

INTERNATIONAL STANDARD

NORME INTERNATIONALE



Power transformers –

Part 10-1: Determination of sound levels – Application guide

Transformateurs de puissance –

Partie 10-1: Détermination des niveaux de bruit – Guide d'application

IECNORM.COM : Click to view the full PDF of IEC 60076-10-1:2016



THIS PUBLICATION IS COPYRIGHT PROTECTED

Copyright © 2016 IEC, Geneva, Switzerland

All rights reserved. Unless otherwise specified, no part of this publication may be reproduced or utilized in any form or by any means, electronic or mechanical, including photocopying and microfilm, without permission in writing from either IEC or IEC's member National Committee in the country of the requester. If you have any questions about IEC copyright or have an enquiry about obtaining additional rights to this publication, please contact the address below or your local IEC member National Committee for further information.

Droits de reproduction réservés. Sauf indication contraire, aucune partie de cette publication ne peut être reproduite ni utilisée sous quelque forme que ce soit et par aucun procédé, électronique ou mécanique, y compris la photocopie et les microfilms, sans l'accord écrit de l'IEC ou du Comité national de l'IEC du pays du demandeur. Si vous avez des questions sur le copyright de l'IEC ou si vous désirez obtenir des droits supplémentaires sur cette publication, utilisez les coordonnées ci-après ou contactez le Comité national de l'IEC de votre pays de résidence.

IEC Central Office
3, rue de Varembe
CH-1211 Geneva 20
Switzerland

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

About the IEC

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

About IEC publications

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

IEC Catalogue - webstore.iec.ch/catalogue

The stand-alone application for consulting the entire bibliographical information on IEC International Standards, Technical Specifications, Technical Reports and other documents. Available for PC, Mac OS, Android Tablets and iPad.

IEC publications search - www.iec.ch/searchpub

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

IEC Just Published - webstore.iec.ch/justpublished

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

Electropedia - www.electropedia.org

The world's leading online dictionary of electronic and electrical terms containing 20 000 terms and definitions in English and French, with equivalent terms in 15 additional languages. Also known as the International Electrotechnical Vocabulary (IEV) online.

IEC Glossary - std.iec.ch/glossary

65 000 electrotechnical terminology entries in English and French extracted from the Terms and Definitions clause of IEC publications issued since 2002. Some entries have been collected from earlier publications of IEC TC 37, 77, 86 and CISPR.

IEC Customer Service Centre - webstore.iec.ch/csc

If you wish to give us your feedback on this publication or need further assistance, please contact the Customer Service Centre: csc@iec.ch.

A propos de l'IEC

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

A propos des publications IEC

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

Catalogue IEC - webstore.iec.ch/catalogue

Application autonome pour consulter tous les renseignements bibliographiques sur les Normes internationales, Spécifications techniques, Rapports techniques et autres documents de l'IEC. Disponible pour PC, Mac OS, tablettes Android et iPad.

Recherche de publications IEC - www.iec.ch/searchpub

La recherche avancée permet de trouver des publications IEC en utilisant différents critères (numéro de référence, texte, comité d'études,...). Elle donne aussi des informations sur les projets et les publications remplacées ou retirées.

IEC Just Published - webstore.iec.ch/justpublished

Restez informé sur les nouvelles publications IEC. Just Published détaille les nouvelles publications parues. Disponible en ligne et aussi une fois par mois par email.

Electropedia - www.electropedia.org

Le premier dictionnaire en ligne de termes électroniques et électriques. Il contient 20 000 termes et définitions en anglais et en français, ainsi que les termes équivalents dans 15 langues additionnelles. Egalement appelé Vocabulaire Electrotechnique International (IEV) en ligne.

Glossaire IEC - std.iec.ch/glossary

65 000 entrées terminologiques électrotechniques, en anglais et en français, extraites des articles Termes et Définitions des publications IEC parues depuis 2002. Plus certaines entrées antérieures extraites des publications des CE 37, 77, 86 et CISPR de l'IEC.

Service Clients - webstore.iec.ch/csc

Si vous désirez nous donner des commentaires sur cette publication ou si vous avez des questions contactez-nous: csc@iec.ch.

INTERNATIONAL STANDARD

NORME INTERNATIONALE



Power transformers –

Part 10-1: Determination of sound levels – Application guide

Transformateurs de puissance –

Partie 10-1: Détermination des niveaux de bruit – Guide d'application

INTERNATIONAL
ELECTROTECHNICAL
COMMISSION

COMMISSION
ELECTROTECHNIQUE
INTERNATIONALE

ICS 29.180

ISBN 978-2-8322-3253-8

Warning! Make sure that you obtained this publication from an authorized distributor.
Attention! Veuillez vous assurer que vous avez obtenu cette publication via un distributeur agréé.

CONTENTS

FOREWORD.....	5
1 Scope.....	7
2 Normative references.....	7
3 Basic physics of sound	7
3.1 Phenomenon.....	7
3.2 Sound pressure, p	7
3.3 Particle velocity, u	8
3.4 Sound intensity, $\bar{I}$	8
3.5 Sound power, W	8
3.6 Sound fields.....	9
3.6.1 General	9
3.6.2 The free field	9
3.6.3 The diffuse field	9
3.6.4 The near-field	9
3.6.5 The far-field	10
3.6.6 Standing waves.....	10
4 Sources and characteristics of transformer and reactor sound	11
4.1 General.....	11
4.2 Sound sources	11
4.2.1 Core	11
4.2.2 Windings.....	14
4.2.3 Stray flux control elements	14
4.2.4 Sound sources in reactors.....	15
4.2.5 Effect of current harmonics in transformer and reactor windings	15
4.2.6 Fan noise.....	18
4.2.7 Pump noise.....	18
4.2.8 Relative importance of sound sources	18
4.3 Vibration transmission	18
4.4 Sound radiation.....	19
4.5 Sound field characteristics.....	19
5 Measurement principles	20
5.1 General.....	20
5.2 A-weighting	20
5.3 Sound measurement methods	22
5.3.1 General	22
5.3.2 Sound pressure method	23
5.3.3 Sound intensity method	24
5.3.4 Selection of appropriate sound measurement method	27
5.4 Information on frequency bands.....	27
5.5 Information on measurement surface	29
5.6 Information on measurement distance	29
5.7 Information on measuring procedures (walk-around and point-by-point).....	30
6 Practical aspects of making sound measurements	31
6.1 General.....	31
6.2 Orientation of the test object to avoid the effect of standing waves	31
6.3 Device handling for good acoustical practice.....	32

6.4	Choice of microphone spacer for the sound intensity method	33
6.5	Measurements with tank mounted sound panels providing incomplete coverage.....	33
6.6	Testing of reactors	34
7	Difference between factory tests and field sound level measurements.....	34
7.1	General.....	34
7.2	Operating voltage.....	34
7.3	Load current	34
7.4	Load power factor and power flow direction	35
7.5	Operating temperature	35
7.6	Harmonics in the load current and in voltage.....	35
7.7	DC magnetization.....	36
7.8	Effect of remanent flux	36
7.9	Sound level build-up due to reflections	36
7.10	Converter transformers with saturable reactors (transducers).....	37
Annex A (informative)	Sound level built up due to harmonic currents in windings.....	38
A.1	Theoretical derivation of winding forces due to harmonic currents	38
A.2	Force components for a typical current spectrum caused by a B6 bridge	39
A.3	Estimation of sound level increase due to harmonic currents by calculation	42
Bibliography		44

Figure 1 – Simulation of the spatially averaged sound intensity level (solid lines) and sound pressure level (dashed lines) versus measurement distance d in the near-field 10

Figure 2 – Example curves showing relative change in lamination length for one type of electrical core steel during complete cycles of applied 50 Hz a.c. induction up to peak flux densities $B_{\max}$ in the range of 1,2 T to 1,9 T 11

Figure 3 – Induction (smooth line) and relative change in lamination length (dotted line) as a function of time due to applied 50 Hz a.c. induction at 1,8 T – no d.c. bias..... 12

Figure 4 – Example curve showing relative change in lamination length during one complete cycle of applied 50 Hz a.c. induction at 1,8 T with a small d.c. bias of 0,1 T..... 12

Figure 5 – Induction (smooth line) and relative change in lamination length (dotted line) as a function of time due to applied 50 Hz a.c. induction at 1,8 T with a small d.c. bias of 0,1 T..... 13

Figure 6 – Sound level increase due to d.c. current in windings 13

Figure 7 – Typical sound spectrum due to load current 14

Figure 8 – Simulation of a sound pressure field (coloured) of a 31,5 MVA transformer at 100 Hz with corresponding sound intensity vectors along the measurement path..... 20

Figure 9 – A-weighting graph derived from function $A(f)$ 21

Figure 10 – Distribution of disturbances to sound pressure in the test environment 24

Figure 11 – Microphone arrangement..... 25

Figure 12 – Illustration of background sound passing through test area and sound radiated from the test object..... 26

Figure 13 – 1/1- and 1/3-octave bands with transformer tones for 50 Hz and 60 Hz systems..... 28

Figure 14 – Logging measurement demonstrating spatial variation along the measurement path 31

Figure 15 – Test environment..... 32

Figure A.1 – Current wave shape for a star and a delta connected winding for the current spectrum given in Table A.2 40

Table 1 – A-weighting values for the first fifteen transformer tones.....	22
Table A.1 – Force components of windings due to harmonic currents.....	39
Table A.2 – Current spectrum of a B6 converter bridge.....	39
Table A.3 – Calculation of force components and test currents	41
Table A.4 – Summary of harmonic forces and test currents.....	42

IECNORM.COM : Click to view the full PDF of IEC 60076-10-1:2016

INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION

POWER TRANSFORMERS –

Part 10-1: Determination of sound levels – Application guide

FOREWORD

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

International Standard IEC 60076-10-1 has been prepared by technical committee 14: Power transformers.

This second edition cancels and replaces the first edition published in 2005. This edition constitutes a technical revision.

This edition includes the following significant technical changes with respect to the previous edition:

- a) extended information on sound fields provided;
- b) effect of current harmonics in windings enfolded;
- c) updated information on measuring methods sound pressure and sound intensity given;
- d) supporting information on measuring procedures walk-around and point-by-point given;
- e) clarification of A-weighting provided;
- f) new information on frequency bands given;

- g) background information on measurement distance provided;
- h) new annex on sound-built up due to harmonic currents in windings introduced.

This standard is to be read in conjunction with IEC 60076-10.

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

FDIS	Report on voting
14/847/FDIS	14/850/RVD

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

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

A list of all parts in the IEC 60076 series, published under the general title *Power transformers*, can be found on the IEC website.

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

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

IMPORTANT – The 'colour inside' logo on the cover page of this publication indicates that it contains colours which are considered to be useful for the correct understanding of its contents. Users should therefore print this document using a colour printer.

POWER TRANSFORMERS –

Part 10-1: Determination of sound levels – Application guide

1 Scope

This part of IEC 60076 provides supporting information to help both manufacturers and purchasers to apply the measurement techniques described in IEC 60076-10. Besides the introduction of some basic acoustics, the sources and characteristics of transformer and reactor sound are described. Practical guidance on making measurements is given, and factors influencing the accuracy of the methods are discussed. This application guide also indicates why values measured in the factory may differ from those measured in service.

This application guide is applicable to transformers and reactors together with their associated cooling auxiliaries.

2 Normative references

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

IEC 60076-10:2016, *Power transformers – Part 10: Determination of sound levels*

3 Basic physics of sound

3.1 Phenomenon

Sound is a wave of pressure variation (in air, water or other elastic media) that the human ear can detect. Pressure variations travel through the medium (for the purposes of this document, air) from the sound source to the listener's ears.

The number of cyclic pressure variations per second is called the 'frequency' of the sound measured in hertz, Hz. A specific frequency of sound is perceived as a distinctive tone or pitch. Transformer 'hum' is low in frequency, typically with fundamental frequencies of 100 Hz or 120 Hz, while a whistle is of higher frequency, typically above 3 kHz. The normal frequency range of hearing for a healthy young person extends from approximately 20 Hz to 20 kHz.

3.2 Sound pressure, p

The root-mean-square (r.m.s.) of instantaneous sound pressures over a given time interval at a specific location is called the sound pressure. It is measured in pascal, Pa.

Sound pressure is a scalar quantity, meaning that it is characterised by magnitude only.

The lowest sound pressure that a healthy human ear can detect is strongly dependent on frequency; at 1 kHz it has a magnitude of 20 μ Pa. The threshold of pain corresponds to a sound pressure of more than a million times higher, 20 Pa. Because of this large range, to avoid the use of large numbers, the decibel scale (dB) is used in acoustics. The reference level for sound pressure for the logarithmic scale is 20 μ Pa corresponding to 0 dB and the 20 Pa threshold of pain corresponds to 120 dB.

An additional and very useful aspect of the decibel scale is that it gives a better approximation to the human perception of loudness than the linear pascal scale as the ear responds to sound logarithmically.

In the field of acoustics it is generally accepted that

- 1 dB change in level is imperceptible;
- 3 dB change in level is perceptible;
- 10 dB change in level is perceived to be twice as loud.

Human hearing is frequency dependent. The sensitivity peaks at about 1 kHz and reduces at lower and higher frequencies. An internationally standardized filter termed 'A-weighting' ensures that sound measurements reflect the human perception of sound over the whole frequency range of hearing (see 5.2).

3.3 Particle velocity, u

The root-mean-square (r.m.s.) of instantaneous particle velocity over a given time interval at a specific location is called particle velocity. It is measured in metres per second, m/s.

This quantity describes the oscillation velocity of the particles of the medium in which the sound waves are propagating. It is characterised by magnitude and direction and is therefore a vector quantity.

3.4 Sound intensity, $\bar{I}$

The time-averaged product of the instantaneous sound pressure and instantaneous particle velocity at a specific location is called sound intensity:

$$\bar{I} = \frac{1}{T} \int_T (p(t) \times \bar{u}(t)) dt \quad (1)$$

It is measured in watts per square metre, W/m².

Sound intensity describes the sound power flow per unit area and is a vector quantity with magnitude and direction. The normal sound intensity is the sound power flow per unit area measured in a direction normal, i.e. at 90° to the specified unit area.

The direction of the sound power flow is determined by the phase angle of the particle velocity at the specific location.

3.5 Sound power, W

Sound power is the rate of acoustic energy radiated from a sound source. It is stated in watts.

A sound source radiates power into the surrounding air resulting in a sound field. Sound power characterises the emission of the sound source. Sound pressure and particle velocity characterise the sound at a specific location. The sound pressure which is heard or measured with a microphone is dependent on the distance from the source and the properties of the acoustic environment. Therefore, the sound power of a source cannot be quantified by simply measuring sound pressure or intensity alone. The determination of sound power requires an integration of sound pressure or sound intensity over the entire enveloping surface. Sound power is more or less independent of the environment and is therefore a unique descriptor of the sound source.

3.6 Sound fields

3.6.1 General

A sound field is a region through which sound waves propagate. It is classified according to the manner in which the sound waves propagate.

When sound pressure and particle velocity are in phase, the corresponding sound field is said to be active. When sound pressure and particle velocity are 90° out of phase, the corresponding sound field is said to be reactive. With an active field the sound energy propagates entirely outwards from the source, as it does (approximately) in far-fields (see 3.6.5). In case of a reactive field the sound energy is travelling outwards but it will be returned at a later instant; the energy is stored as if in a spring. Examples for reactive fields are the diffuse field of a reverberant room (see 3.6.3) and standing waves (see 3.6.6). Averaged over a cycle, the net energy transfer in a reactive field is zero and hence the measured sound intensity is zero, although sound pressure and particle velocity are present.

A practical sound field is composed of both active and reactive components.

3.6.2 The free field

A sound field in a homogeneous isotropic medium whose boundaries exert a negligible effect on sound waves is called a free field. It is an idealised free space where there are no disturbances and through which active sound power propagates.

These conditions hold in the open air when sufficiently far away from the ground and any walls, or in a fully anechoic chamber where all the sound striking the walls, ceiling and floor is absorbed.

Sound propagation from a theoretical point source within a free field environment is characterised by a 6 dB drop in sound pressure level and intensity level each time the distance from the source is doubled. This is also approximately correct when the distance from an area source is large enough for it to appear as a theoretical point source.

When measuring power transformer sound levels free field conditions will be approached with the exception of reflections from the floor.

IEC 60076-10 requires all sound measurements to be made over a reflecting surface. Therefore, measurements in fully anechoic chambers are not allowed.

3.6.3 The diffuse field

In a diffuse field, multiple reflections result in a sound field with equal probability of direction and magnitude, hence the same sound pressure level exists at all locations and the sound intensity tends to zero. This field is approximated in a reverberant room. According to the law of conservation of energy, an equilibrium condition will occur when the sound power absorbed by or transmitted through the room boundaries equals the sound power emitted by the source. This phenomenon may result in very high sound pressure levels in environments having low sound absorption or transmission characteristics.

A practical example of a diffuse field may be the interior of a transformer sound enclosure.

3.6.4 The near-field

The acoustic near-field is considered to be the region adjacent to the vibrating surface of the sound source, usually defined as being within a distance of $\frac{1}{4}$ of the wavelength of the particular frequency of interest. This region is characterized by the existence of both active and reactive sound components. The reactive sound component decays exponentially with distance from the vibrating surface of the sound source.

Reactive sound components are created if the bending wavelength of the vibrating structure is shorter than the wavelength of the radiated sound. Sound radiation at this condition is characterised by acoustic short-circuits between adjacent regions with over-pressure and under-pressure. In such acoustic short-circuits the air acts as a mass-spring system storing and releasing energy in every cycle. As a result, a part of the sound power is always being circulated and not all of it is radiated into the far-field (see 3.6.5).

The extent of the near-field reduces with increasing frequency.

Sound pressure measurements applied in the near-field will result in a systematic overestimation (Figure 1) because of the inherent phase difference between the sound pressure and particle velocity in the near-field (see 3.6.1). As a result, spatially averaged sound pressure levels are typically 2 dB to 5 dB higher whilst spot measurements may be up to 15 dB higher than the corresponding measured sound intensity level.

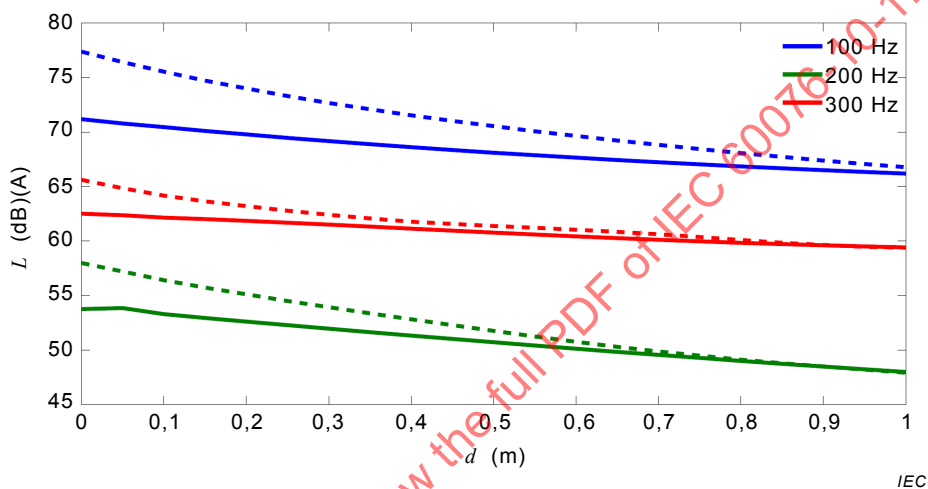


Figure 1 – Simulation of the spatially averaged sound intensity level (solid lines) and sound pressure level (dashed lines) versus measurement distance d in the near-field

3.6.5 The far-field

The sound field beyond a certain distance from the source where inherent disturbances due to the size and shape of the source as well as other interfering disturbances become insignificant is called the far-field. In this field the source can be treated as a theoretical point source and approximate free field conditions exist.

3.6.6 Standing waves

Standing waves are the result of interference between two sound waves of the same frequency travelling in opposite directions. Standing waves are formed as a result of reflections between a sound source and structural discontinuities such as the boundaries of the sound field, emphasised if the reflecting surfaces are parallel and when the relationship between sound frequency and distance meets certain conditions. The existence of standing waves of frequency f_v depends upon the distance d between the reflecting walls as follows:

$$f_v = v \frac{c}{2d} \quad (2)$$

where c is the speed of sound in air in m/s (at 20 °C, $c = 343$ m/s), $v = 1, 2, 3, \dots$

A standing wave does not transmit energy to the far-field; it is an example of a reactive field.

Within the region of a standing wave

- large variations in measured sound pressure will occur over small distances with the tendency to overestimate sound pressure;
- sound intensity measurements tend to be inaccurate and underestimate the actual sound intensity.

4 Sources and characteristics of transformer and reactor sound

4.1 General

Transformer and reactor sound has several inherent physical origins. The significance of those origins of sound generation depends on the design of the equipment and its operating conditions. The design will impact the sound producing vibrations and their propagation from the origin to the transformer tank or enclosure surface and finally the sound radiation into the air.

4.2 Sound sources

4.2.1 Core

Magnetostriction is the change in dimension observed in ferromagnetic materials when they are subjected to a change in magnetic flux density (induction). In electrical core steel this dimensional change is in the range of 0,1 μm to 10 μm per metre length ($\mu\text{m}/\text{m}$) at typical induction levels. Figure 2 shows magnetostriction versus flux density for one type of core lamination measured at five different flux densities. Each loop describes one 50 Hz cycle with flux density B_{max} .

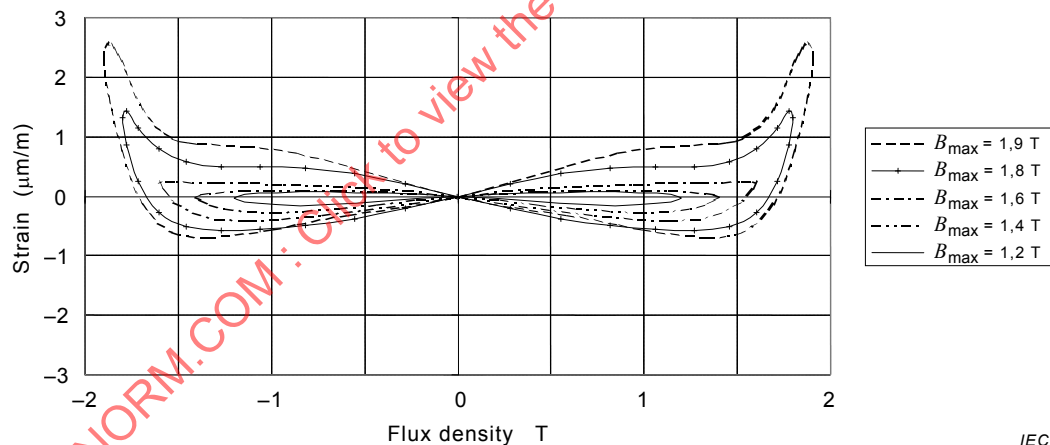


Figure 2 – Example curves showing relative change in lamination length of electrical core steel during complete cycles of applied 50 Hz a.c. induction up to peak flux densities B_{max} in the range of 1,2 T to 1,9 T

NOTE 1 Mechanical stresses in core laminations will have a strong influence on magnetostriction.

The strain does not depend on the sign of the flux density, only on its magnitude and orientation relative to certain crystallographic axes of the material. Therefore, when excited by a sinusoidal flux, the fundamental frequency of the dimensional change will be twice the exciting frequency. The effect is highly non-linear, especially at induction levels near saturation. This non-linearity will result in a significant harmonic content of the strain and this causes the vibration spectrum of the core. Figure 3 shows the magnetostriction for a sinusoidal induction with $B_{\text{max}} = 1,8 \text{ T}$ and a frequency of 50 Hz. It has a periodicity of double the exciting frequency with peaks at 5 ms and 15 ms which are indistinguishable.

The sound emitted by transformer cores depends on the velocity of the vibrations, i.e. the rate of change of the magnetostriction (dotted line in Figure 3). This results in an amplification of the harmonics (distortion) in relation to the fundamental which is at double the exciting frequency. Several even multiples of the exciting frequency will be seen in the spectrum; in such cases the fundamental component at double the exciting frequency is seldom the dominant frequency component of the A-weighted sound.

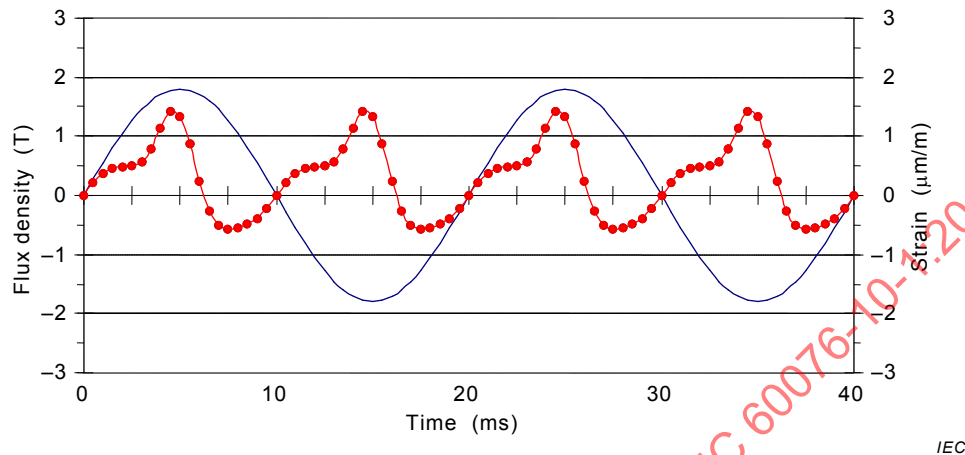


Figure 3 – Induction (smooth line) and relative change in lamination length (dotted line) as a function of time due to applied 50 Hz a.c. induction at 1,8 T – no d.c. bias

If the flux has a d.c. bias, for example due to remanence in the core from preceding testing of the windings' resistance, or due to a d.c. component in the current, the strong non-linearity of magnetostriction causes a significant increase in vibration amplitudes. With a d.c. bias on the induction, the peaks in magnetostriction at the positive and negative peak flux density differ significantly; obvious in the magnetostriction loop in Figure 4.

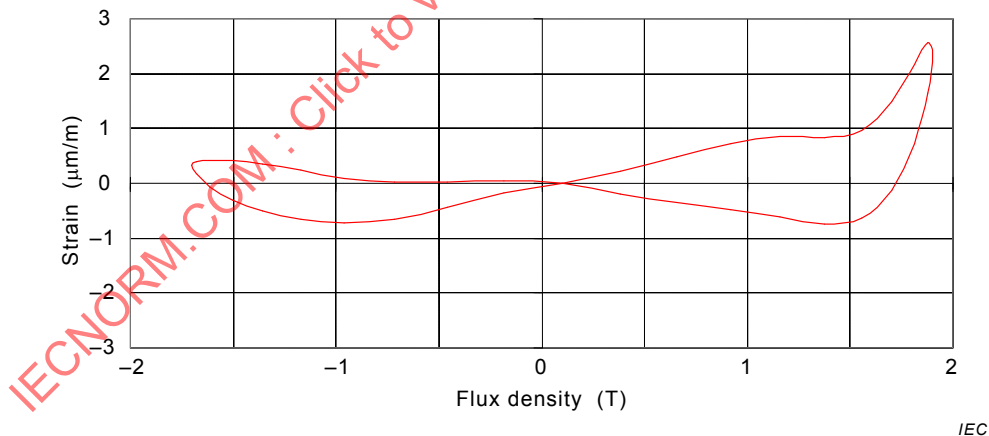


Figure 4 – Example curve showing relative change in lamination length during one complete cycle of applied 50 Hz a.c. induction at 1,8 T with a small d.c. bias of 0,1 T

The vibration pattern is now repeated every cycle, that is every 20 ms in a 50 Hz system, indicating a magnetostriction at exciting frequency (see Figure 5). The presence of odd harmonics in the sound spectrum is a clear indication of d.c. bias in the induction.

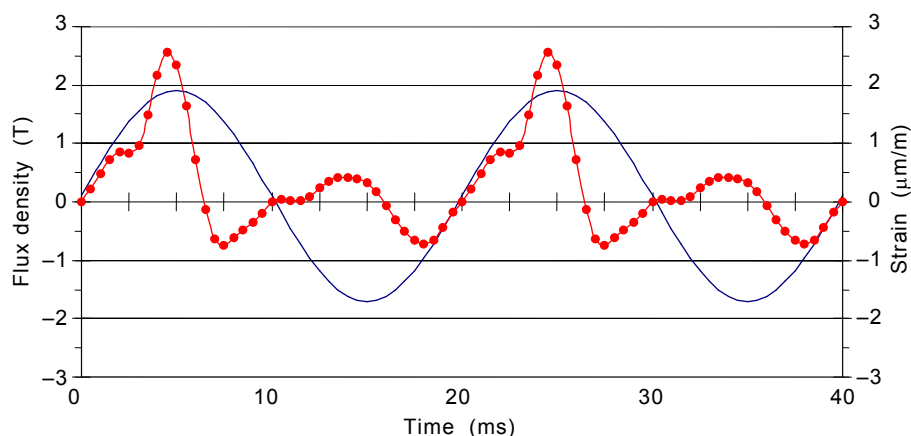
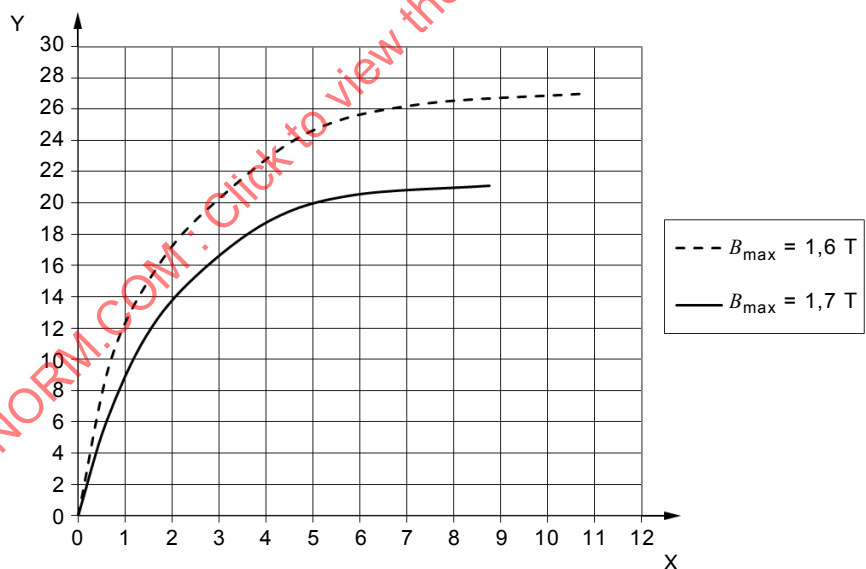


Figure 5 – Induction (smooth line) and relative change in lamination length (dotted line) as a function of time due to applied 50 Hz a.c. induction at 1,8 T with a small d.c. bias of 0,1 T

A d.c. bias in magnetization can significantly affect the sound level of a transformer. Therefore, a transformer undergoing sound tests shall be energised until the temporary effects of inrush currents and remanence have decayed and the sound levels have stabilised.

The ratio between the d.c. bias current and the r.m.s. no-load current is a useful parameter for predicting the increase in sound power due to the d.c. bias current. The relationship between d.c. bias current over no-load current and sound level increase has been measured on a number of large power transformers; Figure 6 shows one set of this data.



Key

- X axis d.c. bias current as per unit of a.c. no-load current (r.m.s.)
Y axis increase in total sound level in dB(A)

Figure 6 – Sound level increase due to d.c. current in windings

NOTE 2 Figure 6 shows the results for a certain design of large power transformers with a core having a path for flux return and the core made from high permeable electrical steel. For other constructions, for example with different core form or different electrical steel type, the curve can deviate in detail but will contain the same upward trend.

4.2.2 Windings

Load currents in transformer and reactor windings generate a magnetic field that oscillates at the excitation frequency. The resultant electromagnetic forces on the windings act both axially and radially. The magnitude of these forces depends on the magnitude of the load current and on the magnetic field, which itself is a function of the load current. Thus, the magnetic forces on the windings are proportional to the square of the load current while their frequency is twice the excitation frequency. The resulting vibration amplitudes depend on the elastic properties of the conductor, those of the electrical insulation and the proximity of the mechanical eigenfrequencies (natural frequencies of the windings) to the vibration frequency. In a well clamped and tightly wound winding, the elastic properties of the insulating material are almost linear in the range of displacements occurring under normal operating currents. Metals have very linear elastic moduli. Therefore harmonic vibration is normally minimal and the fundamental frequency (double the exciting frequency) dominates the vibration spectrum of windings (see Figure 7).

Winding deflections and their vibrational velocities are proportional to the excitation force which is proportional to the square of the load current. The sound power radiated from a vibrating body is proportional to the square of the vibration velocity (see 4.4). Consequently, the sound power generated by windings varies with the fourth power of the load current.

Harmonics in the load current appear in the sound spectrum at twice their electrical frequency and at the sum and difference of all their frequencies. They can contribute significantly to the transformer or reactor sound level. For more details see 4.2.5.

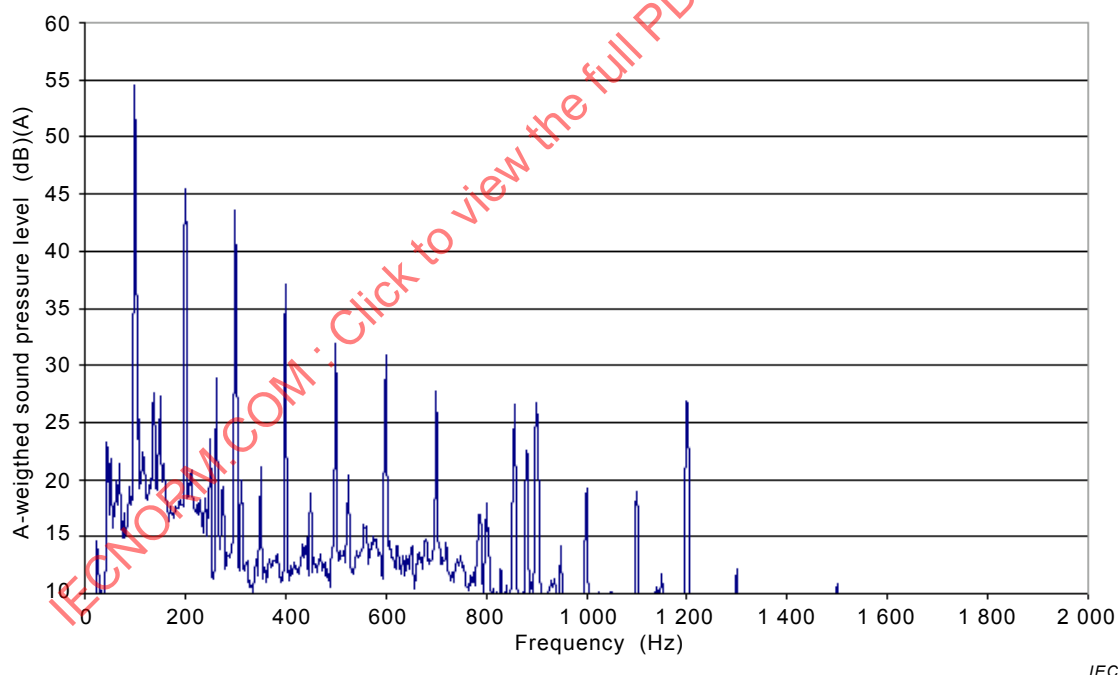


Figure 7 – Typical sound spectrum due to load current

4.2.3 Stray flux control elements

Magnetic stray flux in loaded transformers is linked to windings and connection leads. This stray flux shall be controlled to avoid the overheating of inactive metal parts such as the tank by reducing eddy current losses. There are in principle three possibilities to control magnetic stray flux:

- by application of laminated electrical steel the stray flux is guided in a controlled way. Elements providing this guidance are commonly called 'shunts' or 'tank shunts';

- by application of copper or aluminium shields the stray flux is repelled by eddy current loops in the shield;
- by sizing the tank such that stray flux control is not necessary.

Elements used for stray flux control as well as the tank itself are also sources of vibration due to electromagnetic forces and magnetostriction and they impact the overall sound power level.

The method of attachment of stray flux control elements may influence the sound power level.

4.2.4 Sound sources in reactors

There are several types of single-phase and three-phase reactors, generally utilising two different technologies in their design.

- In air-core reactors, the sound power produced by the winding due to the load current is dominant. The interaction of the current flowing through the winding and its magnetic field lead to vibrational winding forces. While the oscillating forces can be clearly determined, the vibrational response of the winding structure is complex. The vibrational amplitude, the size of the sound radiating surface and its radiation efficiency determine the sound power. The sound power is governed by the magnitude of the winding vibration in the radial direction (because the winding represents the main part of the radiating surface). The contribution of axial winding vibrations and that of other components to the total sound power is usually low.
- In magnetically-shielded reactors (with or without gapped cores), the magnetic force between the yokes tends to close the gap as the flux increases; the cyclic displacement thus produced is the dominant sound source. This force mechanically excites the entire magnetic circuit of the reactor, resulting in a sound spectrum dominated by double the excitation frequency and its first few harmonics. Magnetostriction, winding vibrations and stray flux control elements are also contributing factors to sound power radiation.

NOTE See IEC 60076-6 for definitions of different types of reactor.

4.2.5 Effect of current harmonics in transformer and reactor windings

4.2.5.1 General

As indicated in 7.6 of this standard, power electronic devices can be a source of current harmonics. This effect on the overall sound power level can be significant.

The spectrum of harmonic currents in magnitude and phase shall be specified by the purchaser or the manufacturer of the power electronic device in order to predict a realistic in service sound power level. Where phase angles are not available a statistical approach may be applied.

More detailed information of the theory and engineering practice of additional sound produced by harmonic currents in windings is given in Annex A of this standard.

Radiated sound power from a transformer/reactor depends on the current at all frequencies but usually it is only the fundamental and the most significant harmonic currents out of the current spectrum that contribute significantly.

The determination of the additional sound power due to harmonic currents can be performed with two different approaches:

- by exciting and measuring individual frequencies (usually applicable only for special reactors, such as filter reactors);
- by calculation of the individual frequency contributions.

4.2.5.2 Measuring sound levels of individual frequency components

A set of harmonic exciting currents has to be determined for this test, representing the significant sound harmonics.

Since currents at power frequency and at other frequencies usually cannot be applied simultaneously for testing, the transformer/reactor may be successively tested with power frequency current and currents at other harmonic frequencies. In this case the transformer/reactor shall be tested at currents and frequencies which reflect the current harmonics but also the interaction of currents having different frequencies.

For a transformer/reactor current spectrum with currents $I_1, I_2, I_3, I_4, I_5 \dots$ the sound significant currents are for example determined to be I_1, I_2, I_3 . These currents result in the following sound components:

Amplitude of currents	Frequency of currents	Sound frequencies
I_1	f_1	$2f_1$
I_2	f_2	$2f_2$
I_3	f_3	$2f_3$

f_1, f_2, f_3 are the frequencies of the transformer/reactor r.m.s. currents I_1, I_2, I_3 . Usually f_1 is the power frequency and f_2, f_3 are the frequencies of the significant currents of the current spectrum (significant harmonics).

Pairs of transformer/reactor currents in the table above, for instance I_1 and I_2 , result in two additional frequency components due to interactive effects.

Amplitude of a pair	Frequencies of a pair	Sound frequencies
$(2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 + f_1)/2$	$f_2 + f_1$
$(2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 - f_1)/2$	$f_2 - f_1$

All harmonics and pairs with the same frequency have to be summed and the derived value forms the test current at this frequency. For a correct summation it is necessary to consider the phase correlation, see Annex A for detailed information. Where this is unavailable a statistical approach may be taken by calculating the square root of the sum of squares (SRSS) of the individual current components. If for example f_1 is the power frequency and f_2 and f_3 are the frequencies of the significant harmonics then the following components would usually be taken into account for the derivation of the test currents.

Contributing amplitude	Contributing frequency	Sound frequency
I_1	f_1	$2f_1$
$(2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 + f_1)/2$	$f_2 + f_1$
$(2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 - f_1)/2$	$f_2 - f_1$
$(2 I_1 I_3)^{1/2}$	$(f_3 + f_1)/2$	$f_3 + f_1$
$(2 I_1 I_3)^{1/2}$	$(f_3 - f_1)/2$	$f_3 - f_1$

Note that the harmonics themselves and the sum and difference frequency pairs of harmonics usually do not significantly contribute to the radiated sound power. Significant components always involve the excitation frequency current and such pairs require consideration.

When applying the SRSS approach to the above considered current components I_1, I_2, I_3 the following test currents would then be derived for a typical current spectrum comprising the current at excitation frequency f_1 and the significant harmonics at frequencies f_2 and f_3 (f_2 and f_3 are commonly the harmonics of 5th and 7th order):

Amplitude of test current	Frequency of test current	Sound frequency
$I_{1T} = (I_1 I_1)^{1/2}$	f_1	$2 f_1$
$I_{2T} = (2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 - f_1)/2$	$f_2 - f_1$
$I_{3T} = \{[(2 I_1 I_2)^2 + (2 I_1 I_3)^2]^{1/2}\}^{1/2}$	$(f_2 + f_1)/2 \equiv (f_3 - f_1)/2$	$f_2 + f_1$
$I_{4T} = (2 I_1 I_3)^{1/2}$	$(f_3 + f_1)/2$	$f_3 + f_1$

Where the full test current at a harmonic frequency f_i cannot be applied due to test lab limitations the test can be performed at reduced currents and the sound power at full test current shall then be derived by calculation based on Equation (7) of IEC 60076-10:2016 to

$$L_{iT} = L_{ired} + 40 \times \lg \frac{I_{iT}}{I_{ired}}$$

where

L_{iT} sound level at harmonic frequency f_i at full test current I_{iT}

L_{ired} sound level at harmonic frequency f_i at reduced test current I_{ired}

The total sound power level shall then be calculated using the following Equation (3):

$$L_{tot} = 10 \times \lg \left(\sum_i 10^{L_i/10} \right) \quad (3)$$

where

L_{tot} is the total sound power level and

L_i is the sound power level of the individually tested harmonic component i .

NOTE For power converter transformers, such as industrial and HVDC transformers, application of harmonic test currents is usually impracticable due to unavailability of test equipment.

4.2.5.3 Calculation of the predicted sound level increase due to harmonics

This method of calculation is relative to the known sound level for excitation at fundamental frequency. Calculation steps are as follows:

- Calculate the relative amplitude of forces for harmonics I_n by applying $(I_n/I_1)^2$ resulting in components with frequencies of $(2 f_n)$
- Calculate the relative amplitude of forces for harmonic pairs I_n, I_m by applying $(2 I_n I_m)/I_1^2$ resulting in two components per pair with frequencies $(f_m + f_n)$ and $(f_m - f_n)$
- Summation of all relative force components per frequency using the given phase relation. If this is not available a statistical approach may be considered (SRSS = square root of the sum of the squares)
- Application of a logarithmic approach per frequency for the dynamic response of winding displacement to the forces (consideration of winding transfer function)
- Conversion of force components per frequency into a logarithmic figure relative to the fundamental force
- Conversion of circular frequency into a logarithmic figure relative to the fundamental frequency
- Application of a logarithmic approach per frequency for the radiation efficiency relative to the fundamental radiation efficiency
- Application of A-weighting per frequency relative to the A-weighting of the fundamental
- Summation of all components d) to h) expressed in dB(A) to derive the total sound power level increase.

Annex A provides more details of this method.

4.2.6 Fan noise

The origin of fan noise is the turbulent flow of air, resulting in pressure fluctuations with a wide range of frequencies, i.e. it is a broadband noise mainly in the range of 300 Hz to 2 kHz. The sound power level of fans is predominantly ruled by the tip speed of the blades, this being a function of blade diameter and rotational speed. By adjusting the angle of attack of the blades the noise and airflow can be influenced.

NOTE A reduction in airflow can invalidate the temperature rise test.

4.2.7 Pump noise

Pump noise and oil flow in general do not contribute significantly to sound power except at very high flow rates or on extremely low-noise transformers. In case of an unexpected pump noise the direction of rotation may be incorrect.

4.2.8 Relative importance of sound sources

Historically, sound level measurements on transformers have been made in the no-load condition with only the magnetising current flowing in the windings. This was acceptable because the magnetostrictive deformation of the core was the primary source of the transformer sound. However, present day transformer designs utilizing high quality electrical steel and having low induction levels often result in a low no-load sound power level to the extent that the sound due to load currents, mainly caused by the windings, becomes significant.

A rough indication, based on empirical data, as to whether a measurement under load conditions may be relevant is given by Equations (5) and (6) of IEC 60076-10:2016 together with an indication of the significance of the result. A general rule of acoustics is that when a sound signal is 10 dB below another signal its contribution to the total (of the two) is insignificant.

The sound power of cooling devices assumes greater significance with low-noise transformer designs or for transformers intended to be used within an enclosure, to the extent that in certain circumstances cooling may be specified without fans (ONAN, ODAN).

4.3 Vibration transmission

The magnetic circuit, windings, tank and acoustic enclosure (where provided) are all mechanical structures with their own mechanical resonance frequencies. If the frequency of one of the exciting forces coincides with a structural resonance, a significant amplification of this frequency may occur. Resonances should be eliminated at the design stage, or sufficient damping provided to control the vibration amplitude.

In liquid-filled transformers, vibrations from both the core and windings are transmitted to the tank through the structural supports of the core and coil assemblies and through the incompressible liquid.

If the insulating fluid is a gas, as in the case of dry-type transformers with enclosure or SF₆ transformers, the excitation of vibrations is dominated by the structural supports of the active part.

Vibration isolators beneath core supports inside the tank reduce the transmission of vibrations to the tank and hence decrease the radiated sound power.

Vibration isolators beneath the tank or enclosure are intended to reduce the vibration transmitted to the foundation. Whilst such isolators are intended to minimize vibration propagation they do not significantly influence the sound power of the transformer itself.

NOTE It is noted that the scope of IEC 60076-10 is sound power radiation only and vibration transmission is not included.

In some applications, the transmission of structural vibration may be significant enough to cause problems to the support structure, for instance if a transformer is installed in a building or an offshore platform.

Similarly, transformers mounted on bedrock can cause problems in other buildings mounted on the same bedrock at remote locations.

4.4 Sound radiation

The r.m.s. sound power radiated into the far-field depends on the square of the vibration velocity, the area of the radiating surface and the radiation efficiency of that surface as given in Equation (4)

$$W = \rho_0 c S \sigma \omega^2 x^2 \quad (4)$$

where

- W is the radiated sound power in W;
- ρ_0 is the air density in kg/m³;
- c is the speed of sound in air in m/s;
- S is the area of the sound radiating surface in m²;
- σ is the radiation efficiency in per unit, a function of frequency and geometrical and structural properties of the radiating surface;
- $\omega = 2\pi f$ is the acoustic angular velocity in s⁻¹ for each frequency under consideration;
- x is the r.m.s. vibrational amplitude in m;
- $\rho_0 c$ is the acoustic impedance of air;
- ωx is the r.m.s. vibration velocity in m/s.

Vibrating objects with dimensions small relative to the wavelength of the radiating frequency have low radiation efficiency; where the dimension of the vibrating object is approaching or larger than the wavelength the radiation efficiency approaches unity. Where acoustic resonances are present the radiation efficiency can exceed unity. Such resonances may occur for example in an open void between tank base and floor or also within the air volume enclosed by the winding of an air core reactor.

NOTE Large, flexible plates with complex vibration patterns radiate less sound than stiff plates with simpler vibration patterns when the vibration amplitudes are equal.

4.5 Sound field characteristics

Transformer sound radiation is mainly caused by bending waves of the tank walls. With reference to Figure 8 it can be seen that the resulting sound radiation around the tank is non-uniform. The distinct patterns result from constructive and destructive interference of sound waves originating from different parts of tank surfaces vibrating with different amplitude and phase.

Non-uniform sound field patterns apply to all tanked transformers but also to dry-type transformers and reactors, whether enclosed or not.

In Figure 8 it is also noted that the distinct pattern of sound intensity is present at all distances which emphasises the fundamental importance of obtaining spatially averaged sound level measurements.

The radiation patterns of higher order sound harmonics show an increased number of interference structures due to the shorter acoustic wavelength.

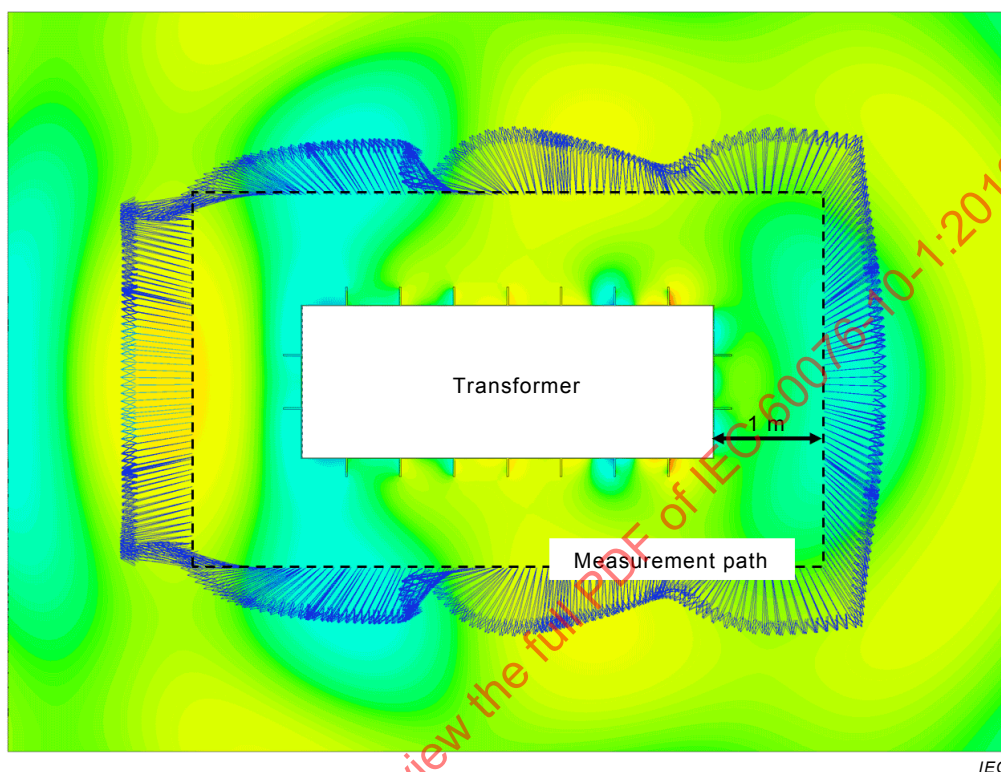


Figure 8 – Simulation of a sound pressure field (coloured) of a 31,5 MVA transformer at 100 Hz with corresponding sound intensity vectors along the measurement path

5 Measurement principles

5.1 General

The sound power of a transformer is required to allow its operational noise impact to be predicted when it is in its intended position. Sound power cannot be directly measured, it is determined from direct measurement of sound pressure or sound intensity around the transformer.

Sound power estimation is based on the enveloping principle as per ISO 3746; in a modified fashion however because of the inaccessibility of the tank cover due to safety restrictions. The assumption is made that the average sound measured around the sides of the transformer tank can be extrapolated to the tank cover.

This extrapolation is managed by the application of the measurement surface area formula given by Equation (8) in IEC 60076-10:2016. In this formula the measuring height is increased upwards by the measurement distance so as to provide some sensitivity to sound radiated from the tank cover and approximately maintaining the enveloping principle.

5.2 A-weighting

Human hearing is frequency dependent. The sensitivity is highest at about 2 kHz to 3 kHz reducing at lower and higher frequencies. The A-weighted sound level has been shown to

correlate well with the human subjective response to sound. It has been shown to be consistent in comparisons with other weighting scales. This fact has led to it becoming the preferred scale for national and international standards and it is universally used in the field of transformer sound measurement.

The A-weighting function $A(f)$ as per IEC 61672-1 is given as

$$A(f) = 2 + 20 \times \lg \left[\frac{12\,200^2 \times f^4}{(f^2 + 20,6^2) \times \sqrt{(f^2 + 107,7^2) \times (f^2 + 737,9^2) \times (f^2 + 12\,200^2)}} \right] \quad (5)$$

and is graphically depicted in Figure 9.

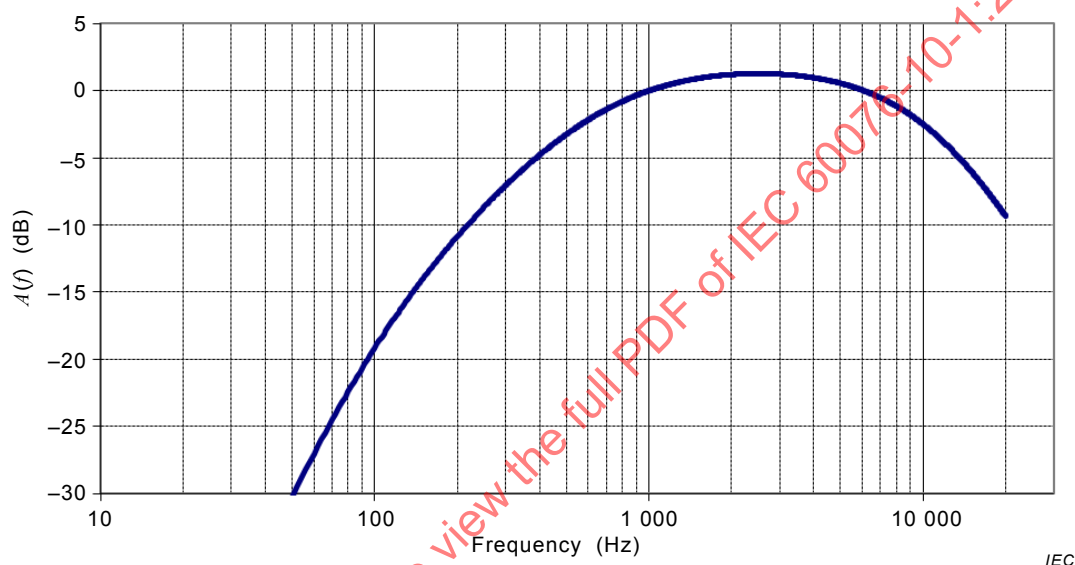


Figure 9 – A-weighting graph derived from function $A(f)$

The above is a continuous function valid for individual frequencies (not frequency bands) in the range of audible sound. Weighting is applied (when selected) to the input signal of an analyser before any band filtering is applied.

If measurements are made without weighting selected, care shall be taken when applying post weighting based on band measurements because band weighting is correct only for the band centre frequency. If a tone lies off the centre frequency of the band an error is introduced. Errors of up to 5 dB can be expected in extreme cases when the tone lies close to the band edge.

Table 1 provides A-weighting values for the characteristic transformer fundamental and harmonic tones.

Table 1 – A-weighting values for the first fifteen transformer tones

50 Hz excitation

60 Hz excitation

Frequency Hz	A-weighting value dB	Frequency Hz	A-weighting value dB
100	-19,1	120	-16,7
200	-10,8	240	-9,1
300	-7,1	360	-5,6
400	-4,8	480	-3,5
500	-3,2	600	-2,2
600	-2,2	720	-1,3
700	-1,4	840	-0,6
800	-0,8	960	-0,1
900	-0,3	1 080	0,2
1 000	0	1 200	0,5
1 100	0,3	1 320	0,7
1 200	0,5	1 440	0,8
1 300	0,7	1 560	1,0
1 400	0,8	1 680	1,1
1 500	0,9	1 800	1,1

5.3 Sound measurement methods

5.3.1 General

The purpose of a sound measurement, whether pressure or intensity, is to enable the estimation of the sound power emitted by the test object.

Sound power is the sound intensity integrated over the measuring surface enclosing the test object. The measurement of the sound intensity therefore leads directly to the sound power estimation. Sound intensity is the product of sound pressure and particle velocity and its measurement requires sophisticated measuring techniques.

Another method to estimate sound power is to measure sound pressure with more simple techniques which assumes the sound pressure and particle velocity being in phase and proportional. Measuring sound pressure provides limited information and this method requires corrections where the assumption is not fulfilled.

When sound pressure and particle velocity are in phase (free field condition) a unique relationship exists between sound pressure, p , and sound intensity, I , Equation (6):

$$|I| = \frac{p^2}{\rho c}, \quad (6)$$

where ρc is the acoustic impedance of the medium through which the sound is propagating. Under standard conditions of pressure and temperature in air, $\rho c = 412 \text{ kg/(m}^2\text{s)}$.

Using Equation (6) in the normal sound intensity level equation, the relationship between normal sound intensity level, L_I , and sound pressure level, L_p , is shown in Equation (7) as

$$L_I = 10 \times \lg \frac{|\bar{I}|}{I_0} = 10 \times \lg \frac{p^2}{\rho c I_0} = 10 \times \lg \frac{p^2}{p_0^2} + 10 \times \lg \frac{p_0^2}{\rho c I_0} = L_p + 10 \times \lg \frac{p_0^2}{\rho c I_0} \quad (7)$$

For the given reference values of I_0 and p_0 (10^{-12} Wm^{-2} and $20 \times 10^{-6} \text{ Pa}$ respectively), the term $10 \times \lg \frac{p_0^2}{\rho c I_0}$ is small when compared with L_p for most measurements in air at ambient conditions (0,13 dB at 22 °C and $1,013 \times 10^{-5} \text{ Pa}$).

Sound pressure level measurements and sound intensity level measurements performed outside the near-field, i.e. in an ideal free field environment will therefore have the same numerical value.

5.3.2 Sound pressure method

Sound pressure is a scalar quantity without directivity information; it is measured with a single measurement microphone. Because the measurement device can locally disturb the sound field significantly it is good practice to point the measurement microphone towards the test object.

Practical test environments usually differ significantly from the ideal free field condition. Transformer sound pressure measurements are generally adversely affected as described below. Test measurements will therefore require a correction based on an understanding of the acoustical properties of the test environment as described in 11.2 of IEC 60076-10:2016.

Pressure waves leaving the radiating surfaces of the test object will be reflected from the floor, walls and other objects in the test room. Reflected sound pressure waves interfere constructively with direct sound pressure waves emitted by the test object.

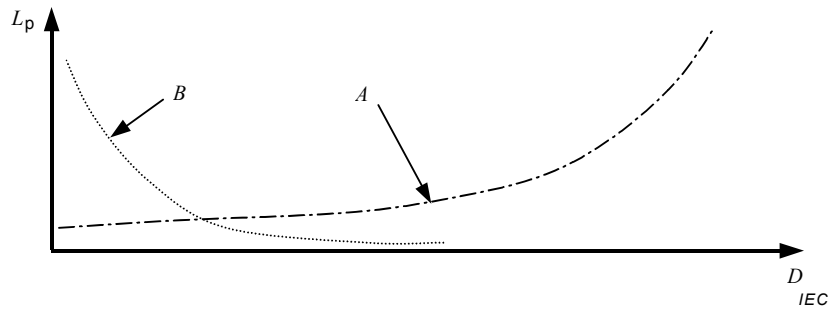
In some cases standing waves can occur. Sound pressure measurements made in the region of standing waves will give an over-estimation of sound power. Standing waves should be avoided or minimised by appropriate placement of the test object in the test room as it is not possible to correct the measurement for this effect (see 6.2 of this standard and 11.1.1 of IEC 60076-10:2016).

Practical test environments are often affected by noise from external sources such as manufacturing processes, the test generator and other energised test transformers. This will increase the measured sound pressure level around the test object.

Sound pressure measurements cannot distinguish between active and reactive sound fields. Near-field effects tend to increase the measured sound pressure level.

As is evident from Figure 10, the effects of some of the above disturbances on the sound pressure can be minimised but they cannot be eliminated.

Standard measurement distances as specified in Clause 8 of IEC 60076-10:2016 are practical compromises based on experience.



Key

- A* reflection or external sound source pressure disturbance
- B* near-field sound source pressure disturbance
- L_p sound pressure level
- D* distance between test object and microphone

Figure 10 – Distribution of disturbances to sound pressure in the test environment

5.3.3 Sound intensity method

Sound intensity is a vector quantity which indicates the direction of sound propagation and therefore allows the sound power entering and the sound power leaving through the measurement surface around the test object to be distinguished. This characteristic allows measurements in non-ideal test environments without corrections. The magnitude of the sound intensity is the time-averaged product of the pressure and particle velocity.

As already stated, a single microphone can measure pressure; however, measuring particle velocity is more complex. Particle velocity is related to the pressure gradient, i.e. the rate at which the instantaneous pressure changes with distance.

The principle of particle velocity measurement is based on Newton's second law applied to air. Newton's second law relates the acceleration given to a mass to the force acting on it. If the force and the mass are known, the acceleration can be found and then integrated with respect to time to find the velocity.

In a sound wave, the pressure gradient accelerates the air of density ρ .

With the knowledge of the pressure gradient and the density of air, the particle acceleration can be calculated using Equation (8):

$$a = -\frac{1}{\rho} \times \frac{\delta p}{\delta r} \quad (8)$$

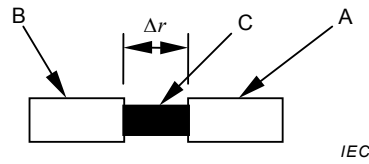
where a is the particle acceleration due to a pressure change δp in air with density ρ across a distance δr .

Integrating the above, Equation (9) gives the particle velocity u as follows:

$$u = -\int \left(\frac{1}{\rho} \times \frac{\delta p}{\delta r} \right) dt \quad (9)$$

It is possible to measure the pressure gradient with two closely spaced microphones, A and B, separated by a spacer of length Δr . With a finite difference approximation of Equation (9) the

pressure gradient can be obtained by taking the difference in their measured pressures p_A and p_B , and dividing it by the distance Δr between them.



Key

A and B microphones

C spacer of length Δr

Figure 11 – Microphone arrangement

The pressure gradient signal is then integrated to give the time-averaged particle velocity u as shown in Equation (10):

$$u = -\frac{1}{\rho} \int \left(\frac{p_A - p_B}{\Delta r} \right) dt \quad (10)$$

Sound intensity is subsequently calculated as the product of the sound pressure in the midst of the microphone pair and the time-averaged particle velocity:

$$I = -\frac{p_A + p_B}{2\rho} \int \left(\frac{p_A - p_B}{\Delta r} \right) dt \quad (11)$$

This is the basic principle of signal processing in sound intensity measuring equipment.

The principle of the sound intensity method theoretically accounts for the disturbances discussed above; in practical test environments however there are limitations for its application.

Where the difference $(p_A - p_B)$ in pressure between the two microphones is small compared to the absolute pressure magnitude $(p_A + p_B)/2$ the determination of the pressure gradient tends to become inaccurate.

An indication of this effect can be derived from the difference between the uncorrected sound pressure level containing the disturbances and the sound intensity level of the sound power propagating from the test object alone. Experiments have shown that sound intensity measurement accuracy strongly correlates to this difference ΔL , called the P-I index:

$$\Delta L = \overline{L_{pA0}} - \overline{L_{IA}} \quad (12)$$

It has to be recognised that all types of disturbance contribute to the P-I index and the larger a disturbance, the larger is the P-I index.

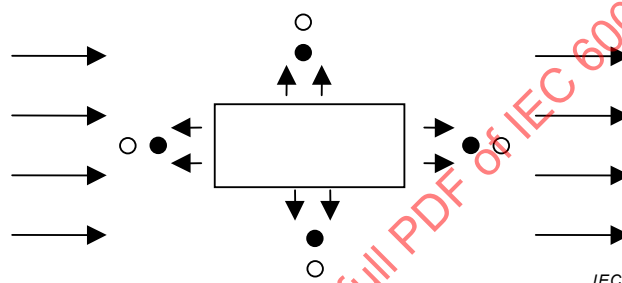
The larger the P-I index, the higher is also the tendency to underestimate the sound intensity level. For this reason, the maximum permissible P-I index has to be limited to assure the measurement quality (see 11.3.5 of IEC 60076-10:2016). It is also noted, that in such situations the sound pressure is overestimated.

Sound waves leaving the radiating surfaces of the test object will be reflected from the floor, walls and other objects in the test room. Due to the sensitivity of the sound intensity probe to the sound propagation direction, sound intensity measurements are usually not adversely affected by such reflections.

NOTE In the situation of a highly or fully diffuse sound field (for instance inside an acoustic enclosure) the sound intensity is close to zero and the P-I index is high, indicating that the measurement is rejected.

Standing waves should be avoided or minimised by careful placement of the test object in the test room, see 6.2 of this standard and 11.1.1 of IEC 60076-10:2016. At locations where standing waves occur, the measuring device will measure intensity close to zero because sound pressure and particle velocity are out of phase. In consequence the intensity level will be reduced and this is indicated by a high P-I index.

Practical test environments are often affected by noise from external sources such as manufacturing processes, the test generator and other energised test transformers. Figure 12 indicates such an environment with steady-state background noise propagation from left to right across the test object.



Microphone pair positions are indicated by the white microphone A and the black microphone B.

Figure 12 – Illustration of background sound passing through test area and sound radiated from the test object

With the test object not energised there will be negative intensity measured on the left side, positive intensity on the right side and no intensity measured on the long sides. The spatially averaged intensity will therefore be zero. When the test object is energised there will be an additional amount of positive intensity on all four sides emitted. As mentioned above the net effect on the intensity due to the background noise is zero and therefore has no effect on the test objects intensity. It is noted that this does not apply for the sound pressure.

The ideal situation above does not hold true if the background noise is high relative to the test object noise. In such situations the intensity on the left (short) side is small or even negative and on the right (short) side the intensity is increased. This is not a problem as long as the absolute pressure magnitude $(p_A + p_B)/2$ does not swamp the pressure difference $(p_A - p_B)$. On the top and bottom (long) sides of the test object this effect is more severe because both microphones are exposed to the same absolute pressure increase due to the background noise. The P-I index accounts for this and it is essential to derive the P-I index only from the spatially averaged measurements along the entire (closed) measurement path around the test object.

In summary, the sound intensity method accounts for steady-state background noise but only up to a certain extent. With increasing levels of steady-state background noise, the measured sound intensity level of the test object decreases which is obviously unacceptable. At the same time the P-I index value increases. Working within the limits for the P-I index as stated in 11.3.5 of IEC 60076-10:2016 maintains the acceptability of the measurement.

Sound intensity measurements distinguish between active and reactive sound fields; therefore, near-field effects will not adversely affect the measured sound intensity level.

As stated in 11.3.1 of IEC 60076-10:2016, it is inherent to the sound intensity method that the measurement surface and therefore the measurement path shall completely encircle the test object. Whilst spot indication of sound intensity and P-I index can be informative to identify locations with problematic sound emission, measurements performed to estimate sound power and the corresponding P-I index shall be derived from measurements along the entire measurement path.

5.3.4 Selection of appropriate sound measurement method

Both sound pressure method and sound intensity method can be used for the estimation of sound power and they are expected to give comparable values.

The sound intensity method inherently accounts for the physics of sound and this is reflected in the fact that there is no requirement for corrections. Measured results are acceptable provided the limits for the P-I index (11.3.5 of IEC 60076-10:2016) are maintained. The value of 4 dB as the base limit is introduced after careful consideration and evaluation of the effects imposed by each individual type of disturbance and is backed-up by practical experience. Such experience also revealed that sound power estimations based on sound intensity measurements within this limit represent the true value of the sound power more accurately than sound power estimations based on corrected sound pressure measurements.

Beyond the base limit of 4 dB for the P-I index, sound intensity tends to underestimate and sound pressure tends to overestimate sound power. In this situation the reported sound intensity level is assumed to be 4 dB below the measured sound pressure level, see 11.3.5 of IEC 60076-10:2016. This approximation avoids the risk of sound power underestimation.

The upper limit for the P-I index of 8 dB given in 11.3.5 of IEC 60076-10:2016 is intended to maintain a minimum quality of the test environment.

Where the above conditions cannot be met, i.e. the P-I index exceeds 8 dB and where the sound pressure level is believed to overestimate the sound power, alternative measurement methods such as band selected narrow-band and time-synchronous measurement can be considered.

5.4 Information on frequency bands

The default bandwidth in this standard is 1/3-octave. This bandwidth is commonly used in industry and is routinely available on sound level meters. It normally provides sufficient details for the evaluation of the test object, specifically with respect to transformer tones.

NOTE Octave band levels and the total sound level can be derived from 1/3-octave band levels.

In order to measure individual transformer fundamental and harmonic tones, it is necessary to select appropriately narrow measurement bands. When a tone falls in between two adjacent bands, then the energy of this tone will be distributed across these two adjacent bands.

For 50 Hz systems, the tones up to 600 Hz coincide well with the useful width of the 1/3-octave bands; this is not the case for 60 Hz systems. The 3rd harmonic of the 60 Hz system for instance is located on the lower band limit of the 400 Hz band; hence a fraction of the tone energy is represented in the 315 Hz band. To determine the magnitude of a tone split across two adjacent bands, these two band levels have to be summated else a wider bandwidth shall be adopted.

Figure 13 demonstrates the tones of interest and the corresponding 1/3- and 1/1-octave bands.

Dominant tones of interest for the majority of transformers and reactors usually do not go beyond the 6th harmonic.

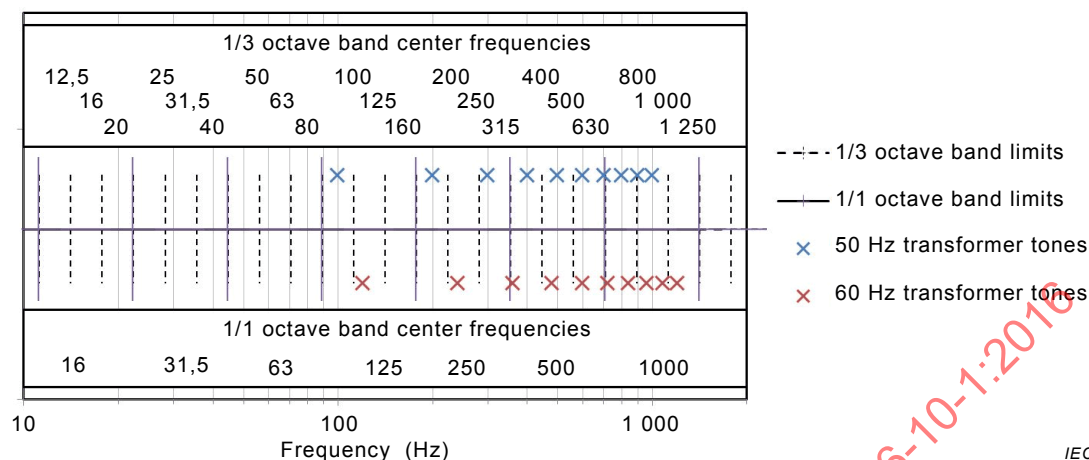


Figure 13 – 1/1- and 1/3-octave bands with transformer tones for 50 Hz and 60 Hz systems

Noise of forced air cooling devices and pumps is of broad band character sometimes with tonal components present and 1/3-octave band measurements are generally suitable.

Measurement systems with greater frequency resolution exist, for example the 1/12-octave band system where each 1/3-octave band is subdivided into four smaller bands, generally referred to as a narrow-band measurement. Narrow-band measurements are more selective for tonal sound components compared to 1/3-octave band measurements and allow the suppression of unwanted signals present in the background noise. For the sound power evaluation, only the bands representing characteristic tones of the test object are considered. This method is equally applicable for sound pressure and sound intensity measurements and can be used to determine sound power levels.

A consequence of using narrow-bands is the risk of tonal energy being represented across two adjacent bands. Therefore, when evaluating narrow-band measurements the contribution from adjacent bands shall be considered.

A further consequence of using narrow-bands is the increased sampling time required, particularly for the lower frequencies. To avoid erroneous measurements the sampling time is to be as per measurement device instruction.

Two techniques are commonly used to perform narrow-band measurements.

The digital filter technique works as a bank of parallel real time filters. With this technique 1/*n*-octave band measurements represent the frequency spectrum on a logarithmic scale using constant percentage bandwidth (*cpb*), where for instance the 1/3-octave bandwidth is 23 % and the 1/12-octave bandwidth is 6 % of the band centre frequency.

The Fast Fourier Transform (FFT) technique represents the frequency spectrum on a linear frequency scale using constant bandwidth. It is recommended that the measurement bandwidth is selected to 10 Hz or lower and that the “flat-top” time window of the instrument is used. With this time window the measured amplitude of a tone is insensitive to wherever it falls within the band however a pure tone will also show high levels in adjacent bands. This so-called “leakage” is an artefact which does not affect the accuracy of the band in which a tone falls. If only the individual bands containing characteristic tones are added the presence of this artefact is clearly not relevant. It shall be considered however when consecutive frequency bands are added such as in the case of measurements with cooling equipment in service. The sum of consecutive frequency bands includes the “leakage” and exceeds the true

level by a filter window specific amount. Total sound levels returned from modern devices account for this.

5.5 Information on measurement surface

The estimation of the sound power is based on the enveloping method as per ISO 3746. The condition for the application is that no sound power is transmitted through the reflecting plane on which the sound source is placed and all sound power is transmitted through a surface completely enveloping the source. As sound measurements are performed along this surface, this surface is called measurement surface. The sound power of the source is theoretically derived by surface integration of the normal sound intensity over the entire measurement surface. For practical purposes the surface is subdivided into partial surfaces for which individual measurements are performed. In case the partial surfaces are of equal area it is possible to derive an average normal intensity value of all the individual measurements and multiply this value with the entire surface area to obtain the sound power. This explains why it is required to calculate the height of the measurement surface starting from the reflecting plane and any support structures between reflecting plane and test object have to be included in the measurement surface. See also ISO 3746.

For transformers it is usually not possible to access the cover for sound measurements. Therefore, when defining the measurement surface, this situation has to be taken into account and is traditionally done with an extension of the measurement height. Two approaches were used in the past.

First approach: $S = 1,25 \cdot h \cdot l_m$

Second approach: $S = (h + x) \cdot l_m$

The first approach is applicable for short measurement distances, practically 0,3 m, only. It includes the cover surface area in an approximate way by the factor 1,25. If the measuring distance increases, the cover area is largely underestimated and this does not comply with the enveloping principle. The second approach accounts for this and is therefore in line with the enveloping principle. It also coincides with the far field hemisphere approach (see 10.2 of IEC 60076-10:2016) at the defined boundary measurement distance of 30 m sufficiently well.

As for a measurement distance of 0,3 m both formulas deviate less than 1 dB for the surface measure and the second formula maintains the enveloping principle also at all other relevant measurement distances, only this formula is selected for use in IEC 60076-10:2016.

5.6 Information on measurement distance

The standard measurement distance defined as 0,3 m for distribution type transformers, 1 m for all other transformers and 2 m for measurements with forced air cooling devices in service and for dry-type air-core reactors (see Clause 8 of IEC 60076-10:2016) have been identified as optimal for the following reasons.

1) Signal-to-noise ratio

The nearer the microphone is to the test object the better the signal-to-background noise ratio and this in itself is desirable; however this conflicts with other requirements as detailed below.

Achieving a satisfactory signal-to-noise ratio is often the main driver when testing distribution type transformers or low-noise units and the adoption of 0,3 m measuring distance for these applications recognises this requirement.

2) Minimisation of near-field effects

As explained in 3.6.4 the near-field decays exponentially with the measuring distance and its effect on the sound pressure method becomes acceptably small for measuring distances of 1 m or larger even for the lowest frequencies of interest.

The above, coupled with the acceptable signal-to-noise ratio at 1 m distance for the majority of transformers other than distribution type transformers, has driven the decision to specify the standard measurement distance to be 1 m for the sound pressure method.

3) Minimisation of P-I index

Two effects influence the P-I index. Close to the test object the presence of high reactive sound field components increases the P-I index as do measurements close to the test environment boundaries. These facts coupled with the acceptable signal-to-noise ratio at 1 m distance for the majority of transformers have driven the decision to specify the standard measurement distance to be 1 m for the sound intensity method.

4) Minimisation of the effects of turbulence in the microphone

Measurement microphones are extremely sensitive to turbulence. The sound field itself is also disturbed by the presence of turbulences. Both effects have driven the adoption of the 2 m measurement distance for forced air cooling devices when in service. More information on turbulence impacts on sound fields is given in Annex C of ISO 9614-1:1993 and Annex C of ISO 9614-2:1996.

Microphone wind shields reduce the impact of turbulence on the microphone and shall be used.

5) Safety aspects

Safety aspects due to exposed high voltage parts shall override the preferred measurement distances mentioned above.

Air-core reactors in particular highlight the above circumstance; 2 m measuring distance is universally adopted.

6) Test bay limitation

Specified measurement distances shall be implemented wherever possible; however test bay limitations may have to be accepted leading to the adoption of the next smallest measurement distance.

NOTE In extreme situations, i.e. when reliable sound measurements as per IEC 60076-10:2016 are not achievable in the test lab, a replacement test at site can be considered.

5.7 Information on measuring procedures (walk-around and point-by-point)

The standard recognizes the equivalence of the two procedures, i.e. walk-around and point-by-point. Both procedures also provide levels of repeatability within normal tolerances.

It is noted that the walk-around procedure is usually faster; a useful feature for when multiple tests representing different operating conditions are required. Further, the effort for processing the results is minimised.

In Clause 9 of IEC 60076-10:2016 the maximum walking speed for the walk-around procedure is specified at 1 m/s. Operators may favour slower speeds of about 0,5 m/s. This speed may be more easily maintained at a constant level, boom control may be easier and foot step noise may be minimised.

The use of the walk-around procedure may not be advisable if the step noise approaches or exceeds the measured signal. For more details see 6.3.

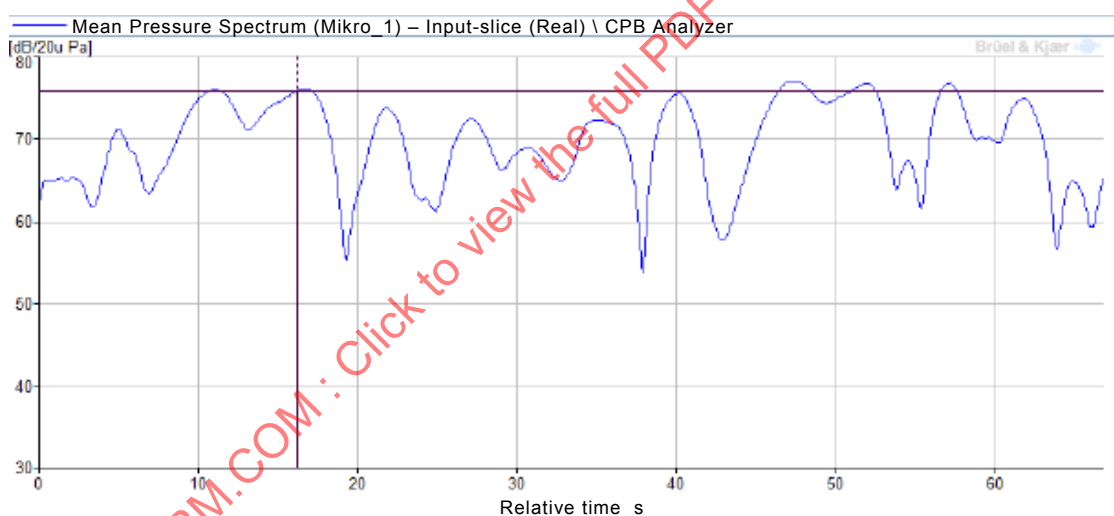
As explained in 4.5 the sound level varies along the measurement path. The sound pressure variation for large units is usually in the range of 5 dB, however a few extreme variations up to 16 dB within one meter can occur, especially for sound level measurements due to load

current (see Figure 14). For small units (distribution type transformers) the variation will be less pronounced.

The walk-around procedure provides a spatially averaged measurement which deals with the variations noted above. The point-by-point procedure also addresses these variations by limiting the maximum microphone spacing to 1 m and by specifying the minimum number of microphone positions for small units.

Figure 14 below depicts an actual walk-around procedure sound pressure measurement showing the variation with time / distance when moving the microphone along the measuring path. The test object and test set up parameters are noted as follows:

Test object:	3-phase / 40 MVA / ONAN
Performed test:	Sound level at rated current
Measurement height:	1/3 and 2/3 of tank height
Measurement distance:	0,3 m
Length of measuring path:	25,7 m
Measuring time:	70 s
Walking speed:	$2 \times 25,7 \text{ m} / 70 \text{ s} = 0,73 \text{ m/s}$
Resolution:	100 ms logging measurement



IEC

Figure 14 – Logging measurement demonstrating spatial variation along the measurement path

NOTE For intensity measurements, the logging signal would be more complex because the direction of the intensity usually changes to negative values at certain locations.

6 Practical aspects of making sound measurements

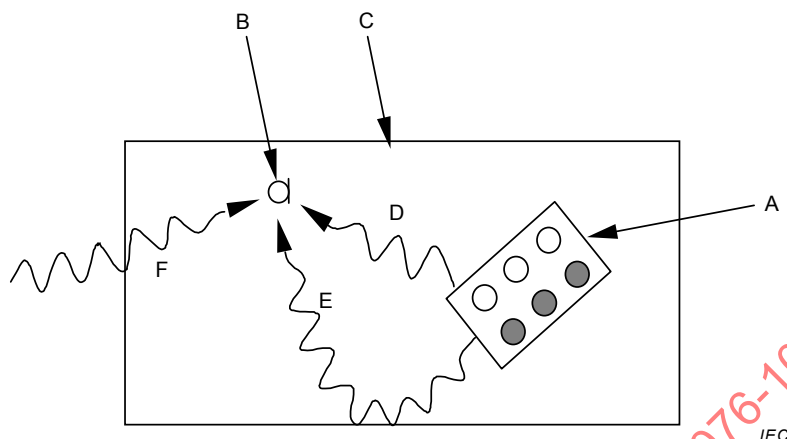
6.1 General

This clause provides practical advice on making quality and repeatable sound pressure and sound intensity measurements.

6.2 Orientation of the test object to avoid the effect of standing waves

When a test object is placed with its walls in parallel to reflecting walls of the test environment this may result in an extensive amount of standing waves, see 3.6.6. Sound pressure

measurements made in the region of standing waves will result in an over-estimate of the sound power. Sound intensity measurements made in the region of standing waves will result in an under-estimate of the sound power. It is therefore recommended to orientate the test object as illustrated in Figure 15.



Key

- | | |
|---------------------------------------|------------------------|
| A test object | D direct sound wave |
| B microphone position | E reflected sound wave |
| C reflecting surface of the test room | F background noise |

Figure 15 – Test environment

6.3 Device handling for good acoustical practice

It is often necessary to mount the microphone on a boom. The operator is obliged to assure the same measuring performance with and without extension boom in use.

In case the handheld device is used without a boom, the operator has to avoid reflections from his body. This is normally achieved if the device is not held between test object and operator's body.

For the intensity method, the microphone spacer shall have a tight contact to the microphones.

A normal life time of a foam windshield (windscreen) in a clean environment is in the range of 5 years but atmospheric pollution can reduce this span dramatically to even just months. To avoid impacts on the sound level measurement aged windshields have to be replaced. Signs of ageing are the loss of elasticity and brittleness. Also dirty and sticky windshields shall be replaced.

Slapping microphone cables can adversely affect the sound level measurements. A fluctuating sound level built up of certain components in the frequency range of 500 Hz to 1 250 Hz is a typical indication for a slapping cable. Measurements performed either with or without long measuring booms can be affected. Fixing the microphone cable to the boom or run it ideally inside the boom may mitigate the effect.

When measuring sound pressure levels below about 40 dB(A) the foot step noise of operators could have an impact on the result derived with the walk-around procedure. Therefore this source of noise should be as low as possible. If this cannot be sufficiently mitigated, consideration should be given to using the point-by-point procedure. Alternatively the measurement path can be subdivided into smaller paths where it is possible to move the microphone with a constant speed without making a step. The single measurements have then to be merged for the final result. This usually applies to small transformers.

The calibration procedure shall be understood and applied with care.

- The calibrator itself requires regular laboratory calibration according to required QA procedures.
- The calibrator shall be coupled to the microphone correctly.
- The microphone / intensity probe calibration shall follow the manufacturer's requirements.
- The calibration shall be made with extension cables included where used.

6.4 Choice of microphone spacer for the sound intensity method

When using the sound intensity method, it is necessary to select a spacer (see Figure 11) appropriate to the frequency range being measured. Assumptions made in the theory of sound intensity measurements impose an upper frequency limit for accurate measurements – the smaller the spacer, the higher the frequency that can be measured. Phase mismatch in the analysing system introduces a low frequency limit – the larger the spacer, the lower the frequency that can be measured accurately.

Operators should refer to the measurement equipment manufacturer's instructions in order to determine the appropriate spacer length for each measurement. As a guide, a spacer of length 50 mm is typically used for low frequency (approximately 63 Hz to 1 250 Hz) sound from transformers and reactors, while a 12 mm spacer is required for higher frequency (approximately 250 Hz to 5 000 Hz) sound from cooling equipment. Nevertheless, common practice is to use just one spacer length for all transformer sound measurements in a specific test lab and this is acceptable if the intensity calibration procedure demonstrates sufficient accuracy over the frequency range of interest.

6.5 Measurements with tank mounted sound panels providing incomplete coverage

Where transformers are provided with tank mounted panels with parts of the tank not covered (usually the top of the tank) it can no longer be assumed that the sound energy radiates equally in all directions. Consequently the approximation $S=(h+1)l_m$ for the standard measuring distance of 1 m exemplarily will not be valid and would result in an under-estimate of the sound energy radiated into the far-field.

One method to estimate the radiated sound power by using the sound intensity method for a unit with fully covered side walls (voids between panel and tank are closed) but open tank cover is to perform two measurements according the procedure described in IEC 60076-10 one with and one without panels mounted. The measurement performed without panels represents the not covered area whereas the measurement performed with mounted panels is a representative for the covered area. The relevant physical area calculated at the appropriate measuring distance is then taken to determine the partial sound power; the total sound power level is finally derived by logarithmic addition of the partial sound power levels.

Where tank walls are covered only partially, the intensity method as applied in this standard is not applicable because the intensity level measured at the microphone positions will not be representative to the complete transformer surface. The sound power level in such a situation is estimated best with a single measurement based on the sound pressure method as described in the standard at a measuring distance not smaller than 1 m. This procedure can also be applied to units with fully covered side walls but with open tank cover.

The first situation (tank walls fully covered with panels) takes advantage of the directional sensitivity of the sound intensity probe whereas in the second situation (tank walls partly covered with panels) this directional sensitivity would lead to errors.

Other methods, such as intensity mapping are not specifically excluded but would need to be agreed with the purchaser.

6.6 Testing of reactors

Reactor testing requires the full reactor power to be supplied. Specifically the voltage often causes high sound levels emitted by the supply transformer which may interfere with the measurement of the reactor sound level. The application of the intensity method can mitigate this and avoids the individual determination of the sound power level of the loaded supply transformer by two separate measurements.

It may not be possible to energize large reactors at rated voltage due to limitations in lab power. In these situations it may be necessary that the sound level measurement is performed at site. This shall be stated in the tender and shall be agreed upon between manufacturer and purchaser. Alternatively, where three-phase units have a path for the return flux (five limb reactors), the sound level may be measured for the three separate single phases under full load and the resulting values summated logarithmically. This provides only an approximation of the total sound level because it assumes that the three sound sources are uncorrelated, which will not be the case when the unit is in operation. The use of this approximation shall be agreed at the tender stage.

7 Difference between factory tests and field sound level measurements

7.1 General

To assure repeatability, factory measurements are made under controlled conditions specified in sound measurement standards. Sound level measurements made in service are likely to differ from those made in the factory because the test object's operating conditions will deviate from those used in the factory. Such operating conditions are transformer orientation and placement, method of mounting, reflecting objects like firewalls, bund walls and buildings, a variation in operating frequency, voltage and current harmonics, network voltage un-symmetries, proximity of other units, substation and overhead line corona. Meteorological conditions cannot be controlled but should be noted.

Some effects of the above and other factors are described in 7.2 to 7.9 in more detail and should therefore be considered when the purchaser specifies sound level requirements for a transformer and when interpreting sound level measurements made in service.

When switched in service, the transformer sound level is temporarily increased due to d.c. magnetization. This effect may take minutes, hours or even days for large units with low nominal induction to decay (see also 7.7).

7.2 Operating voltage

Network voltage can vary by as much as $\pm 10\%$ under realistic operating conditions and consequently core induction and core sound power level will vary. Depending on transformer design, a sound power level deviation from factory test results up to 5 dB or even 10 dB can be expected.

7.3 Load current

In-service load current varies between no-load condition and overload situations. Between these extremes the sound power level due to load current will vary in accordance with Equation (7) of IEC 60076-10:2016.

This formula however does not consider saturation effects caused by leakage flux in magnetic shielding (e.g. tank shunts) due to load current. This may occur during overload situations.

For power transformer designs having a low no-load sound power level loading can significantly impact the total sound power level. In addition load currents also change the internal voltage drop across the transformer impedance (see 7.4). This impacts the core induction level and causes a variation in the transformer core sound power level.

When sound level measurements are made in service, current, voltage and tapping position at each winding shall be noted if available in order to understand excitation levels in different parts of the core and the winding loading.

Some transformers are supplied with an internal current-limiting reactor connected in the tertiary winding circuit. When this tertiary is loaded, the reactor contributes to the sound power level, the contribution varying strongly with the loading level. In these circumstances, the measured sound power level due to load current may deviate from the reported level during final acceptance test. Separate sound power measurements with an open circuit tertiary may be required.

7.4 Load power factor and power flow direction

In the factory, no-load and load sound power levels are measured separately. These two levels are then added to predict the total sound power level of the test object. This assumes however the vibrations of core and winding are uncorrelated.

Under in-service conditions, depending upon the power factor of the load and the direction of power flow, flux in portions of the core may be modified by superposition of winding stray flux. The phase angle between voltage and load current causes the sound power measured in service to differ from the factory predicted sound power by a small amount, generally in the order of ± 1 dB. Reversing the power flow may enhance this effect, sometimes, significantly. Shunt connected reactive loading may also have a significant effect, either increasing or decreasing the sound power level. A typical example would be that of SVC transformers.

7.5 Operating temperature

For the majority of transformers, the sound level will be effectively constant with varying operating temperature; however, for certain units, the sound level may vary. In these cases the variation from a cold start to equilibrium at normal operating conditions can reach up to 3 dB.

7.6 Harmonics in the load current and in voltage

During factory acceptance testing, the standard requires voltage and current to be sinusoidal and the radiated sound power is the result of this condition.

The sound power level at in-service condition may increase due to the presence of harmonics.

Since our networks are operated with a constant voltage and limits for the harmonic distortion have to be maintained, the sinusoidal voltage wave shape will be preserved to a high degree, resulting in only minor influence on transformer no-load sound levels. This also applies for converter connected transformers.

However, when harmonic currents are injected in windings of transformers and reactors by power electronic devices this results in an increased load sound power level. This effect on the overall sound power level can be significant because these higher frequencies are attenuated less by A-weighting than the 100 Hz or 120 Hz fundamental.

For details see 4.2.5 and Annex A.

Grid coupling transformers, generator step-up transformers and step-down transformers will usually not be subject to harmonic current distortion.

As the rating of the power electronic converter approaches the rating of the transformer, harmonic current distortion becomes progressively more significant. This applies to the following application: HVDC transformers, rectifier transformers, transformers for SVC and VSC application, railway feeders based on converters, traction transformers and transformers for drive applications.

7.7 DC magnetization

Even moderate d.c. magnetization of a transformer core, as described in 4.2.1 may result in a significant increase in the transformer sound level. Transformer cores usually have very low no-load currents and when subjected to d.c. bias currents, they may develop sound levels as much as 30 dB higher than the factory test value (see also Figure 6).

Traditionally, circuits such as d.c. feeders to transportation systems have been a source of d.c. fields in transformers. However, with the increased presence of high power electronic equipment inherent to power transmission systems and industry, the number of possible sources for d.c. magnetization continues to increase. As an example, HVDC systems operating in ground return mode may introduce d.c. currents into transformer neutrals which then spread out into the surrounding a.c. network.

Another source causing d.c. or quasi d.c. currents can be galvanic facilities including cathodic protection systems.

Moderate d.c. currents can be generated by switching un-symmetries in transformer connected VSC converters.

If a.c. and d.c. lines are routed in parallel (supported by the same tower) this results in small stray d.c. currents flowing in the a.c. line.

In transformers connected to long transmission lines, geomagnetic storms may cause so called geomagnetically induced currents (GIC), which can also result in severe d.c. magnetization. Single-phase, three-phase five limb and all shell-type transformers are particularly sensitive.

Blocking d.c. currents will mitigate the issue for a specific transformer, however this may shift the problem to another place in the network.

7.8 Effect of remanent flux

Remanent flux has a similar effect on the no-load sound level to that produced by d.c. bias currents. During factory testing, great care is taken to ensure that the remanent flux originating from impulse testing (mainly switching impulse) or resistance measurements is dissipated prior to performing the sound level tests.

On site, energising and de-energising the transformer or switching actions in the network can introduce remanent flux and hence increase the transformer sound level. These remanent flux effects will decay naturally with time; this can take minutes, hours or even days for large units with low nominal induction.

7.9 Sound level build-up due to reflections

Factory sound level measurements account for the presence of reflections by either using the sound intensity method or corrected sound pressure method.

On-site installations are frequently characterized by the presence of reflecting objects like firewalls, bund walls and buildings. In these circumstances where free field conditions do not exist, measurements will be adversely affected by the presence of reflections. This will result in higher sound pressure levels at locations in front of the reflecting plane (particularly between the transformer and the large reflecting plane). Valid sound level measurements may not be possible.

In case of a complete enclosure or an indoor installation, the build-up of sound pressure level can be estimated by application of the environmental correction K according to 11.2.5 of IEC 60076-10:2016. In these circumstances K may acceptably exceed the limit of 7 dB.

7.10 Converter transformers with saturable reactors (transductors)

It is normally not possible to perform factory sound level measurements on converter transformers with built-in saturable reactors with the reactors functioning as in service, i.e. with nominal d.c. current. During factory test a.c. currents are applied and those do not cause saturable reactors to produce any significant sound.

Because saturable reactors are essentially continuously wound cores made from electrical steel without any gaps, the vibration of such reactors is comparatively small, even if operating close to or in saturation. This behaviour together with their relatively small sound radiation surface results in a sound power level of the built-in saturable reactors which is negligible compared to the sound power level produced by the converter transformer, specifically in service with the presence of current harmonics.

NOTE Sound levels from converter transformers are also discussed in IEC TS 61973:2012 and in CIGRÉ Technical Brochure No. 202:2002, "HVDC stations audible noise".

IECNORM.COM : Click to view the full PDF of IEC 60076-10-1:2016

Annex A (informative)

Sound level built up due to harmonic currents in windings

A.1 Theoretical derivation of winding forces due to harmonic currents

A current $i(t)$ composed of a fundamental component (index 1) and a harmonic component of n^{th} order is given as

$$\begin{aligned} i(t) &= \hat{i}_1 \sin(\omega t) + \hat{i}_n \sin(n(\omega t) + \varphi_n) \\ i(t) &= \sqrt{2} i_1 \sin(\omega t) + \sqrt{2} i_n \sin(n(\omega t) + \varphi_n) \end{aligned} \quad (\text{A.1})$$

where

$\omega = 2 \pi f$ is the fundamental angular frequency;
 f is the fundamental frequency (e.g. 50 Hz);
 t is the time;
 φ_n is the phase angle of the n^{th} harmonic in relation to the fundamental.

The force F in windings which causes the vibration and finally the acoustic emission is proportional to the square of the current:

$$\begin{aligned} F \sim i(t)^2 &= 2 \left[i_1 \sin(\omega t) + i_n \sin(n(\omega t) + \varphi_n) \right]^2 \\ &= 2 \left[i_1^2 \sin^2(\omega t) + i_n^2 \sin^2(n(\omega t) + \varphi_n) + 2 i_1 i_n \sin(\omega t) \sin(n(\omega t) + \varphi_n) \right] \end{aligned} \quad (\text{A.2})$$

By using the identities

$$\begin{aligned} \sin^2(x) &= \frac{1}{2} [1 - \cos(2x)] \\ \sin(x) \times \sin(y) &= \frac{1}{2} [\cos(x - y) - \cos(x + y)] \end{aligned}$$

Equation (A.2) can be rewritten as

$$\begin{aligned} F \sim i(t)^2 &= \left(i_1^2 + i_n^2 \right) - \\ &\quad - \left[i_1^2 \cos(2\omega t) + i_n^2 \cos(2n(\omega t) + 2\varphi_n) \right] + \\ &\quad + 2 i_1 i_n [\cos((n-1) \times (\omega t) + \varphi_n) - \cos((n+1) \times (\omega t) + \varphi_n)] \end{aligned} \quad (\text{A.3})$$

The first term in Equation (A.3) is time independent and as such describing a static force which does not cause any winding vibration and sound power.

Table A.1 outlines the force components from Equation (A.3) which cause winding vibrations and subsequently sound power.

Table A.1 – Force components of windings due to harmonic currents

Sound frequency	Magnitude (r.m.s.)	Phase angle	Vibration component caused by
$2f$	i_1^2	180°	fundamental current
$(n-1)f$	$2i_1i_n$	φ_n	interaction between fundamental and harmonic current (lower inter-harmonic)
$(n+1)f$	$2i_1i_n$	$180^\circ + \varphi_n$	interaction between fundamental and harmonic current (upper inter-harmonic)
$2nf$	i_n^2	$180^\circ + 2\varphi_n$	harmonic current of n^{th} order

The last component with a sound frequency of double the n^{th} harmonic frequency is of minor significance for the sound level increase. This is due to the practically small magnitude of the harmonic current compared to the fundamental.

When the current spectrum contains, beside the fundamental, more than one harmonic, e.g. the 5th, 7th, 11th and 13th harmonic, it is practically usually sufficient to consider only force components which involve the fundamental current.

A.2 Force components for a typical current spectrum caused by a B6 bridge

The current spectrum of the widely used B6 converter bridge, as for instance in HVDC schemes, is well known in magnitude and phase. Whereas the magnitude is identical for star and delta connected windings this is not the case for the phase angle. The figures of both cases are disclosed in Table A.2 together with a third case, in which the phase relation is assumed to be unknown.

Table A.2 – Current spectrum of a B6 converter bridge

		Delta connected winding		Star connected winding		Unknown phase relation	
harmonic current order	harmonic current frequency	Current amplitude p.u.	Current phase degree el.	Current amplitude p.u.	Current phase degree el.	Current amplitude p.u.	Current phase degree el.
1 st	50 Hz	1,000	0°	1,000	0°	1,000	unknown
5 th	250 Hz	0,200	0°	0,200	180°	0,200	unknown
7 th	350 Hz	0,143	0°	0,143	0°	0,143	unknown
11 th	550 Hz	0,091	0°	0,091	180°	0,091	unknown
13 th	650 Hz	0,077	0°	0,077	0°	0,077	unknown
17 th	850 Hz	0,059	0°	0,059	180°	0,059	unknown
19 th	950 Hz	0,053	0°	0,053	0°	0,053	unknown

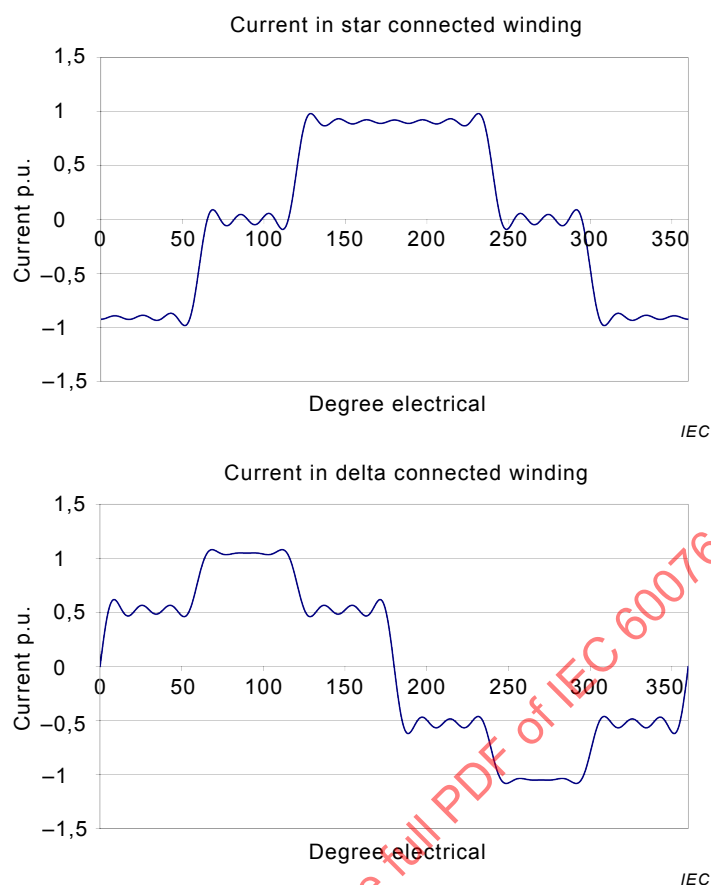


Figure A.1 – Current wave shape for a star and a delta connected winding for the current spectrum given in Table A.2

The application of the theory revealed in Clause A.1 on the current spectrum in Table A.2 allows the estimation of the winding forces per sound frequency. From those quantities a set of equivalent test currents can be derived. The test currents produce the same winding forces as the provided current spectrum and need to be injected in case of subsequent sound level measurements per frequency, as outlined in 4.2.5.2.

In Table A.3 the calculation of forces and test currents is provided in detail for all components which involve the fundamental current, as those are the significant contributors for the sound level increase in this case. It may be required by a purchaser to prove this significance by extending the calculations on harmonics and pairs of harmonics. As the current spectrum is given in p.u. so are the forces and test currents.

Table A.3 – Calculation of force components and test currents

Frequency of sound harmonic	Harmonic order of current	Magnitude of force harmonics	Phase / force / test current / test frequency		
			Force as per SRSS method:		
			$F_n = [(2I_n I_1)^2 + (2I_m I_1)^2]^{1/2}$ Test current: $i_{Tn} = F_n^{1/2}$		
Hz		p.u.	Delta connected winding	Star connected winding	Unknown phase relation
100	1 st	1,000	$F_1 = 1,000 / i_{1T} = 1,000 / 50 \text{ Hz}$		
200	5 th – 1 st	$2 \times 0,200 \times 1,000 = 0,400$	$F_2 = 0,400 / i_{2T} = 0,632 / 100 \text{ Hz}$		
300	5 th + 1 st	$2 \times 0,200 \times 1,000 = 0,400$	$\varphi_5 = 0^\circ$	$\varphi_5 = 180^\circ$	SRSS
	7 th – 1 st	$2 \times 0,143 \times 1,000 = 0,286$	$\varphi_7 = 0^\circ$ difference $F_3 = 0,114 /$ $i_{3T} = 0,338 / 150 \text{ Hz}$	$\varphi_7 = 0^\circ$ sum $F_3 = 0,686 /$ $i_{3T} = 0,828 / 150 \text{ Hz}$	
400	7 th + 1 st	$2 \times 0,143 \times 1,000 = 0,286$	$F_4 = 0,286 / i_{4T} = 0,535 / 200 \text{ Hz}$		
500	11 th – 1 st	$2 \times 0,091 \times 1,000 = 0,182$	$F_5 = 0,182 / i_{5T} = 0,427 / 250 \text{ Hz}$		
600	11 th + 1 st	$2 \times 0,091 \times 1,000 = 0,182$	$\varphi_{11} = 0^\circ$	$\varphi_{11} = 180^\circ$	SRSS
	13 th – 1 st	$2 \times 0,077 \times 1,000 = 0,154$	$\varphi_{13} = 0^\circ$ difference $F_6 = 0,028 /$ $i_{6T} = 0,167 / 300 \text{ Hz}$	$\varphi_{13} = 0^\circ$ sum $F_6 = 0,336 /$ $i_{6T} = 0,580 / 300 \text{ Hz}$	
700	13 th + 1 st	$2 \times 0,077 \times 1,000 = 0,154$	$F_7 = 0,154 / i_{7T} = 0,392 / 350 \text{ Hz}$		
800	17 th – 1 st	$2 \times 0,059 \times 1,000 = 0,118$	$F_8 = 0,118 / i_{8T} = 0,344 / 400 \text{ Hz}$		
900	17 th + 1 st	$2 \times 0,059 \times 1,000 = 0,118$	$\varphi_{17} = 0^\circ$	$\varphi_{17} = 180^\circ$	SRSS
	19 th – 1 st	$2 \times 0,053 \times 1,000 = 0,106$	$\varphi_{19} = 0^\circ$ difference $F_9 = 0,012 /$ $i_{9T} = 0,110 / 450 \text{ Hz}$	$\varphi_{19} = 0^\circ$ sum $F_9 = 0,224 /$ $i_{9T} = 0,473 / 450 \text{ Hz}$	
1 000	19 th + 1 st	$2 \times 0,053 \times 1,000 = 0,106$	$F_{10} = 0,106 / i_{10T} = 0,326 / 500 \text{ Hz}$		

The results given in Table A.3 are summarized in Table A.4.

Table A.4 – Summary of harmonic forces and test currents

Frequency of sound harmonic	Frequency of test current	Delta connected winding		Star connected winding		Unknown phase relation	
		Forces	Test currents	Forces	Test currents	Forces	Test currents
Hz	Hz	p.u.	p.u.	p.u.	p.u.	p.u.	p.u.
100	50	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000	1,000
200	100	0,400	0,632	0,400	0,630	0,400	0,630
300	150	0,114	0,338	0,686	0,828	0,492	0,701
400	200	0,286	0,535	0,286	0,535	0,286	0,535
500	250	0,182	0,427	0,182	0,427	0,182	0,427
600	300	0,028	0,167	0,336	0,580	0,238	0,488
700	350	0,154	0,392	0,154	0,392	0,154	0,392
800	400	0,118	0,344	0,118	0,344	0,118	0,344
900	450	0,012	0,110	0,224	0,473	0,159	0,398
1 000	500	0,106	0,326	0,106	0,326	0,106	0,326

Table A.4 reveals at a glance the impact of the harmonic current's phase angle to the winding force and sound harmonics. The sound level increase due to the current spectrum of a B6 bridge is larger in a star connected winding than in a delta connected winding. As the phase relation of the harmonic currents is often not provided in practice, the application of the SRRS method (see 4.2.5.3) may be the only way to approach the situation. As can be seen, this method results in force values which are in between those for the star and delta connected windings but closer to the higher values of the star connected winding. The application of the SRRS method is therefore considered to be a reasonable approach in situations where the phase relation cannot be provided.

Table A.4 furthermore indicates the need to consider sound frequency components up to 1 000 Hz or even higher when calculating or testing the sound level increase of a transformer / reactor due to harmonic currents. It is common practice to measure the sound level of filter reactors by harmonic current injection up to 1 000 Hz.

A.3 Estimation of sound level increase due to harmonic currents by calculation

In cases where it is not possible to excite a transformer / reactor at higher frequencies, estimation by calculation may be the only possibility to predict the sound level built up due to harmonic currents. This situation usually applies to large power transformers but may also be used for other units, depending on the test equipment available in the test facility.

The sound power radiated by a vibrating surface is given by Equation (4) of this standard as

$$W = \rho_0 c S \sigma \omega^2 x^2$$

With the sound power of a transformer / reactor known at a current of fundamental frequency it is possible to calculate relatively to that the sound power at any other harmonic current and frequency as long as the winding displacement x and the radiation efficiency σ as a function of the sound frequency are known. The sequence of the calculation procedure is outlined in 4.2.5.3 with steps a) to c) detailed in A.1 and A.2. Steps d) to i) are briefly explained in the following.

- Application of a logarithmic approach for the dynamic response of winding displacement to forces (steps d) and e) of 4.2.5.3)

The winding displacement x is proportional to the acting forces F but is also dependent of the sound frequency. The relation between force and displacement is given by the dynamic response or transfer function $R(f)$. It can be written

$$x(f) \sim R(f) \times F \quad \text{and also} \quad x^2(f) \sim R^2(f) \times F^2 \quad (\text{A.4})$$

which in a logarithmic approach relative to the fundamental sound frequency f_0 (for instance 100 Hz) contributes to the sound level change as

$$\Delta x(f) = 20 \times \lg [R(f) / R(f_0)] + 20 \times \lg [F(f) / F(f_0)] \quad (\text{A.5})$$

Whereas the derivation of the harmonic force components is demonstrated in A.2 the dynamic response function $R(f)$ requires a design specific approach.

- Conversion of the circular frequency into a logarithmic figure (step f) of 4.2.5.3)

The conversion of the square circular frequency ω^2 as per Equation (4) of this standard into a figure relative to the fundamental sound frequency f_0 results in a sound level change of

$$\Delta \omega = 20 \times \lg [f / f_0]. \quad (\text{A.6})$$

- Application of a logarithmic approach for the radiation efficiency (step g) of 4.2.5.3)

The radiation efficiency of a winding or a tank is frequency dependent (see 4.4) and this shall be considered for the sound level change at sound frequency f relative to fundamental sound frequency f_0 . The contribution is given as

$$\Delta \sigma(f) = 10 \times \lg [\sigma(f) / \sigma(f_0)]. \quad (\text{A.7})$$

- Application of A-weighting (step h) of 4.2.5.3)

As sound levels have to be provided in A-weighted form (see 5.2), this is to be considered for the relative sound level change and contributes as

$$\Delta A(f) = A(f) - A(f_0). \quad (\text{A.8})$$

- Summation of components (steps d) to h) of 4.2.5.3)

The total sound level increase $\Delta L(f)$ due to an equivalent harmonic current with the associated sound frequency f relative to a current associated with the fundamental sound frequency f_0 expressed in dB(A) is calculated by summation of the outcome of Equations (A.5) till (A.8)

$$\Delta L(f) = \Delta x(f) + \Delta \omega + \Delta \sigma(f) + \Delta A(f) \quad (\text{A.9})$$

The application of the full procedure with the force values as given in Table A.4 and with specific functions for the dynamic winding response and radiation efficiency of a certain design of large power transformers results in a sound level increase between 9 dB(A) for the harmonic spectrum of a delta connected winding and 15 dB(A) for the harmonic spectrum of a star connected winding.

NOTE Field measurements on converter transformers have shown increased levels of up to 20 dB(A) or more.

Bibliography

IEC 60076-6, *Power transformers – Part 6: Reactors*

IEC 61672-1:2013, *Electroacoustics – Sound level meters – Part 1: Specifications*

IEC TS 61973:2012, *High voltage direct current (HVDC) substation audible noise*

ISO 3746:2010, *Acoustics – Determination of sound power levels and sound energy levels of noise sources using sound pressure – Survey method using an enveloping measurement surface over a reflecting plane*

ISO 9614-1:1993, *Acoustics – Determination of sound power levels of noise sources using sound intensity – Part 1: Measurement at discrete points*

ISO 9614-2:1996, *Acoustics – Determination of sound power levels of noise sources using sound intensity – Part 2: Measurement by scanning*

CIGRÉ Technical Brochure No. 202:2002, *HVDC stations audible noise*

IECNORM.COM : Click to view the full PDF of IEC 60076-10-1:2016

IECNORM.COM : Click to view the full PDF of IEC 60076-10-1:2016

SOMMAIRE

AVANT-PROPOS.....	49
1 Domaine d'application.....	51
2 Références normatives	51
3 Physique fondamentale du son	51
3.1 Phénomène.....	51
3.2 Pression acoustique, p	51
3.3 Vitesse acoustique d'une particule, u	52
3.4 Intensité acoustique, $\bar{I}$	52
3.5 Puissance acoustique, W	52
3.6 Champs acoustiques	53
3.6.1 Généralités	53
3.6.2 Le champ libre	53
3.6.3 Le champ diffus	54
3.6.4 Le champ proche	54
3.6.5 Le champ lointain.....	55
3.6.6 Ondes stationnaires	55
4 Sources et caractéristiques du son des transformateurs et des bobines d'inductance	56
4.1 Généralités	56
4.2 Sources sonores	56
4.2.1 Noyau.....	56
4.2.2 Enroulements.....	59
4.2.3 Éléments de contrôle du flux de fuite	60
4.2.4 Sources sonores dans des bobines d'inductance	60
4.2.5 Effet des harmoniques réels sur les enroulements des transformateurs et des bobines d'inductance	60
4.2.6 Bruit de ventilateur.....	63
4.2.7 Bruit de pompe	63
4.2.8 Importance relative des sources sonores	63
4.3 Transmission des vibrations	64
4.4 Rayonnement sonore	64
4.5 Caractéristiques du champ acoustique.....	65
5 Principes de mesure	66
5.1 Généralités	66
5.2 Pondération A	66
5.3 Méthodes de mesure acoustique	68
5.3.1 Généralités	68
5.3.2 Méthode de pression acoustique	69
5.3.3 Méthode d'intensité acoustique	70
5.3.4 Sélection de la méthode de mesurage acoustique adaptée	73
5.4 Informations relatives aux bandes de fréquence.....	73
5.5 Informations relatives à la surface de mesure	75
5.6 Informations relatives à la distance de mesure.....	76
5.7 Informations relatives aux procédures de mesure (inspection en continu et point par point).....	77
6 Aspects pratiques de la réalisation de mesures acoustiques	78

6.1	Généralités	78
6.2	Orientation de l'objet en essai afin d'éviter l'effet des ondes stationnaires	78
6.3	Manipulation des dispositifs pour une bonne pratique acoustique	79
6.4	Choix du système d'espacement des microphones pour la méthode d'intensité acoustique	80
6.5	Mesures effectuées avec des panneaux acoustiques montés sur la cuve fournissant une couverture incomplète	80
6.6	Essais des bobines d'inductance	81
7	Différence entre les essais en usine et les mesures du niveau de bruit sur le terrain	81
7.1	Généralités	81
7.2	Tension de fonctionnement	81
7.3	Courant de charge	82
7.4	Facteur de puissance de charge et direction du flux de puissance	82
7.5	Température de fonctionnement	82
7.6	Harmoniques en courant de charge et en tension	83
7.7	Magnétisation en courant continu	83
7.8	Effet du flux rémanent	84
7.9	Augmentation du niveau de bruit en raison de réflexions	84
7.10	Transformateurs convertisseurs équipés de bobines d'inductance saturables (transducteurs)	84
Annexe A (informative)	Augmentation du niveau de bruit en raison de courants harmoniques dans les enroulements	86
A.1	Dérivation théorique des forces d'enroulement en raison de courants harmoniques	86
A.2	Composantes de force d'un spectre de courant type causé par un pont B6	87
A.3	Estimation par calcul de l'augmentation du niveau de bruit due à des courants harmoniques	90
Bibliographie		93

Figure 1 – Simulation du niveau d'intensité acoustique moyenné spatialement (lignes pleines) et du niveau de pression acoustique (lignes en pointillés) par rapport à la distance de mesure d dans le champ proche

Figure 2 – Exemple de courbes présentant la variation relative de la longueur de tôle d'un type de noyau électrique en acier pendant des cycles complets d'induction appliquée à 50 Hz en courant alternatif jusqu'à des inductions crête $B_{\max}$ dans la plage de 1,2 T à 1,9 T

Figure 3 – Induction (ligne continue) et variation relative de la longueur de tôle (ligne en pointillés) en fonction du temps obtenue par l'application d'une induction alternative de 1,8 T à 50 Hz – sans composante continue

Figure 4 – Exemple de courbe présentant la variation relative de la longueur de tôle pendant un cycle complet d'induction alternative de 1,8 T à 50 Hz avec un faible biais de 0,1 T en courant continu

Figure 5 – Induction (ligne continue) et variation relative de la longueur de tôle (ligne en pointillés) en fonction du temps due à l'induction de 1,8 T à 50 Hz avec un faible biais de 0,1 T

Figure 6 – Augmentation du niveau de bruit liée à la présence de courant continu dans les enroulements

Figure 7 – Spectre sonore type dû au courant de charge

Figure 8 – Simulation d'un champ de pression acoustique (en couleur) d'un transformateur de 31,5 MVA à 100 Hz avec les vecteurs d'intensité acoustique correspondants le long du trajet de mesure

Figure 9 – Graphique de pondération A dérivé de la fonction $A(f)$	67
Figure 10 – Distribution des perturbations de la pression acoustique dans l'environnement d'essai	70
Figure 11 – Disposition des microphones	71
Figure 12 – Illustration de la circulation du bruit de fond à travers la surface d'essai et du son rayonné à partir de l'objet en essai	72
Figure 13 – Bandes de 1/1 et 1/3 d'octave avec des sons de transformateur pour des systèmes 50 Hz et 60 Hz	74
Figure 14 – Mesure d'enregistrement présentant une variation spatiale le long du trajet de mesure	78
Figure 15 – Environnement d'essai	79
Figure A.1 – Forme d'onde de courant d'un enroulement branché en étoile et en triangle pour le spectre de courant donné au Tableau A.2	88
Tableau 1 – Valeurs de pondération A pour les quinze premiers sons d'un transformateur	68
Tableau A.1 – Composantes de force des enroulements en raison de courants harmoniques	87
Tableau A.2 – Spectre de courant d'un pont convertisseur B6	87
Tableau A.3 – Calcul des composantes de force et des courants d'essai	89
Tableau A.4 – Résumé des forces harmoniques et des courants d'essai	90

IECNORM.COM : Click to view the full PDF of IEC 60076-10-1:2016

COMMISSION ÉLECTROTECHNIQUE INTERNATIONALE

TRANSFORMATEURS DE PUISSANCE –

Partie 10-1: Détermination des niveaux de bruit – Guide d'application

AVANT-PROPOS

- 1) La Commission Electrotechnique Internationale (IEC) est une organisation mondiale de normalisation composée de l'ensemble des comités électrotechniques nationaux (Comités nationaux de l'IEC). L'IEC 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, l'IEC – entre autres activités – publie des Normes internationales, des Spécifications techniques, des Rapports techniques, des Spécifications accessibles au public (PAS) et des Guides (ci-après dénommés "Publication(s) de l'IEC"). 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 l'IEC, participent également aux travaux. L'IEC 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 l'IEC concernant les questions techniques représentent, dans la mesure du possible, un accord international sur les sujets étudiés, étant donné que les Comités nationaux de l'IEC intéressés sont représentés dans chaque comité d'études.
- 3) Les Publications de l'IEC se présentent sous la forme de recommandations internationales et sont agréées comme telles par les Comités nationaux de l'IEC. Tous les efforts raisonnables sont entrepris afin que l'IEC s'assure de l'exactitude du contenu technique de ses publications; l'IEC ne peut pas être tenue responsable de l'éventuelle mauvaise utilisation ou interprétation qui en est faite par un quelconque utilisateur final.
- 4) Dans le but d'encourager l'uniformité internationale, les Comités nationaux de l'IEC s'engagent, dans toute la mesure possible, à appliquer de façon transparente les Publications de l'IEC dans leurs publications nationales et régionales. Toutes divergences entre toutes Publications de l'IEC et toutes publications nationales ou régionales correspondantes doivent être indiquées en termes clairs dans ces dernières.
- 5) L'IEC elle-même ne fournit aucune attestation de conformité. Des organismes de certification indépendants fournissent des services d'évaluation de conformité et, dans certains secteurs, accèdent aux marques de conformité de l'IEC. L'IEC n'est responsable d'aucun des services effectués par les organismes de certification indépendants.
- 6) Tous les utilisateurs doivent s'assurer qu'ils sont en possession de la dernière édition de cette publication.
- 7) Aucune responsabilité ne doit être imputée à l'IEC, à ses administrateurs, employés, auxiliaires ou mandataires, y compris ses experts particuliers et les membres de ses comités d'études et des Comités nationaux de l'IEC, pour tout préjudice causé en cas de dommages corporels et matériels, ou de tout autre dommage de quelque nature que ce soit, directe ou indirecte, ou pour supporter les coûts (y compris les frais de justice) et les dépenses découlant de la publication ou de l'utilisation de cette Publication de l'IEC ou de toute autre Publication de l'IEC, ou au crédit qui lui est accordé.
- 8) L'attention est attirée sur les références normatives citées dans cette publication. L'utilisation de publications référencées est obligatoire pour une application correcte de la présente publication.
- 9) L'attention est attirée sur le fait que certains des éléments de la présente Publication de l'IEC peuvent faire l'objet de droits de brevet. L'IEC ne saurait être tenue pour responsable de ne pas avoir identifié de tels droits de brevets et de ne pas avoir signalé leur existence.

La Norme internationale IEC 60076-10-1 a été établie par le comité d'études 14 de l'IEC: Transformateurs de puissance.

Cette deuxième édition annule et remplace la première édition parue en 2005. Cette édition constitue une révision technique.

Cette édition inclut les modifications techniques majeures suivantes par rapport à l'édition précédente:

- a) ajout d'informations étendues relatives aux champs acoustiques;
- b) intégration de l'effet des harmoniques réels sur les enroulements;
- c) ajout d'informations mises à jour sur les méthodes de mesure en pression acoustique et sur l'intensité acoustique;

- d) informations à l'appui relatives aux procédures de mesure d'inspection en continu et point par point;
- e) ajout d'une clarification de la pondération A;
- f) ajout de nouvelles informations sur les bandes de fréquence;
- g) ajout d'informations de contexte sur la distance de mesure;
- h) introduction d'une nouvelle annexe sur l'augmentation acoustique due aux courants harmoniques dans les enroulements.

La présente norme doit être lue conjointement avec l'IEC 60076-10.

Le texte de cette norme est issu des documents suivants:

FDIS	Rapport de vote
14/847/FDIS	14/850/RVD

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

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

Une liste de toutes les parties de la série IEC 60076, publiées sous le titre général *Transformateurs de puissance*, peut être consultée sur le site web de l'IEC.

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

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

IMPORTANT – Le logo "colour inside" qui se trouve sur la page de couverture de cette publication indique qu'elle contient des couleurs qui sont considérées comme utiles à une bonne compréhension de son contenu. Les utilisateurs devraient, par conséquent, imprimer cette publication en utilisant une imprimante couleur.

TRANSFORMATEURS DE PUISSANCE –

Partie 10-1: Détermination des niveaux de bruit – Guide d'application

1 Domaine d'application

La présente partie de l'IEC 60076 fournit des informations visant à aider les fabricants et les acheteurs à appliquer les techniques de mesure décrites dans l'IEC 60076-10. Outre l'introduction de certaines notions acoustiques de base, les sources et caractéristiques relatives aux transformateurs et aux bobines d'inductance sont décrites. Des lignes directrices pratiques relatives aux mesures sont fournies, et les facteurs exerçant une influence sur la précision des méthodes sont abordés. Le présent guide d'application indique également pourquoi les valeurs mesurées en usine peuvent différer de celles mesurées en service.

Le présent guide d'application s'applique aux transformateurs et aux bobines d'inductance ainsi qu'à leurs auxiliaires de refroidissement associés.

2 Références normatives

Les documents suivants sont cités en référence de manière normative, en intégralité ou en partie, dans le présent document et sont indispensables pour son application. Pour les références datées, seule l'édition citée s'applique. Pour les références non datées, la dernière édition du document de référence s'applique (y compris les éventuels amendements).

IEC 60076-10:2016, *Transformateurs de puissance – Partie 10: Détermination des niveaux de bruit*

3 Physique fondamentale du son

3.1 Phénomène

Le son désigne une onde de variation de la pression (dans l'air, l'eau ou tout autre milieu élastique) que l'oreille humaine peut détecter. Les variations de pression se déplacent dans le milieu (l'air, pour les besoins du présent document) de la source acoustique vers les oreilles de l'auditeur.

Le nombre de variations cycliques de la pression par seconde est appelé "fréquence" du son et est mesuré en hertz, Hz. Une fréquence spécifique du son est perçue comme un son ou une tonalité caractéristique. Le "bourdonnement" d'un transformateur est basses fréquences, généralement avec des fréquences fondamentales de 100 Hz ou 120 Hz, alors qu'un sifflement présente une fréquence plus élevée, généralement supérieure à 3 kHz. La plage de fréquences normale de l'audition d'un jeune individu en bonne santé s'étend d'environ 20 Hz à 20 kHz.

3.2 Pression acoustique, p

La moyenne quadratique des pressions acoustiques instantanées durant un intervalle de temps donné à un emplacement spécifique est appelée pression acoustique. Elle est exprimée en pascals, Pa.

La pression acoustique est une grandeur scalaire, ce qui signifie qu'elle se caractérise uniquement par son amplitude.

La pression acoustique la plus faible qu'une oreille humaine en bonne santé puisse détecter dépend fortement de la fréquence; à 1 kHz, elle affiche une amplitude de 20 µPa. Le seuil de douleur correspond à une pression acoustique plus d'un million de fois supérieure, 20 Pa. En raison de cette large plage, et afin d'éviter d'utiliser des chiffres importants, l'échelle de décibels (dB) est utilisée dans le domaine de l'acoustique. Le niveau de référence de la pression acoustique pour l'échelle logarithmique est de 20 µPa, ce qui correspond à 0 dB, tandis que le seuil de douleur de 20 Pa correspond à 120 dB.

Un autre aspect très utile de l'échelle de décibels concerne le fait qu'elle donne une meilleure approximation de la perception humaine du volume que l'échelle linéaire en pascals puisque l'oreille répond au son de manière logarithmique.

Dans le domaine de l'acoustique, il est généralement admis

- qu'une variation de niveau de 1 dB est imperceptible;
- qu'une variation de niveau de 3 dB est perceptible;
- qu'une variation de niveau de 10 dB est perçue comme deux fois plus forte en termes de volume.

L'audition humaine varie en fonction de la fréquence. La sensibilité culmine à environ 1 kHz et baisse à des fréquences inférieures et supérieures. Un filtre normalisé à l'échelle internationale appelé "pondération A" garantit que les mesures acoustiques reflètent la perception humaine du son sur l'ensemble de la plage de fréquences de l'audition (voir 5.2).

3.3 Vitesse acoustique d'une particule, u

La moyenne quadratique de la vitesse instantanée des particules durant un intervalle de temps donné à un emplacement spécifique est appelée vitesse acoustique d'une particule. Elle est mesurée en mètres par seconde, m/s.

Cette grandeur décrit la vitesse d'oscillation des particules du milieu dans lequel les ondes sonores se propagent. Elle est caractérisée par une amplitude et une direction et est par conséquent une grandeur vectorielle.

3.4 Intensité acoustique, $\bar{I}$

La moyenne temporelle du produit de la pression acoustique instantanée par la vitesse acoustique instantanée d'une particule à un emplacement spécifique est appelée intensité acoustique:

$$\bar{I} = \frac{1}{T} \int_T (p(t) \times \bar{u}(t)) dt \quad (1)$$

Elle est exprimée en watt par mètre carré, W/m².

L'intensité acoustique décrit le flux de puissance acoustique par unité de surface et est une grandeur vectorielle, avec une amplitude et une direction. L'intensité acoustique normale désigne le flux de puissance acoustique par unité de surface mesuré dans une direction normale, à savoir à 90 ° de l'unité de surface spécifiée.

La direction du flux de puissance acoustique est déterminée par l'angle de déphasage de la vitesse acoustique d'une particule à l'emplacement spécifique.

3.5 Puissance acoustique, W

La puissance acoustique désigne la quantité d'énergie acoustique rayonnée à partir d'une source acoustique. Elle est exprimée en watts.

Une source acoustique rayonne la puissance dans l'air environnant, ce qui donne lieu à un champ acoustique. La puissance acoustique caractérise l'émission de la source acoustique. La pression acoustique et la vitesse acoustique d'une particule caractérisent le son à un emplacement spécifique. La pression acoustique entendue ou mesurée à l'aide d'un microphone dépend de la distance à la source et des propriétés de l'environnement acoustique. Par conséquent, la puissance acoustique d'une source ne peut être quantifiée en mesurant uniquement la pression ou l'intensité acoustique. La détermination de la puissance acoustique exige l'intégration de la pression ou de l'intensité acoustiques sur toute la surface enveloppante. La puissance acoustique est plus ou moins indépendante de l'environnement et est donc un descripteur unique de la source acoustique.

3.6 Champs acoustiques

3.6.1 Généralités

Un champ acoustique est une région à travers laquelle se propagent des ondes sonores. Il est classé selon la façon dont les ondes sonores se propagent.

Si la pression acoustique et la vitesse acoustique d'une particule sont en phase, le champ acoustique correspondant est dit actif. Si la pression acoustique et la vitesse acoustique d'une particule sont déphasées de 90° , le champ acoustique correspondant est dit réactif. Avec un champ actif, l'énergie acoustique se propage entièrement vers l'extérieur de la source, comme elle le fait (approximativement) dans des champs lointains (voir 3.6.5). Dans le cas d'un champ réactif, l'énergie acoustique circule vers l'extérieur, mais est renvoyée ultérieurement; l'énergie est stockée comme dans un ressort. Des exemples de champs réactifs concernent le champ diffus d'une salle réverbérante (voir 3.6.3) et des ondes stationnaires (voir 3.6.6). Moyenné sur un cycle, le transfert d'énergie net dans un champ réactif est nul et par conséquent, l'intensité acoustique mesurée est égale à zéro, même si la pression acoustique et la vitesse acoustique d'une particule sont présentes.

Un champ acoustique réel se compose à la fois de composantes actives et réactives.

3.6.2 Le champ libre

Un champ acoustique situé dans un milieu isotrope homogène dont les limites exercent un effet négligeable sur les ondes acoustiques est appelé champ libre. Il s'agit d'un espace libre idéalisé ne comportant aucune perturbation et à travers lequel se propage l'énergie acoustique active.

Ces conditions se retrouvent à l'air libre si la distance avec le sol et toute paroi est suffisante, ou dans une chambre totalement anéchoïque où l'ensemble du son frappant les murs, le plafond et le sol est absorbé.

La propagation du son issu d'une source ponctuelle théorique dans un environnement de champ libre se caractérise par une baisse de 6 dB du niveau de pression acoustique et du niveau d'intensité acoustique dès lors que la distance à la source est doublée. Ceci est approximativement correct si la distance à la source surfacique est suffisamment grande pour qu'elle apparaisse comme une source ponctuelle théorique.

Lorsque les niveaux de bruit du transformateur de puissance sont mesurés, les conditions de champ libre sont atteintes à l'exception des réflexions provenant du sol.

L'IEC 60076-10 exige que toutes les mesures acoustiques soient réalisées sur une surface réfléchissante. Par conséquent, les mesures dans des chambres totalement anéchoïques ne sont pas autorisées.

3.6.3 Le champ diffus

Dans un champ diffus, plusieurs réflexions donnent lieu à un champ acoustique présentant une distribution uniforme de direction et d'amplitude, le même niveau de pression acoustique existe donc dans tous les emplacements et l'intensité acoustique a tendance à être nulle. Ce champ est approché dans une salle réverbérante. Selon la loi de conservation de l'énergie, une condition d'équilibre se produit lorsque la puissance acoustique absorbée par ou transmise à travers les limites de la salle est égale à la puissance acoustique émise par la source. Ce phénomène peut donner lieu à des niveaux de pression acoustique très élevés dans des environnements présentant de faibles niveaux d'absorption ou de transmission sonores.

L'intérieur de l'enveloppe acoustique d'un transformateur peut être considéré comme un cas pratique de champ diffus.

3.6.4 Le champ proche

Le champ proche acoustique est considéré comme la région adjacente à la surface vibrante de la source sonore, généralement définie comme se trouvant à une distance d'un quart de la longueur d'onde de la fréquence d'intérêt spécifique. Cette région se caractérise par l'existence de composantes sonores à la fois actives et réactives. La composante sonore réactive décroît de façon exponentielle avec la distance à partir de la surface vibrante de la source sonore.

Les composantes sonores réactives sont créées si la longueur d'onde du mode de flexion de la structure vibrante est plus courte que la longueur d'onde du son rayonné. A cette condition, le rayonnement sonore se caractérise par des courts-circuits acoustiques entre les régions adjacentes avec une surpression et une dépression. Dans de tels courts-circuits acoustiques, l'air agit comme un système masse-ressort qui stocke et libère de l'énergie lors de chaque cycle. Ainsi, une partie de la puissance acoustique est toujours en circulation et elle n'est pas rayonnée totalement dans le champ lointain (voir 3.6.5).

L'étendue du champ proche baisse avec l'augmentation de la fréquence.

Les mesures de la pression acoustique appliquées dans le champ proche donnent lieu à une surestimation systématique (Figure 1) en raison du déphasage entre la pression acoustique et la vitesse acoustique d'une particule dans le champ proche (voir 3.6.1). Par conséquent, les niveaux de pression acoustique moyennés spatialement sont généralement 2 dB à 5 dB plus élevés alors que les mesures ponctuelles peuvent être jusqu'à 15 dB supérieures au niveau d'intensité acoustique mesuré correspondant.

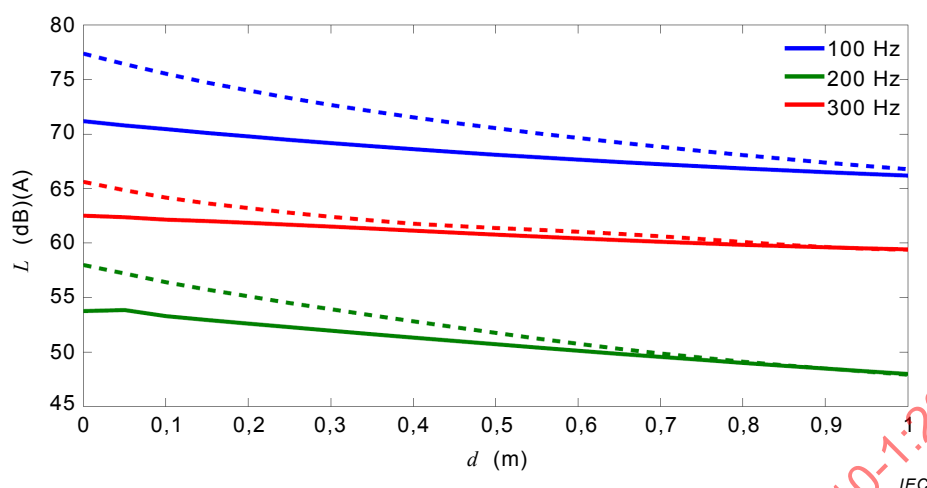


Figure 1 – Simulation du niveau d'intensité acoustique moyenné spatialement (lignes pleines) et du niveau de pression acoustique (lignes en pointillés) par rapport à la distance de mesure d dans le champ proche

3.6.5 Le champ lointain

Le champ acoustique, au-delà d'une certaine distance de la source où des perturbations inhérentes dues à la taille et à la forme de la source ainsi qu'à d'autres perturbations interférentes deviennent insignifiantes, est appelé champ lointain. Dans ce champ, la source peut être considérée comme une source ponctuelle théorique et des conditions de champ libre approximatives existent.

3.6.6 Ondes stationnaires

Les ondes stationnaires sont le fruit d'une interférence entre deux ondes acoustiques de la même fréquence circulant dans des directions opposées. Les ondes stationnaires se forment suite à des réflexions entre une source sonore et des discontinuités structurales telles que les limites du champ acoustique, soulignées si les surfaces réfléchissantes sont parallèles et si la relation entre la fréquence sonore et la distance satisfait à certaines conditions. L'existence d'ondes stationnaires de fréquence f_v dépend de la distance d entre les parois réfléchissantes, comme suit:

$$f_v = \nu \frac{c}{2d} \quad (2)$$

où c désigne la vitesse du son dans l'air en m/s (à 20 °C, $c = 343$ m/s), $\nu = 1, 2, 3, \dots$

Une onde stationnaire ne transmet pas d'énergie au champ lointain; il s'agit d'un exemple de champ réactif.

Dans la région d'une onde stationnaire,

- d'importantes variations de la pression acoustique mesurée se produisent sur de petites distances avec une tendance à surestimer la pression acoustique;
- les mesures de l'intensité acoustique ont tendance à être imprécises et à sous-estimer l'intensité acoustique réelle.

4 Sources et caractéristiques du son des transformateurs et des bobines d'inductance

4.1 Généralités

Le son des transformateurs et des bobines d'inductance possède plusieurs origines physiques. L'importance de ces sources dépend de la conception de l'équipement et de ses conditions de fonctionnement. La conception a un impact sur les vibrations produisant ce son et leur propagation de la source à la cuve du transformateur ou à la surface de l'enveloppe, jusqu'au rayonnement du son dans l'air.

4.2 Sources sonores

4.2.1 Noyau

La magnétostriction désigne le changement de dimension observé sur des matériaux ferromagnétiques lorsqu'ils sont soumis à un changement de la densité du flux magnétique (induction). Dans un noyau électrique en acier, cette variation de dimension se situe dans la plage de $0,1 \mu\text{m}$ à $10 \mu\text{m}$ par mètre de longueur ($\mu\text{m}/\text{m}$) à des niveaux d'induction types. La Figure 2 présente la magnétostriction par rapport à la densité du flux d'un type de tôle de noyau mesuré à cinq valeurs différentes de l'induction. Chaque boucle décrit un cycle de 50 Hz avec une induction B_{max} .

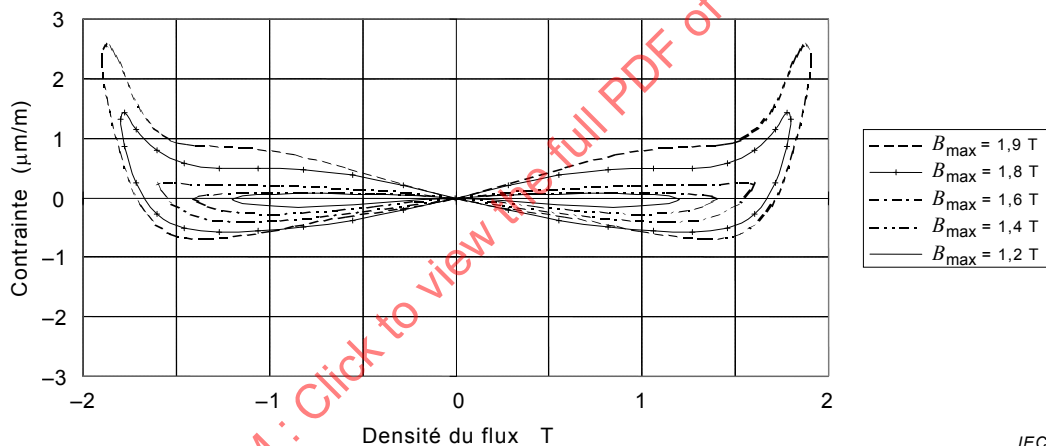


Figure 2 – Exemple de courbes présentant la variation relative de la longueur de tôle d'un type de noyau électrique en acier pendant des cycles complets d'induction appliquée à 50 Hz en courant alternatif jusqu'à des inductions crête B_{max} dans la plage de 1,2 T à 1,9 T

NOTE 1 Les contraintes mécaniques des tôles de noyau ont une forte influence sur la magnétostriction.

La contrainte ne dépend pas du signe de la densité de flux, uniquement de son amplitude et de son orientation par rapport à certains axes cristallographiques du matériau. Par conséquent, lorsqu'elle est excitée par un flux sinusoïdal, la fréquence fondamentale de la variation de dimension est égale au double de la fréquence d'excitation. L'effet est fortement non linéaire, notamment à des niveaux d'induction proches de la saturation. Cette non-linéarité entraîne un fort contenu harmonique dans la contrainte, dont dérive le spectre de vibration du noyau. La Figure 3 présente la magnétostriction engendrée par une induction sinusoïdale avec $B_{\text{max}} = 1,8 \text{ T}$ à une fréquence de 50 Hz. Elle présente une périodicité égale au double de la fréquence d'excitation avec des crêtes à 5 ms et 15 ms qui sont impossibles à distinguer.

Le son émis par les noyaux du transformateur dépend de la vitesse des vibrations, c'est-à-dire de la vitesse de variation de la magnétostriction (ligne en pointillés de la Figure 3). Ceci donne lieu à une amplification des harmoniques (distorsion) par rapport à la fréquence fondamentale, qui est égale au double de celle d'excitation. Plusieurs multiples pairs de la

fréquence d'excitation sont observés dans le spectre; dans ces cas, la composante fondamentale égale au double de la fréquence d'excitation est rarement la composante de fréquence dominante du son pondéré A.

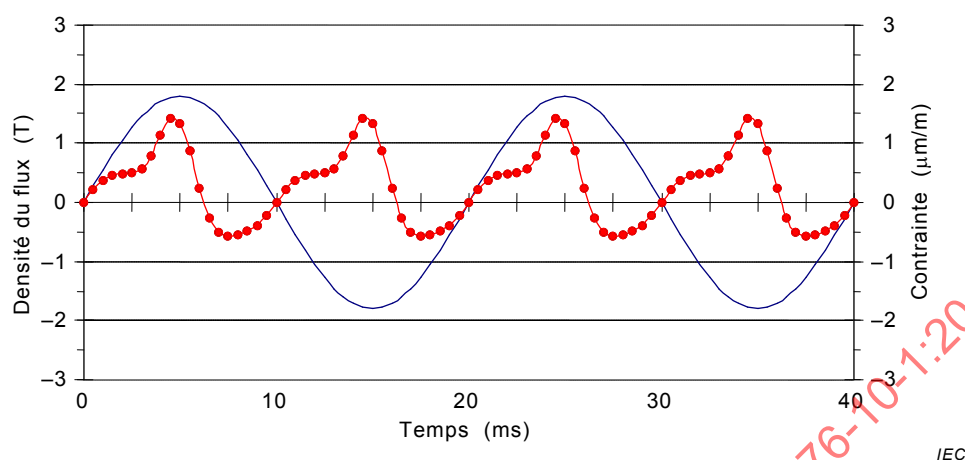


Figure 3 – Induction (ligne continue) et variation relative de la longueur de tôle (ligne en pointillés) en fonction du temps obtenue par l'application d'une induction alternative de 1,8 T à 50 Hz – sans composante continue

Si le flux présente une composante continue, par exemple en raison d'une rémanence dans le noyau provenant des essais précédents de mesure de résistance des enroulements, ou en raison d'une composante en courant continu dans le courant, la forte non-linéarité de la magnétostriction entraîne une hausse significative des amplitudes de vibration. Avec une induction comportant une composante continue, les crêtes de magnétostriction à la densité de flux de crête positive et négative varient de façon significative; elles sont évidentes dans la boucle de magnétostriction de la Figure 4.

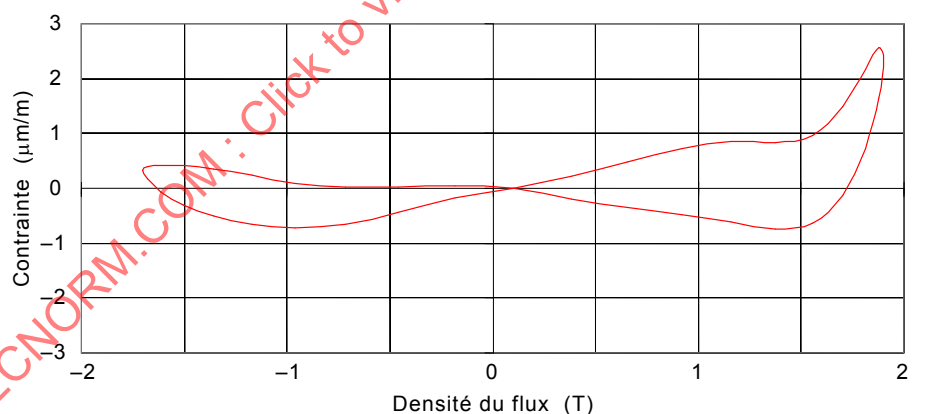


Figure 4 – Exemple de courbe présentant la variation relative de la longueur de tôle pendant un cycle complet d'induction alternative de 1,8 T à 50 Hz avec un faible biais de 0,1 T en courant continu

Le régime de vibration est désormais répété lors de chaque cycle, à savoir toutes les 20 ms dans un système de 50 Hz, indiquant ainsi une magnétostriction à la fréquence d'excitation (voir Figure 5). La présence d'harmoniques impairs sur le spectre sonore est une indication claire d'une polarisation en courant continu dans l'induction.

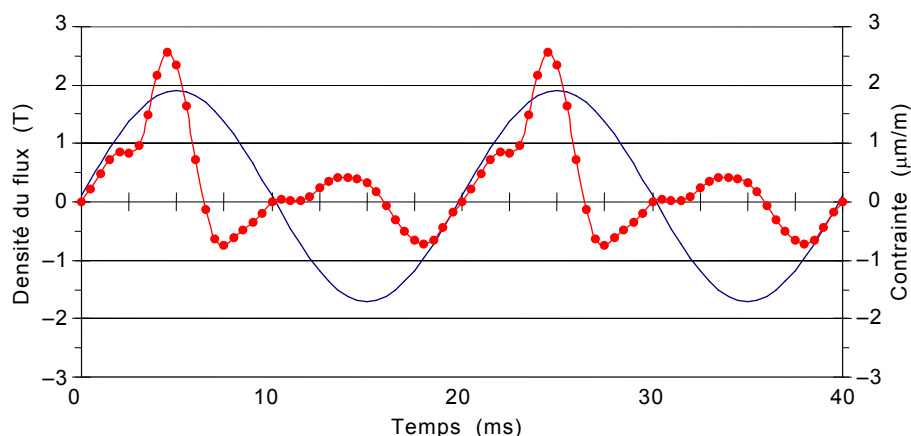
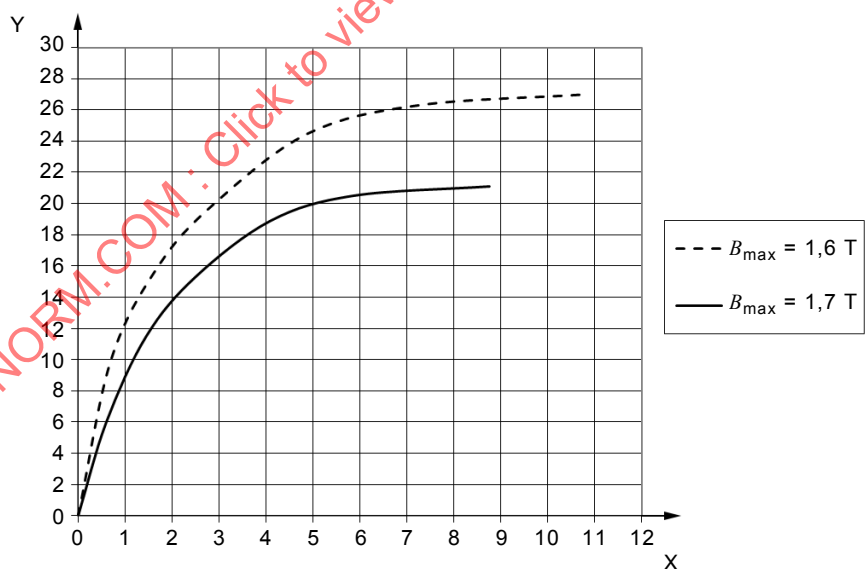


Figure 5 – Induction (ligne continue) et variation relative de la longueur de tôle (ligne en pointillés) en fonction du temps due à l'induction de 1,8 T à 50 Hz avec un faible biais de 0,1 T

Une polarisation en courant continu peut affecter de façon significative le niveau de bruit d'un transformateur. Par conséquent, un transformateur soumis à des essais acoustiques doit être mis sous tension jusqu'à ce que les effets temporaires de courants d'appel et de rémanence diminuent et que les niveaux de bruit se soient stabilisés.

Le rapport entre le courant de polarisation continu et le courant efficace à vide est un paramètre utile pour prédire la hausse de la puissance acoustique due au courant de polarisation continu. La relation entre le courant de polarisation continu s'ajoutant à un courant à vide et la hausse du niveau de bruit a été mesurée sur un certain nombre de grands transformateurs de puissance; la Figure 6 présente l'un de ces ensembles de données.



Légende

axe X courant de polarisation continu par unité de courant alternatif à vide (efficace)
axe Y augmentation du niveau de bruit total en dB(A)

Figure 6 – Augmentation du niveau de bruit liée à la présence de courant continu dans les enroulements

NOTE 2 La Figure 6 présente les résultats relatifs à une certaine conception de grands transformateurs de puissance dotés d'un noyau disposant d'un chemin de retour de flux et fabriqué à partir d'acier électrique

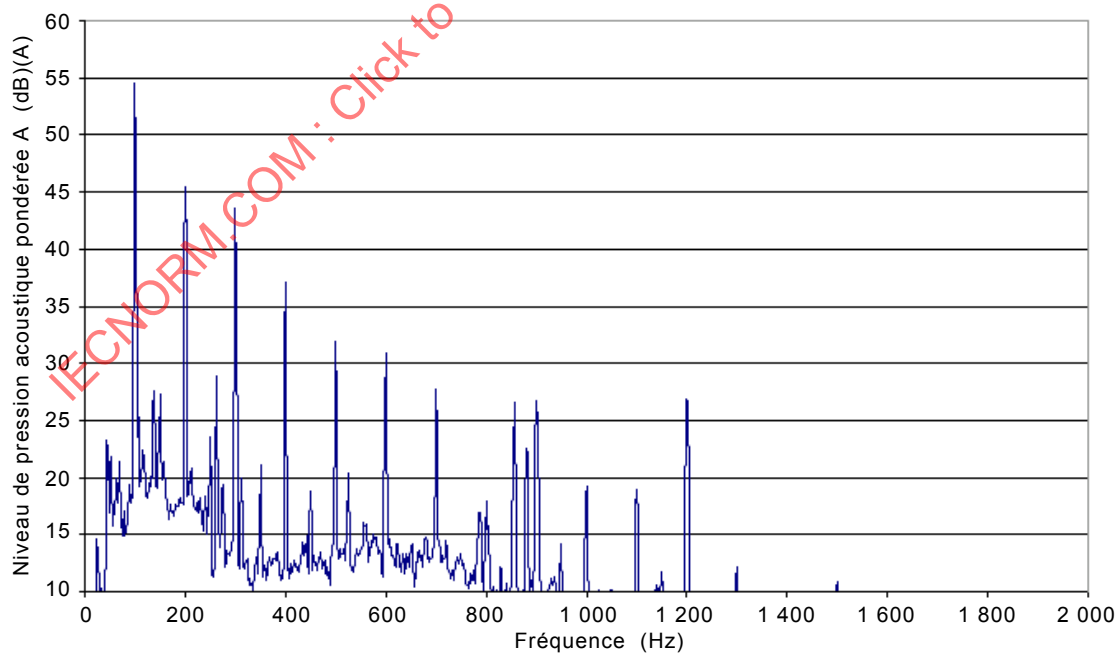
hautement perméable. Dans le cas d'autres constructions, par exemple avec un noyau de forme différente ou un type d'acier électrique différent, la courbe peut dévier en détail, mais présente toujours la même tendance vers le haut.

4.2.2 Enroulements

Les courants de charge dans des enroulements de transformateurs et de bobines d'inductance génèrent un champ magnétique qui oscille à la fréquence d'excitation. Les forces électromagnétiques qui en résultent sur les enroulements agissent à la fois axialement et radialement. L'amplitude de ces forces dépend de l'amplitude du courant de charge et du champ magnétique, qui dépend lui-même du courant de charge. Ainsi, les forces magnétiques exercées sur les enroulements sont proportionnelles au carré du courant de charge alors que leur fréquence est égale au double de la fréquence d'excitation. Les amplitudes de vibration qui en résultent dépendent des propriétés élastiques du conducteur, de celles de l'isolation électrique et de la proximité des fréquences mécaniques propres (fréquences naturelles des enroulements) à la fréquence de vibration. Dans un enroulement bien fixé et solidement bobiné, les propriétés élastiques du matériau isolant sont pratiquement linéaires dans la plage de déplacements se produisant pour des courants de fonctionnement normaux. Les métaux présentent des modules d'élasticité très linéaires. Par conséquent, la vibration harmonique est normalement minimale et la fréquence fondamentale (du double de la fréquence d'excitation) domine le spectre de vibration des enroulements (voir Figure 7).

Les déviations des enroulements et leurs vitesses de vibration sont proportionnelles à la force d'excitation elle-même proportionnelle au carré du courant de charge. La puissance acoustique rayonnée à partir d'un corps vibrant est proportionnelle au carré de la vitesse de vibration (voir 4.4). Par conséquent, la puissance acoustique générée par les enroulements varie selon la puissance quatrième du courant de charge.

Les harmoniques du courant de charge apparaissent dans le spectre sonore au double de leur fréquence électrique, ainsi qu'aux sommes et différences de l'ensemble de leurs fréquences. Ils peuvent contribuer de manière significative au niveau de bruit du transformateur ou de la bobine d'inductance. Pour de plus amples détails, voir 4.2.5.



IEC

Figure 7 – Spectre sonore type dû au courant de charge

4.2.3 Éléments de contrôle du flux de fuite

Le flux de fuite magnétique dans des transformateurs en charge est issu des enroulements et câbles de raccordement. Ce flux de fuite doit être contrôlé afin d'éviter la surchauffe des pièces métalliques inactives telles que la cuve, en réduisant les pertes par courant de Foucault. Il existe en principe trois possibilités pour contrôler le flux de fuite magnétique:

- en appliquant de l'acier électrique laminé, le flux de fuite est guidé de façon contrôlée. Ces éléments canalisants sont couramment appelés "shunts" ou "shunts de cuve";
- en appliquant des blindages en cuivre ou en aluminium, le flux de fuite est repoussé par les boucles du courant de Foucault dans le blindage;
- en dimensionnant la cuve de sorte que le contrôle du flux de fuite ne soit pas nécessaire.

Les éléments utilisés pour le contrôle du flux de fuite ainsi que la cuve elle-même constituent des sources de vibration en raison des forces électromagnétiques et de la magnétostriction, et ils ont un impact sur le niveau de puissance acoustique global.

La méthode de fixation des éléments de contrôle du flux de fuite peut influencer le niveau de puissance acoustique.

4.2.4 Sources sonores dans des bobines d'inductance

Il existe plusieurs types de bobines d'inductance monophasées et triphasées, généralement conçues à l'aide de deux technologies différentes.

- Dans les bobines d'inductance sans noyau, la puissance acoustique produite par le passage du courant de charge dans l'enroulement domine. L'interaction entre le courant circulant dans l'enroulement et son champ magnétique génère des vibrations. Alors que les forces d'oscillation peuvent être clairement déterminées, la réponse vibratoire de la structure de l'enroulement est complexe. L'amplitude vibratoire, la taille de la surface de rayonnement du son et son efficacité de rayonnement déterminent la puissance acoustique. La puissance acoustique est régie par l'amplitude de vibration de l'enroulement dans le sens radial (car l'enroulement représente la partie principale de la surface de rayonnement). La contribution des vibrations axiales de l'enroulement et celles d'autres composantes à la puissance acoustique totale est généralement faible.
- Dans des bobines d'inductance à blindage magnétique (avec ou sans noyaux magnétiques), la force magnétique entre les culasses a tendance à combler l'entrefer lorsque le flux augmente; le déplacement cyclique ainsi produit est la source acoustique dominante. Cette force excite mécaniquement l'ensemble du circuit magnétique de la bobine d'inductance, ce qui donne lieu à un spectre sonore dominé par le double de la fréquence d'excitation et de ses quelques premiers harmoniques. La magnétostriction, les vibrations de l'enroulement et les éléments de contrôle du flux de fuite sont également des facteurs de contribution au rayonnement de la puissance acoustique.

NOTE Voir l'IEC 60076-6 pour les définitions des différents types de bobine d'inductance.

4.2.5 Effet des harmoniques réels sur les enroulements des transformateurs et des bobines d'inductance

4.2.5.1 Généralités

Tel qu'indiqué en 7.6 de la présente norme, des dispositifs électroniques de puissance peuvent être une source d'harmoniques réels. L'effet sur le niveau de puissance acoustique global peut être important.

Le spectre des courants harmoniques en amplitude et en phase doit être spécifié par l'acheteur ou le fabricant du dispositif électronique de puissance afin de prédire un niveau de puissance acoustique réaliste en service. Si les angles de phase ne sont pas disponibles, une approche statistique peut être appliquée.

Des informations plus détaillées sur la pratique théorique et d'ingénierie du son supplémentaire produit par les courants harmoniques dans les enroulements sont données à l'Annexe A de la présente norme.

La puissance acoustique rayonnée provenant d'un transformateur/d'une bobine d'inductance dépend du courant à toutes les fréquences, mais généralement ce sont uniquement la composante fondamentale et les courants harmoniques les plus significatifs du spectre réel qui y contribuent de façon significative.

La détermination de la puissance acoustique supplémentaire due aux courants harmoniques peut être réalisée selon deux approches différentes:

- en excitant et en mesurant les fréquences individuelles (généralement uniquement applicable pour les bobines d'inductance spéciales, telles que des bobines à filtre),
- en calculant les contributions de fréquence individuelles.

4.2.5.2 Mesurage des niveaux acoustiques des composantes de fréquence individuelles

Un ensemble de courants harmoniques d'excitation doit être déterminé pour cet essai, afin de représenter les harmoniques sonores significatifs.

Étant donné que les courants à fréquence industrielle et à d'autres fréquences ne peuvent généralement pas être appliqués simultanément pour les essais, le transformateur/la bobine d'inductance peut être successivement soumis(e) à essai avec le courant à fréquence industrielle puis des courants à d'autres fréquences harmoniques. Dans ce cas, le transformateur/la bobine d'inductance doit être soumis(e) à essai aux courants et aux fréquences qui reflètent les harmoniques, mais également à ceux qui reflètent l'interaction des différents courants harmoniques.

Pour le spectre de courant d'un transformateur/d'une bobine d'inductance avec des courants $I_1, I_2, I_3, I_4, I_5, \dots$, les courants sonores significatifs sont par exemple déterminés comme étant I_1, I_2, I_3 . Ces courants donnent lieu aux composantes sonores suivantes:

Amplitude des courants	Fréquence des courants	Fréquences sonores
I_1	f_1	$2 f_1$
I_2	f_2	$2 f_2$
I_3	f_3	$2 f_3$

f_1, f_2, f_3 sont les fréquences des courants efficaces du transformateur/de la bobine d'inductance I_1, I_2, I_3 . Généralement, f_1 désigne la fréquence de puissance et f_2, f_3 désignent les fréquences des courants significatifs du spectre du courant (harmoniques significatifs).

Les paires de courants de transformateur/bobine d'inductance du tableau ci-dessus, par exemple I_1 et I_2 , donnent lieu chacune à deux composantes de fréquence supplémentaires en raison des effets interactifs.

Amplitude d'une paire	Fréquences d'une paire	Fréquences sonores
$(2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 + f_1)/2$	$f_2 + f_1$
$(2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 - f_1)/2$	$f_2 - f_1$

L'ensemble des harmoniques et des paires présentant la même fréquence doit être ajouté et la valeur dérivée constitue le courant d'essai à cette fréquence. Pour obtenir une somme correcte, la corrélation de phase doit être prise en compte, voir l'Annexe A pour des informations détaillées. Si cela n'est pas possible, une approche statistique peut être adoptée en calculant la somme quadratique (SRSS) des composants de courant individuels. Par exemple, si f_1 est la fréquence industrielle et si f_2 et f_3 désignent les fréquences des harmoniques significatifs, alors les composantes suivantes sont généralement prises en compte pour en déduire les courants d'essai.

Amplitude de contribution	Fréquence contribution	de Fréquence sonore
I_1	f_1	$2 f_1$
$(2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 + f_1)/2$	$f_2 + f_1$
$(2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 - f_1)/2$	$f_2 - f_1$
$(2 I_1 I_3)^{1/2}$	$(f_3 + f_1)/2$	$f_3 + f_1$
$(2 I_1 I_3)^{1/2}$	$(f_3 - f_1)/2$	$f_3 - f_1$

A noter que les harmoniques eux-mêmes ainsi que la somme et la différence des paires de fréquence des harmoniques ne contribuent généralement pas de manière significative à la puissance acoustique rayonnée. Les composantes significatives impliquent toujours le courant de fréquence d'excitation et de telles paires doivent être prises en compte.

Si l'approche SRSS est appliquée aux composantes de courant I_1, I_2, I_3 ci-dessus, les courants d'essai suivants sont alors dérivés pour un spectre de courant type comprenant le courant à la fréquence d'excitation f_1 et les harmoniques significatifs aux fréquences f_2 et f_3 (f_2 et f_3 désignent fréquemment les 5^e et 7^e harmoniques):

Amplitude du courant d'essai	Fréquence du courant d'essai	Fréquence sonore
$I_{1T} = (I_1 I_1)^{1/2}$	f_1	$2 f_1$
$I_{2T} = (2 I_1 I_2)^{1/2}$	$(f_2 - f_1)/2$	$f_2 - f_1$
$I_{3T} = \{[(2 I_1 I_2)^2 + (2 I_1 I_3)^2]^{1/2}\}^{1/2}$	$(f_2 + f_1)/2 \equiv (f_3 - f_1)/2$	$f_2 + f_1$
$I_{4T} = (2 I_1 I_3)^{1/2}$	$(f_3 + f_1)/2$	$f_3 + f_1$

Si le courant d'essai total à une fréquence harmonique f_i ne peut être appliqué en raison de limites du laboratoire d'essai, l'essai peut alors être effectué à des courants réduits et la puissance acoustique au courant d'essai total doit alors être dérivée selon un calcul basé sur l'Équation (7) de l'IEC 60076-10:2016:

$$L_{iT} = L_{ired} + 40 \times \lg \frac{I_{iT}}{I_{ired}}$$

où

L_{iT} est le niveau de bruit à la fréquence harmonique f_i au courant d'essai total I_{iT}

L_{ired} est le niveau de bruit à la fréquence harmonique f_i au courant d'essai réduit I_{ired} .

Le niveau de puissance acoustique total doit ensuite être calculé à l'aide de l'Équation (3) suivante:

$$L_{tot} = 10 \times \lg \left(\sum_i 10^{L_i/10} \right) \quad (3)$$

où

L_{tot} est le niveau de puissance acoustique total et

L_i est le niveau de puissance acoustique de la composante harmonique soumise à essai individuellement i .

NOTE Dans le cas des transformateurs convertisseurs de puissance, tels que les transformateurs industriels et HVDC, l'application des courants d'essai harmoniques est généralement inadaptée en raison de l'indisponibilité de l'équipement d'essai.

4.2.5.3 Calcul de l'augmentation du niveau de bruit liée aux harmoniques

Cette méthode de calcul est relative au niveau de bruit connu pour une excitation à la fréquence fondamentale. Les étapes de calcul sont les suivantes:

- a) Calculer l'amplitude relative des forces pour les harmoniques I_n en appliquant $(I_n/I_1)^2$, ce qui donne lieu à des composantes avec des fréquences de $(2f_n)$
- b) Calculer l'amplitude relative des forces pour des paires harmoniques I_n, I_m en appliquant $(2 I_n I_m)/I_1^2$, ce qui donne lieu à deux composantes par paire avec des fréquences $(f_m + f_n)$ et $(f_m - f_n)$
- c) Ajouter l'ensemble des composantes de force relative par fréquence en prenant en compte la phase fournie. Si elle n'est pas disponible, une approche statistique peut être envisagée (SRSS = somme quadratique)
- d) Application par fréquence d'une approche logarithmique pour la réponse dynamique du déplacement de l'enroulement induite par les forces calculées (prise en compte de la fonction de transfert de l'enroulement)
- e) Conversion par fréquence des composants de force en valeur logarithmique par référence à la force à fréquence fondamentale
- f) Conversion de la pulsation en valeur logarithmique par référence à la fréquence fondamentale
- g) Application par fréquence d'une approche logarithmique pour exprimer l'efficacité de rayonnement ramenée à l'efficacité de rayonnement à fréquence fondamentale
- h) Application d'une pondération A par fréquence ramenée à la pondération A de la fondamentale
- i) Ajouter l'ensemble des composantes d) à h) exprimées en dB(A) afin d'obtenir l'accroissement du niveau de puissance acoustique total.

L'Annexe A fournit de plus amples détails concernant cette méthode.

4.2.6 Bruit de ventilateur

L'origine du bruit de ventilateur provient du flux d'air turbulent, qui donne lieu à des fluctuations de pression avec une large plage de fréquences, c'est-à-dire qu'il s'agit d'un bruit à large bande se situant principalement dans la plage de 300 Hz à 2 kHz. Le niveau de puissance acoustique des ventilateurs est essentiellement régi par la vitesse en extrémité des pales, qui dépend du diamètre des pales et de la vitesse de rotation. En ajustant l'angle d'attaque des pales, le bruit et le débit d'air peuvent être influencés.

NOTE Une réduction du débit d'air pourrait invalider l'essai d'échauffement.

4.2.7 Bruit de pompe

Le bruit de pompe et le flux d'huile en général ne contribuent pas de façon significative à la puissance acoustique, sauf à des débits très élevés ou dans le cas de transformateurs extrêmement silencieux. Dans le cas d'un bruit de pompe inattendu, le sens de rotation peut s'avérer incorrect.

4.2.8 Importance relative des sources sonores

Historiquement, les mesures du niveau de bruit effectuées sur des transformateurs ont été réalisées en condition à vide avec uniquement le courant de magnétisation circulant dans les enroulements. Ceci était acceptable, car la déformation magnétostrictive du noyau constituait la source principale du son du transformateur. Cependant, les conceptions actuelles des transformateurs utilisant de l'acier électrique de haute qualité et présentant de faibles niveaux d'induction entraînent souvent un faible niveau de puissance acoustique à vide dans la mesure où le son dû aux courants de charge, essentiellement provoqué par les enroulements, devient significatif.

Une indication approximative reposant sur des données empiriques et permettant de déterminer si une mesure dans des conditions de charge peut être pertinente est fournie par les Équations (5) et (6) de l'IEC 60076-10:2016, ainsi qu'une indication de l'importance du résultat. Une règle générale dans le domaine de l'acoustique énonce que lorsqu'un signal sonore est inférieur de 10 dB à un autre signal, sa contribution au total (des deux) est insignifiante.

La puissance acoustique des dispositifs de refroidissement prend une plus grande importance avec des conceptions de transformateurs à bruit faible ou des transformateurs destinés à être utilisés au sein d'une enceinte, au point que dans certaines circonstances, le refroidissement peut être spécifié sans ventilateur (ONAN, ODAN).

4.3 Transmission des vibrations

Le circuit magnétique, les enroulements, la cuve et l'enveloppe acoustique (le cas échéant) sont tous des structures mécaniques possédant leurs propres fréquences de résonance mécanique. Si la fréquence de l'une des forces d'excitation coïncide avec une résonance structurelle, une amplification significative de cette fréquence peut survenir. Il convient d'éliminer les résonances lors de l'étape de conception, ou de prévoir une absorption suffisante afin de contrôler l'amplitude des vibrations.

Dans des transformateurs immergés dans un liquide, les vibrations provenant à la fois du noyau et des enroulements sont transmises à la cuve par les supports structurels des assemblages du noyau et de la bobine et par le liquide incompressible.

Si le fluide isolant est un gaz, comme dans le cas des transformateurs de type sec qui possèdent une enveloppe ou des transformateurs SF₆, l'excitation des vibrations est dominée par les supports structurels de la partie active.

Les plots antivibratiles situés en dessous des supports du noyau à l'intérieur de la cuve réduisent la transmission des vibrations à la cuve et par conséquent la puissance acoustique rayonnée.

Les plots antivibratiles situés en dessous de la cuve ou de l'enveloppe sont destinés à atténuer les vibrations transmises aux fondations. Même si ces isolateurs sont destinés à réduire le plus possible la propagation des vibrations, ils n'influencent pas de manière significative la puissance acoustique du transformateur lui-même.

NOTE Il faut noter que le domaine d'application de l'IEC 60076-10 concerne uniquement le rayonnement de la puissance acoustique et que la transmission des vibrations n'est pas incluse.

Dans certaines applications, la transmission des vibrations structurelles peut être suffisamment importante pour entraîner des problèmes de structure de support, par exemple si un transformateur est installé dans un bâtiment ou une plateforme offshore.

De la même manière, les transformateurs montés sur socle rocheux peuvent créer des problèmes dans d'autres bâtiments montés sur le même socle dans des lieux à distance.

4.4 Rayonnement sonore

La puissance acoustique efficace rayonnée dans le champ lointain dépend du carré de la vitesse de vibration, de la superficie de la surface de rayonnement et de l'efficacité de rayonnement de cette surface, tels que fournis dans l'Équation (4)

$$W = \rho_0 c S \sigma \omega^2 x^2 \quad (4)$$

où

W est la puissance acoustique rayonnée en W;

ρ_0	est la densité de l'air en kg/m ³ ;
c	est la vitesse du son dans l'air en m/s;
S	est la superficie de la surface de rayonnement sonore en m ² ;
σ	est l'efficacité de rayonnement par unité, fonction de la fréquence et des propriétés géométriques et structurelles de la surface de rayonnement;
$\omega = 2\pi f$	est la vitesse angulaire acoustique en s ⁻¹ pour chaque fréquence à l'étude;
x	est l'amplitude efficace des vibrations en m;
$\rho_0 c$	est l'impédance acoustique de l'air;
ωx	est la vitesse efficace de vibration en m/s.

Les objets vibrants présentant de petites dimensions par rapport à la longueur d'onde de la fréquence de rayonnement ont une faible efficacité de rayonnement; si la dimension de l'objet vibrant est proche de ou supérieure à la longueur d'onde, l'efficacité de rayonnement est proche de l'unité. Si des résonances acoustiques sont présentes, l'efficacité de rayonnement peut dépasser l'unité. Ces résonances peuvent se produire par exemple dans un vide ouvert situé entre la base de la cuve et le sol, mais aussi dans le volume d'air enfermé par l'enroulement d'une bobine d'inductance sans fer.

NOTE De grandes plaques flexibles présentant des régimes de vibration complexes rayonnent moins le son que des plaques rigides qui présentent des régimes de vibration plus simples face à des amplitudes de vibration équivalentes.

4.5 Caractéristiques du champ acoustique

Le rayonnement sonore des transformateurs est essentiellement dû aux ondes de flexion des parois de la cuve. En se référant à la Figure 8, le fait que le rayonnement sonore autour de la cuve qui en découle n'est pas uniforme peut être observé. Les régimes distincts proviennent de l'interférence constructive et destructive des ondes sonores provenant de différentes parties des surfaces de la cuve qui vibrent selon une amplitude et une phase différentes.

Des régimes de champ acoustique non uniformes s'appliquent à tous les transformateurs à cuve, mais également aux transformateurs et aux bobines d'inductance de type sec, qu'ils soient enveloppés ou non.

La Figure 8 indique également que le régime distinct de l'intensité acoustique est présent à toutes les distances, ce qui souligne l'importance fondamentale d'obtenir des mesures du niveau sonore moyennées spatialement.

Les schémas de rayonnement des harmoniques sonores supérieurs montrent un nombre accru de structures d'interférence dû à la longueur d'onde acoustique plus courte.

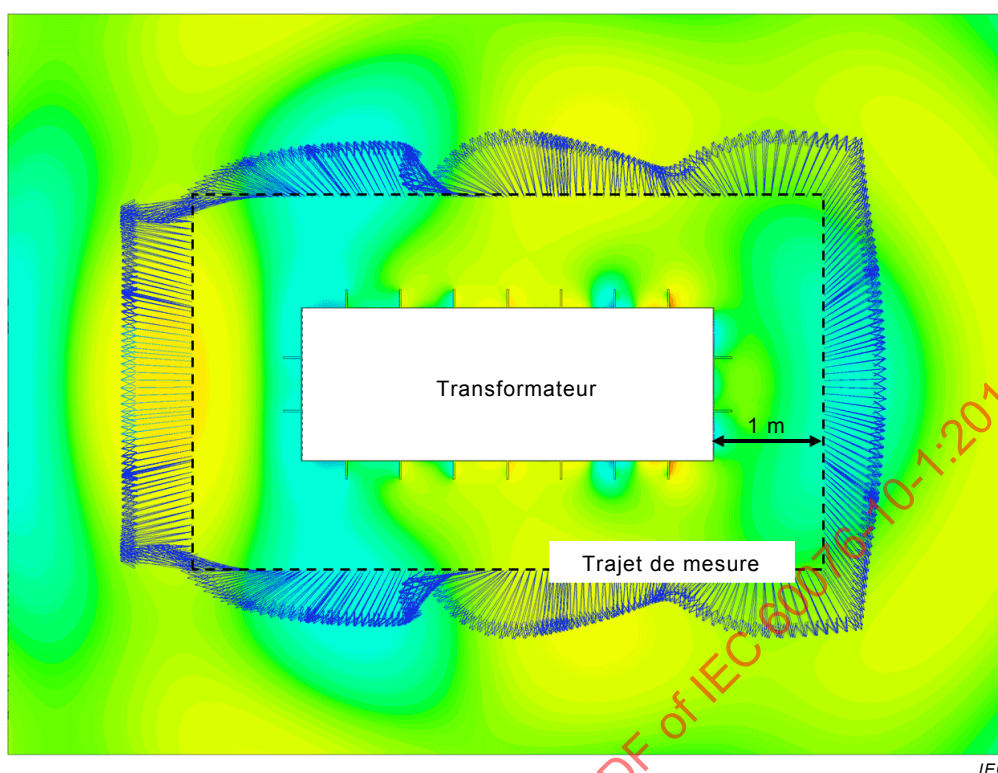


Figure 8 – Simulation d'un champ de pression acoustique (en couleur) d'un transformateur de 31,5 MVA à 100 Hz avec les vecteurs d'intensité acoustique correspondants le long du trajet de mesure

5 Principes de mesure

5.1 Généralités

La puissance acoustique d'un transformateur doit permettre de pouvoir prédire son impact sur le bruit opérationnel lorsqu'il se trouve dans sa position prévue. La puissance acoustique ne peut être mesurée directement, elle est déterminée à partir d'une mesure directe de la pression ou de l'intensité acoustique autour du transformateur.

L'estimation de la puissance acoustique repose sur le principe d'enveloppement conformément à l'ISO 3746; dans une version cependant modifiée en raison de l'inaccessibilité du couvercle de la cuve pour des restrictions de sécurité. L'hypothèse retenue est que le son moyen mesuré autour des côtés de la cuve du transformateur peut être extrapolé au couvercle de la cuve.

Cette extrapolation est gérée en appliquant la formule de mesure relative de la superficie de la surface fournie par l'Équation (8) de l'IEC 60076-10:2016. Dans cette formule, la hauteur de mesure est augmentée par la distance de mesure de façon à fournir une sensibilité au son rayonné à partir du couvercle de la cuve et en maintenant approximativement le principe d'enveloppement.

5.2 Pondération A

L'audition humaine dépend de la fréquence. La sensibilité est à son niveau le plus élevé à environ 2 kHz à 3 Hz et baisse à des fréquences inférieures et supérieures. Il a été prouvé que le niveau de bruit pondéré A offrait une bonne corrélation avec la réponse subjective humaine au son. Il a été démontré cohérent par rapport à d'autres échelles de pondération. Ce fait l'a conduit à devenir l'échelle privilégiée des normes nationales et internationales et il est universellement utilisé dans le domaine des mesures acoustiques des transformateurs.

La fonction de pondération A $A(f)$ conformément à l'IEC 61672-1 est fournie comme

$$A(f) = 2 + 20 \times \lg \left[\frac{12\,200^2 \times f^4}{(f^2 + 20,6^2) \times \sqrt{(f^2 + 107,7^2) \times (f^2 + 737,9^2) \times (f^2 + 12\,200^2)}} \right] \quad (5)$$

et est représentée graphiquement à la Figure 9.

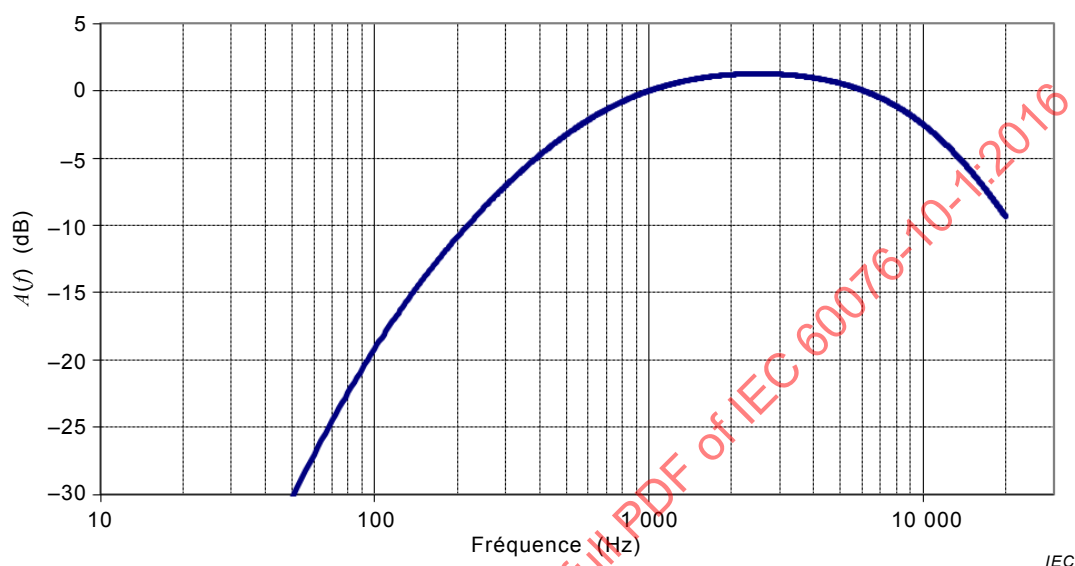


Figure 9 – Graphique de pondération A dérivé de la fonction $A(f)$

La figure ci-dessus est une fonction continue valable pour des fréquences individuelles (et non des bandes de fréquences) dans la plage du son audible. La pondération est appliquée (lorsqu'elle est choisie) au signal d'entrée d'un analyseur avant toute application d'un filtrage de bande.

Si les mesures sont effectuées sans choisir de pondération, une attention particulière doit être accordée lorsqu'une post-pondération basée sur des mesures de bande est appliquée, car la pondération de bande n'est correcte que pour la fréquence centrale des bandes de fréquence. Si un son se situe en dehors de la fréquence centrale de la bande, une erreur est alors introduite. Des erreurs allant jusqu'à 5 dB peuvent être prévues dans des cas extrêmes si le son se situe à proximité de l'extrémité de la bande.

Le Tableau 1 fournit des valeurs de pondération A pour les sons fondamentaux et harmoniques caractéristiques des transformateurs.

Tableau 1 – Valeurs de pondération A pour les quinze premiers sons d'un transformateur

Excitation 50 Hz

Excitation 60 Hz

Fréquence Hz	Valeur de pondération A dB	Fréquence Hz	Valeur de pondération A dB
100	-19,1	120	-16,7
200	-10,8	240	-9,1
300	-7,1	360	-5,6
400	-4,8	480	-3,5
500	-3,2	600	-2,2
600	-2,2	720	-1,3
700	-1,4	840	-0,6
800	-0,8	960	-0,1
900	-0,3	1 080	0,2
1 000	0	1 200	0,5
1 100	0,3	1 320	0,7
1 200	0,5	1 440	0,8
1 300	0,7	1 560	1,0
1 400	0,8	1 680	1,1
1 500	0,9	1 800	1,1

5.3 Méthodes de mesure acoustique

5.3.1 Généralités

L'objectif d'une mesure acoustique, qu'il s'agisse de pression ou d'intensité, est de permettre d'estimer la puissance acoustique émise par l'objet en essai.

La puissance acoustique désigne l'intensité acoustique intégrée sur la surface de mesure entourant l'objet en essai. La mesure de l'intensité acoustique donne donc lieu directement à l'estimation de la puissance acoustique. L'intensité acoustique est le produit de la pression acoustique et de la vitesse acoustique d'une particule et son mesurage exige des techniques de mesure sophistiquées.

Une autre méthode permettant d'estimer la puissance acoustique consiste à mesurer la pression acoustique à l'aide de techniques plus simples qui supposent que la pression acoustique et la vitesse acoustique d'une particule sont en phase et proportionnelles. Le mesurage de la pression acoustique fournit des informations limitées et cette méthode exige des corrections si l'hypothèse n'est pas remplie.

Si la pression acoustique et la vitesse acoustique d'une particule sont en phase (condition de champ libre), une relation unique existe entre la pression acoustique, p , et l'intensité acoustique, I , Équation (6):

$$|I| = \frac{p^2}{\rho c} \quad (6)$$

où ρc désigne l'impédance acoustique du milieu à travers lequel le son se propage. Dans des conditions normalisées de pression et de température dans l'air, $\rho c = 412 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$.

En utilisant l'Équation (6) dans l'équation du niveau d'intensité acoustique normal, la relation entre le niveau d'intensité acoustique normale, L_I , et le niveau de pression acoustique, L_p , est présentée dans l'Équation (7) comme suit

$$L_I = 10 \times \lg \frac{|\bar{I}|}{I_0} = 10 \times \lg \frac{p^2}{\rho c I_0} = 10 \times \lg \frac{p^2}{p_0^2} + 10 \times \lg \frac{p_0^2}{\rho c I_0} = L_p + 10 \times \lg \frac{p_0^2}{\rho c I_0} \quad (7)$$

Pour les valeurs de référence données de I_0 et p_0 (10^{-12} Wm^{-2} et $20 \times 10^{-6} \text{ Pa}$ respectivement), le terme $10 \times \lg \frac{p_0^2}{\rho c I_0}$ est faible par rapport à L_p pour la plupart des mesures dans l'air dans des conditions ambiantes (0,13 dB à 22 °C et $1,013 \times 10^{-5} \text{ Pa}$).

Les mesures du niveau de pression acoustique et les mesures du niveau d'intensité acoustique réalisées en dehors du champ proche, c'est-à-dire dans un environnement de champ libre idéal ont par conséquent la même valeur numérique.

5.3.2 Méthode de pression acoustique

La pression acoustique est une grandeur scalaire sans information de directivité; elle est mesurée avec un seul microphone de mesure. Le dispositif de mesure pouvant localement perturber le champ acoustique de manière significative, il est judicieux d'orienter le microphone de mesure en direction de l'objet en essai.

Les environnements d'essai pratiques varient généralement de façon significative de la condition de champ libre idéale. Les mesures de la pression acoustique des transformateurs sont généralement altérées comme cela est décrit ci-dessous. Les mesures d'essai exigent donc une correction fondée sur une compréhension des propriétés acoustiques de l'environnement d'essai tel que décrit en 11.2 de l'IEC 60076-10:2016.

Les ondes de pression quittant les surfaces de rayonnement de l'objet en essai sont réfléchies à partir du sol, des murs et d'autres objets présents dans la salle d'essai. Les ondes de pression acoustique réfléchies interfèrent de façon constructive avec les ondes de pression acoustique directes émises par l'objet en essai.

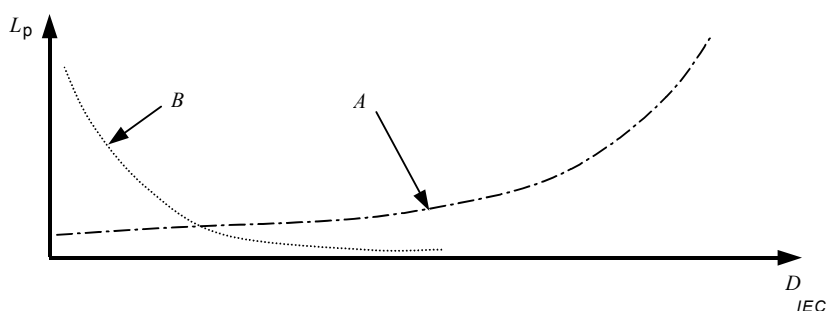
Dans certains cas, des ondes stationnaires peuvent se produire. Les mesures de pression acoustique effectuées dans la région des ondes stationnaires donnent lieu à une surestimation de la puissance acoustique. Il convient d'éviter ou de réduire le plus possible les ondes stationnaires en plaçant de manière adaptée l'objet en essai dans la salle d'essai puisque la mesure ne peut pas être corrigée pour cet effet (voir en 6.2 de la présente norme et 11.1.1 de l'IEC 60076-10:2016).

Les environnements d'essai pratiques sont souvent affectés par du bruit provenant de sources externes telles que des processus de fabrication, le générateur d'essai ou d'autres transformateurs d'essai sous tension. Ceci augmente le niveau de pression acoustique mesuré autour de l'objet en essai.

Les mesures de pression acoustique ne peuvent pas établir une distinction entre les champs acoustiques actifs et réactifs. Les effets de champ proche ont tendance à augmenter le niveau de pression acoustique mesuré.

Comme le montre la Figure 10, les effets des perturbations ci-dessus sur la pression acoustique peuvent être réduits le plus possible, mais ne peuvent pas être éliminés.

Les distances de mesure normalisées telles que spécifiées à l'Article 8 de l'IEC 60076-10:2016 constituent des compromis pratiques reposant sur l'expérience.



Légende

- A* réflexion ou perturbation de pression de la source sonore externe
- B* perturbation de la pression de la source sonore de champ proche
- L_p niveau de pression acoustique
- D* distance entre l'objet en essai et le microphone

Figure 10 – Distribution des perturbations de la pression acoustique dans l'environnement d'essai

5.3.3 Méthode d'intensité acoustique

L'intensité acoustique est une grandeur vectorielle indiquant la direction de la propagation du son et qui permet par conséquent de distinguer la puissance acoustique entrante et la puissance acoustique sortant de la surface de mesure située autour de l'objet en essai. Cette caractéristique permet de prendre des mesures dans des environnements d'essai non idéaux sans correction. L'amplitude de l'intensité acoustique est le produit moyenné en fonction du temps de la pression et de la vitesse acoustique d'une particule.

Comme déjà indiqué, un seul microphone peut mesurer la pression; cependant, la mesure de la vitesse acoustique d'une particule est plus complexe. La vitesse acoustique d'une particule est associée au gradient de pression, à savoir la vitesse à laquelle la pression instantanée change en fonction de la distance.

Le principe de mesure de la vitesse acoustique d'une particule repose sur la deuxième loi de Newton appliquée à l'air. La deuxième loi de Newton associe l'accélération donnée à une masse à la force agissant sur cette dernière. Si la force et la masse sont connues, l'accélération peut être obtenue, puis intégrée selon le temps afin de déterminer la vitesse.

Dans une onde acoustique, le gradient de pression accélère la densité de l'air ρ .

En connaissant le gradient de pression et la densité de l'air, l'accélération des particules peut être calculée à l'aide de l'Équation (8):

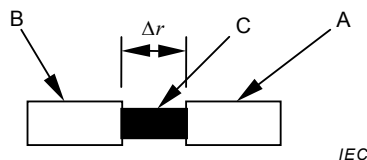
$$a = -\frac{1}{\rho} \times \frac{\delta p}{\delta r} \quad (8)$$

où a désigne l'accélération des particules due à une variation de la pression δp dans l'air avec la densité ρ sur une distance δr .

En intégrant les éléments ci-dessus, l'Équation (9) donne la vitesse acoustique d'une particule u comme suit:

$$u = -\int \left(\frac{1}{\rho} \times \frac{\delta p}{\delta r} \right) dt \quad (9)$$

Le gradient de pression peut être mesuré avec deux microphones situés à proximité l'un de l'autre, A et B, séparés d'une longueur Δr . Avec une approximation de la différence finie de l'Équation (9), le gradient de pression peut être obtenu en prenant la différence de leurs pressions mesurées p_A et p_B , puis en la divisant par la distance Δr qui les sépare.



Légende

A et B microphones

C système d'espacement de longueur Δr

Figure 11 – Disposition des microphones

Le signal du gradient de pression est ensuite intégré pour déterminer la vitesse acoustique d'une particule u moyennée en fonction du temps telle que présentée dans l'Équation (10):

$$u = -\frac{1}{\rho} \int \left(\frac{p_A - p_B}{\Delta r} \right) dt \quad (10)$$

L'intensité acoustique est ensuite calculée comme le produit de la pression acoustique au milieu de la paire de microphones et la vitesse acoustique d'une particule moyennée en fonction du temps:

$$I = -\frac{p_A + p_B}{2\rho} \int \left(\frac{p_A - p_B}{\Delta r} \right) dt \quad (11)$$

Tel est le principe de base du traitement des signaux dans l'équipement de mesure de l'intensité acoustique.

Le principe de la méthode d'intensité acoustique tient théoriquement compte des perturbations évoquées ci-dessus; dans des environnements d'essai pratiques, il existe toutefois des limites à son application.

Si la différence $(p_A - p_B)$ de pression entre les deux microphones est faible par rapport à l'amplitude de pression absolue $(p_A + p_B)/2$, la détermination du gradient de pression a tendance à devenir imprécise.

Une indication de cet effet peut être obtenue à partir de la différence entre le niveau de pression acoustique non corrigé contenant les perturbations et le niveau d'intensité acoustique de la puissance acoustique se propageant à partir de l'objet en essai seul. Des expériences ont montré que la précision de mesure de l'intensité acoustique est fortement liée à cette différence ΔL , appelée l'indice P-I:

$$\Delta L = \overline{L_{pA0}} - \overline{L_{IA}} \quad (12)$$

Il doit être admis que tous les types de perturbation contribuent à l'indice P-I et que plus une perturbation est importante, plus l'indice P-I est élevé.

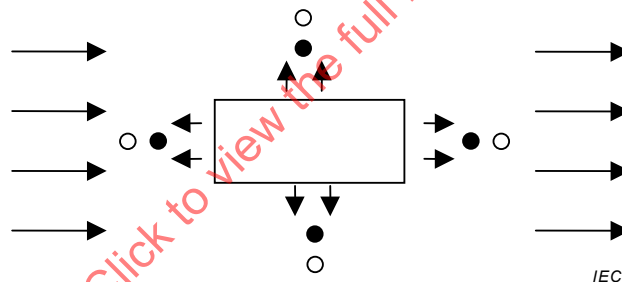
Plus l'indice P-I est élevé, plus l'est également la tendance à sous-estimer le niveau d'intensité acoustique. Pour cette raison, l'indice P-I admissible maximum doit être limité afin de garantir la qualité des mesures (voir en 11.3.5 de l'IEC 60076-10:2016). A noter également que dans ces situations, la pression acoustique est surestimée.

Les ondes acoustiques quittant les surfaces de rayonnement de l'objet en essai seront réfléchies à partir du sol, des murs et d'autres objets présents dans la salle d'essai. En raison de la sensibilité de la sonde d'intensité acoustique par rapport à la direction de propagation du son, les mesures d'intensité acoustique ne sont généralement pas affectées par ces réflexions.

NOTE Dans le cas d'un champ acoustique fortement ou totalement diffus (par exemple à l'intérieur d'une enveloppe acoustique), l'intensité acoustique est proche de zéro et l'indice P-I est élevé, indiquant ainsi que la mesure est rejetée.

Il convient d'éviter ou de réduire le plus possible les ondes stationnaires en plaçant avec attention l'objet en essai dans la salle d'essai, voir en 6.2 de la présente norme et en 11.1.1 de l'IEC 60076-10:2016. À des emplacements où se produisent des ondes stationnaires, le dispositif de mesure mesure l'intensité proche de zéro, car la pression acoustique et la vitesse acoustique d'une particule sont déphasées. Par conséquent, le niveau d'intensité est réduit et ceci est indiqué par un indice P-I élevé.

Les environnements d'essai pratiques sont souvent affectés par du bruit provenant de sources externes telles que des processus de fabrication, le générateur d'essai ou d'autres transformateurs d'essai sous tension. La Figure 12 présente un tel environnement avec une propagation du bruit de fond permanent de gauche à droite autour de l'objet en essai.



Les positions de la paire de microphones sont indiquées par le microphone A de couleur blanche et le microphone B de couleur noire.

Figure 12 – Illustration de la circulation du bruit de fond à travers la surface d'essai et du son rayonné à partir de l'objet en essai

Avec l'objet en essai hors tension, une intensité négative sera mesurée sur le côté gauche, une intensité positive sur le côté droit et aucune intensité sur les longs côtés sont observées. L'intensité moyennée spatialement est par conséquent égale à zéro. Si l'objet en essai est sous tension, une intensité positive supplémentaire sur les quatre côtés émis est observée. Comme cela est indiqué ci-dessus, l'effet net sur l'intensité dû au bruit de fond est nul et n'a par conséquent aucun effet sur l'intensité des objets en essai. A noter que ceci ne s'applique pas à la pression acoustique.

La situation idéale ci-dessus ne s'applique pas si le bruit de fond est élevé par rapport au bruit de l'objet en essai. Dans ces situations, l'intensité du côté gauche (court) est faible, voire négative, et sur le côté droit (court), l'intensité est en hausse. Ceci n'est pas problématique tant que l'amplitude de pression absolue $(p_A + p_B)/2$ n'est pas supérieure à la différence de pression $(p_A - p_B)$. Sur les côtés supérieur et inférieur (long) de l'objet en essai, cet effet est plus grave car les deux microphones sont exposés à la même hausse de pression absolue due au bruit de fond. L'indice P-I tient compte de ce fait et il est essentiel de dériver l'indice P-I uniquement à partir des mesures moyennées spatialement le long de l'ensemble du trajet de mesure (fermé) autour de l'objet en essai.

Pour résumer, la méthode d'intensité acoustique tient compte du bruit de fond permanent, mais uniquement dans une certaine mesure. Face à des niveaux croissants de bruit de fond permanent, le niveau d'intensité acoustique mesuré de l'objet en essai baisse, ce qui est évidemment inacceptable. Parallèlement, la valeur de l'indice P-I augmente. L'utilisation des limites de l'indice P-I tel qu'indiqué en 11.3.5 de l'IEC 60076-10:2016 permet de maintenir l'acceptabilité de la mesure.

Les mesures d'intensité acoustique établissent une distinction entre les champs acoustiques actifs et réactifs; par conséquent, les effets de champ proche n'affectent pas le niveau d'intensité acoustique mesuré.

Tel qu'indiqué au 11.3.1 de l'IEC 60076-10:2016, une caractéristique inhérente à la méthode d'intensité acoustique est que la surface de mesure, et par conséquent le trajet de mesure également, doivent envelopper entièrement l'objet en essai. Alors que l'indication d'emplacement de l'intensité acoustique et l'indice P-I peuvent être informatifs pour identifier les emplacements présentant une émission acoustique problématique, les mesures réalisées pour estimer la puissance acoustique et l'indice P-I correspondant doivent être dérivées des mesures effectuées le long de l'ensemble du trajet de mesure.

5.3.4 Sélection de la méthode de mesurage acoustique adaptée

Les deux méthodes de mesure en pression acoustique et en intensité acoustique peuvent être utilisées pour estimer la puissance acoustique et sont prévues pour fournir des valeurs comparables.

La méthode de mesure en intensité acoustique tient intrinsèquement compte de la physique du son et ceci se reflète dans le fait qu'il n'existe aucune exigence en matière de corrections. Les résultats mesurés sont acceptables à condition que les limites relatives à l'indice P-I (11.3.5 de l'IEC 60076-10:2016) soient maintenues. La valeur de 4 dB en tant que limite de base est introduite après avoir pris en compte et évalué soigneusement les effets imposés par chacun des types individuels de perturbation et est soutenue par l'expérience pratique. Cette expérience a en outre révélé que les estimations de puissance acoustique basées sur des mesures d'intensité acoustique au sein de cette limite représentent la véritable valeur de la puissance acoustique avec plus de précision que les estimations de puissance acoustique basées sur des mesures corrigées de la pression acoustique.

Au-delà de la limite de base de 4 dB pour l'indice P-I, l'intensité acoustique a tendance à sous-estimer la puissance acoustique, tandis que la pression acoustique tend à la surestimer. Dans cette situation, l'hypothèse retenue est que le niveau d'intensité sonore signalé est inférieur de 4 dB au niveau de pression acoustique mesuré, voir en 11.3.5 de l'IEC 60076-10:2016. Cette approximation permet d'éviter le risque de sous-estimation de la puissance acoustique.

La limite supérieure de l'indice P-I de 8 dB fournie en 11.3.5 de l'IEC 60076-10:2016 est destinée à maintenir une qualité minimum de l'environnement d'essai.

Si les conditions ci-dessus ne peuvent être satisfaites, c'est-à-dire si l'indice P-I dépasse 8 dB et s'il est estimé que le niveau de pression acoustique surestime la puissance acoustique, des méthodes de mesure alternatives telles que les mesures de bande étroite sélectionnée et les mesures synchrones peuvent être envisagées.

5.4 Informations relatives aux bandes de fréquence

Dans la présente norme, la largeur de bande par défaut est de 1/3 d'octave. Cette largeur de bande est fréquemment utilisée dans l'industrie et est régulièrement disponible sur les sonomètres. Elle fournit normalement des détails suffisants pour évaluer l'objet en essai, en particulier en ce qui concerne les sons du transformateur.

NOTE Les niveaux de bande d'octave et le niveau de bruit total peuvent être dérivés des niveaux de bande par 1/3 d'octave.

Afin de mesurer les sons fondamentaux et harmoniques individuels des transformateurs, les bandes de mesure étroite doivent être sélectionnées de manière adaptée. Lorsqu'un son se situe entre deux bandes adjacentes, l'énergie de ce son est alors distribuée dans ces deux bandes adjacentes.

Pour les systèmes 50 Hz, les sons allant jusqu'à 600 Hz coïncident bien avec la largeur utile des bandes par 1/3 d'octave; ceci n'est pas le cas des systèmes 60 Hz. La 3^e harmonique du système 60 Hz par exemple se situe à la limite inférieure de la bande de 400 Hz; ainsi, une fraction de l'énergie du son est représentée dans la bande de 315 Hz. Afin de déterminer l'amplitude d'un son réparti sur deux bandes adjacentes, ces deux niveaux de bande doivent être ajoutés; dans le cas contraire, une plus grande largeur de bande doit être adoptée.

La Figure 13 montre les sons d'intérêt et les bandes correspondantes par 1/3 et 1/1 d'octave.

Les sons d'intérêt dominants pour la majorité des transformateurs et des bobines d'inductance ne vont généralement pas au-delà de la 6^e harmonique.

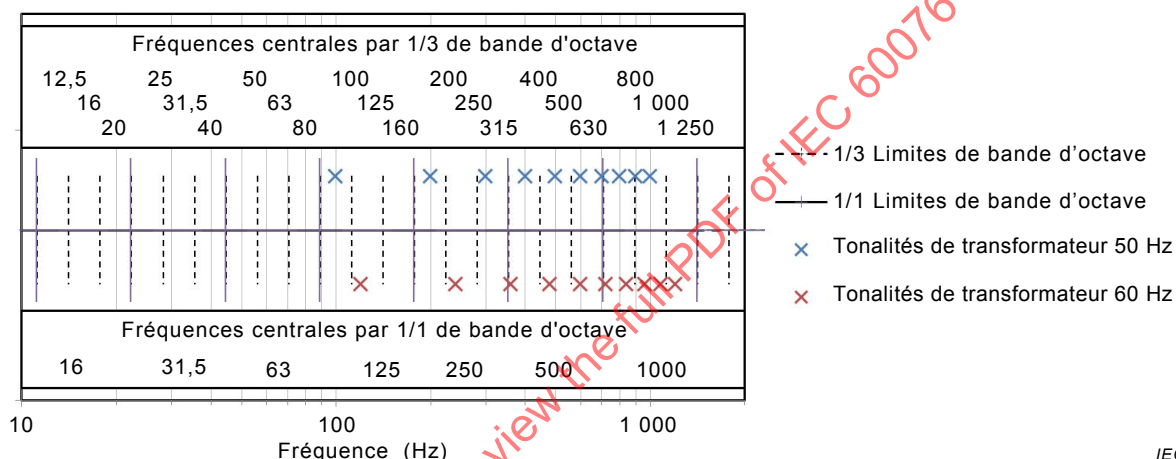


Figure 13 – Bandes de 1/1 et 1/3 d'octave avec des sons de transformateur pour des systèmes 50 Hz et 60 Hz

Le bruit des dispositifs et des pompes de refroidissement à ventilation forcée et des pompes est parfois d'une nature à bande large avec des composantes tonales présentes et les mesures effectuées avec une bande de 1/3 d'octave sont généralement adaptées.

Des systèmes de mesure présentant une plus grande résolution de fréquence existent, par exemple le système à bande de 1/12 d'octave où chaque bande de 1/3 d'octave est subdivisée en quatre bandes plus petites, généralement appelée mesure de bande étroite. Les mesures de bande étroite sont plus sélectives pour les composantes tonales que les mesures à bande de 1/3 d'octave et permettent d'éliminer les signaux parasites présents dans le bruit de fond. Pour évaluer la puissance acoustique, seules les bandes représentant les sons caractéristiques de l'objet en essai sont prises en compte. Cette méthode est également applicable pour les mesures de la pression acoustique et d'intensité acoustique et peut être utilisée pour déterminer les niveaux de puissance acoustique.

Une conséquence de l'utilisation de bandes étroites concerne le risque de représenter l'énergie tonale sur deux bandes adjacentes. Par conséquent, lorsque les mesures de bande étroite sont évaluées, la contribution des bandes adjacentes doit être prise en considération.

Une autre conséquence de l'utilisation des bandes étroites concerne le temps d'échantillonnage accru exigé, en particulier pour les fréquences plus faibles. Afin d'éviter des erreurs de mesure, le temps d'échantillonnage doit être conforme à l'instruction du dispositif de mesure.

Deux techniques sont couramment utilisées pour effectuer des mesures de bande étroite.

La technique de filtre numérique fonctionne comme une banque de filtres parallèles en temps réel. Grâce à cette technique, les mesures de bande de $1/n$ d'octave représentent le spectre de fréquence sur une échelle logarithmique utilisant une bande passante à pourcentage constant (*cpb*), où par exemple la bande passante de $1/3$ d'octave est de 23 % et la bande passante de $1/12$ d'octave est de 6 % de la fréquence centrale de la bande.

La technique de la transformée de Fourier rapide (FFT) représente le spectre de fréquence sur une échelle de fréquence linéaire utilisant une bande passante constante. Il est recommandé de sélectionner la bande passante de mesure à 10 Hz ou moins et d'utiliser la fenêtre temporelle "flat-top". Grâce à cette fenêtre temporelle, l'amplitude mesurée d'un son est insensible à l'endroit où il se trouve dans la bande; toutefois, un son pur présente également des niveaux élevés dans des bandes adjacentes. Ce qui est appelé une "fuite" est un artéfact qui n'affecte pas la précision de la bande où se situe un son. Si seules les bandes individuelles contenant des sons caractéristiques sont ajoutées, la présence de cet artéfact n'est clairement pas pertinente. Le moment où des bandes de fréquence consécutives sont ajoutées, par exemple dans le cas de mesures effectuées avec un équipement de refroidissement en service, doit cependant être pris en compte. La somme des bandes de fréquence consécutives comprend la "fuite" et dépasse le vrai niveau d'une quantité spécifique de la fenêtre du filtre. Les niveaux de bruit totaux renvoyés par des dispositifs modernes en tiennent compte.

5.5 Informations relatives à la surface de mesure

L'estimation de la puissance acoustique repose sur la méthode d'enveloppement conformément à l'ISO 3746. La condition de l'application est qu'aucune puissance acoustique n'est transmise sur le plan réfléchissant sur lequel est placée la source sonore et que toute la puissance acoustique est transmise sur une surface enveloppant complètement la source. Les mesures acoustiques étant effectuées le long de cette surface, cette surface est appelée surface de mesure. La puissance acoustique de la source est théoriquement dérivée par l'intégration de surface de l'intensité acoustique normale sur toute la surface de mesure. Pour des raisons pratiques, la surface est subdivisée en surfaces partielles pour lesquelles des mesures individuelles sont effectuées. Si les surfaces partielles présentent une superficie équivalente, une valeur moyenne d'intensité normale peut être dérivée de toutes les mesures individuelles et multipliée par la superficie de la surface entière afin d'obtenir la puissance acoustique. Ceci explique la raison pour laquelle la hauteur de la surface de mesure doit être calculée à partir du plan réfléchissant et toute structure de support entre le plan réfléchissant et l'objet en essai doit être incluse dans la surface de mesure. Voir également l'ISO 3746.

Pour les transformateurs, il n'est généralement pas possible d'accéder au couvercle pour les mesures acoustiques. Ainsi, lors de la définition de la surface de mesure, cette situation doit être prise en compte et est traditionnellement effectuée en étendant la hauteur de mesure. Deux approches ont été employées par le passé.

Première approche: $S = 1,25 \, h \, l_m$

Seconde approche: $S = (h + x) \, l_m$

La première approche s'applique uniquement aux courtes distances de mesure, en pratique 0,3 m. Ceci comprend la superficie du couvercle de manière approximative par le facteur 1,25. Si la distance de mesure augmente, la superficie du couvercle est largement sous-estimée et ceci ne satisfait pas au principe d'enveloppement. La seconde approche tient compte de ce paramètre et est par conséquent alignée sur le principe d'enveloppement. Elle coïncide également suffisamment bien avec l'approche de l'hémisphère de champ lointain (voir en 10.2 de l'IEC 60076-10:2016) à la distance de mesure limite définie de 30 m.

Dans le cas d'une distance de mesure de 0,3 m, les deux formules produisent des écarts de moins de 1 dB pour la mesure de surface et la deuxième formule conserve le principe d'enveloppement également à toutes les autres distances de mesure pertinentes, seule cette formule est choisie pour une utilisation dans l'IEC 60076-10:2016.

5.6 Informations relatives à la distance de mesure

La distance de mesure normalisée, définie à 0,3 m pour les transformateurs de distribution, à 1 m pour tous les autres transformateurs et à 2 m pour les mesures effectuées avec des dispositifs de refroidissement à ventilation forcée en service et pour les bobines d'inductance dans l'air de type sec (voir Article 8 de l'IEC 60076-10:2016), a été déterminée comme optimale pour les raisons suivantes.

1) Rapport signal sur bruit

Plus le microphone est situé à proximité de l'objet en essai, meilleur est le rapport signal sur bruit, ce qui est souhaitable; cependant, dans ce cas, il y a un conflit avec d'autres exigences telles que détaillées ci-dessous.

L'obtention d'un rapport signal sur bruit satisfaisant est souvent le moteur principal lors des essais effectués sur des transformateurs de distribution ou des unités de faible bruit et l'adoption d'une distance de mesure de 0,3 m pour ces applications reconnaît cette exigence.

2) Réduction des effets de champ proche

Comme expliqué en 3.6.4, le champ proche décroît de façon exponentielle avec la distance de mesure et son effet sur la méthode de pression acoustique devient faible mais acceptable pour mesurer des distances de 1 m ou plus, même pour les plus petites fréquences d'intérêt.

Ce qui précède, couplé au rapport signal sur bruit acceptable à une distance de 1 m pour la majorité des transformateurs autres que des transformateurs de distribution, a conduit à la décision de spécifier la distance de mesure normalisée à 1 m pour la méthode de pression acoustique.

3) Réduction de l'indice P-I

Deux effets influencent l'indice P-I. A proximité de l'objet en essai, la présence de fortes composantes de champ acoustique réactives augmente l'indice P-I comme le font les mesures effectuées à proximité des limites de l'environnement d'essai. Ces faits, couplés au rapport signal sur bruit acceptable à une distance de 1 m pour la majorité des transformateurs, ont conduit à la décision de spécifier la distance de mesure normalisée à 1 m pour la méthode d'intensité acoustique.

4) Réduction des effets des turbulences dans le microphone

Les microphones de mesure sont extrêmement sensibles aux turbulences. Le champ acoustique lui-même est également perturbé par la présence de turbulences. Ces deux effets ont mené à l'adoption d'une distance de mesure de 2 m pour les dispositifs de refroidissement à ventilation forcée lorsqu'ils sont en service. De plus amples informations sur l'impact des turbulences sur les champs acoustiques sont données à l'Annexe C de l'ISO 9614-1:1993 et à l'Annexe C de l'ISO 9614-2:1996.

Des bonnettes anti-vent réduisent l'impact des turbulences sur le microphone et doivent être utilisées.

5) Aspects relatifs à la sécurité

Les aspects relatifs à la sécurité en raison de l'exposition des pièces haute tension doivent prévaloir sur les distances de mesure préférées mentionnées ci-dessus.

Les bobines d'inductance sans fer soulignent en particulier la situation ci-dessus; une distance de mesure de 2 m est universellement adoptée.

6) Limite de la plateforme d'essai