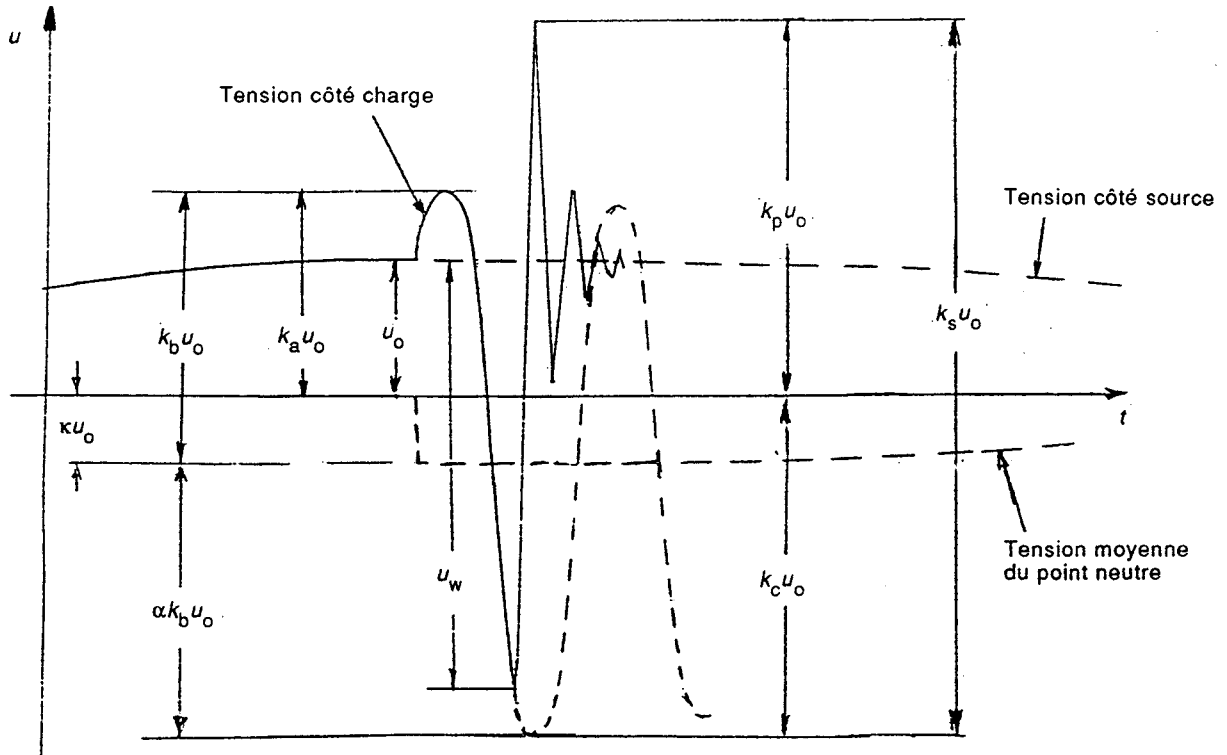
IEC 578/94

Figure C.1 - General shunt reactor circuit



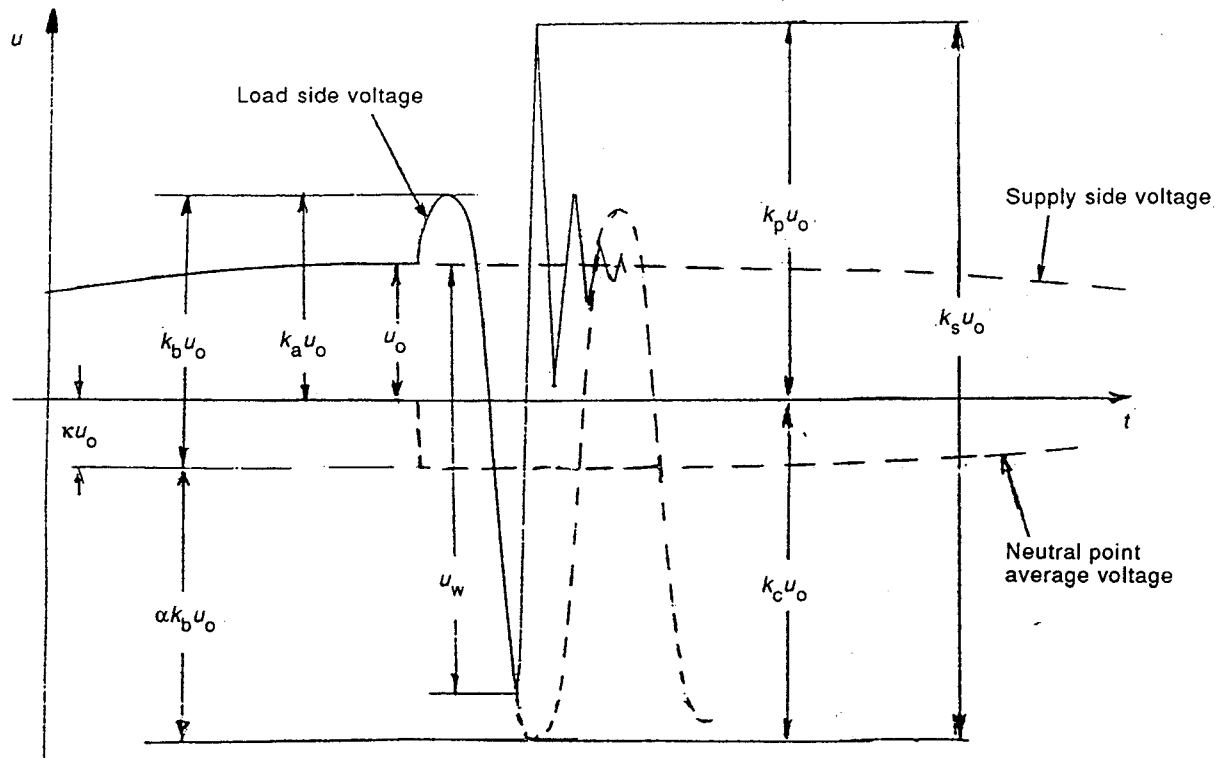
IEC 579/94

Figure C.2 - Recovery voltage after first-pole clearance



CEI 580/94

Figure C.3 - Définition des surtensions transitoires lors de réallumages



IEC 580194

Figure C.3 – Definition of transient overvoltages at re-ignitions

Annexe D (informative)

Modes d'oscillations

D.1 Généralités

Quatre modes d'oscillations différents apparaissent durant le processus de coupure et de réallumage. Ces modes et les plages de fréquences associées sont indiquées au tableau D.1.

Tableau D.1 – Modes d'oscillations et plages de fréquences

Mode d'oscillations	Plage de fréquences
Oscillation côté charge	1 kHz – 5 kHz*
Première oscillation parallèle	1 MHz – 10 MHz
Deuxième oscillation parallèle	50 kHz – 1 000 kHz
Oscillation du circuit principal	2 kHz – 20 kHz
* Plage applicable aux réactances à huile; en ce qui concerne les réactances à bobine sèche, la limite supérieure peut être deux à trois fois plus élevée.	

D.2 Oscillations côté charge

Une coupure réussie entraîne une décroissance lente de l'oscillation côté charge, l'énergie piégée étant échangée entre l'inductance et la capacité du circuit côté charge. La fréquence de l'oscillation, pour les réactances directement mises à la terre, est donnée par:

$$f_L = \frac{1}{2 \pi \sqrt{L C_L}} \quad (\text{D.1})$$

Pour les réactances non mises à la terre, les fréquences après le premier pôle qui coupe et après la coupure des derniers pôles sont indiquées en 5.6.4.1 et pour les réactances mises à la terre par réactance de neutre en 5.7.4.2.

Cette oscillation peut être modulée par l'influence des autres phases (se reporter à D.4 ci-après).

D.3 Oscillations de réallumage

Trois circuits différents pour les oscillations sont impliqués dans les réallumages. La «première oscillation parallèle» se produit lorsque C_p se décharge à travers le disjoncteur; la fréquence de cette oscillation est:

$$f_{p1} = \frac{1}{2 \pi \sqrt{L_p C_p}} \quad (\text{D.2})$$

Cette fréquence est de l'ordre de 1 MHz à 10 MHz. L'oscillation est rapidement amortie.

Le disjoncteur ne coupe pas le courant associé à la «première oscillation parallèle».

Annex D (informative)

Oscillation modes

D.1 General

Four different oscillation modes occur during the interruption and re-ignition process. These modes and associated frequency ranges are listed in table D.1.

Table D.1 – Oscillation modes and frequency ranges

Oscillation mode	Frequency range
Load side	1 kHz – 5 kHz*
First parallel	1 MHz – 10 MHz
Second parallel	50 kHz – 1 000 kHz
Main circuit	2 kHz – 20 kHz
* Range applicable to oil-filled reactors; for dry-coil reactors the upper limit may be two to three times higher.	

D.2 Load side oscillations

A successful interruption results in the slowly decaying load side oscillation with the trapped energy oscillating between the inductance and capacitance of the load side circuit. The frequency of the oscillation for directly earthed reactors is given by:

$$f_L = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC_L}} \quad (D.1)$$

For unearthed reactors the frequencies after first-pole and last-pole clearing are given in 5.6.4.1 and for neutral reactor earthed reactors in 5.7.4.2.

This oscillation may be modulated due to phase interaction (refer to D.4 below).

D.3 Re-ignition oscillations

Three different oscillation circuits are involved in re-ignitions. A "first parallel" oscillation occurs when C_p discharges through the circuit-breaker; the frequency of this oscillation is:

$$f_{p1} = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_p C_p}} \quad (D.2)$$

and is in the order of 1 MHz to 10 MHz. It is rapidly damped out.

The circuit-breaker does not interrupt the current associated with the "first parallel" oscillation.

Une «deuxième oscillation parallèle» (aussi appelée l'oscillation de surtension de réallumage) suivra; elle aura pour résultat l'égalisation des tensions à travers C_s et C_L , c'est-à-dire que la tension aux bornes du disjoncteur s'annule pendant un instant. La fréquence de la «deuxième oscillation parallèle» est donnée par:

$$f_{p2} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{C_L + C_s}{L_b C_L C_s}} \quad (D.3)$$

Cette fréquence est comprise entre 50 kHz et 1 000 kHz. La figure 12 illustre un exemple de «deuxième oscillation parallèle» suivie d'un rétablissement de tension.

Le disjoncteur peut couper au zéro de courant généré par le courant associé à la «deuxième oscillation parallèle». S'il ne le fait pas, alors une oscillation de «circuit principal» se développera si la capacité côté source n'est pas prédominante. Cette oscillation implique la totalité du circuit. En négligeant L_b (du fait de sa faible valeur comparée à L_s et à L), la fréquence de l'oscillation de «circuit principal» est donnée par:

$$f_m = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{L_s + L}{L_s L (C_s + C_L)}} \quad (D.4)$$

Cette fréquence est comprise entre 2 kHz et 20 kHz. Il convient de noter que l'équation (D.4) décrit la forme la plus simple possible d'oscillation de circuit principal. En réalité, l'oscillation est composée d'un certain nombre de modes d'oscillations dépendant du raccordement de la réactance et de la configuration locale et lointaine du réseau (voir référence [36]).

L'oscillation côté charge, la seconde oscillation parallèle et l'oscillation du circuit principal sont schématiquement montrées figure 12. Remarquer que si $C_s \gg C_L$, l'oscillation du circuit principal qui se produit n'est pas pure.

La figure D.1a) illustre un exemple de «deuxième oscillation parallèle» non interrompue conduisant à une sorte d'oscillation de «circuit principal» et à une nouvelle boucle de courant alors que la figure D.1b) présente, pour le même circuit, un enregistrement avec coupures dues aux zéros de courant créés par l'oscillation de «circuit principal», suivies de nouveaux réallumages. Ces exemples illustrent la complexité du phénomène (voir note de l'article 4.6).

Tous les disjoncteurs provoquent des réallumages lors de la commutation de réactances. La tension à laquelle les réallumages se produisent (pour une pente donnée de la tension de rétablissement) est une caractéristique du disjoncteur. La fréquence d'apparition des réallumages dépend des caractéristiques du disjoncteur et du circuit (le disjoncteur répond suivant la tension imposée, mais l'entretien de la réaction dépend du circuit).

Il convient de noter que les réallumages impliquent un échange d'énergie. Avant le réallumage, l'énergie côté charge oscille entre énergie électromagnétique et énergie électrostatique. Durant la «première oscillation parallèle», l'énergie électrostatique emmagasinée dans C_p est dissipée sans échange entre le côté source et le côté charge. Durant la «deuxième oscillation parallèle», un échange d'énergie électrostatique se produit entre C_s et C_L . Durant l'oscillation de «circuit principal», tous les éléments du circuit sont impliqués et l'échange d'énergie est à la fois électromagnétique et électrostatique.

A "second parallel" oscillation (also referred to as the re-ignition overvoltage oscillation) will follow, as a result of which, the voltages across C_s and C_L are equalized, i.e. the voltage across the circuit-breaker is reduced to zero for an instant. The frequency of the "second parallel" oscillation is given by:

$$f_{p2} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{C_L + C_s}{L_b C_L C_s}} \quad (\text{D.3})$$

and is in the range 50 kHz to 1 000 kHz. An example of a "second parallel" oscillation followed by recovery is shown in figure 12.

The circuit-breaker may interrupt in a current zero created by the current associated with the "second parallel" oscillation. If it does not, then a "main circuit" oscillation may develop if the supply side capacitance is not dominating. This oscillation involves the total circuit. Neglecting L_b (since it is small compared to L_s and L), the frequency of the "main circuit" oscillation is given by:

$$f_m = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{L_s + L}{L_s L (C_s + C_L)}} \quad (\text{D.4})$$

and is in the range 2 kHz to 20 kHz. It should be noted that equation (D.4) describes the main circuit oscillation in its simplest possible form. In reality, the oscillation is a composite of a number of oscillation modes dependent on the reactor installation and the local and remote configuration of the system (see reference [36]).

Load side, second parallel and main circuit oscillations are shown schematically in figure 12. Note that if $C_s \gg C_L$, no simple main circuit oscillation will occur.

An example of an uninterrupted "second parallel" oscillation leading to some kind of "main circuit" oscillation and a new loop of current is shown in figure D.1a) while figure D.1b) shows a recording in the same circuit with interruptions due to current zeros created by the "main circuit" oscillation, followed by new re-ignitions. This illustrates the complexity of the situation (refer to note in clause 4.6).

All circuit-breakers will exhibit re-ignitions when switching reactors. The voltage at which the re-ignitions occur (given a certain rate of change of the recovery voltage) is a characteristic of the circuit-breaker. The frequency of occurrence of re-ignitions is dependent on the circuit-breaker characteristics and the circuit (the circuit-breaker reacts at a certain imposed voltage, but sustaining the reaction depends on the circuit).

It should be noted that re-ignitions involve an energy exchange. Prior to the re-ignition, the load side energy alternates between electromagnetic and electrostatic energy. During the "first parallel" oscillation, the electrostatic energy stored in C_p is dissipated with no exchange between the source and load sides. During the "second parallel" oscillation electrostatic energy is exchanged between C_s and C_L . During the "main circuit" oscillation, all circuit elements are involved and the energy exchange is both electromagnetic and electrostatic.

D.4 Interaction entre phases

L'interaction entre phases durant la commutation de réactances shunts est un sujet complexe (voir [5] et [6]).

Du couplage entre les phases dû:

- aux grandes connexions entre le disjoncteur et la réactance;
- à la construction des réactances à trois circuits magnétiques;
- aux réactances non mises à la terre;
- aux réactances avec mise à la terre par réactance de neutre,

peut résulter une interaction qui se manifeste sous la forme d'un battement entre l'oscillation côté charge et les sauts de transitoires de réallumages d'une phase à une autre. La figure 13 montre les interactions typiques lors de réallumages.

Pour les réactances connectées au tertiaire moyenne tension de transformateur, la forte interaction peut influencer le processus d'interruption.

Dans le cas de réactances mises à la terre directement ou par l'intermédiaire d'une réactance de neutre, et pour des tensions supérieures ou égales à 72,5 kV, l'interaction se manifeste sous la forme d'un battement de l'oscillation de la tension de rétablissement côté charge. Le niveau de battement dépend de la longueur de la connexion entre le disjoncteur et la réactance, et du type de réactance. Lorsque le disjoncteur est situé à proximité de la réactance, l'interaction est minimale, voire inexistante, et l'oscillation de la tension de rétablissement est une fonction sinusoïdale pure à décroissance exponentielle (figure D.2). Pour des longueurs de connexion plus importantes entre le disjoncteur et la réactance, le battement de l'oscillation côté charge se produira (figure D.3). En ce qui concerne les réactances, si les unités sont monophasées, aucune interaction due aux réactances n'a lieu. Si, cependant, les unités sont triphasées (dans une cuve), le couplage entre phases peut être important et peut entraîner un battement tel que le maximum de la crête de la tension de rétablissement peut survenir au bout de quelques périodes de l'oscillation côté charge.

Dans ce guide d'application, l'importante interaction entre phases pour les réactances non mises à la terre ou mises à la terre par réactance de neutre est prise en compte. Les autres types d'interaction n'influencent pas la tension de rétablissement dans la zone de temps comprise entre la coupure de courant et la crête de la tension de rétablissement. Si le disjoncteur passe la crête de la tension de rétablissement, alors aucun réallumage n'interviendra par la suite, même si les crêtes suivantes dépassent la valeur de crête de la tension d'extinction due au battement.

La probabilité d'apparition de surtensions élevées provoquées par la superposition des tensions transitoires en provenance des phases adjacentes est considérée comme très faible.

D.4 Interaction between phases

The interaction between phases during the switching of shunt reactors is a complex subject (see [5] and [6]).

Coupling between the phases due to:

- long connections between circuit-breaker and reactor;
- three-legged reactor design;
- unearthed reactors;
- neutral reactor earthed reactors,

may result in interaction that manifests itself in the form of beating of the load oscillation and transfer of re-ignition transients from one phase to the other. Figure 13 shows typical interactions at re-ignitions.

For medium-voltage transformer tertiary connected reactors the strong interaction can influence the interruption process.

In the case of directly and neutral reactor earthed reactors in the range 72,5 kV and above, the interaction manifests itself in the form of beating of the load side recovery voltage oscillation. The degree of beating is dependent on the length of the connection between the circuit-breaker and the reactor and on the type of reactor. When the circuit-breaker is located close to the reactor, the interaction is minimal or non-existent and the recovery voltage oscillation is a clean exponentially decaying sinusoidal function (figure D.2). For longer connection lengths between the circuit-breaker and the reactor, beating of the load oscillation will occur (figure D.3). With regard to the reactors, if the units are single-phase, no interaction occurs due to the reactors. If, however, the units are three-phase (in one tank), the phase-to-phase coupling may be significant and may result in beating such that the maximum recovery voltage peak can occur after a few cycles of the load oscillation.

In this application guide, the important interaction between phases for unearthed and neutral reactor earthed systems, is taken into account. Other types of interaction do not influence the recovery voltage in the time interval between current interruption and the occurrence of the recovery voltage peak. If the circuit-breaker successfully withstands the recovery voltage peak, then no re-ignitions will occur later even if subsequent peaks exceed the suppression voltage peak value due to beating.

The probability of high overvoltages occurring due to superposition of transients from adjacent phases is considered to be remote.

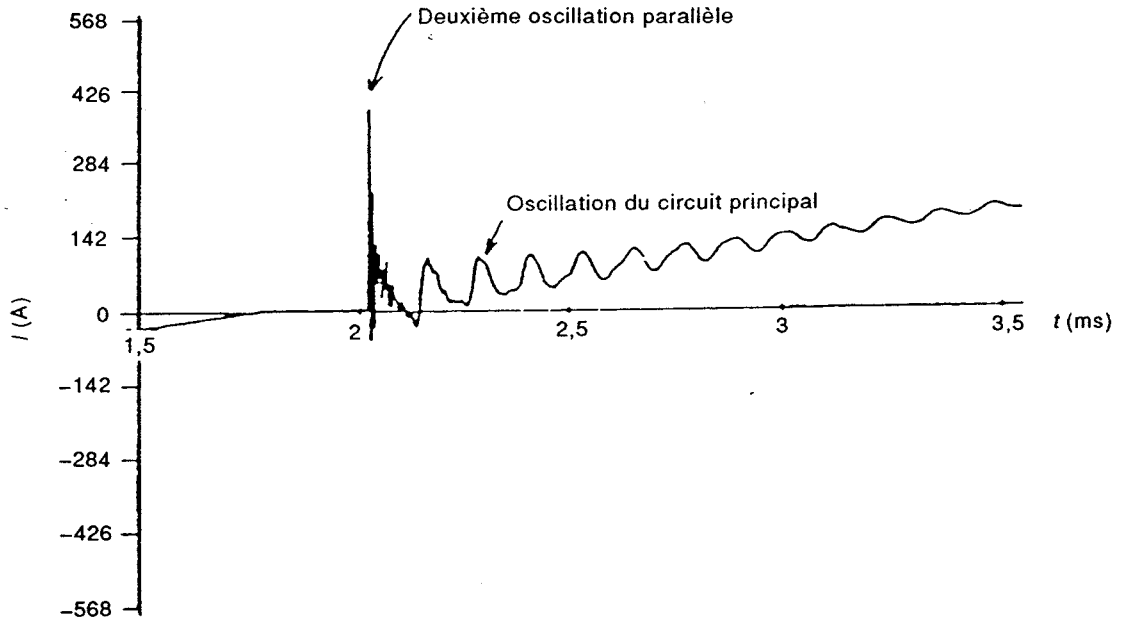
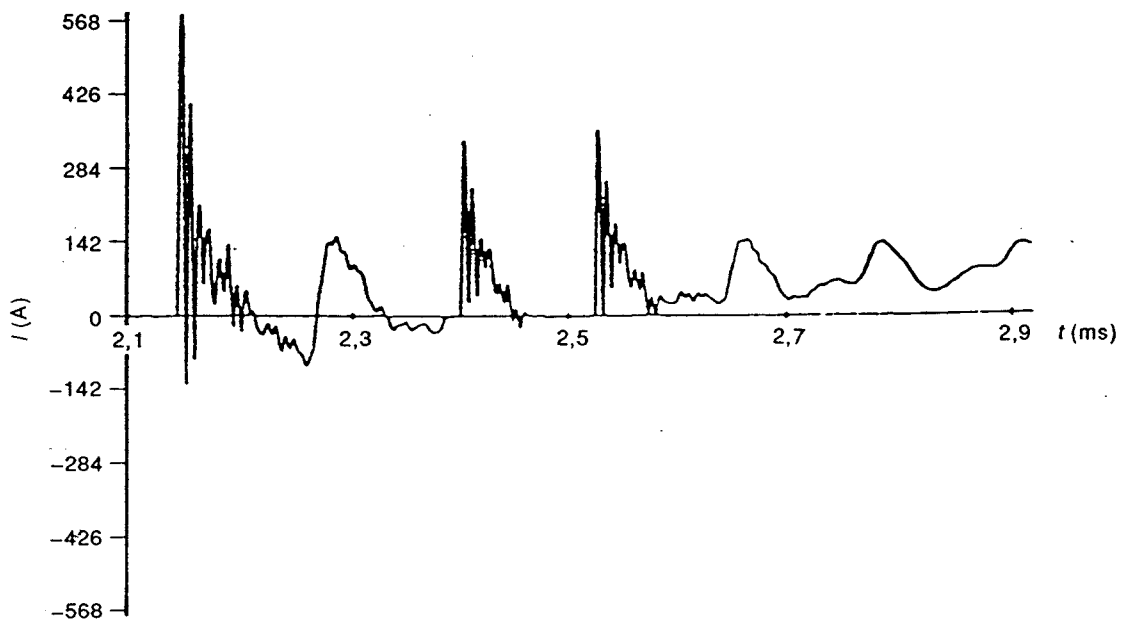


Figure D.1a - Sans coupures de courant



CEI 581194

Figure D.1b - Avec coupures de courant haute fréquence et réallumages répétés

Figure D.1 - Deuxième oscillation parallèle et oscillation du circuit principal après un réallumage

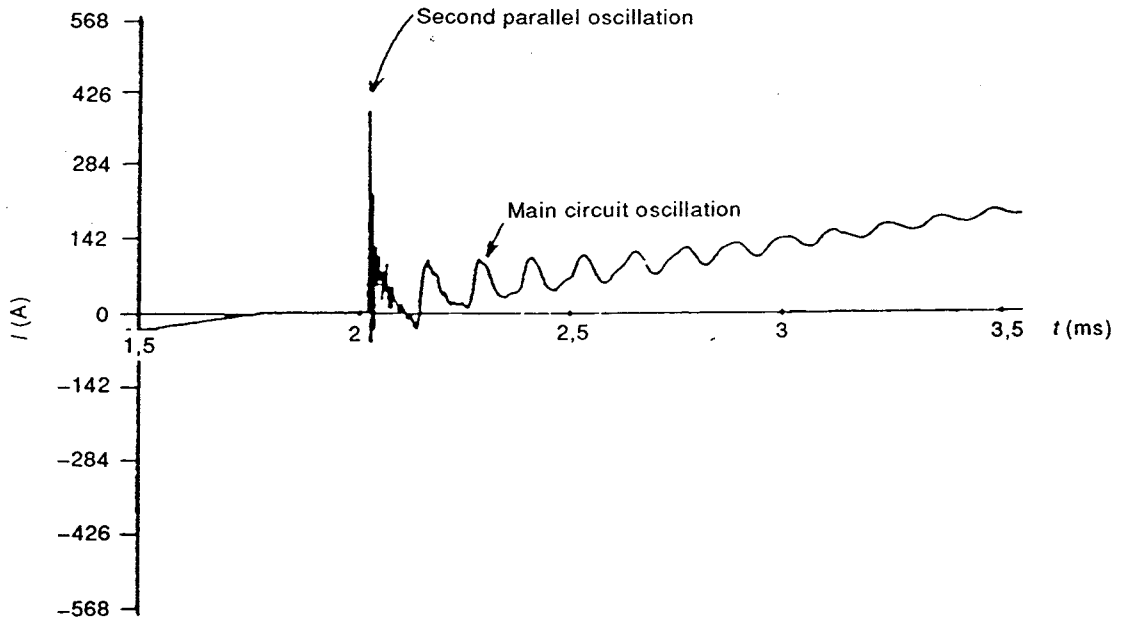
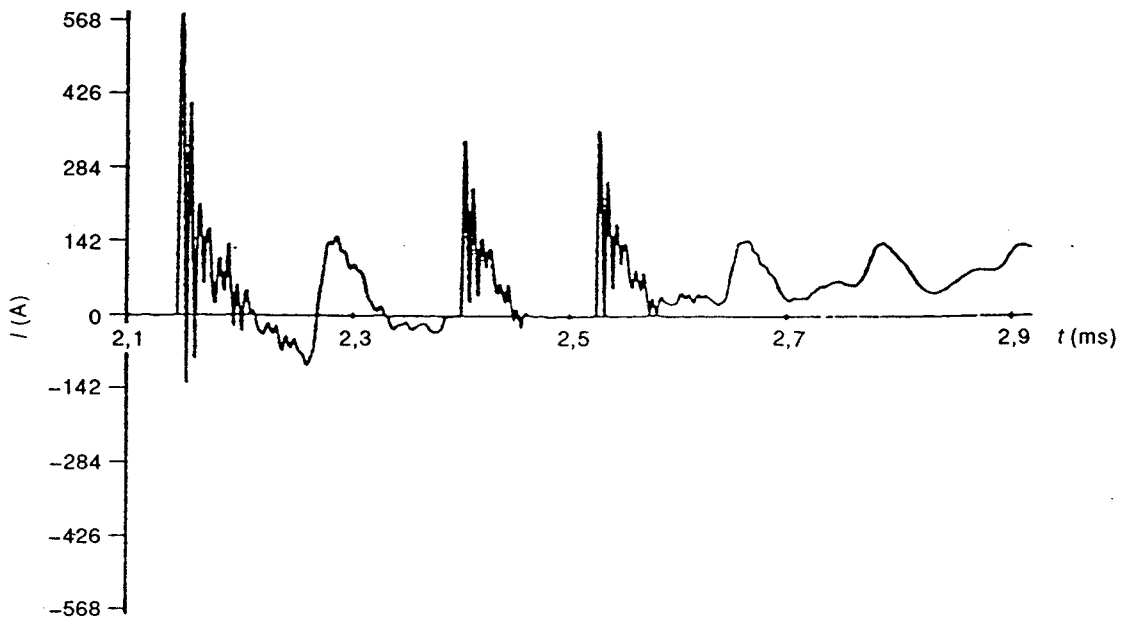


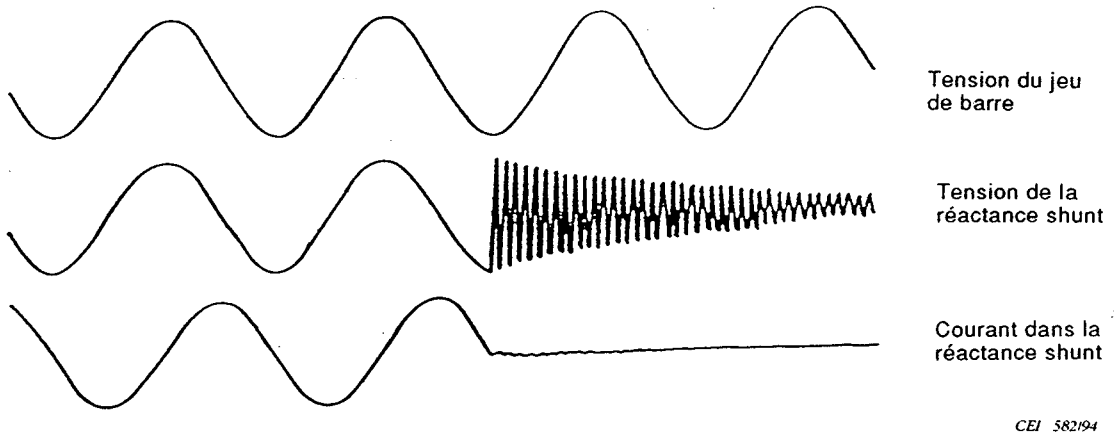
Figure D.1a - With no further current interruption



IEC 581194

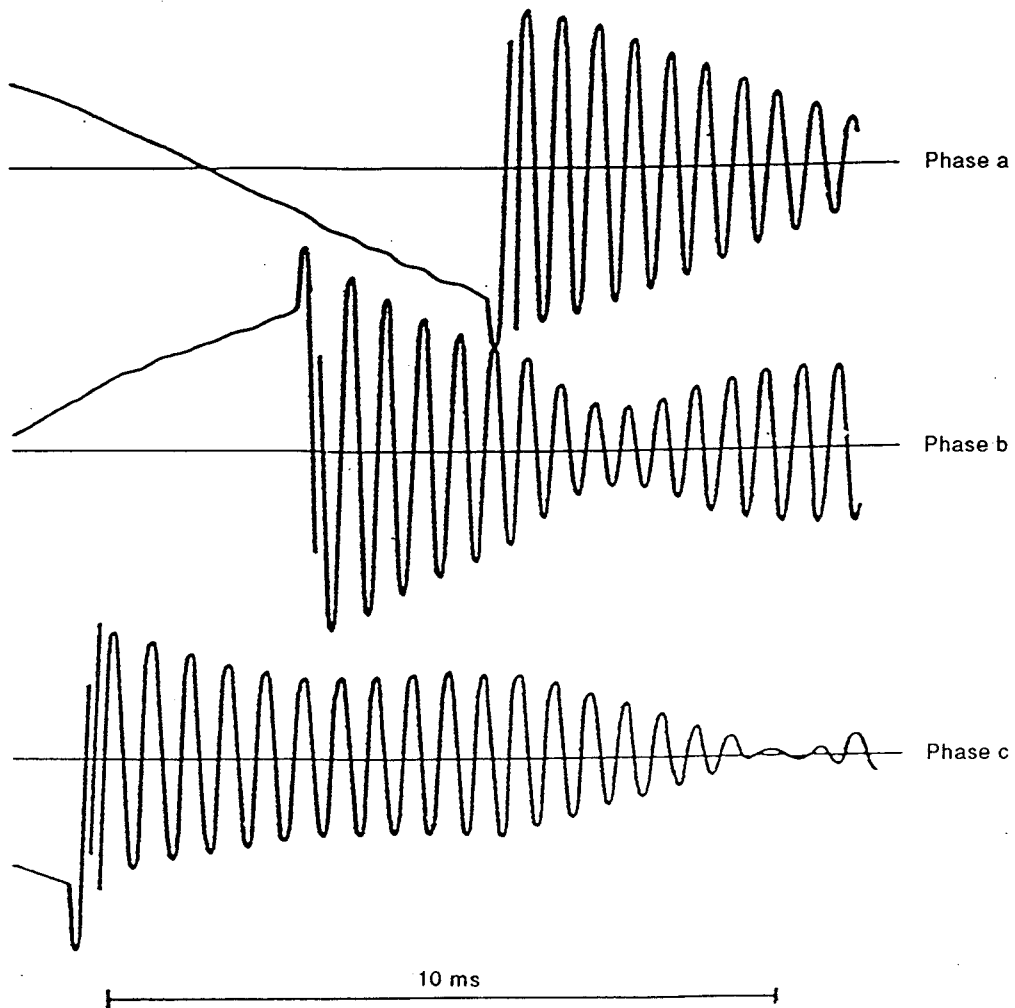
Figure D.1b - With high-frequency current interruptions and repeated re-ignitions

Figure D.1 - Second parallel and main circuit oscillations after a re-ignition



CEI 582/94

Figure D.2 – Coupure typique de courant de réactance shunt sans interaction entre les phases



CEI 583/94

Figure D.3 – Coupure du courant de réactance shunt mise à la terre avec réallumages et coupure consécutive réussie (probablement due aux zéros de courant créés par la deuxième oscillation parallèle) et battement de l'oscillation côté charge dû au couplage entre phases.

Enregistrement d'essai *in situ* avec une réactance 400 kV de 300 Mvar (référence [10])

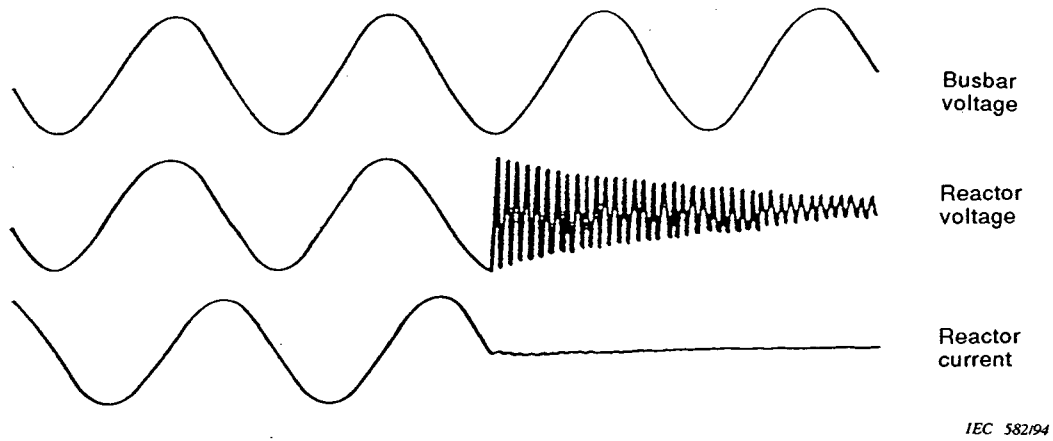


Figure D.2 – Typical interruption of reactor current with no interaction between phases

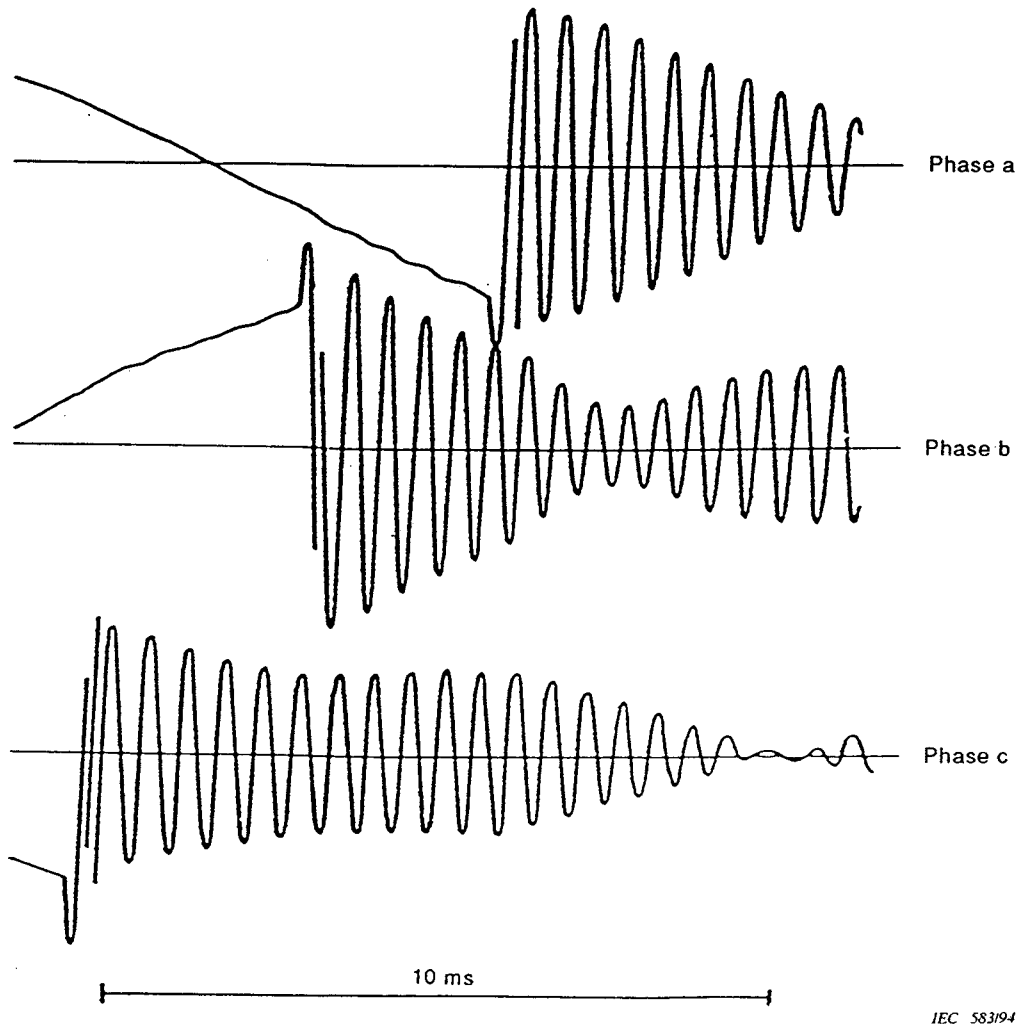


Figure D.3 – Interruption of earthed reactor current, with re-ignitions and subsequent clearing (probably due to second parallel oscillation current zeros) and beating of load oscillation due to interphase coupling.

Recording from field test with 300 Mvar reactor at 400 kV, (reference [10])

Annexe E (informative)

Application des résultats d'essais en laboratoire aux installations existantes de réactance shunt

E.1 Généralités

Le but de la présente annexe est de décrire la méthode à suivre, fondée sur les résultats d'essais en laboratoire, pour évaluer les niveaux de surtension qui apparaîtront dans les installations existantes de réactance shunt, et de déterminer l'aptitude d'un disjoncteur particulier à être utilisé à cette fin.

La méthode décrite s'applique essentiellement aux installations de réactance shunt avec neutres directement mis à la terre. Cependant, moyennant une adaptation convenable, cette procédure peut être appliquée aux installations de réactances non mises à la terre ou mises à la terre par l'intermédiaire d'une réactance de neutre, telles que discutées aux articles 5.6 et 5.7. Compte tenu de la nature statistique de la création des surtensions, il est nécessaire d'appliquer des méthodes statistiques pour évaluer le risque, pour des surtensions supérieures ou égales à certains niveaux. Pour des raisons de commodité, les formules statistiques applicables sont données dans l'annexe F.

E.2 Méthodes d'évaluation de la surtension

E.2.1 Nombre d'arrachement d'une chambre de coupure

La principale caractéristique évaluée lors de l'essai en laboratoire est le nombre d'arrachement (λ). Le nombre d'arrachement est une caractéristique inhérente au disjoncteur et est, généralement, indépendant du circuit. Le nombre d'arrachement peut, par conséquent, être utilisé pour évaluer le comportement du disjoncteur dans des circuits autres que le circuit d'essai.

Le nombre d'arrachement varie d'une manière statistique et doit être exprimé en termes:

- de valeur moyenne;
- d'écart type;
- de fonction de la durée d'arc (le cas échéant).

Pour un disjoncteur à une chambre, le nombre d'arrachement est défini par:

$$\lambda = i_{ch} / \sqrt{C_t} \quad (E.1)$$

où

i_{ch} est la valeur du courant arraché; et

C_t est la capacité totale en parallèle avec le disjoncteur comme défini dans l'équation (2) en 5.5.1.

Il convient, si possible, de mesurer directement la valeur du courant arraché pour chaque essai et pour chaque zéro de courant pour lequel la coupure a été tentée ou réalisée.

Annex E (informative)

Application of laboratory test results to actual shunt reactor installations

E.1 General

The purpose of this annex is to describe the procedure, based on laboratory test results, to be followed to estimate the overvoltage levels that will occur in actual shunt reactor installations and to determine the suitability of a particular circuit-breaker for the purpose.

The procedure described applies principally to shunt reactor installations with directly earthed neutrals. The procedure may however be applied with suitable adaptation to the unearthed and neutral reactor earthed cases as discussed in clauses 5.6 and 5.7. Due to the statistical nature of overvoltage generation, it is necessary to apply statistical methods to estimate the risk for overvoltages at or above certain levels. Applicable statistical formulae are given in annex F for convenience.

E.2 Overvoltage estimation procedures

E.2.1 *Chopping number of one interrupter*

The main characteristic evaluated in the laboratory test is the chopping number (λ). The chopping number is an inherent characteristic of the circuit-breaker and is usually independent of the circuit. The chopping number can therefore be used to estimate the behaviour of the circuit-breaker in other circuits than the test circuit.

The chopping number varies statistically and must be expressed in terms of:

- a mean value;
- a standard deviation;
- dependence on arcing time (if applicable).

The chopping number for a single interrupter circuit-breaker is defined by:

$$\lambda = i_{\text{ch}} / \sqrt{C_{\text{t}}} \quad (\text{E.1})$$

where

i_{ch} is the chopped current value; and

C_{t} is the total capacitance in parallel with the circuit-breaker as defined in equation (2) in 5.5.1.

The value of chopped current should, if possible, be directly measured for each test and current zero at which interruption is attempted or achieved.

Si une mesure réelle est impossible, i_{ch} peut alors être calculé pour les *réactances directement mises à la terre* en utilisant l'équation suivante:

$$i_{ch} = u_o \sqrt{\frac{C_L}{L} (k_a^2 - k_{in}^2)} \quad (E.2)$$

avec $k_{in} = u_{in}/u_o$ = tension initiale côté charge en p.u. par rapport à la terre au moment de l'arrachement et avec les autres définitions comme pour l'équation (5) de 5.6.

λ est ensuite calculé en utilisant l'équation (E.1).

Pour les disjoncteurs au-dessus de 72,5 kV, la tension d'arc peut être négligée en comparaison de u_o et $k_{in} = 1$ peut être utilisé dans l'équation (E.2).

L'équation (E.2) est limitée aux réactances monophasées ou directement mises à la terre. La détermination du nombre d'arrachement est habituellement réalisée lors d'essais monophasés.

Si seuls des essais triphasés avec des *réactances non mises à la terre* sont disponibles pour l'estimation du nombre d'arrachement, l'équation (E.3) peut être utilisée. Avec des disjoncteurs moyenne tension, la tension d'arc peut être importante et la valeur enregistrée de u_{in} doit alors être utilisée dans le calcul.

$$i_{ch} = u_o \sqrt{\frac{2 C_L}{3 L} [(k_a + 0,5)^2 - (k_{in} + 0,5)^2]} \quad (E.3)$$

Si C_L n'est pas connu de façon explicite, il peut être calculé à partir de la fréquence d'oscillation de charge puisque l'inductance réelle peut être présumée égale à celle à fréquence industrielle, L , qui est toujours connue. Se reporter à l'équation (D.1) de l'annexe D et aux équations (15) et (16) de 5.6.4.1.

Les valeurs de i_{ch} et λ varieront de manière statistique d'un essai à l'autre. Si les valeurs ne sont pas nettement fonction de la durée d'arc, la répartition statistique suit généralement une distribution normale. La valeur moyenne λ_{mean} et l'écart type s sont calculés sur cette base suivant l'annexe F.

Dans le cas où i_{ch} et λ sont nettement fonction de la durée d'arc, on peut supposer une relation linéaire en première approximation:

$$\lambda_{mean} = A + B t_a \quad (E.4)$$

où t_a est la durée d'arc. Les constantes A et B peuvent être déduites en effectuant une régression linéaire. La dispersion autour de la ligne de régression sera probablement grande et il est, par conséquent, nécessaire de déduire également l'écart type de la ligne de régression (généralement connue sous le terme d'erreur normale d'estimation). Se reporter à E.3 ci-dessous et à l'annexe F.

E.2.2 Evaluation des surtensions d'arrachement dans les installations à réactance shunt

Dans le premier cas, lorsque le nombre d'arrachement est indépendant de la durée d'arc, le nombre d'arrachement maximal pour une chambre de coupure est donné par:

$$\lambda_{max} = \lambda_{mean} + 2\sigma \quad (E.5)$$

If actual measurement is not possible, then i_{ch} can be calculated for *directly earthed reactors* using the following equation:

$$i_{ch} = u_o \sqrt{\frac{C_L}{L} (k_a^2 - k_{in}^2)} \quad (E.2)$$

with $k_{in} = u_{in}/u_o$ = initial load voltage in p.u. to earth at the moment of chopping and with other definitions as for equation (5) of 5.6.

λ is then calculated using equation (E.1).

For circuit-breakers above 72,5 kV the arc voltage can be neglected in comparison with u_o and $k_{in} = 1$ can be used in equation (E.2).

Equation (E.2) is restricted to single-phase reactors or directly earthed reactors. The determination of the chopping number is usually made in single-phase tests.

If only three-phase tests with *unearthed reactors* are available for estimation of the chopping number, equation (E.3) can be used. For medium-voltage circuit-breakers the arc voltage may be substantial and the recorded value of u_{in} has then to be used in the calculation.

$$i_{ch} = u_o \sqrt{\frac{2 C_L}{3 L} [(k_a + 0,5)^2 - (k_{in} + 0,5)^2]} \quad (E.3)$$

If C_L is not explicitly known, it can be calculated from the load oscillation frequency since the effective inductance can be assumed equal to the power frequency value, L , which is always known. Equation (D.1) of annex D and equations (15) and (16) of 5.6.4.1 can be used.

The values of i_{ch} and λ will vary statistically from test to test. If the values show no clear dependence on the arcing time, the statistical variation is usually a normal distribution. On this basis, the mean value, λ_{mean} , and the standard deviation s are calculated according to annex F.

In the event that i_{ch} and λ exhibit a clear dependence on arcing time, a linear relationship can be assumed as a first approximation:

$$\lambda_{mean} = A + B t_a \quad (E.4)$$

where t_a is the arcing time. The constants A and B can be derived by performing a linear regression. The dispersion around the regression line will probably be wide and therefore it is also necessary to derive the standard deviation of the regression line (generally referred to as the standard error of estimate). Refer to E.3 below and annex F.

E.2.2 Estimation of chopping overvoltages in shunt reactor installations

For the first case, where the chopping number is independent of the arcing time, the maximum chopping number for one interrupter is given by:

$$\lambda_{max} = \lambda_{mean} + 2\sigma \quad (E.5)$$

Statistiquement, il s'agit de l'intervalle de confiance à 2 %, c'est-à-dire que la valeur ne sera dépassée que dans 2 % des manoeuvres de commutation.

Pour estimer la surtension maximale d'arrachement par rapport à la terre pour un disjoncteur à N chambres en série, la valeur adéquate de λ_{\max} est reportée dans l'équation (E.6) si la tension d'arc peut être négligée, c'est-à-dire $k_{in} = 1$. (Si la tension d'arc ne peut pas être négligée, l'équation (C.5) de l'annexe C doit être utilisée.)

$$k_{b \max} = (1 + \kappa) \sqrt{1 + \frac{N \lambda_{\max}^2 \times L}{u_o^2 (1 + \kappa)} \times \frac{C_t}{C_L}} \quad (\text{E.6})$$

$$k_{a \max} = k_{b \max} - \kappa \quad (\text{voir équation (C.6)})$$

$$k_{c \max} = k_{b \max} + \kappa \quad (\text{voir équation (C.7)})$$

où

$k_{a \max}$ est la surtension crête maximale d'extinction par rapport à la terre (estimation à 2 %) en p.u. de u_o ;

$k_{b \max}$ est l'amplitude initiale de l'oscillation côté charge en p.u. de u_o ;

$k_{c \max}$ est la tension maximale par rapport à la terre à la crête de rétablissement (estimation à 2 %) en p.u. de u_o ;

u_o est la crête phase-terre de la tension du réseau;

κ est le décalage de tension du point neutre, en p.u. défini à l'annexe C;

L est l'inductance réelle par phase de la charge;

N est le nombre de chambres de coupure en série par pôle;

C_t est la capacité totale en parallèle avec le disjoncteur (voir équation (2));

C_L est la capacité totale réelle de la charge (en négligeant C_p comme indiqué en annexe C).

$C_L = C_G + 2 C_\phi$ pour le premier pôle qui coupe

en prenant en compte les capacités entre phases C_ϕ

où C_G est la capacité totale par rapport à la terre (incluant la capacité à la terre des connexions).

Dans le cas de réactances directement mises à la terre ($\kappa = 0$), la plus grande surtension d'arrachement est la crête d'extinction ($k_a = k_b \approx k_c$) tandis que pour les réactances non mises à la terre ou les réactances mises à la terre par réactance de neutre, la surtension maximale d'arrachement par rapport à la terre survient à la crête de rétablissement.

On peut souvent supposer que la capacité par rapport à la terre côté source est bien plus grande que celle côté charge, $C_S \gg C_L$, ce qui simplifie l'équation ci-dessus en faisant $C_t/C_L \approx 1$. Ceci est généralement le cas lorsque plusieurs lignes/câbles sont connectés au jeu de barres. Cependant si cette hypothèse n'est pas vérifiée, le niveau d'arrachement est réduit, donnant des surtensions d'arrachement plus faibles. Toutefois, l'équation (E.6) avec $C_t/C_L = 1$ donne un résultat prudent.

En incluant:

$$u_o^2 = \frac{2 \omega L Q}{3} \quad \text{et} \quad \frac{C_t}{C_L} = 1$$

Statistically, this is the 2 % value, i.e. the value that will be exceeded in less than 2 % of the switching operations.

To estimate the maximum chopping overvoltage to earth for a circuit-breaker with N interrupters in series, the applicable value of λ_{\max} is inserted in equation (E.6), if the arc voltage can be neglected, i.e. $k_{\text{in}} = 1$. (If the arc voltage cannot be neglected, equation (C.5) of annex C has to be used.)

$$k_{\text{b max}} = (1 + \kappa) \sqrt{1 + \frac{N \lambda_{\max}^2 \times L}{u_0^2 (1 + \kappa)} \times \frac{C_t}{C_L}} \quad (\text{E.6})$$

$$k_{\text{a max}} = k_{\text{b max}} - \kappa \quad (\text{see equation (C.6)})$$

$$k_{\text{c max}} = k_{\text{b max}} + \kappa \quad (\text{see equation (C.7)})$$

where

$k_{\text{a max}}$ is the maximum suppression peak overvoltage to earth (2 % value), in p.u. of u_0 ;

$k_{\text{b max}}$ is the initial amplitude of load oscillation, in p.u. of u_0 ;

$k_{\text{c max}}$ is the maximum voltage to earth at the recovery peak (2 % value), in p.u. of u_0 ;

u_0 is the crest phase-to-earth voltage of the network;

κ is the offset voltage of the neutral point, in p.u., defined in annex C;

L is the the effective phase-to-neutral load inductance;

N is the number of interrupters in series per pole;

C_t is the total capacitance parallel to the circuit-breaker (refer to equation (2));

C_L is the total effective load capacitance (neglecting C_p according to annex C).

$$C_L = C_G + 2 C_\phi \text{ for the first phase-to-clear}$$

taking phase-to-phase capacitances, C_ϕ , into account

where C_G is the total capacitance to earth (including capacitance to earth of connections).

For directly earthed reactors ($\kappa = 0$) the highest chopping overvoltage is the suppression peak ($k_{\text{a}} = k_{\text{b}} \approx k_{\text{c}}$), while for unearthed and neutral reactor earthed reactors, the maximum chopping overvoltage to earth occurs at the recovery peak.

Often one can assume that the supply side capacitance to earth is much larger than the load capacitance, $C_S \gg C_L$, which simplifies the equation above by setting $C_t/C_L \approx 1$. This is generally the case with several lines/cables connected to the busbar. However, if this assumption is not valid, the chopping level is reduced resulting in lower chopping overvoltages. Therefore equation (E.6) with $C_t/C_L = 1$ gives a conservative result.

By inserting:

$$u_0^2 = \frac{2 \omega L Q}{3} \quad \text{and} \quad \frac{C_t}{C_L} = 1$$

dans l'équation (E.6), l'équation suivante, pour les *réactances directement mises à la terre* ($\kappa = 0$), est donnée:

$$k_{a \max} = \sqrt{\frac{3 N \lambda_{\max}^2}{2 \omega Q}} \quad (\text{E.7})$$

où

Q est la puissance réactive triphasée de la réactance en var; et

ω est la vitesse angulaire industrielle (314 ou 377 pour 50 Hz et 60 Hz).

Dans le deuxième cas, lorsque le nombre d'arrachement dépend de la durée d'arc, le nombre maximal d'arrachement sera obtenu pour la durée d'arc maximale, $t_{a \max}$. Pour un disjoncteur à une chambre de coupure, le nombre maximal d'arrachement (estimation à 2 %) est donné par:

$$\lambda_{\max} = (A + B t_{a \max} + 2 S_e) \quad (\text{E.8})$$

où S_e représente l'erreur normale d'estimation définie en annexe F.

La surtension maximale d'arrachement est calculée à l'aide des équations (E.6) ou (E.7), selon que la réactance est directement mise à la terre ou non.

E.2.3 Evaluation des surtensions de réallumage dans les installations à réactance shunt

Il est important de noter que les surtensions provoquées par les réallumages intervenant lors des essais en laboratoire ne sont pas utilisables pour l'évaluation des surtensions de réallumage dans des installations réelles à réactance shunt. Les niveaux estimés de surtension de réallumage sont évalués selon les méthodes décrites dans l'annexe C.

Dans le cas où le nombre d'arrachement est indépendant de la durée d'arc, les surtensions de réallumage k_p et k_s sont données par:

$$k_{p \max} = 1 + \beta (1 + k_{b \max r} + \kappa) = 1 + \beta (1 + k_{a \max r} + 2 \kappa) \quad (\text{E.9})$$

$$k_{s \max} = (1 + \beta) (1 + k_{b \max r} + \kappa) = (1 + \beta) (1 + k_{a \max r} + 2 \kappa) \quad (\text{E.10})$$

où

$k_{p \max}$ est la surtension maximale de réallumage à la terre (estimation à 2 %), en p.u.;

$k_{s \max}$ est la surtension transitoire maximale de réallumage crête à crête (estimation à 2 %), en p.u.;

$k_{a \max r}$ est la surtension crête maximale de suppression en p.u. lors des coupures avec réallumages (calculés avec les équations (E.6) ou (E.7));

$k_{b \max r}$ est l'amplitude maximale initiale de l'oscillation côté charge lors de coupures avec réallumages (calculé avec l'équation (E.6));

β est un facteur d'amortissement présumé égal à $\beta \approx 0,5$.

En ce qui concerne les disjoncteurs dont le nombre d'arrachement varie en fonction de la durée d'arc, la valeur de k_a applicable est celle obtenue pour la durée d'arc la plus longue (t_{ar}) aboutissant à un réallumage. La valeur t_{ar} peut généralement être considérée comme la plus longue durée d'arc, $t_{a \max}$, moins une demi-période. Le nombre d'arrachement maximal applicable est donc:

$$\lambda_{\max r} = A + B t_{ar} + 2 S_e \quad (\text{E.11})$$

into equation (E.6) the following equation for *directly earthed reactors* ($\kappa = 0$), is given:

$$k_{a \max} = \sqrt{\frac{3 N \lambda_{\max}^2}{2 \omega Q}} \quad (\text{E.7})$$

where

Q is the three-phase reactive power of reactor, in var; and

ω is the angular power frequency (314 or 377 for 50 Hz and 60 Hz).

For the second case, where the chopping number is dependent on arcing time, the maximum chopping number will occur at the maximum arcing time, $t_{a \max}$. The maximum chopping number (2 % value) for a single interrupter is given by:

$$\lambda_{\max} = (A + B t_{a \max} + 2 S_e) \quad (\text{E.8})$$

where S_e is the standard error of estimate defined in annex F.

The maximum chopping overvoltage is calculated using equations (E.6) or (E.7), depending on whether the reactor is directly earthed or not.

E.2.3 Estimation of re-ignition overvoltages in shunt reactor installations

It is important to note that overvoltages occurring in laboratory tests due to re-ignitions have no relevance for the estimation of re-ignition overvoltages in actual shunt reactor installations. Estimated re-ignition overvoltage levels are derived on the basis described in annex C.

For the case where the chopping number is independent of arcing time, re-ignition overvoltages k_p and k_s are given by:

$$k_{p \max} = 1 + \beta (1 + k_{b \max r} + \kappa) = 1 + \beta (1 + k_{a \max r} + 2 \kappa) \quad (\text{E.9})$$

$$k_{s \max} = (1 + \beta) (1 + k_{b \max r} + \kappa) = (1 + \beta) (1 + k_{a \max r} + 2 \kappa) \quad (\text{E.10})$$

where

$k_{p \max}$ is the maximum re-ignition overvoltage to earth (2 % value) in p.u.;

$k_{s \max}$ is the maximum re-ignition overvoltage peak-to-peak transient (2 % value) in p.u.;

$k_{a \max r}$ is the maximum suppression peak overvoltage value in p.u. at interruptions with re-ignitions (derived using equations (E.6) or (E.7));

$k_{b \max r}$ is the maximum initial amplitude of load oscillation at interruptions with re-ignitions (derived using equation (E.6));

β is a damping factor assumed to be $\beta \approx 0,5$.

For circuit-breakers, whose chopping numbers vary with arcing time, the applicable k_a value is that obtained at the longest arcing time (t_{ar}) resulting in a re-ignition. The value t_{ar} can generally be considered as the longest arcing time, $t_{a \max}$, less one half-cycle. The applicable maximum chopping number is thus:

$$\lambda_{\max r} = A + B t_{ar} + 2 S_e \quad (\text{E.11})$$

Cette valeur est ensuite utilisée dans les équations (E.6) ou (E.7) pour calculer la valeur réelle de $k_{b \max r}$ ou $k_{a \max r}$. Enfin, $k_{p \max}$ et $k_{s \max}$ sont calculés en utilisant respectivement les équations (E.9) et (E.10).

E.2.4 Evaluation de tension de rétablissement aux bornes d'un disjoncteur

La tension de rétablissement maximale aux bornes du disjoncteur ($k_{r \max}$), en p.u., est donnée par les équations suivantes:

- pour des réactances directement mises à la terre:

$$k_{r \max} = 1 + k_{a \max} \quad (\text{E.12})$$

- pour des réactances non mises à la terre:

$$k_{r \max} = 2 + k_{a \max} = 1,5 + k_{b \max} \quad (\text{E.13})$$

- pour des réactances mises à la terre par réactance de neutre:

$$k_{r \max} = 1 + 2 \kappa + k_{a \max} \quad (\text{E.14})$$

E.3 Etude de cas

L'étude de cas est faite à partir des résultats d'essais monophasés en laboratoire d'un disjoncteur à SF₆ à une chambre de coupure à 98 A sous 175 kV. Les essais ont été réalisés en conformité avec la section 4, c'est-à-dire 20 essais avec les ordres de déclenchement décalés de 18 degrés électriques à chaque essai plus une série de 18 essais décalés dans la plage donnant les durées d'arc maximales et minimales. Les essais sont analysés comme décrit en E.2 et ensuite utilisés pour prédire les performances sur installation réelle avec et sans les méthodes de limitation de surtensions appliquées.

La disposition d'essais en laboratoire est montrée à la figure E.1. Le disjoncteur en essai est équipé d'une capacité de répartition de 1 600 pF. Les valeurs de courant arraché n'ont pas été mesurées mais calculées en utilisant l'équation (E.2) où:

k_a est la valeur mesurée de la tension crête d'extinction.

Le nombre d'arrachement λ est ensuite calculé:

$$u_o = 175 \times \sqrt{2} = 247 \text{ kV}$$

$$C_L = 7\,520 \text{ pF}$$

$$L = 5,68 \text{ H}$$

$$k_{in} = 1$$

donc:

$$i_{ch} = 9,0 \sqrt{k_a^2 - 1}$$

$$\lambda = i_{ch} / \sqrt{C_t}$$

$$= i_{ch} / \sqrt{(7\,520 + 1\,600) \times 10^{-12}}$$

$$= 10\,471 i_{ch}$$

Les résultats d'essais et de calculs sont compilés dans le tableau E.1.

This value is then used in equations (E.6) or (E.7) to derive the actual value of $k_{b \max r}$ or $k_{a \max r}$. Finally, $k_{p \max}$ and $k_{s \max}$ are derived using equations (E.9) and (E.10), respectively.

E.2.4 Evaluation of recovery voltage stress across circuit-breaker

The maximum recovery voltage across the circuit-breaker ($k_{r \max}$) in per unit value is given by the following:

- for directly earthed reactors:

$$k_{r \max} = 1 + k_{a \max} \quad (\text{E.12})$$

- for unearthed reactors:

$$k_{r \max} = 2 + k_{a \max} = 1,5 + k_{b \max} \quad (\text{E.13})$$

- for neutral reactor earthed reactors:

$$k_{r \max} = 1 + 2 \kappa + k_{a \max} \quad (\text{E.14})$$

E.3 Case studies

The case studies are based on laboratory tests carried out on a single interrupter of an SF₆ circuit-breaker in a single-phase test with 98 A at 175 kV. The tests were performed according to section 4, i.e. 20 tests with point-on-wave settings increased by 18 electrical degrees per test supplemented by a test series of 18 tests with settings in the range giving maximum and minimum arcing times. The tests are analyzed as described in E.2 and are then applied to predict performance in a field installation with and without overvoltage limitation measures applied.

The arrangement for the laboratory test is shown in figure E.1. The test interrupter was complete with a grading capacitor of 1 600 pF. The chopped current values were not measured, but are derived using equation (E.2) where:

k_a is the measured suppression peak-voltage value.

The chopping number λ is then calculated:

$$u_o = 175 \times \sqrt{2} = 247 \text{ kV}$$

$$C_L = 7\,520 \text{ pF}$$

$$L = 5,68 \text{ H}$$

$$k_{in} = 1$$

thus:

$$i_{ch} = 9,0 \sqrt{k_a^2 - 1}$$

$$\lambda = i_{ch} / \sqrt{C_t}$$

$$= i_{ch} / \sqrt{(7\,520 + 1\,600) \times 10^{-12}}$$

$$= 10\,471 i_{ch}$$

The test and calculation results are summarized tabulated in table E.1.

Les nombres d'arrachement calculés sont tracés en fonction de la durée d'arc en figure E.2. Une analyse par régression linéaire en utilisant les équations données dans l'annexe F ou un programme de calcul d'ordinateur donne les résultats suivants:

$$\lambda_{\text{mean}} = 10\,030 + 7\,226 t_a$$

$$S_e = 8\,079$$

Ce résultat a été utilisé pour prédire les performances d'un disjoncteur à deux chambres de coupure de 550 kV pour commuter une réactance shunt 525 kV, 135 Mvar. Les performances sont d'abord étudiées dans le cas de mise directe à la terre sans dispositif de limitation des surtensions, ensuite en utilisant un parafoudre aux bornes du disjoncteur, enfin avec un dispositif de synchronisation.

Les performances sont ensuite étudiées d'une façon identique dans le cas de mise à la terre par une réactance de 1 600 Ω.

Tableau E.1 – Valeurs et résultats d'essais d'une chambre de coupure

t_a ms	k_a p.u.	i_{ch} A	λ AF ^{-0,5}
6,2	1,26	6,8	72 239
5,3	1,09	3,9	40 872
4,3	1,07	3,4	35 873
11,9	1,4	8,8	92 335
11	1,42	9,1	95 008
10,3	1,38	8,6	90 050
9,4	1,32	7,7	80 627
8	1,24	6,6	69 108
7,3	1,2	5,9	61 779
6,2	1,18	5,6	59 033
5,2	1,09	3,9	40 872
4	1,08	3,7	38 442
11,6	1,38	8,6	89 621
10,8	1,49	9,9	104 094
10,3	1,41	8,8	92 335
9,2	1,24	6,6	69 097
8,2	1,2	6	62 511
7,1	1,22	6,3	65 860
3,8	1,08	3,7	38 442
12,9	1,34	8	84 058
4	1,07	3,4	35 873
3,9	1,12	4,5	47 532
4,1	1,09	3,9	40 872
4	1,07	3,4	35 873
13,3	1,51	10,2	106 623
3,7	1,05	2,9	30 171
12,6	1,49	9,9	104 094
4,9	1,1	4,1	43 186
13,3	1,62	11,5	120 109
12,9	1,39	8,7	90 983
13,2	1,51	10,2	106 623
13,2	1,5	10	105 362
13,2	1,56	10,8	112 835
13,2	1,4	8,8	92 335

The derived chopping numbers are plotted against arcing time in figure E.2. A linear regression analysis, using the equations given in annex F or a computer spreadsheet program, gives the following expression:

$$\lambda_{\text{mean}} = 10\,030 + 7\,226 t_a$$

$$S_e = 8\,079$$

This result is applied to predict the performance of a circuit-breaker with two interrupters applied at 550 kV to switch out a 525 kV, 135 Mvar shunt reactor. Performance is considered first for the directly earthed case without overvoltage limitation measures applied, secondly with a surge arrester applied across the circuit-breaker and finally, with controlled opening applied.

Performance is then considered in a similar manner for the case where the neutral is earthed through a 1 600 Ω neutral reactor.

Table E.1 – Single interrupter laboratory test values

t_a ms	k_a p.u.	i_{ch} A	λ AF ^{-0,5}
6,2	1,26	6,8	72 239
5,3	1,09	3,9	40 872
4,3	1,07	3,4	35 873
11,9	1,4	8,8	92 335
11	1,42	9,1	95 008
10,3	1,38	8,6	90 050
9,4	1,32	7,7	80 627
8	1,24	6,6	69 108
7,3	1,2	5,9	61 779
6,2	1,18	5,6	59 033
5,2	1,09	3,9	40 872
4	1,08	3,7	38 442
11,6	1,38	8,6	89 621
10,8	1,49	9,9	104 094
10,3	1,41	8,8	92 335
9,2	1,24	6,6	69 097
8,2	1,2	6	62 511
7,1	1,22	6,3	65 860
3,8	1,08	3,7	38 442
12,9	1,34	8	84 058
4	1,07	3,4	35 873
3,9	1,12	4,5	47 532
4,1	1,09	3,9	40 872
4	1,07	3,4	35 873
13,3	1,51	10,2	106 623
3,7	1,05	2,9	30 171
12,6	1,49	9,9	104 094
4,9	1,1	4,1	43 186
13,3	1,62	11,5	120 109
12,9	1,39	8,7	90 983
13,2	1,51	10,2	106 623
13,2	1,5	10	105 362
13,2	1,56	10,8	112 835
13,2	1,4	8,8	92 335

Cas 1: Réactance directement mise à la terre

Option 1.1: Pas de dispositif de limitation des surtensions

La surtension maximale d'arrachement se produit avec la durée d'arc maximum. La durée d'arc maximum relevée en laboratoire était de 13,3 ms à 50 Hz, donnant une valeur correspondante de 11,6 ms à 60 Hz. De l'équation (E.5):

$$\begin{aligned}\lambda_{\max} &= 10\,031 + 7\,226 \times 11,6 + 2 \times 8\,079 \\ &= 11,0 \times 10^4\end{aligned}$$

En utilisant l'équation (E.7) (avec $N = 2$):

$$\begin{aligned}k_{a \max} &= \sqrt{1 + \frac{3 \times 2 (11,0 \times 10^4)^2}{2 \times 377 \times 135 \times 10^6}} \\ &= 1,31\end{aligned}$$

donnant: $k_{r \max} = 1 + 1,31$
 $= 2,31 \text{ p.u.}$

Pour calculer l'amplitude des surtensions de réallumage, le nombre d'arrachement maximum avec réallumage est déduit de l'équation (E.11):

$$\begin{aligned}\lambda_{\max r} &= 10\,032 + 7\,226 (11,6 - 8,33) + 2 \times 8\,079 \\ \lambda_{\max r} &= 4,98 \times 10^4\end{aligned}$$

et de l'équation (E.7):

$$\begin{aligned}k_{a \max r} &= \sqrt{1 + \frac{3 \times 2 (4,98 \times 10^4)^2}{2 \times 377 \times 135 \times 10^6}} \\ k_{a \max r} &= 1,07 \text{ p.u.}\end{aligned}$$

En reportant dans les équations (E.9) et (E.10):

$$\begin{aligned}k_{p \max} &= 1 + 0,5 (1 + 1,07) \\ &= 2,04 \text{ p.u.} \\ k_{s \max} &= (1 + 0,5) (1 + 1,071) \\ &= 3,11 \text{ p.u.}\end{aligned}$$

Case 1: Directly earthed shunt reactor*Option 1.1: Without overvoltage limitation measures applied*

The maximum chopping overvoltage will occur at the maximum arcing time. The maximum arcing time in the laboratory was 13,3 ms at 50 Hz, giving a corresponding value at 60 Hz of 11,6 ms. From equation (E.5):

$$\begin{aligned}\lambda_{\max} &= 10\,031 + 7\,226 \times 11,6 + 2 \times 8\,079 \\ &= 11,0 \times 10^4\end{aligned}$$

Using equation (E.7) (with $N = 2$):

$$\begin{aligned}k_{a \max} &= \sqrt{1 + \frac{3 \times 2 (11,0 \times 10^4)^2}{2 \times 377 \times 135 \times 10^6}} \\ &= 1,31\end{aligned}$$

giving: $k_{r \max} = 1 + 1,31$
 $= 2,31 \text{ p.u.}$

To calculate the magnitude of the re-ignition overvoltages, the maximum chopping number with re-ignitions is calculated from equation (E.11):

$$\begin{aligned}\lambda_{\max r} &= 10\,032 + 7\,226 (11,6 - 8,33) + 2 \times 8\,079 \\ \lambda_{\max r} &= 4,98 \times 10^4\end{aligned}$$

and from equation (E.7):

$$\begin{aligned}k_{a \max r} &= \sqrt{1 + \frac{3 \times 2 (4,98 \times 10^4)^2}{2 \times 377 \times 135 \times 10^6}} \\ k_{a \max r} &= 1,07 \text{ p.u.}\end{aligned}$$

Using equations (E.9) and (E.10):

$$\begin{aligned}k_{p \max} &= 1 + 0,5 (1 + 1,07) \\ &= 2,04 \text{ p.u.} \\ k_{s \max} &= (1 + 0,5) (1 + 1,071) \\ &= 3,11 \text{ p.u.}\end{aligned}$$

Option 1.2: Avec parafoudre à oxyde métallique aux bornes du disjoncteur

Le parafoudre est choisi pour avoir un niveau de protection k_{arr} égal à 1,6 p.u. (voir 5.8.3.2). L'effet du parafoudre sur le disjoncteur est de limiter la tension de réallumage et de tendre à réduire la durée d'arc. La durée d'arc maximale sera donc de 11,6 ms ou moins.

Par conséquent:

$$\begin{aligned} k_{a \max} &\leq 1,31 \text{ p.u.} \\ k_{r \max} &= 1,6 \text{ p.u.} \\ k_{p \max} &\leq 1 + 0,5 \times 1,6 \\ &\leq 1,8 \text{ p.u.} \\ k_{s \max} &\leq 1,6 (1 + 0,5) \\ &\leq 2,4 \text{ p.u.} \end{aligned}$$

Option 1.3: Avec dispositif de synchronisation (ouverture contrôlée du disjoncteur)

Avec le dispositif de synchronisation appliqué au disjoncteur, la surtension d'arrachement maximale est déterminée par réglage de la durée d'arc du dispositif pour ne pas donner de réallumage. Un réglage d'une durée d'arc de 5 ms devrait permettre quelques variations dans la durée d'ouverture puisque la durée d'arc maximale avec réallumage était de 3,9 ms dans les essais de laboratoire. Avec l'équation (E.7):

$$\begin{aligned} \lambda_{\max} &= 10\,031 + 7\,226 \times 5 + 2 \times 8\,079 \\ &= 6,23 \times 10^4 \\ k_{a \max} &= 1,11 \text{ p.u.} \end{aligned}$$

donnant: $k_{r \max} = 2,11 \text{ p.u.}$
 $k_{p \max} = 0 \text{ p.u.}$
 $k_{s \max} = 0 \text{ p.u.}$

Cas 2: Réactance mise à la terre par réactance de neutre

La valeur de λ_{\max} à partir des essais en laboratoire peut être utilisée, c'est-à-dire la même que dans le cas 1.

Pour prendre en compte que l'énergie oscille autour d'une tension de κ p.u. de polarité opposée, l'amplitude k_b de cette oscillation est calculée en utilisant l'équation (E.6) avec $C_T/C_L = 1$, c'est-à-dire $C_S \gg C_L$.

L'inductance de la réactance de neutre L_N est de 4,24 H, L étant de 5,43 H.

En se référant à l'annexe C:

$$\kappa = \frac{1}{\frac{5,43}{4,24} + 2} = 0,3$$

Option 1.2: Metal oxide surge arrester applied across the circuit-breaker

The surge arrester is taken to have a protective level k_{arr} equal to 1.6 p.u. (refer to 5.8.3.2). The effect of the surge arrester on the circuit-breaker is to limit the re-ignition voltage and tends to reduce the arcing time. The maximum arcing time will thus be 11,6 ms or less.

Therefore:

$$\begin{aligned}k_{a \max} &\leq 1,31 \text{ p.u.} \\k_{r \max} &= 1,6 \text{ p.u.} \\k_{p \max} &\leq 1 + 0,5 \times 1,6 \\&\leq 1,8 \text{ p.u.} \\k_{s \max} &\leq 1,6 (1 + 0,5) \\&\leq 2,4 \text{ p.u.}\end{aligned}$$

Option 1.3: Controlled opening applied to the circuit-breaker

With controlled opening applied to the circuit-breaker, the maximum chopping overvoltage is determined by the arcing time setting of the synchronizer to give no re-ignitions. A setting at 5 ms arcing time should allow some variation in opening time since the maximum arcing time with re-ignitions was 3.9 ms in the laboratory tests. Again, from equation (E.7):

$$\begin{aligned}\lambda_{\max} &= 10\,031 + 7\,226 \times 5 + 2 \times 8\,079 \\&= 6,23 \times 10^4\end{aligned}$$

$$k_{a \max} = 1,11 \text{ p.u.}$$

giving: $k_{r \max} = 2,11 \text{ p.u.}$

$$k_{p \max} = 0 \text{ p.u.}$$

$$k_{s \max} = 0 \text{ p.u.}$$

Case 2: Neutral reactor earthed shunt reactor

The λ_{\max} values from the laboratory tests can be used, i.e. the same as in case 1.

To take into account that the energy oscillates around a voltage of κ p.u. of opposite polarity, the amplitude, k_b , of this oscillation is calculated using equation (E.6) with $C_f/C_L = 1$, i.e. $C_S \gg C_L$.

The inductance of the neutral reactor L_N is 4,24 H, L being 5,43 H.

With reference to annex C:

$$\kappa = \frac{1}{\frac{5,43}{4,24} + 2} = 0,3$$

Option 2.1: Pas de dispositif de limitation des surtensions

A partir des équations (E.6) ou (C.3):

$$k_b = 1,3 \sqrt{1 + \frac{2 \times 11,0^2 \times 10^8 \times 5,68}{428^2 \times 10^6 \times 1,3}}$$

$$k_b = 1,63$$

donnant: $k_{a \max} = 1,33$ p.u.

$k_{c \max} = 1,93$ p.u.

$k_{r \max} = 2,93$ p.u.

De l'équation (E.6):

$$k_{b \max r} = 1,3 \sqrt{1 + \frac{2 \times 4,98^2 \times 10^8 \times 5,68}{428^2 \times 10^6 \times 1,3}}$$

$$k_{b \max r} = 1,37$$

Des équations (E.9) et (E.10):

$$k_{p \max} = 1 + 0,5 (1 + 0,3 + 1,37) = 2,33 \text{ p.u.}$$

$$k_{s \max} = (1 + 0,5) (1 + 0,3 + 1,37) = 4,0 \text{ p.u.}$$

Option 2.2: Avec parafoudre à oxyde métallique aux bornes du disjoncteur

Le parafoudre est identique à celui utilisé dans l'option 1.2 ci-dessus.

$$k_{a \max} \leq 1,33 \text{ p.u.}$$

$$k_{r \max} = 1,6 \text{ p.u.}$$

$$k_{c \max} \leq 0,6 \text{ p.u.}$$

$$k_{p \max} \leq 1,8 \text{ p.u.}$$

$$k_{s \max} \leq 2,4 \text{ p.u.}$$

Option 2.3: Avec dispositif de synchronisation (ouverture contrôlée du disjoncteur)

$$k_b = 1,3 \sqrt{1 + \frac{2 \times 6,23^2 \times 10^8 \times 5,68}{428^2 \times 10^6 \times 1,3}}$$

$$k_b = 1,42$$

donnant: $k_{a \max} = 1,12$ p.u.

$k_{c \max} = 1,72$ p.u.

$k_{r \max} = 2,72$ p.u.

$k_{p \max} = 0$ p.u.

$k_{s \max} = 0$ p.u.

Les prévisions de surtensions du cas 1 sont regroupées dans le tableau E.2.

Option 2.1: Without overvoltage limitation measures applied

From equations (E.6) or (C.3):

$$k_b = 1,3 \sqrt{1 + \frac{2 \times 11,0^2 \times 10^8 \times 5,68}{428^2 \times 10^6 \times 1,3}}$$

$$k_b = 1,63$$

giving: $k_{a \max} = 1,33 \text{ p.u.}$

$$k_{c \max} = 1,93 \text{ p.u.}$$

$$k_{r \max} = 2,93 \text{ p.u.}$$

From equation (E.6):

$$k_{b \max r} = 1,3 \sqrt{1 + \frac{2 \times 4,98^2 \times 10^8 \times 5,68}{428^2 \times 10^6 \times 1,3}}$$

$$k_{b \max r} = 1,37$$

From equations (E.9) and (E.10):

$$k_{p \max} = 1 + 0,5 (1 + 0,3 + 1,37) = 2,33 \text{ p.u.}$$

$$k_{s \max} = (1 + 0,5) (1 + 0,3 + 1,37) = 4,0 \text{ p.u.}$$

Option 2.2: Metal oxide surge arrester applied across the circuit-breaker

The surge arrester is identical to that applied in option 1.2 above.

$$k_{a \max} \leq 1,33 \text{ p.u.}$$

$$k_{r \max} = 1,6 \text{ p.u.}$$

$$k_{c \max} \leq 0,6 \text{ p.u.}$$

$$k_{p \max} \leq 1,8 \text{ p.u.}$$

$$k_{s \max} \leq 2,4 \text{ p.u.}$$

Option 2.3: Controlled opening applied to the circuit-breaker

$$k_b = 1,3 \sqrt{1 + \frac{2 \times 6,23^2 \times 10^8 \times 5,68}{428^2 \times 10^6 \times 1,3}}$$

$$k_b = 1,42$$

giving: $k_{a \max} = 1,12 \text{ p.u.}$

$$k_{c \max} = 1,72 \text{ p.u.}$$

$$k_{r \max} = 2,72 \text{ p.u.}$$

$$k_{p \max} = 0 \text{ p.u.}$$

$$k_{s \max} = 0 \text{ p.u.}$$

Case 1 overvoltage predictions are summarized in table E.2.

Tableau E.2 – Surtensions prévues du cas 1

Option	Surtensions p.u.			
	$k_{a \text{ max}}$	$k_{r \text{ max}}$	$k_{p \text{ max}}$	$k_{s \text{ max}}$
1.1	1,31	2,31	2,04	3,11
1.2	$\leq 1,31$	1,6	$\leq 1,8$	$\leq 2,4$
1.3	1,11	2,11	0	0

La tenue lors de coupures du disjoncteur est de 3,11 p.u. (900 kV + 430 kV) et la tenue à l'onde de foudre est d'au moins 4,03 p.u. (1 425 kV + 300 kV). En admettant que la surtension d'arrachement maximum autorisée aux bornes du disjoncteur n'excède pas 80 % de sa tenue lors des coupures, c'est-à-dire 2,52 p.u., les conclusions suivantes peuvent être tirées:

- a) Il n'y a pas spécialement besoin d'appliquer des mesures de limitation de surtension pour le disjoncteur proposé.
- b) Quelques fonctionnements du parafoudre de la réactance shunt peuvent se produire (niveau de protection d'environ 2 p.u.). La réactance shunt pourra être exposée à une amplitude maximale de tension de 3,1 p.u.
- c) Les avantages des options 1.2 et 1.3 sont évidentes, à la fois sur la réactance et sur le disjoncteur.

Les prévisions de surtensions du cas 2 sont regroupées dans le tableau E3.

Tableau E.3 – Surtensions prévues du cas 2

Option	Surtensions p.u.				
	$k_{a \text{ max}}$	$k_{c \text{ max}}$	$k_{r \text{ max}}$	$k_{p \text{ max}}$	$k_{s \text{ max}}$
2.1	1,33	1,93	2,93	2,33	4,0
2.2	$\leq 1,33$	$\leq 0,6$	1,6	$\leq 1,8$	$\leq 2,4$
2.3	1,12	1,72	2,72	0	0

En appliquant la même tension admissible aux bornes du disjoncteur, 2,5 p.u., les conclusions suivantes peuvent être tirées:

- a) Le disjoncteur ne peut pas être utilisé sans une quelconque forme de limitation de surtension.
- b) L'option 2.2 peut être utilisée sans mesure complémentaire.
- c) L'option 2.3 peut seulement être utilisée si la réactance de neutre est court-circuitée avant l'ouverture du disjoncteur, c'est-à-dire que l'opération de manoeuvre devient identique au cas 1, option 1.3.

Table E.2 – Case 1 predicted overvoltage values

Option	Overvoltage p.u.			
	$k_{a \max}$	$k_{r \max}$	$k_{p \max}$	$k_{s \max}$
1.1	1,31	2,31	2,04	3,11
1.2	$\leq 1,31$	1,6	$\leq 1,8$	$\leq 2,4$
1.3	1,11	2,11	0	0

The switching surge capability across the circuit-breaker is 3,11 p.u. (900 kV + 430 kV) and the lightning impulse capability is at least 4,03 p.u. (1 425 kV + 300 kV). Taking the position that the maximum allowable chopping overvoltage across the circuit-breaker shall not exceed 80 % of the switching surge withstand capability i.e. 2,52 p.u., the following can be concluded:

- No overvoltage limitation measures are essential for the application of the proposed circuit-breaker.
- Some shunt reactor surge arrester operations will occur (protective level approximately 2 p.u.). The shunt reactor will be exposed to a maximum voltage excursion of 3,1 p.u.
- The relative merit of applying options 1.2 and 1.3 is evident, both in terms of impact on the circuit-breaker and the shunt reactor, respectively.

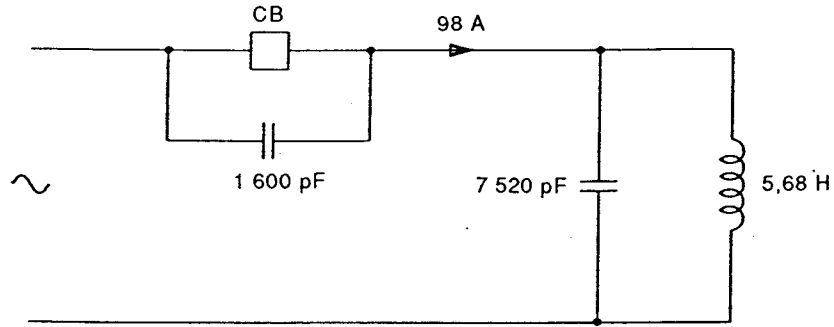
Case 2 overvoltage predictions are summarized in table E.3.

Table E.3 – Case 2 predicted overvoltage values

Option	Overvoltage p.u.				
	$k_{a \max}$	$k_{c \max}$	$k_{r \max}$	$k_{p \max}$	$k_{s \max}$
2.1	1,33	1,93	2,93	2,33	4,0
2.2	$\leq 1,33$	$\leq 0,6$	1,6	$\leq 1,8$	$\leq 2,4$
2.3	1,12	1,72	2,72	0	0

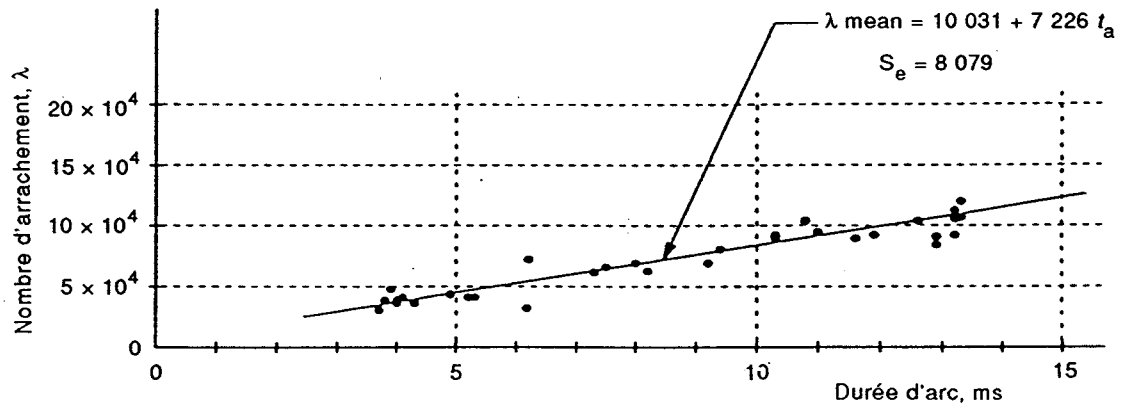
Applying the same 2,5 p.u. maximum allowable voltage across the circuit-breaker, the following can be concluded:

- The circuit-breaker cannot be applied without some form of overvoltage limitation.
- Option 2.2 can be applied without any further measures.
- Option 2.3 can only be applied if the neutral reactor is bypassed prior to opening the circuit-breaker, i.e. switching duty becomes identical to case 1, option 1.3.



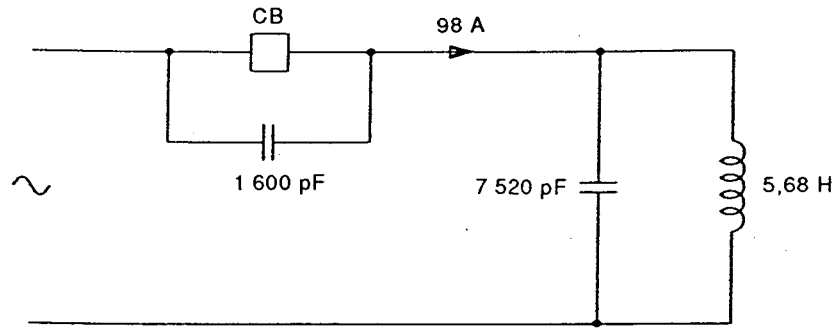
CEI 584194

Figure E.1 - Schéma de principe du circuit d'essais pour les essais de coupure de la réactance



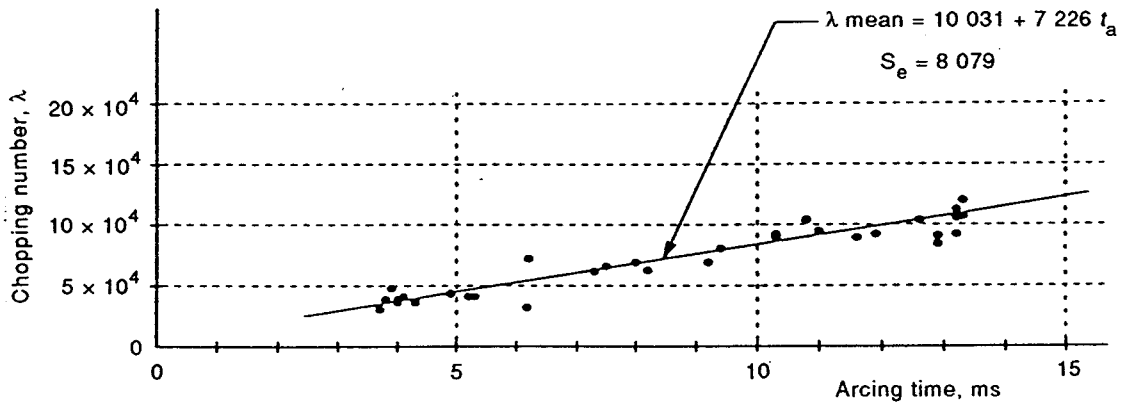
CEI 585194

Figure E.2 - Nombre d'arrachement en fonction de la durée d'arc lors des essais de coupure de la réactance



IEC 584194

Figure E.1 – Principle diagram of test circuit at reactor switching test



IEC 585194

Figure E.2 – Chopping number as function of arcing time at reactor switching test

Annexe F
(informative)

Formules statistiques pour le calcul des surtensions d'arrachement et de réallumage

F.1 Généralités

Le but de cette annexe est de fournir, par commodité, les formules statistiques utilisées dans le calcul des surtensions d'arrachement et de réallumage.

F.2 Nombre d'arrachement indépendant de la durée d'arc

En se référant à l'équation (E.4):

$$\lambda_{\text{mean}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \lambda_i \quad (\text{F.1})$$

et

$$\sigma^2 = \frac{n \sum_{i=1}^n \lambda_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n \lambda_i \right)^2}{n (n - 1)} \quad (\text{F.2})$$

où

n est le nombre d'essais;

λ_i est le nombre d'arrachement correspondant au $i^{\text{ème}}$ essai.

F.3 Nombre d'arrachement dépendant de la durée d'arc

Calculer les valeurs de S_{xx} , S_{yy} et S_{xy} comme suit:

$$S_{xx} = n \sum_{i=1}^n t_{ai}^2 - \left(\sum_{i=1}^n t_{ai} \right)^2$$

$$S_{yy} = n \sum_{i=1}^n \lambda_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n \lambda_i \right)^2$$

$$S_{xy} = n \sum_{i=1}^n t_{ai} \lambda_i - \left(\sum_{i=1}^n t_{ai} \right) \left(\sum_{i=1}^n \lambda_i \right)$$

où n et λ_i sont comme indiqué ci-dessus et t_{ai} est la durée d'arc correspondant au $i^{\text{ème}}$ essai.

En se référant à l'équation (E.8):

$$B = \frac{S_{xy}}{S_{xx}} \quad (\text{F.3})$$

$$A = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \lambda_i - \frac{B}{n} \sum_{i=1}^n t_{ai} \quad (\text{F.4})$$

$$S_e^2 = \frac{1}{n (n - 2)} (S_{yy} - B^2 S_{xx}) \quad (\text{F.5})$$

Annex F (informative)

Statistical formulae for derivation of chopping and re-ignition overvoltages

F.1 General

The purpose of this annex is to provide, for convenience, the statistical formulae used in the derivation of chopping and re-ignition overvoltages.

F.2 Chopping number independent of arcing time

With reference to equation (E.4):

$$\lambda_{\text{mean}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \lambda_i \quad (\text{F.1})$$

and

$$\sigma^2 = \frac{n \sum_{i=1}^n \lambda_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n \lambda_i \right)^2}{n(n-1)} \quad (\text{F.2})$$

where

n is the number of test shots;

λ_i chopping number corresponding to the i^{th} test shot.

F.3 Chopping number dependent on arcing time

Calculate values for S_{xx} , S_{yy} et S_{xy} as follows:

$$S_{xx} = n \sum_{i=1}^n t_{ai}^2 - \left(\sum_{i=1}^n t_{ai} \right)^2$$

$$S_{yy} = n \sum_{i=1}^n \lambda_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n \lambda_i \right)^2$$

$$S_{xy} = n \sum_{i=1}^n t_{ai} \lambda_i - \left(\sum_{i=1}^n t_{ai} \right) \left(\sum_{i=1}^n \lambda_i \right)$$

where n and λ_i are as noted above and t_{ai} is the arcing time corresponding to the i^{th} test shot.

With reference to equation (E.8):

$$B = \frac{S_{xy}}{S_{xx}} \quad (\text{F.3})$$

$$A = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \lambda_i - \frac{B}{n} \sum_{i=1}^n t_{ai} \quad (\text{F.4})$$

$$S_e^2 = \frac{1}{n(n-2)} (S_{yy} - B^2 S_{xx}) \quad (\text{F.5})$$

Annexe G
(informative)

Bibliographie

Annex G
(informative)

Bibliography

- [1] CIGRÉ Working Group 13.02 "Interruption of small inductive currents", Chapters 1 and 2, *Electra* 72, pp. 73-103, 1980.
- [2] CIGRÉ Working Group 13.02 "Interruption of small inductive currents", Chapter 4, Part A, *Electra* 101, pp. 13-39, July 1985.
- [3] CIGRÉ Working Group 13.02 "Interruption of small inductive currents", Chapter 4, Part B, *Electra* 113, pp. 51-74, July 1987.
- [4] CIGRÉ Working Group 13.02 "Results of the enquiries on actual network conditions when switching magnetizing and small inductive currents and on transformer and shunt reactor saturation characteristics", *Electra* 94, pp. 35-53, May 1984.
- [5] Van den Heuvel, W.M.C. and B.C. Papadidas, "Interaction between phases in three-phase reactor switching, Part I: Earthed reactors", *Electra* 91, pp. 11-50, December 1983.
- [6] Van den Heuvel, W.M.C. and B.C. Papadidas, "Interaction between phases in three-phase reactor switching, Part II: Unearthed reactors", *Electra* 112, pp 57-81, May 1987.
- [7] Rizk, F.A.M., "Interruption of small inductive currents with air-blast circuit-breakers", Thesis, Gothenburg, 1963.
- [8] Rizk, F.A.M., "Arc instability and time constant in air-blast circuit-breakers", *CIGRÉ Report 107*, 1964.
- [9] Van den Heuvel, W.M.C., "Interruption of small inductive currents in a.c. circuits", Thesis, Eindhoven, 1966.
- [10] Berneryd, S., C.-E. Sölver, L. Ahlgren, R. Eriksson, "Switching of shunt reactors – comparison between field and laboratory test", *CIGRÉ Report 13-04*, 1976.
- [11] Gardner, G.E., R.J. Urwin, "Arc instability and current chopping in an air-blast interrupter", *Proc. IEE Vol. 124*, No. 7, pp. 619-627, July 1977.
- [12] Dowell, A.J., G.E. Gardner, R.J. Urwin, F.P. Matravers and W. Watson, "A review of switchgear testing requirements including the interruption of low inductive currents", *CIGRÉ Report 13-02*, 1976.
- [13] Murano, M., S. Yanabu, H. Ohashi, H. Ishizuka and T. Okazaki, "Current chopping phenomenon of medium voltage circuit-breakers", *IEEE Trans. PAS Vol. 96*, pp. 143-149, January/February 1977.

- [14] Henry, J.C., G. Perrissin and C. Rollier, "The behavior of SF₆ puffer circuit-breakers under exceptionally severe conditions", *CIGRÉ Report 13-08*, 1978.
- [15] Eriksson, R., S. Berneryd and A. Eriksson, "Laboratory and field tests with a 420 kV SF₆ puffer breaker for a gas insulated substation", *IEE Conference on High Voltage Switchgear*, Publication 1982, pp. 119-125, 1979.
- [16] Kobayashi, A., H. Tshizuka, N. Takahaski, S. Yanabu, K. Uehara, "Interrupting test of 275 kV reactor and its evaluation in three kinds of gas-blast circuit-breakers", *IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. PWRD-1*, pp. 87-94, April 1986.
- [17] Croteau, G., J.C. Bois-Clair, R. Jeanjean, "Analysis of re-ignition of multiple break switches devices application to shunt reactor current interruption", *IEEE Trans. PAS Vol. 103*, pp. 1377-1385, June 1984.
- [18] Rashkes, V.S., M.O. Gal'Perina, S.M. Popov, R. Koshtalynk, A. Ivanovskii and A. Kmech, "Surges on a reactor and transformer at 500 kV in switching the reactor by a VV 500-type circuit-breaker", *Electric Technology USSR, Vol. 4*, pp. 57-73, 1970.
- [19] Komarov, A.N., V.S. Rashkes, N.V. Shilin, "EHV shunt reactor inductive currents switching-off", *CIGRÉ Paper 13-06*, 1978.
- [20] Shabunov, V.A., "Studies in the use of air breakers to switch off low inductive currents", *Soviet Power Engineering, No. 4*, pp. 290-296, April 1982.
- [21] Sarkinen, S.H., G.G. Schockelt and J.H. Brunke, "High frequency switching surges in EHV shunt reactor installation with reduced insulation levels", *IEEE Trans. PAS, Vol. 98*, No. 3, May/June 1979.
- [22] Kawada, H., K. Goto, M. Hanamura, S. Yanabu, S. Nishiwaki, T. Ueda and Y. Murayama "Switching surges of shunt reactor caused by SF₆ circuit-breaker operation". *IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. PWRD-2*, No. 4, pp. 1124-1130, October 1987.
- [23] Peelo, D.F., B.L. Avent, J.E. Drakos and J.R. Irvine, "Shunt reactor switching tests in B.C. hydro's 500 kV system". *IEE Proceedings, Vol. 135*, pp. 420-434, Part C, No. hh5, September 1988.
- [24] Greenwood, A, *Electrical Transients in Power Systems*, Wiley-Interscience, New York, 1971.
- [25] Reckleff, J.G., A.K. McCabe, G. Mauthe and E. Ruoss, "Application of metal-oxide varistors on an 800 kV circuit-breaker used for shunt reactor switching", *CIGRÉ Report 13-16*, 1988.
- [26] Möller, K., A. Clandi, H.H. Schramm, B. Stöber, A. Strnad, T. Weinmann and K.N. Hinterthur, "Characteristics of gas blast circuit-breakers influencing re-ignitions when interrupting small inductive currents", *CIGRÉ Report 13-15*, 1988.
- [27] Nakanishi, K., K. Suzuki, M. Ishikawa, Y. Abe, K. Andoh, S. Yanabu, A. Ohnuma and Y. Kurosawa, "Small current interruption phenomena and recent progress of gas circuit-breaker", *CIGRÉ Report 13-06*, 1988.

- [28] Okabe, S., M. Kosakada, H. Toda, M. Ishikawa. "Investigations of multiple re-ignition phenomena and protection scheme of shunt reactor current interruption in GIS substations", *IEEE PES Winter Meeting*, Jan. 1992.
- [29] Gibbs, J.D., D. Koch, P. Malkin and K.J. Cornick, "Investigations of prestriking and current chopping in medium voltage SF₆ rotating arc and vacuum switchgear", *IEEE PES Winter Meeting, Paper 88WM221-4*, Febr. 1988.
- [30] Zaima, E., S. Okabe, S. Nishiwaki, M. Ishikawa, T. Nakamoto, Y. Murayama and S. Yanabu, "Re-ignition surges at reactor current interruption in cable-system GIS", *IEEE Trans. Power Delivery, Vol. 5*, pp. 947-954, No. 2, April 1990.
- [31] Moraw, G., W. Richter, H. Hutegger and J. Wogerbauer, "Point-on-wave controlled switching of high-voltage circuit-breakers", *CIGRÉ Report 13-02*, 1988.
- [32] Andersen, E., S. Berneryd and S. Lindahl, "Synchronous energizing of shunt reactors and shunt capacitors", *CIGRÉ Report 13-12*, 1988.
- [33] Alvinsson, R., A. Holm, O. Karlen and U. Åkesson, "Development of controlled switching of reactors, capacitors, transformers and lines", *CIGRÉ Report 13-201*, 1990.
- [34] Portela, C.M., S.A. Morais, P.M. Maldonado, A.C.C. Carvalho, M. Lacorte, R. Columbo, J.S. Teixeira, M.J.A. Maia, R.M. Almeida and E. Azzari, "A study of methods and models for the simulation of reactor switching", *CIGRÉ Report 13-07*, 1988.
- [35] Harner, R.H. and T.A. Bellei. Switching of high-voltage shunt reactors – Analysis of re-ignition overvoltages. *CIGRÉ Paper 13-89 (SC)12*, presented at the SC 13 Colloquium in Sarajevo, May 1989.
- [36] Nakanishi, K. et al. "Technical requirement and development of GCB for extra-high voltage and large-capacity GIS in Megalopolis", *CIGRÉ Report 13-301*, 1990.
- [37] Van den Heuvel, W.M.C. "Overvoltages after current chopping in a three-phase inductive circuit with isolated neutral", *IEEE Trans. PAS-100*, p. 4795-4801, 1981.
- [38] Kalasek, V.K.I. and van den Heuvel W.M.C. "L-switch: A PC program for computing transient voltages and currents during switching off three-phase inductances", *Eindhoven University of Technology Report 89-E-221*, ISBN 90-6144-221-4, June 1989.
- [39] Miller, I., and Freund J.E. *Probability and statistics for engineers*. Prentice Hall, 1965.
- [40] Yamane, T. *Statistics, an introductory analysis*. Harper & Row, 1964.
-

ICS 29.130

Typeset and printed by the IEC Central Office
GENEVA, SWITZERLAND